

UNIVERSIDAD NACIONAL DE RÍO CUARTO

FACULTAD DE INGENIERÍA



Creer... Crear... Crecer...

Diagnóstico de Fallas en Sistemas de Generación Basados en GIRB

Disertación presentada

por

Guillermo N. González

para la obtención del grado de

Doctor en Ciencias de la Ingeniería

Director: Dr. Ing. Cristian H. De Angelo

Co-Director: Dr. Ing. Daniel G. Forchetti

Río Cuarto, Córdoba, Argentina Febrero de 2018

*A mi madre, Teresita,
y a mi abuela, Teresa,
por acompañarme y alentarme en todo momento.*

Resumen

Los sistemas de generación que usan fuentes de energía renovables son de vital importancia para la resolución de los problemas energéticos de nuestro país y del mundo. La utilización del generador de inducción con rotor bobinado permite implementar sistemas de generación de velocidad variable requiriendo un menor dimensionamiento en la electrónica de potencia y pudiendo entregar una mayor potencia en rangos de velocidad super-sincrónicas. El funcionamiento de estos sistemas de generación puede verse afectado por problemas en la red a la que está conectado y por fallas en los elementos que componen dicho sistema. Estas fallas degradan considerablemente el desempeño del sistema de generación y de la calidad de energía entregada en la red. Además, el funcionamiento sostenido en el tiempo del sistema bajo condiciones de falla, puede producir riesgo para otros componentes del mismo y para las personas. Por esta razón, la operación del sistema debe ser capaz de adaptarse a condiciones desfavorables minimizando los efectos producidos por problemas en la red y proporcionando la posibilidad de diagnosticar fallas en los elementos de dicho sistema.

A lo largo de esta Tesis se propone un control de potencia activa y reactiva del generador que minimiza las oscilaciones en el par cuando la red presenta tensiones desbalanceadas y/o contenido armónico. Esta estrategia requiere de los valores instantáneos de la magnitud y fase del flujo de estator, los cuales son obtenidos mediante un observador. Luego se propone una estrategia de diagnóstico de fallas por llave abierta en el convertidor del rotor que utiliza un enfoque basado en geometría diferencial para obtener un banco de observadores que genera señales que son utilizadas para detectar y aislar cada falla del convertidor. Esta estrategia se aplica también para diagnosticar fallas en el convertidor de la red. Además, se propone una estrategia de control no lineal para el convertidor de la red basada en asignación de interconexión y amortiguamiento, la cual combina la propiedad de pasividad de los sistemas Hamiltonianos con puertos con control por interconexión y control basado en energía. Esta estrategia permite seguir trayectorias de corriente y tensión de referencia asegurando la convergencia del error a cero. Por último, se propone una estrategia de control para la inyección de corrientes sinusoidales de secuencia positiva a la red aún

en condiciones de tensión de red desbalanceada o con fallas en el convertidor del rotor. Esta estrategia utiliza el control no lineal del convertidor de la red propuesto en esta Tesis para inyectar las corrientes de compensación.

A lo largo del desarrollo de esta tesis se muestran resultados de simulación que permiten validar las estrategias de control y diagnóstico de fallas propuestas. Finalmente se desarrollan conclusiones y trabajos futuros.

Abstract

Generation systems with renewable energy sources are very important to solve energy problems in Argentina and around the world. The double fed induction generator allows to implement variable angular frequency generation systems with converters rated at about 30% of the generator rating and while providing higher power in super-synchronous operation. Grid problems and faults in the components of the system can affect the operation of the generation system. These faults degrade the performance of the generation system and the quality of the energy injected to the grid. Also, if the fault operation is maintained on the time, it can damage another systems components and can be risky for people. Therefore, the operation of the system must be able to adapt to these unfavorable conditions minimizing the produced effects and also to provide faults diagnosis in the elements of system.

In this thesis an active and reactive power control with minimization of torque oscillations under unbalanced and distorted grid conditions is proposed. The strategy require information about the phase and magnitude of the stator flux which are obtained by an observer. Besides, a open switch fault diagnosis strategy for the rotor side converter is proposed. This strategy is based on a geometric approach and allows to construct an observer bank used to generate signals for detection and isolation of each fault. The same strategy is used to detect and isolate open switch faults on the gride side converter. Also, a non linear passivity-based control is proposed to operate the grid side converter. This strategy allows to track voltage and currents references while ensuring the convergence of the error to zero. Finally, a grid positive-sequence currents injection control strategy is proposed. This approach uses the proposed passivity-based control strategy and it works under unbalanced and distorted grid conditions and during fault on the rotor side converter.

To prove and validate the proposed control and fault diagnosis strategies, simulations results are obtained along this thesis. Finally, conclusions and future works are presented.

El trabajo realizado en esta tesis fue posible gracias a las becas y subsidios otorgados por el Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas (CONICET), por la Agencia Nacional de Promoción Científica y Tecnológica (ANPCyT), por la Secretaria de Ciencia y Técnica de la Universidad Nacional de Río Cuarto (UNRC) y por la escuela de posgraduación de la UNRC.

Agradezco a mis directores Dr. Ing. Cristian de Angelo y Dr. Ing. Daniel Forchetti por su continua orientación, apoyo y amistad.

Quiero agradecer a la Universidad Nacional de Río Cuarto (UNRC) por haberme brindado el espacio y los recursos necesarios para la correcta ejecución de esta tesis.

Agradezco además a todos los integrantes del Grupo de Electrónica Aplicada (GEA-UNRC) por su amistad, colaboración y apoyo, y particularmente a Diego Ali-gia, Jonathan Bosso, Maximiliano Asensio y Martín Pezzani, por su amistad incondicional y compañerismo a lo largo de toda la tesis.

Finalmente quiero agradecer a los jurados de esta tesis, Dra. Ing. Mónica Romero, Dr. Ing. Paul Pulleston y Dr. Ing. Claudio Reineri por el esfuerzo y la dedicación que comprometieron para la evaluación de esta tesis.

Índice general

Resumen	VI
Abstract	IX
Agradecimientos	X
Índice general	XIII
Índice de figuras	XVII
Índice de tablas	XXI
1. Introducción	1
1.1. Descripción del problema	1
1.2. Antecedentes del Tema	5
1.2.1. Desbalances y Armónicos en la Tensión de Red	5
1.2.2. Fallas en el Sistema de Generación	7
1.3. Objetivos	10
1.4. Principales aportes de esta tesis	11
1.5. Organización de la tesis	12
2. Modelado Matemático y Control del GIRB	15
2.1. Introducción	15
2.2. Modelo Matemático del GIRB	17
2.2.1. Modelo del GIRB en Coordenadas de la Máquina	17
2.2.2. Modelo Mecánico del GIRB	19
2.2.3. Cambio de Coordenadas	20
2.2.4. Modelo en un Referencial Arbitrario	22
2.3. Estrategia de Control de Potencia Activa y Reactiva	23
2.3.1. Estrategia de Control	24
2.3.2. Filtro Pasa Bajos (FPB)	27
2.3.3. Control de Corrientes de Rotor	27
2.3.4. Estabilidad del Sistema	28
2.3.5. Observador de Flujo	31
2.4. Convertidor del Lado de la Red GSC	33
2.4.1. Modelo Matemático del GSC	34
2.4.2. Control del GSC	36

2.4.3. Resultados de Simulación	40
2.5. Conclusiones	44
3. Banco de observadores para el diagnóstico de fallas en el RSC	47
3.1. Introducción	47
3.2. Modelo del GIRB con Fallas en el RSC	48
3.2.1. Modelo del GIRB en Flujos de Estator y Corrientes de Rotor .	49
3.2.2. Modelo de las Fallas en el RSC	50
3.3. Aislamiento de Fallas	52
3.3.1. Condición Geométrica	53
3.3.2. Transformación de Coordenadas	55
3.3.3. Modelo Sensible a la Falla f_{qr}	56
3.3.4. Modelo Sensible a la Falla f_{dr}	58
3.4. Banco de Observadores	60
3.4.1. Observador sensible a la señal de falla f_{qr}	60
3.4.2. Observador sensible a la señal de falla f_{dr}	61
3.5. Estrategia de Diagnóstico Basada en la Orientación de \mathbf{r}_{qd}	62
3.6. Resultados	64
3.6.1. <i>Ensayo 1</i>	65
3.6.2. <i>Ensayo 2</i>	67
3.7. Conclusiones	69
4. Aislamiento de fallas en el RSC	71
4.1. Introducción	71
4.2. Diagnóstico de Fallas en el RSC	73
4.2.1. Estrategia de Detección	73
4.2.2. Escenarios de Fallas	75
4.2.3. Estrategia de Aislamiento de Fallas	77
4.2.4. Determinación del Umbral de Detección C_{th}	80
4.3. Resultados	84
4.3.1. Detección y Aislamiento de Fallas	85
4.3.2. Comportamiento con Ruido en Sensores y Variación de Parámetros	88
4.3.3. Robustez Frente a Perturbaciones en el DC-Link	93
4.4. Conclusiones	96
5. Diagnóstico de Fallas en el GSC	99
5.1. Introducción	99
5.2. Modelo Matemático del GSC con Fallas	101
5.3. Aislamiento de Fallas	102
5.3.1. Modelo Sensible a la Falla f_{qg}	103
5.3.2. Modelo Sensible a la Falla f_{dg}	104

5.4. Banco de Observadores	105
5.4.1. Observador sensible a la señal de falla f_{qg}	105
5.4.2. Observador sensible a la señal de falla f_{dg}	106
5.5. Estrategia de Diagnóstico	106
5.6. Resultados	109
5.7. Conclusiones	115
6. Control Basado en Pasividad del GSC	117
6.1. Introducción	117
6.2. Modelo port Hamiltoniano del GSC	119
6.3. Diseño del Controlador	121
6.4. Inyección de Corrientes Sinusoidales	124
6.4.1. Potencia activa y reactiva en el punto de conexión con la Red	124
6.4.2. Lazo de control de tensión	129
6.5. Resultados	132
6.5.1. Ensayo 1	133
6.5.2. Ensayo 2	139
6.5.3. Ensayo 3	144
6.5.4. Ensayo 4	146
6.5.5. Ensayo 5	150
6.6. Conclusiones	153
7. Conclusiones y Trabajos Futuros	157
7.1. Conclusiones	157
7.2. Trabajos Futuros	162
Bibliografía	165

Índice de figuras

1.1. Sistema de generación basado en GIRB.	3
2.1. Sistema de generación basado en GIRB.	16
2.2. Circuito equivalente de estator y rotor del GIRB.	18
2.3. Transformación $abcx$ a qdo^y	22
2.4. Estrategia de control de potencia activa y reactiva instantánea.	25
2.5. Lugar geométrico de las raíces - $f_c = 100 Hz$ para $i_{ds0}^* \in (-5, 5) [A]$	30
2.6. Potencia reactiva extraíble - Q_s máx vs f_c	32
2.7. Convertidor del lado de la Red GSC.	34
2.8. Lazos de control de tensión v_{dc} y de corrientes i_{qg} e i_{dg}	39
2.9. Operación con tensiones de Red desbalanceadas y con armónicos.	40
2.10. Cambio de referencias de P_o y Q_s	41
2.11. Cambio de tensión $\ \mathbf{v}_s\ $ ($1 [p.u.] \rightarrow 0,8 [p.u.]$ en $t = 0,5 [s]$).	42
2.12. Operación inestable.	43
2.13. Control con cambios de velocidad ω_r	44
3.1. Convertidor del rotor - RSC.	50
3.2. Formas de onda con falla en \mathbf{S}_a^+ - (a) v_{ar} , i_{ar} , y (b) v_{ar}^* , f_{ar}	51
3.3. Aislamiento de fallas.	54
3.4. Estrategia de Diagnóstico.	63
3.5. Relación entre la orientación de \mathbf{r}_{qd} y llaves con falla.	63
3.6. Ensayo 1 - i_{abcr} , i_{qdr} e \hat{i}_{qdr}	65
3.7. Ensayo 1 - Residuos r_q^n y r_d^n y $\ \mathbf{r}_{qd}\ $	66
3.8. Ensayo 2 - i_{abcr} , i_{qdr} e \hat{i}_{qdr}	67
3.9. Ensayo 2 - Residuos r_q^n y r_d^n y $\ \mathbf{r}_{qd}\ $	68
4.1. Estrategia de Diagnóstico.	74
4.2. Estrategia de detección.	75
4.3. Falla simple en llave \mathbf{S}_a^+ - $\ \mathbf{r}_{qd}\ $ (negro) y $\ \mathbf{r}_{qd}\ ^*$ (rojo).	76
4.4. Recorrido del vector \mathbf{r}_{qd} para los escenarios de fallas - (a) «2», (b) «15», (c) «7», (d) «13», (e) «21» y (f) «16»	78
4.5. Sectores plano abc_r	79

4.6. Escenarios «1», «21» y «15» - (a) i_{abcr} , (b) $\ \mathbf{r}_{qd}\ ^*$ y d_f , (c) - (e) $\ \mathbf{r}_{qd}\ ^*$	85
4.7. Gráficas polares e histograma - Escenario «1»	86
4.8. Gráficas polares e histograma - Escenario «21»	87
4.9. Gráficas polares e histograma - Escenario «15»	88
4.10. Aislamiento de las fallas según escenarios.	89
4.11. Escenarios «1» y «21» con $\Delta r = 0,2$ - (a) - (b) i_{qr} , \hat{i}_{qr} y (c) $\ \mathbf{r}_{qd}\ ^*$ - .	90
4.12. Gráficas polares e histograma - Escenario «1», $\Delta r = 0,2$	91
4.13. Gráficas polares e histograma - Escenario «21», $\Delta r = 0,2$	91
4.14. Robustez frente a desbalance en las tensiones de red del 5% - (a) v_{qs} , v_{ds} y (b) v_{dc}	92
4.15. Robustez frente a desbalance en las tensiones de red del 5% - (a) i_{qr} , \hat{i}_{qr} y (b) $\ \mathbf{r}_{qd}\ ^*$	93
4.16. Robustez frente a fallas en el GSC - (a) v_{qs} , v_{ds} y (b) v_{dc}	94
4.17. Robustez frente a fallas en el GSC - (a) i_{qr} , \hat{i}_{qr} y (b) $\ \mathbf{r}_{qd}\ ^*$	95
5.1. Convertidor del lado de la red.	101
5.2. Estrategia de diagnóstico de fallas en el GSC.	107
5.3. Escenarios de falla en el GSC «1» y «10» - (a) i_{abcg} , (b) $\ \mathbf{r}_{qdg}\ ^*$ y d_{fg} y (c) E_{sc}	110
5.4. Gráficas polares e histograma - Escenario «1»	111
5.5. Gráficas polares e histograma - Escenario «10»	112
5.6. Escenario de falla «1» y variación de $\omega_r = 0,7 \rightarrow 1$ [p.u.] - (a) i_{abcg} , (b)-(d) i_{ag} y (e) $\ \mathbf{r}_{qdg}\ ^*$ y d_{fg}	113
5.7. Gráficas polares e histograma - $\omega_r = 0,7$ [p.u.] - Escenario «1»	114
5.8. Gráficas polares e histograma - $\omega_r = 1,3$ [p.u.] - Escenario «1»	114
6.1. Estrategia de inyección de corrientes sinusoidales a la red	128
6.2. Control de Tensión del DC-Link.	131
6.3. Ensayo 1 - (a) v_{qs} , v_{ds} , (b) i_{abcr} y (c) T_e	135
6.4. Ensayo 1 - (a) i_{qs} , i_{ds} , (b) i_{qg} , i_{dg} y (c) i_{qo} , i_{do}	136
6.5. Ensayo 1 - (a)-(b) i_{abcs} , (c)-(d) i_{abcg} , y (e)-(f) i_{abco}	137
6.6. Ensayo 1, espectro de frecuencias - (a) sistema sin compensación (b) sistema compensado.	138
6.7. Ensayo 1 - (a) P_o , Q_o y (b) v_{dc}	139
6.8. Ensayo 2 - (a) v_{qs} , v_{ds} , (b) i_{abcr} y (c) T_e	141
6.9. Ensayo 2 - (a) i_{qs} , i_{ds} , (b) i_{qg} , i_{dg} y (c) i_{qo} , i_{do}	142
6.10. Ensayo 2 - (a) i_{abcs} , (b) i_{abcg} , y (c) i_{abco}	143
6.11. Ensayo 2, espectro de frecuencias - (a) sistema sin compensación (b) sistema compensado.	144
6.12. Ensayo 2 - (a) P_o , Q_o y (b) v_{dc}	145
6.13. Ensayo 3 - (a) i_{abcr} , (b) $\ \mathbf{r}_{qd}\ ^*$, d_f (c) E_{sc} , (d) i_{iabco} y (e) espectro i_{iabco} .	147
6.14. Ensayo 4 - sistema sano (a) i_{abcg} , (b) P_g , (c) i_{agRMS} y (d) P_o , P_m	148

6.15. Ensayo 4 - falla simple en el RSC (a) i_{abcg} , (b) P_g , (c) i_{agRMS} y (d) P_o , P_m	149
6.16. Ensayo 5 - comportamiento del sistema conectado a una red débil (a) i_{qo} y i_{do} , (b) v_{qs} y v_{qt} , (c) v_{ds} y v_{dt} , (d) $\ \mathbf{v}_s\ - \ \mathbf{v}_t\ $ y (e) $\theta_s - \theta_t$	151
6.17. Ensayo 5 - comportamiento del sistema conectado a una red débil (a) i_{abcr} , (b) $\ \mathbf{r}_{qd}\ ^*$ y d_f y (c) $\ \mathbf{r}_{qdg}\ ^*$ y d_{fg}	152

Índice de tablas

2.1. Parámetros del Modelo	29
3.1. Parámetros del generador y ganancias del observador	64
4.1. Escenario de falla	77
4.2. Vectores \mathbf{f}_e^j asociados a los escenarios de falla.	81
4.3. Parámetros del generador y ganancias del observador	84
5.1. Parámetros del GSC	109
6.1. Parámetros del generador y ganancias del observador	133

Capítulo 1

Introducción

1.1. Descripción del problema

El acceso a la energía es fundamental para el desarrollo económico, social y sustentable de una sociedad. En este sentido, los sistemas de generación que usan fuentes de energía renovables son de vital importancia para la resolución de los problemas energéticos existentes en nuestro país y en el mundo. La generación eléctrica distribuida se realiza con centrales de pequeña o mediana escala cerca del lugar de consumo y representa una concepción moderna de la generación de energía eléctrica y su provisión [1]. Existen varias ventajas en la instalación de centrales distribuidas de tamaños moderados próximas a los usuarios [2],[3]:

- Menores pérdidas en el transporte y la distribución de la energía.
- Menor impacto ambiental y menor inversión inicial.
- Posible alimentación de zonas remotas.
- Capacidad de suavizar los picos de potencia a lo largo de la red.
- Menores fallas e interrupciones y por lo tanto mayor confiabilidad.
- Mejoras en el perfil de tensiones a lo largo de la red.

Particularmente en Argentina, donde hoy existe un margen muy estrecho entre la oferta y la demanda de energía eléctrica, cualquier necesidad urgente de incrementar la capacidad instalada sería muy difícil de realizar con las grandes centrales convencionales, pues requieren períodos de tiempos considerables para su puesta en operación. Sin embargo, con la generación distribuida esto sería posible ya que, por su tamaño moderado, cuenta con mayor agilidad para poder iniciar su funcionamiento [4].

En nuestro país existe una importante cantidad de pequeños sistemas de generación autónomos (especialmente los aprovechamientos de tipo eólicos e hidráulicos) que hoy no están conectados al sistema interconectado nacional. Algunos de estos sistemas no están en condiciones operativas adecuadas por falta de actualización tecnológica. La actualización e interconexión de estos sistemas de generación permitiría mejorar la matriz energética actual, mejorando el perfil de tensiones a lo largo de la red, pero exigiendo de cada sistema de generación distribuido una mayor capacidad de control y una rápida respuesta del sistema frente a fallas en el sistema interconectado.

Los sistemas de generación eléctrica basados en fuentes renovables de energía utilizan generalmente máquinas de Corriente Alterna (CA) para realizar la conversión de la energía primaria proveniente del recurso natural (hidráulico, eólico, solar térmico, geotérmico, mareomotriz, etc.). Entre las diferentes topologías de sistemas de generación existentes, es posible encontrar dos tipos principales: sistemas de generación de velocidad fija, y sistemas de generación de velocidad variable. Desde hace algunos años, los sistemas de velocidad variable se han convertido en la tecnología más eficiente ya que permite adaptar la velocidad de rotación del generador a las diferentes condiciones de operación de los mecanismos de captación utilizados para aprovechar la fuente de energía renovable. Este grado de libertad permite disminuir esfuerzos internos del sistema de generación y a la vez implementar estrategias de seguimiento de trayectorias de máximo rendimiento, entre otras ventajas [5], [6], [7].

En particular, la utilización de la Máquina de Inducción con Rotor Bobinado (**MIRB**) como Generador (**GIRB**) permite implementar sistemas de generación de velocidad variable con tensión y frecuencia constantes. En la Fig.1.1 se muestra el sistema de generación basado en el GIRB. La electrónica de potencia de dicho sistema consiste en un convertidor trifásico bidireccional conectado del lado del rotor (*Rotor*

Side Converter, RSC) y otro convertidor similar conectado del lado de la red (*Grid Side Converter, GSC*) conectados por una barra de continua (*Direct Current Link, DC-Link*). El RSC permite controlar las potencia activa y reactiva del generador y el par electromagnético mientras que el GSC tiene como función balancear el flujo de potencia activa entre el rotor del GIRB y la red. Este convertidor también puede ser utilizado para entregar potencia reactiva adicional a la red [8].

Tanto el RSC como GSC procesan una fracción de la potencia que se entrega en el punto de conexión a la red dado que la distribución de potencia entre los bobinados de estator y de rotor está relacionada con el rango de deslizamiento permitido. Además, este tipo de máquina presenta características adicionales muy atractivas que pueden ser aprovechadas para mejorar el desempeño de los sistemas de generación ([9]-[12]), entre las que es posible listar las siguientes:

- Funcionamiento estable a velocidad inferior, igual o superior a la sincrónica sin necesidad de implementar estrategias de debilitamiento de campo.
- Capacidad de control bidireccional de la potencia activa y reactiva.
- Mayor potencia extraíble de la máquina en rangos de velocidad super-sincrónicas [7].
- Menor potencia en la electrónica de potencia (cerca al 30 % con $s < 30\%$).

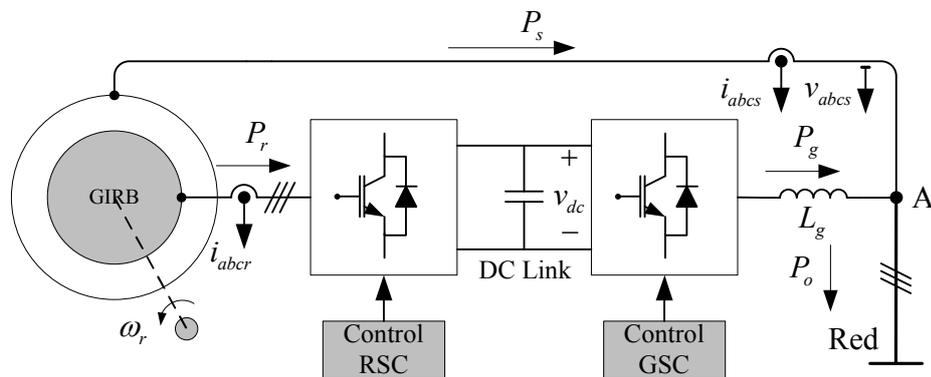


Figura 1.1: Sistema de generación basado en GIRB.

- Capacidad de trabajar a tensiones reducidas en sistemas de alta tensión utilizando un transformador de acoplamiento de baja potencia entre el convertidor y el estator.

El funcionamiento del GIRB requiere de estrategias de control que permitan inyectar potencia activa y reactiva al punto de conexión con la red y que a la vez aseguren la estabilidad del sistema. Para implementar estas estrategias se deben medir las tensiones de red y las corrientes de estator y rotor para cerrar los lazos de control asociados y modular las tensiones aplicadas por el RSC y el GSC. La operación del sistema de generación es afectada por problemas en la red a la que está conectado, y por fallas en los elementos que componen dicho sistema.

El primer caso hace referencia a problemas en la calidad de energía de la red, los cuales incluyen caídas de tensión simétricas y asimétricas (desbalances) y distorsión armónica. Esto produce oscilaciones en el par de generador, oscilaciones en la tensión del DC-Link y desequilibrios en las corrientes estator y rotor pudiendo superar los valores nominales del sistema [13], [12]. Además, en esas condiciones la potencia activa y reactiva inyectada en el punto de conexión con la red contiene oscilaciones empeorando aún más la calidad energía de la fuente. El control del sistema de generación debe ser capaz de adaptarse a condiciones desfavorables y minimizar estos efectos con el objetivo proteger el sistema de generación sin empeorar los problemas de calidad de energía de la red a la cual está conectado.

Por otro lado, las fallas del sistema de generación incluyen fallas en el generador (fallas en los bobinados de estator y rotor, fallas en el núcleo magnético, fallas de origen mecánico, etc.), fallas en la turbina y subsistemas mecánicos relacionados, fallas en los sensores del sistema y fallas en los convertidores de potencia [14]. Respecto a las fallas en los convertidores de potencia las mismas pueden ocurrir tanto en el RSC como en el GSC del sistema de generación. Entre las fallas se distinguen fallas por llave abierta, llave en corto-circuito y fallas intermitentes en los circuitos de excitación de compuerta de los dispositivos semiconductores [15]. Si bien las fallas por corto-circuito son altamente destructivas, la ocurrencia de las mismas saca de servicio al convertidor a través de la actuación de circuitos de protección dedicados. Por otro

lado, las fallas por llave abierta son menos destructivas que las anteriores produciendo una disminución del desempeño del convertidor. Las fallas por llave abierta en el RSC producen grandes oscilaciones en el par del generador y en la tensión del DC-Link y se producen distorsiones en las corrientes de rotor disminuyendo la calidad de energía inyectada por el sistema de generación a la red [16].

Si estas fallas se producen en el GSC, al igual que en el caso anterior, se producen oscilaciones en la tensión del DC-Link y se distorsionan las corrientes inyectadas al punto de conexión. Si la falla es producida en una sola llave del convertidor, el control del mismo ajusta los índices de modulación para mantener el flujo de potencia en el DC-Link siguiendo la referencia de tensión. Sin embargo, si la falla es múltiple, es decir, la misma se produce en dos o más llaves, el GSC puede perder controlabilidad lo que, en determinadas condiciones, podría sacar de servicio al sistema de generación [17]. Por lo antes mencionado las estrategias de diagnóstico de fallas en estos convertidores toman relevancia, ya que minimizan los tiempos en los cuales se producen los efectos mencionados y a la vez posibilitan la aplicación de estrategias tolerantes a fallas.

1.2. Antecedentes del Tema

A continuación se describen en forma breve los antecedentes relativos a fallas en la red y fallas en el sistema de generación.

1.2.1. Desbalances y Armónicos en la Tensión de Red

Entre las fallas que pueden producirse en la red, se encuentran las debidas a caídas de tensión simétricas y asimétricas (desbalances). Durante estas fallas se producen efectos transitorios en las variables de la máquina. En [18] se presenta el análisis del comportamiento dinámico del GIRB cuando se producen caídas de tensión de red ya sea en forma parcial o total. El trabajo muestra que ante la ocurrencia de esta falla se genera una componente transitoria de CC en el flujo de estator en combinación con la componente de régimen permanente asociado al nuevo valor de las tensiones de red. La componente de CC genera un flujo con posición fija en el entre-hierro de la

máquina y cuyo módulo disminuye exponencialmente con el tiempo. Esto produce en los circuitos de rotor una tensión inducida que puede superar los niveles nominales del RSC por lo que el sistema de generación debe ser desconectado de la red para no dañar el mismo. Los nuevos códigos de red exigen que durante una falla, los generadores permanezcan conectados entregando potencia reactiva para aportar a la restitución de las condiciones normales de la red. Esta continuidad en el funcionamiento del generador ante las caídas de tensiones de red es denominado en la literatura como *Low Voltage Ride Through*, (**LVRT**). Diferentes estrategias que permiten LVRT son presentadas en [19]-[21].

Si la caída de tensión es asimétrica y la misma permanece luego de haberse extinguido los efectos transitorios en la máquina, se producen los siguientes efectos [13], [12]:

- Desbalances en las corrientes de estator y rotor, lo cual produce calentamiento desigual en los bobinados de la máquina.
- Oscilaciones en el par del generador, lo cual produce excesivos esfuerzos mecánicos.
- Oscilaciones en la potencia activa y reactiva.
- Oscilaciones en la tensión del DC-Link lo que puede reducir la vida útil de los capacitores.

En [12], [22] y [23] se presentan estrategias de control que minimizan los efectos detallados anteriormente.

Si bien las estrategias de control presentadas funcionan adecuadamente, requieren de detectores de secuencia positiva y negativa para los flujos de estator y corrientes de rotor y un gran número de controladores PI dado que se controla cada componente por separado. Esto hace que su implementación resulte compleja y se puede degradar el comportamiento dinámico y la estabilidad.

Los armónicos en las tensiones de red producen efectos similares en la máquina a los producido por desbalances con la diferencia en la frecuencia a la que se producen

estas perturbaciones. En [24] y [25] se desarrollan estrategias de control que minimizan las perturbaciones utilizando un referencial para cada armónico que se considere.

1.2.2. Fallas en el Sistema de Generación

Las fallas en el sistema de generación incluyen fallas en el subsistema mecánico, fallas en el generador, y fallas en convertidores de potencia y en los sensores asociados. Las fallas en los subsistemas mecánicos se deben principalmente a problemas en las palas y el sistema de rotación asociado (pitch), problemas en el sistema de posicionamiento de la turbina (yaw) y problemas en la caja reductora, siendo esta última la de mayor ocurrencia [14]. Respecto a fallas en el generador se pueden mencionar fallas por pérdida de aislación en los bobinados del estator y rotor, fallas en los núcleos magnéticos, por excentricidad, en anillos rozantes, rodamientos, etc. Por último, se pueden producir fallas en los sensores de corriente y tensión del sistema y en los convertidores de potencia. En esta Tesis se analiza el caso de fallas en los convertidores de potencia, y particularmente fallas en las llaves que componen estos convertidores.

Fallas en Convertidores de Potencia

Los convertidores de potencia son los elementos que suelen fallar con mayor frecuencia produciendo efectos que degradan considerablemente el comportamiento del sistema de generación [26]. Se distinguen fallas por llave abierta, llave en corto-circuito y fallas intermitentes en los circuitos de excitación de compuerta de los dispositivos semiconductores [15]. Ante la ocurrencia de estas fallas en el RSC se generan grandes oscilaciones de par y velocidad en el eje del rotor y oscilaciones de potencia activa y reactiva reduciendo además la vida útil de los capacitores del DC-Link [16]. La detección y aislamiento de estas fallas es de vital importancia para evitar daños mayores en otros componentes mientras que la identificación de las llaves que presentan un mal funcionamiento podría permitir aplicar estrategias tolerantes a fallas como las que se presentan en [17] y [27].

Existen diferentes estrategias de detección y aislamiento de fallas en el RSC propuestas en la literatura. En [28] se propone una estrategia basada en redes neuronales

que permite detectar y aislar fallas producidas en una sola llave. En [29] se mide la tensión en determinados puntos de la carga para reconstruir las tensiones aplicadas por el inversor. Los residuos son generados directamente por la comparación de estas tensiones con las de referencia. Por otro lado, existen métodos que utilizan la información de la corriente para generar señales de residuo que permiten detectar y aislar las fallas [16], [30].

Las estrategias de diagnóstico basadas en observadores de estado presentan ventajas frente a otros métodos ya que si son diseñados adecuadamente permiten generar señales sensibles a cada falla considerada reduciendo además los tiempos de detección. La implementación de estas estrategias puede no requerir hardware adicional ya que se puede utilizar el microprocesador del sistema y las mediciones usadas para cerrar los lazos de control de potencia y de par. En [31] se presenta un enfoque basado en geometría diferencia para obtener, a partir del modelo del sistema con fallas, subsistemas sensibles a cada falla considerada e insensible al resto del espacio de fallas y a las perturbaciones. A partir de estos subsistemas se puede obtener un banco de observadores que permita generar residuos para el diagnóstico de las fallas. Este enfoque ha sido aplicado previamente a motores de inducción considerando fallas de cortocircuito en estator [32], fallas en sensores de corriente [33] y fallas de actuador en su operación como motor [34]; sin embargo, el mismo no había sido utilizado previamente para diagnosticar fallas en los convertidores de potencia utilizados en sistemas de generación basados en el GIRB.

En lo que respecta a las fallas por llave abierta en el GSC, éstas producen corrientes distorsionadas en el punto de conexión con la red y oscilaciones en las tensiones del DC-Link que degradan considerablemente la vida útil de los capacitores asociados [35]. Además, una operación defectuosa sostenida en el tiempo puede fatigar el resto de las llaves del convertidor y producir potenciales fallas perdiendo la controlabilidad del GSC. Esto último podría sacar de operación al sistema de generación completo ya que la tensión del DC-Link puede disminuir tomando valores que, dependiendo del deslizamiento del generador, no permitan que el RSC pueda inyectar las corrientes de referencia a los circuitos de rotor. Por lo anterior, la detección y aislamiento de estas fallas es de vital importancia para identificar las llaves que presentan un mal

funcionamiento, lo que podría permitir aplicar estrategias tolerantes a fallas como las que se presentan en [17] y [27]. Por otro lado, es importante considerar el sentido del flujo de potencia en el DC-Link, el cual es determinado por el punto de operación del generador. Cuando la máquina funciona con velocidad sub-sincrónica (deslizamiento > 0), el GSC opera como rectificador activo absorbiendo potencia de la red para mantener la tensión del DC-Link en el valor de referencia y así asegurar el flujo de potencia entre la red y el rotor [36]. En esa condición de operación, ante una falla por llave abierta, la corriente no se distorsiona de la misma manera que en el caso de fallas en el RSC. En este caso, la corriente de fase circula mayormente por los diodos en antiparalelo de las llaves por lo que, ante la ocurrencia de una falla, el efecto producido en dichas corrientes es menor [35]. Por esta razón muchas técnicas que son utilizadas para diagnosticar fallas cuando los convertidores operan como fuente de tensión, como las propuestas en [16] y [30], producen falsas alarmas cuando son utilizadas para el GSC ya que detectan y aíslan las fallas a partir del promediado de las corrientes de fase.

Existen pocas propuestas en la literatura para la detección y aislamiento de fallas para el GSC que consideren la operación del mismo como rectificador activo. En [37] los autores proponen estrategias de diagnóstico de falla por llave abierta en los convertidores utilizados en sistemas de generación basados en el generador sincrónico de imanes permanentes. En este caso el convertidor del lado del generador funciona como rectificador activo. El método de diagnóstico propuesto se basa en la evaluación de la derivada del ángulo del vector corriente y del cálculo de los valores medios de la corrientes de fase. La estrategia propuesta en este artículo permite aislar fallas simples y requiere del al menos un ciclo de la corriente para detectar la falla. En [35] se propone una estrategia de diagnóstico a partir de la derivada del ángulo del vector corriente. En condiciones normales de funcionamiento esta derivada es igual a la frecuencia angular de red. Sin embargo ante la ocurrencia de fallas se ve modificada y los patrones producidos permiten aislar la falla. Si bien esta técnica permite detectar y aislar la falla con rapidez, está planteada para fallas simples.

No existen en la literatura trabajos con propuestas de diagnóstico de fallas basadas en la utilización de bancos de observadores para generar señales de residuo.

Como se menciona anteriormente, tanto los problemas en la red, como las fallas en los convertidores de potencia, degradan considerablemente el desempeño del sistema de generación produciendo efectos destructivos y empeorando la calidad de energía inyectada [25], [16]. Si bien el objetivo principal del GSC es mantener el flujo de potencia entre el rotor de la máquina y la red, este puede ser utilizado como filtro activo para inyectar las corrientes de compensación requeridas para que el sistema pueda entregar corrientes sinusoidales de secuencia positiva a la red [8]. Este concepto es interesante ya que en el caso de fallas en el RSC o de problemas en la red, el sistema podría entregar buena calidad de energía reduciendo el impacto de las fallas sobre dicha red.

1.3. Objetivos

En base a la problemática descrita, los objetivos de esta tesis son los siguientes:

- Como objetivo general se propone contribuir al desarrollo de tecnologías que permitan diagnosticar fallas en los convertidores de potencia de sistemas de generación que utilizan al GIRB como elemento de conversión de energía, para evitar daños a otros elementos del sistema, y aumentar la confiabilidad y robustez del mismo en el caso de poseer estructuras tolerantes a fallas. Además se pretende minimizar los efectos producidos en la calidad de energía inyectada ante estas fallas y ante problemas inherentes a la red. Para lograr esto se describen los objetivos específicos que se detallan a continuación.
- Proponer estrategias de control de potencia activa y reactiva que consideren los efectos producidos por desbalances y/o armónicos en las tensiones de red en el sistema de generación y permitan minimizar las oscilaciones en el par del generador.
- Proponer estrategias de diagnóstico de fallas en los convertidores del sistema de generación que permitan la detección y aislamiento, determinando el escenario correspondiente en el menor tiempo posible y que funcionen en condiciones no

ideales determinadas por variaciones paramétricas, ruidos de conmutación y medición, y ante desequilibrios de la red y otras fallas del sistema.

- Proponer una estrategia de control del GSC que permita balancear la potencia entre el rotor y la red con la posibilidad de inyección de corrientes sinusoidales de secuencia positiva en el punto de conexión en condiciones de fallas.

1.4. Principales aportes de esta tesis

Los principales aportes de esta Tesis se pueden resumir en la propuesta de nuevas estrategias de control de potencia activa y reactiva del GIRB, y del GSC, y en la propuesta de nuevas estrategias de diagnóstico de fallas en las llaves de los convertidores del sistema de generación.

En [38] se presentó una estrategia de control de potencia activa y reactiva para sistemas de generación conectados a la red que utilizan el GIRB, que permite minimizar las oscilaciones en el par del generador cuando existen desbalances y/armónicos en la red. Esta estrategia presenta ventajas frente a otras presentadas en la literatura ya que no requiere de detectores de secuencia para la componente fundamental y cada uno de los armónicos de las variables del generador y se reduce el número de controladores aumentando la confiabilidad del sistema de control. Además, se estudia la estabilidad del sistema estableciendo límites para el reactivo máximo extraíble del generador a partir del ajuste del ancho de banda de un filtro pasabajos sobre la estimación del flujo estatístico.

En [39] se propuso un banco de observadores para el diagnóstico de fallas en el convertidor del rotor en sistemas de generación basados en el GIRB. Este banco de observadores fue diseñado aplicando un enfoque que utiliza geometría diferencial para obtener, a partir del modelo dinámico del generador, sub-sistemas sensibles a cada falla del convertidor de potencia e insensible a las perturbaciones de par y las producidas por fallas en la red. El banco de observadores es construido a partir de estos sub-sistemas obteniéndose señales de residuo para cada falla considerada. Esta estrategia no había sido utilizada previamente para este tipo de sistemas y presenta

ventajas en cuanto a velocidad de detección de la falla y robustez en el aislamiento de la misma.

Por otro lado, en [40] se propuso una nueva estrategia de aislamiento que utiliza los sub-sistemas obtenidos anteriormente y las señales de residuo asociadas. Esta estrategia permite la determinación del escenario de falla, asociando una región del plano qdr con cada escenario posible y analizando la región del plano recorrida por el vector de residuos una vez detectada la falla. La obtención del escenario correspondiente se realiza por comparación. Se demostró además, que esta estrategia es robusta frente a variaciones paramétricas, en particular, cuando existen variaciones en las resistencias del rotor de la máquina. Esta estrategia presenta ventajas frente a otras existentes en la literatura debido a la rapidez de detección y la robustez en el aislamiento.

Por último, se propuso una estrategia de control para la inyección de corrientes sinusoidales en el punto de conexión con la red, aún en situaciones donde existen fallas en el RSC y problemas de calidad de energía en dicha red. Además, esta estrategia mantiene el flujo de potencia entre estator y el rotor. Para poder inyectar las corrientes deseadas a la red se propuso una estrategia de control no lineal del GSC que permite seguir trayectorias de referencia. Se destaca que en el caso de fallas en la red, esta estrategia, combinada con la estrategia de control de potencia activa y reactiva instantánea propuesta en esta Tesis, permite la inyección de corrientes sinusoidales a la vez que se minimizan las oscilaciones en el par del generador. Por otro lado, en el caso de fallas en el RSC, la estrategia permite compensar las distorsiones producidas en las corrientes de estator e inyectar buena calidad de energía en el punto de conexión minimizando el impacto producido por el sistema sobre la red durante el tiempo requerido para la detección y aislamiento de la falla.

1.5. Organización de la tesis

El resto de los capítulos que integran el presente trabajo de Tesis están organizados de la siguiente manera:

En el Capítulo 2 se describe el modelo matemático de GIRB que se utiliza a lo largo de la Tesis y se describe el modelo matemático del GSC. Además, se presenta

una propuesta de control de par y de potencia reactiva que minimiza las oscilaciones en el par cuando existen desbalances y/o armónicos en las tensiones de red.

En el Capítulo 3 se diseña un banco de observadores a partir del cual se generan señales de residuo sensibles a cada falla del GSC e insensibles al par del generador. Estos observadores se construyen en base a subsistemas obtenidos a partir de un enfoque basado en geometría diferencial. La detección y aislamiento de las fallas es realizado a partir de una propuesta que evalúa las señales de residuo.

En el Capítulo 4 se presenta una nueva propuesta para el aislamiento de fallas en el RSC que permite determinar el escenario de fallas a partir de la evaluación del vector de residuos obtenido en el Capítulo anterior.

En el Capítulo 5 se presenta el diseño de un banco de observadores para el diagnóstico de fallas en el GSC. Los subsistemas asociados son obtenidos a partir del enfoque geométrico. Para determinar el escenario de falla, se utiliza la propuesta de detección y aislamiento presentada en el Capítulo anterior.

En el Capítulo 6 se presenta una estrategia de control para la inyección de corrientes sinusoidales en el punto de conexión con la red. Para ello, se propone un control basado en pasividad para el GSC. Esta estrategia es evaluada en condiciones de fallas en el RSC y desbalances y/o armónicos en las tensiones de red.

Finalmente, en el Capítulo 7 se presentan las conclusiones y trabajos futuros derivados de esta Tesis.

Capítulo 2

Modelado Matemático y Control del GIRB

2.1. Introducción

El sistema de generación propuesto, el cual se muestra en la figura 2.1, está constituido por el GIRB cuyo estator se conecta directamente a la red y donde el rotor de la máquina se conecta a dicha red a través de un convertidor *Back-to-Back*. Este convertidor consiste en un inversor trifásico conectado del lado del rotor (*Rotor Side Converter, RSC*) y otro convertidor similar conectado del lado de la red (*Grid Side Converter, GSC*) unidos mediante una barra de continua (*Direct Current Link, DC-Link*). El RSC tiene como objetivo principal controlar las corrientes de rotor i_{abcr} , lo que permite realizar el control del par electromagnético y de las corrientes de estator i_{abcs} , entregando P_s y Q_s a la red. Este convertidor debe ser capaz de suministrar la potencias P_r y Q_r , las cuales son función de la potencias de estator y del deslizamiento s de la máquina. La potencia activa requerida por el RSC es suministrada por el GSC, el cual absorbe la potencia activa P_g de la red. El sistema de generación suministra una potencia P_o en el punto de conexión con la red.

Tanto para el diseño de estrategias de control de potencia activa y reactiva del GIRB, como para el diseño de estrategias de diagnóstico de fallas, se requiere del conocimiento detallado de los modelos dinámicos del sistema de generación propuesto.

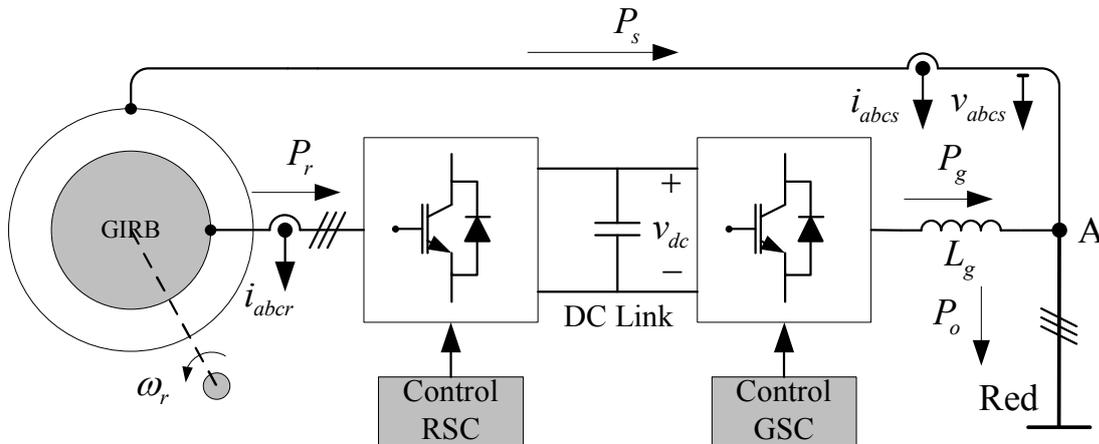


Figura 2.1: Sistema de generación basado en GIRB.

En este Capítulo se describe en detalle el sistema de generación y se presentan los modelos matemáticos utilizados para representar las diferentes partes que lo conforman. Estos modelos deben ser capaces de representar el desempeño del sistema con suficiente exactitud para poder diseñar estrategias de control y diagnóstico que cumplan con los objetivos propuestos en cada caso. Los modelos, tanto para el GIRB como para el GSC se describen en primer lugar en coordenadas abc y luego en su representación en el marco referencial qd . Estos son utilizados para implementar modelos de simulación que sirvan para verificar las estrategias propuestas. Los modelos representados en este marco de referencia qd presentan ventajas en el análisis y el diseño de controladores. Además, a partir de los modelos dinámicos obtenidos se obtienen bancos de observadores que permiten detectar y aislar fallas en los convertidores RSC y GSC del sistema de generación.

Este Capítulo se organiza de la siguiente manera; En la Sección 2.2 se describe el modelo del generador en coordenadas abc y $qd0$ donde las variables de estado son los flujos de estator y rotor y la velocidad de rotor. En la Sección 2.3 se presenta una estrategia de control de potencia activa y reactiva instantánea que permite inyectar al punto de conexión con la red las potencias de referencia minimizando las oscilaciones en el par del generador cuando la red presenta desbalances y/armónicos. Además, se presenta un análisis de estabilidad y el diseño de un observador de flujo

estatórico. En la Sección 2.4 se presenta el modelo matemático el GSC y el diseño de los lazos necesarios para el control de corriente y de tensión del DC-Link. Finalmente se exponen las conclusiones del Capítulo.

2.2. Modelo Matemático del GIRB

En esta Sección se presenta el modelo electromecánico utilizado para describir el comportamiento dinámico del GIRB. El modelo utilizado tiene en cuenta las siguientes consideraciones:

- Distribución senoidal de los bobinados de estator y de rotor.
- Circuito magnético lineal (sin saturación).
- Núcleo magnético del generador sin histéresis.
- Simetría de los circuitos magnéticos del generador.
- Simetría en la geometría constructiva del generador.

2.2.1. Modelo del GIRB en Coordenadas de la Máquina

El estator y rotor del GIRB están constituidos por dos núcleos magnéticos con ranuras donde se alojan los bobinados correspondientes a cada fase, los cuales, en cada caso están distribuidos en forma sinusoidal [41]. En la figura 2.2 se muestran los circuitos equivalentes asociados al estator y el rotor del generador coordenadas de la máquina (abc).

El sistema de ecuaciones diferenciales que describe el comportamiento dinámico del GIRB se puede escribir como,

$$\mathbf{v}_{abc} = \mathbf{r}_s \mathbf{i}_{abc} + \dot{\lambda}_{abc}, \quad (2.1)$$

$$\mathbf{v}_{abc} = \mathbf{r}_r \mathbf{i}_{abc} + \dot{\lambda}_{abc}, \quad (2.2)$$

con

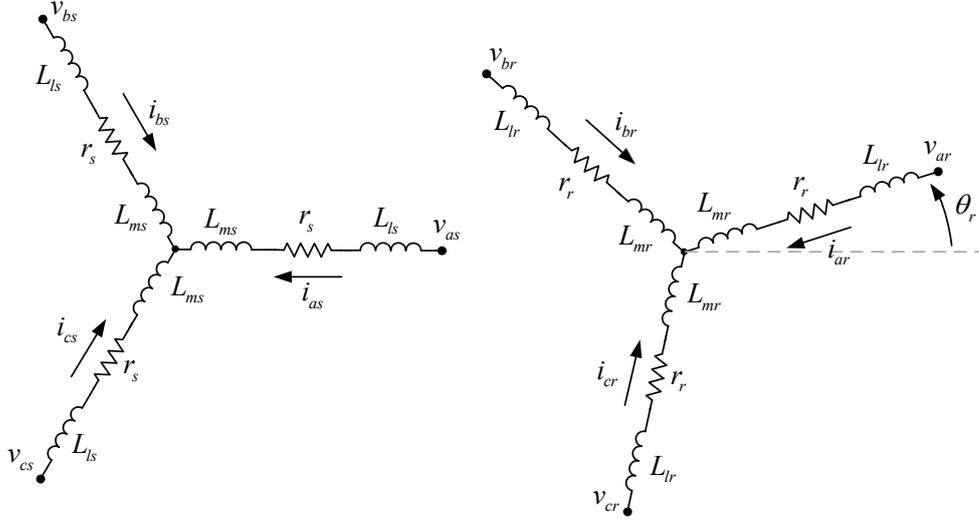


Figura 2.2: Circuito equivalente de estator y rotor del GIRB.

$$\begin{aligned}
 \mathbf{v}_{abcs} &= \begin{bmatrix} v_{as} \\ v_{bs} \\ v_{cs} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{v}_{abcr} = \begin{bmatrix} v_{ar} \\ v_{br} \\ v_{cr} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{i}_{abcs} = \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \\ i_{cs} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{i}_{abcr} = \begin{bmatrix} i_{ar} \\ i_{br} \\ i_{cr} \end{bmatrix}, \\
 \lambda_{abcs} &= \begin{bmatrix} \lambda_{as} \\ \lambda_{bs} \\ \lambda_{cs} \end{bmatrix}, \quad \lambda_{abcr} = \begin{bmatrix} \lambda_{ar} \\ \lambda_{br} \\ \lambda_{cr} \end{bmatrix}, \quad (2.3)
 \end{aligned}$$

donde los subíndices s y r hacen referencia a que las variables corresponden a los circuitos de estator y rotor respectivamente y \mathbf{v}_{abcs} , \mathbf{v}_{abcr} , \mathbf{i}_{abcs} , \mathbf{i}_{abcr} , λ_{abcs} y λ_{abcr} representan los vectores de tensión, corriente y flujo de estator y rotor respectivamente en coordenadas abc .

Si se considera que el GIRB tiene circuitos magnéticos lineales, los flujos de estator y rotor se definen como,

$$\begin{bmatrix} \lambda_{abcs} \\ \lambda_{abcr} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{L}_{ss} & \mathbf{L}_{sr} \\ \mathbf{L}_{rs} & \mathbf{L}_{rr} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{i}_{abcs} \\ \mathbf{i}_{abcr} \end{bmatrix}, \quad (2.4)$$

donde

$$\mathbf{L}_{ss} = \begin{bmatrix} L_{ms} + L_{ls} & -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{ms} + L_{ls} & -\frac{1}{2}L_{ms} \\ -\frac{1}{2}L_{ms} & -\frac{1}{2}L_{ms} & L_{ms} + L_{ls} \end{bmatrix}, \quad (2.5)$$

$$\mathbf{L}_{rr} = \begin{bmatrix} L_{mr} + L_{lr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{mr} + L_{lr} & -\frac{1}{2}L_{mr} \\ -\frac{1}{2}L_{mr} & -\frac{1}{2}L_{mr} & L_{mr} + L_{lr} \end{bmatrix}. \quad (2.6)$$

Las parámetros L_{ms} y L_{mr} representan a las inductancias de magnetización de estator y de rotor respectivamente, mientras que L_{ls} y L_{lr} son las inductancias de dispersión asociadas a cada circuito. Además,

$$\mathbf{L}_{sr} = L_{sr} \begin{bmatrix} \cos(\theta_r) & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta_r) & \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \cos\left(\theta_r + \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_r - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos(\theta_r) \end{bmatrix}. \quad (2.7)$$

y

$$\mathbf{L}_{rs} = \mathbf{L}_{sr}^T, \quad (2.8)$$

donde $L_{sr} = L_{ms} = L_{mr}$ es la inductancia mutua entre los bobinados de estator y rotor y θ_r es el ángulo eléctrico de los circuitos de rotor.

2.2.2. Modelo Mecánico del GIRB

El movimiento de rotación al que se ve sometido el rotor del GIRB puede modelarse a partir de un conjunto de ecuaciones diferenciales que describen la respuesta dinámica del rotor del GIRB en función del par mecánico aplicado en el eje (T_m) y el par electromagnético desarrollado por el generador (T_e) como sigue,

$$J_m \dot{\omega}_{mr} = (T_e - T_m), \quad (2.9)$$

$$\dot{\theta}_{mr} = \omega_{mr}. \quad (2.10)$$

donde ω_{mr} y θ_{mr} son la velocidad mecánica y la posición angular del rotor respectivamente y J_m es el momento de inercia de la máquina. Las relaciones entre la velocidad eléctrica del rotor (ω_r), la velocidad mecánica del rotor (ω_{mr}), el ángulo eléctrico (θ_r) del rotor y el ángulo mecánico del rotor (θ_{mr}) pueden escribirse como,

$$\omega_r = P\omega_{mr}, \quad (2.11)$$

$$\theta_r = P\theta_{mr}. \quad (2.12)$$

donde P es el número de pares de polos del generador.

2.2.3. Cambio de Coordenadas

Como se observa en la Sección anterior, en el modelo del GIRB obtenido en coordenadas de la máquina existen acoplamientos entre todas las ecuaciones diferenciales obtenidas. Además, se observa que las inductancias mutuas entre los circuitos de rotor y estator varían sinusoidalmente con la posición del rotor (θ_r). Por lo tanto, el modelo obtenido está altamente acoplado y es no lineal. Para reducir la complejidad de los modelos de máquinas eléctricas, se han propuesto a lo largo del tiempo diversos cambio de variables [42]. La transformación en coordenadas generalizadas permite realizar un cambio de variables sobre un referencial, o marco de referencia que gira a una velocidad angular arbitrario denominada ω_{dq} [43]. Esta transformación incluye a todas la demás y es la que se utiliza a continuación.

La matriz de transformación asociada \mathbf{K}_x^y se define de la siguiente manera,

$$\mathbf{F}_{qd0}^y = \mathbf{K}_x^y \mathbf{F}_{abcx}, \quad (2.13)$$

donde el sub-índice x ($x = s, r$), indica que las variables \mathbf{F}_{abcx} son asociadas al estator o rotor de la máquina, mientras que el supra-índice y ($y = dq, s, r$) indica la orientación

del referencial, el cual puede girar solidario al rotor (supra-índice r), permanecer estacionario o girar a una velocidad angular arbitraria (supra-índice dq). Los vectores \mathbf{F}_{abcx} y \mathbf{F}_{qd0}^y se definen de la siguiente manera,

$$\mathbf{F}_{abcx} = \begin{bmatrix} f_{ax} & f_{bx} & f_{cx} \end{bmatrix}^T, \quad (2.14)$$

$$\mathbf{F}_{qd0}^y = \begin{bmatrix} f_q^y & f_d^y & f_o^y \end{bmatrix}^T. \quad (2.15)$$

La matriz de transformación es definida de la siguiente manera,

$$\mathbf{K}_x^y = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta_y - \theta_x) & \cos\left(\theta_y - \theta_x - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_y - \theta_x + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \sin(\theta_y - \theta_x) & \sin\left(\theta_y - \theta_x - \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\theta_y - \theta_x + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix}, \quad (2.16)$$

donde θ_x y θ_y son los ángulos de los marcos de referencia de origen y de destino. En la figura 2.3 se muestra en vector \mathbf{F} y sus componentes en los marcos de referencia $abcx$ y qd^y donde se observa que el marco de referencia de origen gira a una velocidad angular ω_x mientras que el marco de referencia de destino gira a una velocidad angular ω_y respecto a un marco estacionario el cual también se representa en la figura.

Se puede definir la transformación inversa como,

$$\mathbf{F}_{abcx} = (\mathbf{K}_x^y)^{-1} \mathbf{F}_{qd0}^y, \quad (2.17)$$

donde,

$$(\mathbf{K}_x^y)^{-1} = \begin{bmatrix} \cos(\theta_y - \theta_x) & \sin(\theta_y - \theta_x) & 1 \\ \cos\left(\theta_y - \theta_x - \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\theta_y - \theta_x - \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \\ \cos\left(\theta_y - \theta_x + \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\theta_y - \theta_x + \frac{2\pi}{3}\right) & 1 \end{bmatrix}. \quad (2.18)$$

Esta transformación se denomina invariante en amplitud ya que permite correlacionar señales trifásicas senoidales de una determinada amplitud con dos señales

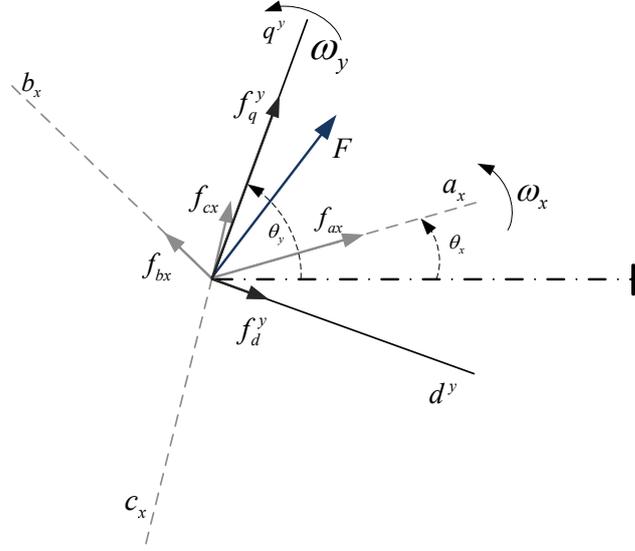


Figura 2.3: Transformación $abcx$ a qdo^y .

en cuadratura de la misma amplitud que pueden ser pensadas como las proyecciones sobre un par de ejes ortogonales (dq) de un vector rotante cuyo módulo es numéricamente igual a la amplitud de las señales trifásicas y viceversa.

En la Sección siguiente se aplica esta transformación al modelo del GIRB obteniéndose un modelo con un menor grado de acoplamiento y donde las inductancias mutuas entre los circuitos de estator y rotor son constantes e independientes de la posición del rotor.

2.2.4. Modelo en un Referencial Arbitrario

El GIRB sin conexión de neutro puede ser representado desde un marco referencial arbitrario mediante las siguientes ecuaciones [41].

$$v_{qs} = r_s i_{qs} + \omega_{dq} \lambda_{ds} + \dot{\lambda}_{qs}, \quad (2.19)$$

$$v_{ds} = r_s i_{ds} - \omega_{dq} \lambda_{qs} + \dot{\lambda}_{ds}, \quad (2.20)$$

$$v_{qr} = r_r i_{qr} + (\omega_{dq} - \omega_r) \lambda_{dr} + \dot{\lambda}_{qr}, \quad (2.21)$$

$$v_{dr} = r_r i_{dr} - (\omega_{dq} - \omega_r) \lambda_{qr} + \dot{\lambda}_{dr}, \quad (2.22)$$

donde ω_{dq} y ω_r representan la velocidad angular del referencial y del rotor respectivamente, r_s y r_r , las resistencias de estator y rotor, y v_{qs} , v_{ds} , v_{qr} , v_{dr} , λ_{qs} , λ_{ds} , λ_{qr} , λ_{dr} , i_{qs} , i_{ds} , i_{qr} , y i_{dr} , son las componentes de las tensiones, flujos y corrientes de estator y rotor en los ejes qd respectivamente. Los flujos de estator y rotor están relacionados con las corrientes de estator y rotor mediante las siguientes expresiones,

$$\lambda_{qs} = L_s i_{qs} + M i_{qr}, \quad (2.23)$$

$$\lambda_{ds} = L_s i_{ds} + M i_{dr}, \quad (2.24)$$

$$\lambda_{qr} = M i_{qs} + L_r i_{qr}, \quad (2.25)$$

$$\lambda_{dr} = M i_{ds} + L_r i_{dr}. \quad (2.26)$$

donde L_s y L_r son las inductancias propias de estator y rotor respectivamente, y M representa la inductancia de magnetización.

El par electromagnético (T_e) se expresa, en función de los flujos y corrientes de estator y el número de polos de la máquina (P), de la siguiente manera.

$$T_e = \frac{3P}{2} (\lambda_{ds} i_{qs} - \lambda_{qs} i_{ds}). \quad (2.27)$$

2.3. Estrategia de Control de Potencia Activa y Reactiva

El RSC permite controlar la potencia activa y reactiva del generador y el par electromagnético mientras que el GSC tiene como función balancear el flujo de potencia activa entre el rotor del GIRB y la red. Este convertidor también puede ser utilizado para entregar potencia reactiva adicional a la Red [8]. El uso de un marco referencial orientado sobre el flujo estático permite controlar individualmente la potencia activa y reactiva reactiva instantánea entregada a la red [44]. Existen trabajos cuyas estrategias de control están definidas sobre este marco que presentan un correcto desempeño cuando las tensiones de red son ideales, sin embargo no consideran desbalances ni armónicos [45], [46].

Cuando la red presenta desbalances y componentes armónicas de tensión se generan corrientes oscilantes en la máquina que producen calentamiento en los bobinados y oscilaciones mecánicas que terminan por disminuir considerablemente la vida útil de la misma [13], [47]. Las estrategias existentes usan detectores de secuencia positiva y negativa para su operación y un número de controladores PI por cada armónico que se considere [22]. En esta Sección se propone una estrategia de control de potencia activa y reactiva utilizando un referencial alineado con el flujo estático. La estrategia propuesta incorpora, a diferencia de las estrategias existentes, el valor instantáneo del flujo de estator para rechazar las oscilaciones en la potencia activa y en el par introducidas por la presencia de desbalances y componentes armónicas en la tensión de red. Esta estrategia tiene la ventaja de no requerir detectores de secuencias ya que se utiliza un observador de flujo estático para generar señales que se incluyen tanto en el lazo de control de corrientes de rotor como en los lazos de control de potencia activa y reactiva del GIRB.

Además, se analiza la estabilidad del sistema para distintas condiciones de funcionamiento y se establecen los límites necesarios para garantizar dicha estabilidad. Las estrategias de control propuestas son validadas mediante resultados de simulación.

2.3.1. Estrategia de Control

En esta Sección se presenta una estrategia de control de potencia activa y reactiva entregada en el punto de conexión. La estrategia de control propuesta tiene por objetivo mantener la potencia activa (P_o) en el punto de conexión a la red (punto A en la figura 2.1) constante y disminuir las oscilaciones en el par electromagnético (T_e) cuando la red presenta desbalances y/o armónicos. La estrategia de control propuesta se muestra en la figura 2.4 donde las componentes del flujo de estator usadas en los controles y en las transformaciones se obtienen del observador propuesto en la Sección 2.3.5.

Control de Potencia Activa

Si se orienta el marco referencial de manera que quede alineado con el flujo estático ($\lambda_{qs} = 0$), el par del generador se puede controlar con la componente de corriente de estator i_{qs} de manera tal que,

$$T_e = \frac{3P}{2} \lambda_{ds} i_{qs}. \quad (2.28)$$

En este referencial, la componente del flujo estático en el eje directo coincide con la norma del mismo.

$$\|\lambda_s\| = \sqrt{\lambda_{qs}^2 + \lambda_{ds}^2} = \lambda_{ds}$$

Debido a que el balance de potencia en el DC-Link requiere que $P_r = P_g$, la potencia entregada por el generador en el punto de conexión a la red se puede expresar como,

$$P_o = -T_e \omega_{rm}. \quad \text{con} \quad \omega_{rm} = \omega_r 2/P \quad (2.29)$$

Donde, P_o es la potencia activa entregada en el punto de conexión a la Red y ω_{rm} es la velocidad mecánica del rotor.

La corriente de referencia i_{qs}^* en función de la potencia de referencia P_o^* y del flujo estático λ_{ds} se puede escribir de la siguiente manera,

$$i_{qs}^* = -\frac{4}{3P\omega_{rm}\lambda_{ds}} P_o^*. \quad (2.30)$$

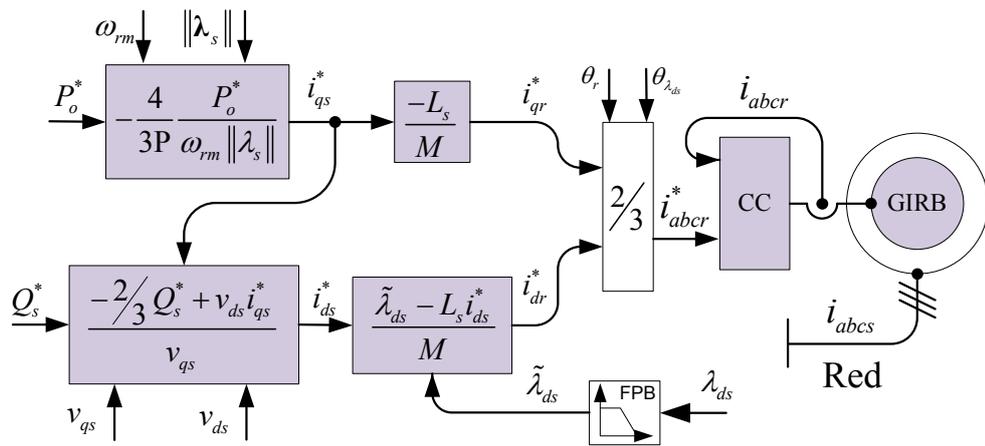


Figura 2.4: Estrategia de control de potencia activa y reactiva instantánea.

Como se observa en la ecuación (2.30) la componente de referencia (i_{qs}^*) queda expresada en función de la potencia activa de referencia (P_o^*), la velocidad angular del rotor (ω_{rm}) y del flujo estatórico (λ_{ds}). En condiciones ideales, el flujo del estator es constante, sin embargo cuando la tensión de red presenta desbalances y/o armónicos este flujo varía ($\dot{\lambda}_{ds} \neq 0$), por lo que si ω_{rm} permanece constante, la corriente de referencia (i_{qs}^*) contiene armónicos relacionados con el desbalance y/o contenido armónico de la Red lo que exige un mayor ancho de banda del controlador de corriente.

Control de Potencia Reactiva

La potencia reactiva de estator (Q_s) puede calcularse en función de las corrientes y tensiones en los ejes qd [44].

$$Q_s = -\frac{3}{2}(v_{qs}i_{ds} - v_{ds}i_{qs}). \quad (2.31)$$

Dado que la componente en el eje en cuadratura de la corriente de estator (i_{qs}) queda definida por el control de potencia activa, es posible despejar la componente en eje directo de la corriente de estator i_{ds}^* a partir de la ecuación (2.31) en función de la potencia reactiva de referencia (Q_s^*),

$$i_{ds}^* = \frac{1}{v_{qs}} \left(v_{ds} i_{qs}^* - \frac{2}{3} Q_s^* \right). \quad (2.32)$$

Los lazos de control de potencia activa y reactiva descritos permiten obtener las referencias para las corrientes de estator (i_{ds}^* e i_{qs}^*). Sin embargo, en el sistema de generación propuesto, el GIRB se controla a través del RSC de manera tal que es necesario obtener las referencias de corriente para el rotor i_{qr}^* y i_{dr}^* en función de las corrientes de estator. Estas referencias de corriente se pueden calcular utilizando las ecuaciones (2.23) teniendo en cuenta que $\lambda_{qs} = 0$.

$$\begin{aligned} i_{qr}^* &= -\frac{L_s}{M} i_{qs}^*, \\ i_{dr}^* &= \frac{\lambda_{ds} - L_s i_{ds}^*}{M}. \end{aligned}$$

2.3.2. Filtro Pasa Bajos (FPB)

Debido a la naturaleza conmutada de las señales utilizadas para calcular estas referencias y de problemas en la estabilidad del sistema que se muestran en la siguiente Sección, es necesario agregar un filtro pasa bajos sobre la estima del flujo de estator para garantizar el correcto funcionamiento del sistema de manera tal que, la señal filtrada de la estima del flujo de estator ($\tilde{\lambda}_{ds}$) se define con la siguiente ecuación,

$$\dot{\tilde{\lambda}}_{ds} = \frac{1}{\tau_\lambda} (\lambda_{ds} - \tilde{\lambda}_{ds}),$$

donde, $\tau_\lambda = 1/(2\pi f_c)$ es la constante de tiempo del filtro y f_c es la frecuencia de corte del mismo. Así, las referencias de las corrientes de rotor se obtienen como sigue,

$$i_{qr}^* = -\frac{L_s}{M} i_{qs}^*, \quad (2.33)$$

$$i_{dr}^* = \frac{\tilde{\lambda}_{ds} - L_s i_{ds}^*}{M}, \quad (2.34)$$

$$\dot{\tilde{\lambda}}_{ds} = \frac{1}{\tau_\lambda} (\lambda_{ds} - \tilde{\lambda}_{ds}). \quad (2.35)$$

2.3.3. Control de Corrientes de Rotor

Para que la estrategia propuesta tenga un correcto desempeño, las corrientes de rotor deben ser controladas para que las mismas alcancen los valores requeridos con la dinámica más rápida posible. Para esto, los lazos de control se deben diseñar considerando que las ecuaciones de rotor presentan no linealidades y acoplamientos cruzados. En este trabajo se utiliza el control de corrientes de rotor presentado en [48], donde se linealizan las ecuaciones de rotor y se desacoplan las mismas de otras variables del sistema obteniéndose dinámicas lineales que permiten ajustar fácilmente los controladores.

En los ensayos de simulación, se ajustaron las ganancias de los controladores para obtener una respuesta sin sobrepaso y con un tiempo de asentamiento $T_s = 1$ [ms].

2.3.4. Estabilidad del Sistema

Modelo No Lineal

Considerando el marco referencial orientado con el flujo del estator ($\lambda_{qs} = 0$), las ecuaciones dinámicas de los flujos de estator (ecuaciones (2.19) y (2.20)) se pueden expresar de la siguiente manera [49],[50].

$$\dot{\lambda}_{ds} = -r_s i_{ds} + v_{ds}, \quad (2.36)$$

$$0 = -r_s i_{qs} - \omega_{dq} \lambda_{ds} + v_{qs}. \quad (2.37)$$

A los fines del análisis propuesto, se define la variable α como el ángulo entre el vector espacial de tensión de red y el eje q del referencial, de forma tal que,

$$\dot{\alpha} = \omega_e - \omega_{dq}, \quad (2.38)$$

donde ω_e es la velocidad angular del vector tensión de Red (\mathbf{v}_s),

$$\mathbf{v}_s = \begin{bmatrix} v_{qs} & v_{ds} \end{bmatrix}^T,$$

de manera tal que,

$$v_{qs} = \|\mathbf{v}_s\| \cos(\alpha), \quad (2.39)$$

$$v_{ds} = -\|\mathbf{v}_s\| \sin(\alpha), \quad (2.40)$$

y $\|\mathbf{v}_s\|$ representa el módulo del vector espacial de tensión de estator, el cual puede ser constante o variar en el tiempo dependiendo del desbalance y/o contenido armónico de las tensiones de Red.

Despejando las corrientes de estator (i_{qs} e i_{ds}) en términos de las corrientes de rotor (i_{qr} e i_{dr}) y las componentes del flujo del estator (λ_{ds} y $\lambda_{qs} = 0$) de las ecuaciones (2.23) y (2.24) y reemplazando en las ecuaciones (2.36) y (2.37) es posible escribir que,

$$\dot{\lambda}_{ds} = -\frac{1}{\tau_s} \lambda_{ds} + \frac{M}{\tau_s} i_{dr}^* - \|\mathbf{v}_s\| \sin(\alpha), \quad (2.41)$$

$$\dot{\alpha} = \omega_e - \frac{1}{\lambda_{ds}} \left(\|\mathbf{v}_s\| \cos(\alpha) + \frac{M}{\tau_s} i_{qr}^* \right). \quad (2.42)$$

donde $\tau_s = L_s/r_s$ es la constante de tiempo de estator y las corrientes de rotor se reemplazan por sus valores de referencia considerando instantáneos los lazos de control de corriente de rotor.

En este modelo, las corrientes de rotor pueden ser consideradas las acciones de control del sistema obtenidas a partir de las ecuaciones (2.33)-(2.35).

El modelo del sistema en el referencial alineado con el flujo del estator incluyendo la dinámica del filtro desarrollado en la Sección 2.3.2 es el siguiente.

$$\begin{aligned}\dot{\lambda}_{ds} &= -\frac{1}{\tau_s} \left(\lambda_{ds} - \tilde{\lambda}_{ds} \right) - r_s i_{ds}^* - \|\mathbf{v}_s\| \sin(\alpha), \\ \dot{\alpha} &= \omega_e - \frac{1}{\lambda_{ds}} \left(\|\mathbf{v}_s\| \cos(\alpha) - r_s i_{qs}^* \right), \\ \dot{\tilde{\lambda}}_{ds} &= \frac{1}{\tau_\lambda} \left(\lambda_{ds} - \tilde{\lambda}_{ds} \right).\end{aligned}\tag{2.43}$$

Análisis de Estabilidad

Una forma de analizar la estabilidad del sistema no lineal (2.43) es linealizando el mismo alrededor del punto de operación $\alpha_0, \lambda_{ds0} \approx \tilde{\lambda}_{ds0}, \mathbf{v}_{s0}, i_{qs0}^*, i_{ds0}^*$ y analizando la ecuación característica del sistema lineal resultante.

En régimen permanente,

$$\|\mathbf{v}_s\| \sin(\alpha_0) \approx -r_s i_{ds0}^*,\tag{2.44}$$

$$\|\mathbf{v}_s\| \cos(\alpha_0) \approx \omega_e \lambda_{ds0} + r_s i_{qs0}^*.\tag{2.45}$$

No se considera en este modelo el comportamiento dinámico del observador ya

Tabla 2.1: Parámetros del Modelo

Parámetro	Valor	Parámetro	Valor
P_s [kW]	5.5	ω_b [rad/s]	314.16
V_s [V]	220	$L_s = L_r$ [mH]	122.8
V_r [V]	132	M [mH]	121
I_s [A]	12	r_s [Ω]	0.67
I_r [A]	16	r_r [Ω]	1.17

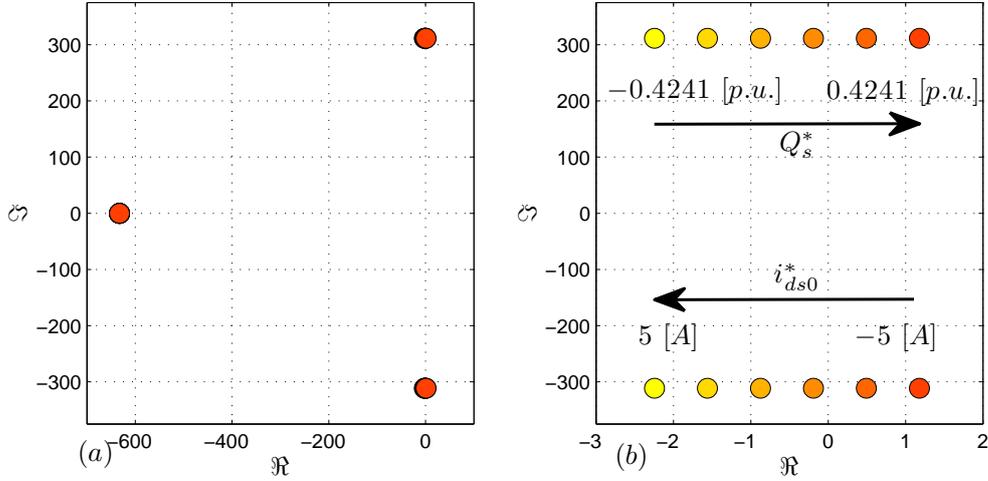


Figura 2.5: Lugar geométrico de las raíces - $f_c = 100$ Hz para $i_{ds0}^* \in (-5, 5)$ [A].

que se ajusta el mismo con una velocidad de convergencia mucho más alta que la velocidad con la que evolucionan las distintas variables del sistema por lo que puede asumirse el principio de separación de dinámicas.

El Jacobiano del sistema (2.43) evaluado en el punto de operación propuesto es el siguiente,

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} -1/\tau_s & -\omega_e \lambda_{ds0} - i_{qs0}^* r_s & 1/\tau_s \\ \omega_e / \lambda_{ds0} & -i_{ds0}^* r_s / \lambda_{ds0} & 0 \\ 1/\tau_\lambda & 0 & -1/\tau_\lambda \end{bmatrix}, \quad (2.46)$$

La matriz \mathbf{A} y sus autovalores (polos del sistema) dependen de los parámetros del sistema como r_s y τ_s , del flujo en régimen permanente λ_{ds0} , de la constante de tiempo del filtro τ_λ y de las corrientes de estator i_{qs0}^* y i_{ds0}^* . En condiciones normales de funcionamiento, tanto los parámetros de la máquina (r_s y τ_s) como el flujo del estator (λ_{ds0}) no se modifican considerablemente por lo que pueden ser considerados constantes en términos de estabilidad.

Del estudio del Lugar Geométrico de las Raíces (**LGR**) realizado para distintas combinaciones de variables y parámetros se puede ver que la estabilidad depende principalmente de τ_λ y la corriente asociada a la potencia reactiva de estator i_{ds0}^* . La corriente asociada a la potencia activa i_{qs0}^* no modifica apreciablemente la ubicación

de los polos para valores de τ_λ y i_{ds0}^* dados.

En la figura 2.5.(a) se observa el LGR del sistema cuyos parámetros se muestran en la Tabla 3.1 para una frecuencia de corte del FPB de 100 Hz ($\tau_\lambda = 0,0016 [s]$) y una corriente i_{ds0}^* en un rango de $(+5, -5) [A]$ correspondiente a una variación de Q_s de $(-0,42, 0,42) [p.u.]$. Se observa claramente que el sistema posee dos polos complejos conjugados dominantes y un polo real muy alejado del eje imaginario.

En la figura 2.5.(b) se puede ver una ampliación del LGR cerca del eje complejo, donde se observa que a medida que la máquina disminuye su consumo de potencia reactiva (comportamiento inductivo), la parte real de los polos complejos conjugados dominantes migran del lado izquierdo al lado derecho del plano complejo. De los resultados obtenidos se puede interpretar que para distintos valores de la frecuencia del corte del filtro pasa-bajos la potencia reactiva (Q_s) debe ser limitada para garantizar la estabilidad del sistema.

En la figura 2.6 se muestra la relación entre la potencia reactiva máxima ($Q_{s \text{ máx}}$) que el GIRB puede entregar en función de la frecuencia de corte del filtro pasa-bajos a partir de la cual el sistema se vuelve inestable.

2.3.5. Observador de Flujo

Las estrategias de control propuestas precisan del conocimiento de la posición y amplitud del vector espacial del flujo estático para realizar las transformaciones necesarias y generar las referencias de corriente de rotor, como se muestra en las ecuaciones (2.30), (2.32) y (2.33)-(2.35). La utilización de un observador, que permita estimar el flujo estático del GIRB, es conveniente desde el punto de vista económico y de confiabilidad por lo que en esta Sección se detalla el diseño y ajuste del mismo [48].

Observador de Flujo

Las ecuaciones que modelan el comportamiento dinámico del flujo del estator se pueden escribir en forma matricial como [48],

$$\dot{\lambda}_s = \mathbf{H}_s \lambda_s + \mathbf{M}_s \mathbf{i}_r + \mathbf{v}_s. \quad (2.47)$$

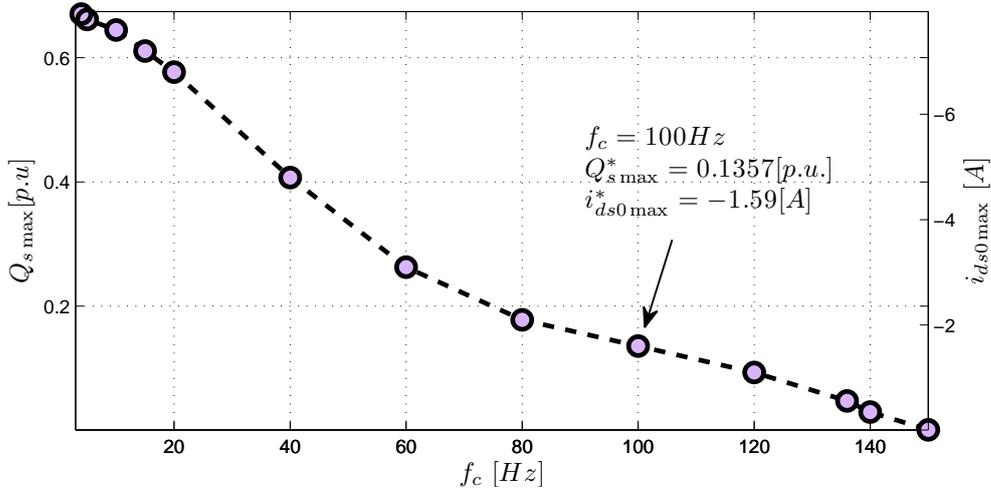


Figura 2.6: Potencia reactiva extraíble - $Q_{s \max}$ vs f_c .

donde,

$$\mathbf{H}_s = -\frac{1}{\tau_s} \mathbf{I} + \omega_{dq} \mathbf{J}, \quad \mathbf{M}_s = \frac{M}{\tau_s} \mathbf{I}. \quad (2.48)$$

$$\mathbf{I} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{J} = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix}. \quad (2.49)$$

El observador propuesto se construye utilizando la ecuación dinámica presentada en (2.47) a la cual se le agrega un término de corrección que permite modificar la velocidad de convergencia a cero del error. La ecuación del observador es,

$$\dot{\hat{\lambda}}_s = \mathbf{H}_s \hat{\lambda}_s + \mathbf{M}_s \mathbf{i}_r + \mathbf{v}_s + \mathbf{G}(\hat{\lambda}_s - \lambda_s). \quad (2.50)$$

donde \mathbf{G} es la matriz de ganancias del observador.

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} g_{11} & g_{12} \\ g_{21} & g_{22} \end{bmatrix} \quad (2.51)$$

El término de corrección está formado por el producto de la matriz \mathbf{G} por el vector $\mathbf{e} = \hat{\lambda}_s - \lambda_s$ el cual representa el error de estimación.

Debido a que el flujo λ_s no puede ser medido para implementar el término de corrección de la ecuación (2.50), es posible utilizar la ecuación algebraica que relaciona

el flujo de estator con las corrientes de estator y rotor para dicho propósito, es decir,

$$\lambda_s = \mathbf{L}_s \mathbf{i}_s + \mathbf{M} \mathbf{i}_r. \quad (2.52)$$

La diferencia entre las ecuaciones (2.47) y (2.50) permite obtener la ecuación dinámica del error de estimación.

$$\dot{\mathbf{e}} = (\mathbf{H}_s + \mathbf{G})\mathbf{e}. \quad (2.53)$$

Es posible buscar los elementos de la matriz de ganancias \mathbf{G} de manera tal que el error de estimación converja asintóticamente a cero con una rapidez deseada. La matriz $\mathbf{H}_s + \mathbf{G}$ debe tener la siguiente forma,

$$\mathbf{H}_s + \mathbf{G} = \begin{bmatrix} \sigma_q & 0 \\ 0 & \sigma_d \end{bmatrix} \quad (2.54)$$

donde σ_q y σ_d representan a los polos del observador los cuales deben ser elegidos en función de la dinámica deseada. Finalmente, las ganancias resultantes son,

$$\mathbf{G} = \begin{bmatrix} \frac{1}{\tau_s} + \sigma_q & \omega_{dq} \\ -\omega_{dq} & \frac{1}{\tau_s} + \sigma_q \end{bmatrix} \quad (2.55)$$

Debido a que las corrientes de rotor de referencia son calculadas a partir de las corrientes y flujos de estator, la velocidad de convergencia del observador de flujo debe ser mayor que la velocidad del lazo de corriente, sin embargo se debe tener en cuenta que al elevar excesivamente dicha velocidad de convergencia se pierde capacidad de rechazo al ruido de medición.

2.4. Convertidor del Lado de la Red GSC

El convertidor del lado de la Red GSC, es el encargado de mantener el flujo de potencia activa entre el rotor del GIRB y la red. Además, este convertidor puede ser utilizado para entregar potencia reactiva y como filtro activo [8]. A continuación se presenta el modelo matemático de este convertidor incluyendo el filtro inductivo de acoplamiento a la red. Este modelo permite diseñar controladores para inyectar al punto de conexión con la red, las corrientes deseadas según una estrategia de control determinada.

2.4.1. Modelo Matemático del GSC

En la figura 2.7 se muestra el diagrama esquemático del GSC. Se puede observar que el mismo está constituido por un inversor trifásico conectado a la Red a través de un filtro inductivo con inductancia L_g y resistencia asociada r_g , la cual representa la resistencia del filtro sumada a la que representa las pérdidas en las llaves del convertidor. En el lado de CC está conectado a un DC-Link formado por un banco de capacitores con capacidad C . Se puede observar también que en la figura se representan las corrientes del RSC y GSC reflejadas en el DC-Link denominadas por i_{dcr} y i_{dcg} . El GSC puede ser modelado de la siguiente manera,

$$\begin{aligned} v_{ag} &= r_g i_{ag} + L_g \dot{i}_{ag} + v_{as}, \\ v_{bg} &= r_g i_{bg} + L_g \dot{i}_{bg} + v_{bs}, \\ v_{cg} &= r_g i_{cg} + L_g \dot{i}_{cg} + v_{cs}, \\ C \dot{v}_{dc} &= -i_{dcr} - i_{dcg}. \end{aligned} \quad (2.56)$$

donde v_{ag} , v_{bg} y v_{cg} son las tensiones de fase aplicadas por el GSC y v_{dc} es la tensión del DC-Link. Si se tiene en cuenta que el GSC es una fuente de tensión dependiente del control, las tensiones del convertidor se pueden escribir de la siguiente manera,

$$\begin{bmatrix} v_{ag} \\ v_{bg} \\ v_{cg} \end{bmatrix} = \frac{1}{2} v_{dc} \begin{bmatrix} m_{ag} \\ m_{bg} \\ m_{cg} \end{bmatrix}, \quad (2.57)$$

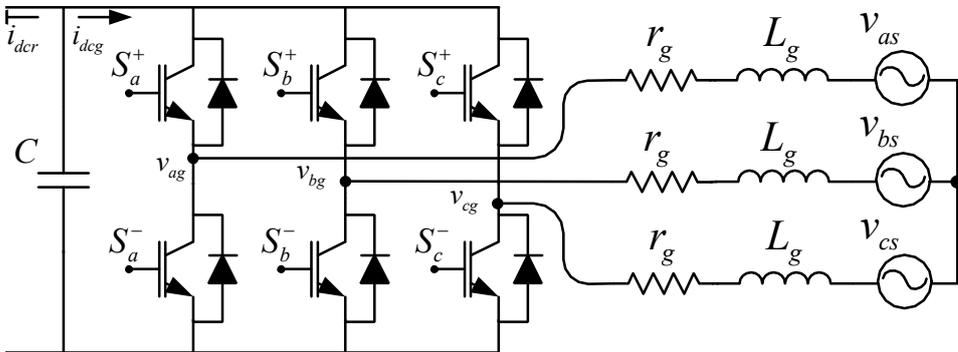


Figura 2.7: Convertidor del lado de la Red GSC.

donde m_{ag} , m_{bg} y m_{cg} son los índices de modulación los cuales pueden variar entre 1 y -1 .

Si bien el modelo presentado en el sistema de ecuaciones 2.56 representa correctamente el comportamiento dinámico del GSC, es conveniente aplicar un cambio de coordenadas que simplifique dicho modelo con el objetivo del análisis y posterior diseño de controladores. Con este propósito se aplica una transformación que refiere las variables del GSC a un referencial que gira a frecuencia de red. Si se considera la transformación invariante en potencia, la matriz correspondiente es la siguiente.

$$\mathbf{K} = \sqrt{\frac{2}{3}} \begin{bmatrix} \cos(\theta_{dq}) & \cos\left(\theta_{dq} - \frac{2\pi}{3}\right) & \cos\left(\theta_{dq} + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \sin(\theta_{dq}) & \sin\left(\theta_{dq} - \frac{2\pi}{3}\right) & \sin\left(\theta_{dq} + \frac{2\pi}{3}\right) \\ \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} & \frac{1}{\sqrt{2}} \end{bmatrix}, \quad (2.58)$$

donde θ_{qd} es el ángulo relativo entre el eje q de referencial y el eje a del marco de referencia estacionario abc .

Aplicando esta transformación a las tensiones del GSC expresadas en función de los índices de modulación y considerando que el sistema no tiene componentes de secuencia cero las tensiones del convertidor en coordenadas qd se expresan como,

$$\begin{bmatrix} v_{qg} \\ v_{dg} \end{bmatrix} = v_{dc} \begin{bmatrix} m_{qg} \\ m_{dg} \end{bmatrix} \quad (2.59)$$

donde v_{qg} , v_{dg} , m_{qg} y m_{dg} son las tensiones del GSC y los índices de modulación en los ejes qd respectivamente. Los índices de modulación son obtenidos mediante la siguiente ecuación,

$$\begin{bmatrix} m_{qg} \\ m_{dg} \end{bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{6}} \begin{bmatrix} m_{ag} \cos(\theta_{dqg}) + m_{bg} \cos\left(\theta_{dqg} - \frac{2\pi}{3}\right) + m_{cg} \cos\left(\theta_{dqg} + \frac{2\pi}{3}\right) \\ m_{ag} \sin(\theta_{dqg}) + m_{bg} \sin\left(\theta_{dqg} - \frac{2\pi}{3}\right) + m_{cg} \sin\left(\theta_{dqg} + \frac{2\pi}{3}\right) \end{bmatrix} \quad (2.60)$$

La corriente i_{dcg} se puede escribir en función de la corriente i_{dcr} y la corriente en el capacitor del DC-Link i_C , de la siguiente manera,

$$i_{dcg} = -i_{dcr} - i_C, \quad (2.61)$$

Reemplazando la corriente en el capacitor del DC-Link por su expresión correspondiente ($i_C = C\dot{v}_{dc}$) la ecuación (2.61) se puede escribir como,

$$i_{dcg} = -i_{dcr} - C\dot{v}_{dc}, \quad (2.62)$$

Considerando que la potencia entregada por el GSC se puede expresar como

$$p_g = v_{qg}i_{qg} + v_{dg}i_{dg} = v_{dc}i_{dcg}, \quad (2.63)$$

y que las tensiones v_{qg} y v_{dg} se pueden expresar en función de los índices de modulación y la tensión del DC-Link, la corriente del GSC reflejada en el lado de continua (i_{dcg}) queda expresada de la siguiente manera

$$i_{dcg} = m_{qg}i_{qg} + m_{dg}i_{dg}. \quad (2.64)$$

donde i_{qg} e i_{dg} son las componentes en los ejes q y d de las corrientes del GSC.

Finalmente, aplicando la transformación al modelo del GSC sin conexión de neutro, se obtiene el modelo en coordenadas qd ,

$$\begin{aligned} m_{qg}v_{dc} &= r_g i_{qg} + \omega_{dq} L_g i_{dg} + L_g \dot{i}_{qg} + v_{qs}, \\ m_{dg}v_{dc} &= r_g i_{dg} - \omega_{dq} L_g i_{qg} + L_g \dot{i}_{dg} + v_{ds}, \\ \dot{v}_{dc} &= -\frac{1}{C} i_{dcr} - \frac{1}{C} (m_{qg} i_{qg} + m_{dg} i_{dg}). \end{aligned} \quad (2.65)$$

2.4.2. Control del GSC

Como se menciona anteriormente, el GSC permite balancear el flujo de potencia entre el rotor y la red con la posibilidad de inyección de potencia reactiva. Para ello se deben controlar las corrientes que este inyecta al punto de conexión con la red y la tensión del DC-Link al que está conectado. El método clásico de control del GSC

[41] consiste en cerrar tres lazos de control, un lazo de control de corriente en el eje q asociado a la potencia reactiva y dos lazos anidados, un lazo externo de control de tensión del DC-Link y un lazo interno de control de corriente en el eje d , el cual se relaciona directamente con la potencia activa que el GSC inyecta a la red.

Control de tensión del DC-Link

El GSC tiene la capacidad de regular la tensión del DC-Link ajustando la potencia activa inyectada al punto de conexión con la red. Si se utiliza un referencial alineado con la tensión de red, la componente en el eje d controla la potencia activa inyectada y en consecuencia la tensión del DC-Link. Como se muestra en la Sección anterior, el modelo dinámico de la tensión del DC-Link responde a la siguiente ecuación,

$$\dot{v}_{dc} = -\frac{1}{C}i_{dcr} - \frac{1}{C}i_{dcg}.$$

donde $-i_{dcr}$ se puede interpretar como la corriente de entrada del convertidor la cual depende de la potencia activa del rotor y los perfiles de potencia activa y reactiva de referencia del sistema de generación. En principio, este valor no es conocido por el control del GSC y el mismo puede considerarse una perturbación para el sistema. Si se aplica la transformada de Laplace a la ecuación anterior se obtiene la relación entre la corriente i_{dg} y la tensión del DC-Link v_{dc} a través de la siguiente función de transferencia.

$$\frac{V_{dc}(s)}{I_{dcg}(s)} = -\frac{1}{C} \frac{1}{s}.$$

En la ecuación se puede ver que la tensión del DC-Link puede ajustarse con la corriente i_{dcg} . Para cerrar el lazo de tensión de DC-Link se compara la tensión de referencia v_{dc}^* con la tensión medida v_{dc} . El error obtenido es procesado por un controlador PI que entrega a su salida la corriente de referencia (i_{dcg}^*) que el GSC debe inyectar a la red. La función de transferencia del controlador es la siguiente.

$$G_{PIv}(s) = k_{pv} \frac{(s + k_{iv}/k_{pv})}{s}. \quad (2.66)$$

Finalmente, la función de transferencia de lazo cerrado del control de tensión del DC-Link es la siguiente,

$$\frac{V_{dc}(s)}{V_{dc}^*(s)} = \frac{(k_{pv}/C)(s + k_{iv}/k_{pv})}{s^2 + (k_{pv}/C)s + (k_{iv}/C)}, \quad (2.67)$$

donde se ajustan las ganancias del controlador (k_{pv} y k_{iv}) para obtener el tiempo de asentamiento y sobrepaso deseado.

Como se expresa en las ecuaciones anteriores, la tensión del DC-Link es controlada mediante el ajuste de la corriente i_{dcg} . Si se desprecian las pérdidas en el filtro y en las resistencias de las llaves del convertidor, y se considera que el referencial está alineado con la tensión de red ($v_{qs} = 0$) el balance de potencia activa cumple la siguiente relación,

$$v_{dc}i_{dcg} = v_{ds}i_{dg} \quad (2.68)$$

Por lo tanto, la corriente de referencia en el eje d que debe entregar el GSC se puede calcular a partir de la corriente i_{dcg}^* de la siguiente manera,

$$i_{dg}^* = \frac{v_{dc}}{v_{ds}} i_{dcg}^*. \quad (2.69)$$

Control de corrientes de red

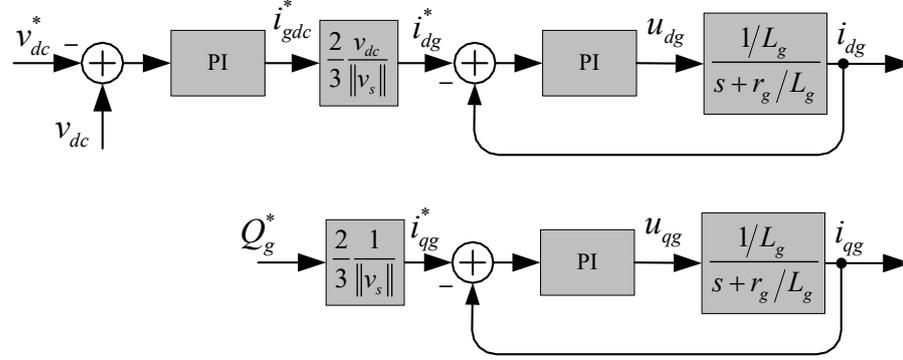
Los lazos de control de corriente tienen como objetivo principal entregar la potencia reactiva deseada en el punto de conexión con la red y el control de la tensión del DC-Link.

Para el diseño de los lazos de control, es conveniente desacoplar las ecuaciones dinámicas de la corriente del convertidor a través de las entradas de control v_{qg} y v_{dg} de la siguiente manera.

$$v_{qg} = u_{qg} + \omega_{dq} L_g i_{dg} + v_{qs} \quad (2.70)$$

$$v_{dg} = u_{dg} - \omega_{dq} L_g i_{qg} + v_{ds}. \quad (2.71)$$

donde u_{qg} y u_{dg} son las entradas auxiliares de control.


 Figura 2.8: Lazos de control de tensión v_{dc} y de corrientes i_{qg} e i_{dg} .

Las ecuaciones dinámicas obtenidas son las siguientes.

$$u_{qg} = r_g i_{qg} + L_g \dot{i}_{qg}, \quad (2.72)$$

$$u_{dg} = r_g i_{dg} + L_g \dot{i}_{dg}. \quad (2.73)$$

Se puede observar que se obtienen dos ecuaciones de primer orden desacopladas entre sí lo que permite controlar independientemente las corrientes en cada eje. Si se utiliza un controlador PI para el control de cada componente con función de transferencia

$$G_{PIx}(s) = k_{px} \frac{(s + k_{ix}/k_{px})}{s}. \quad (2.74)$$

con $x \in \{q, d\}$, las funciones de transferencia de lazo cerrado de los lazos de control de corriente resultan,

$$\frac{I_{xg}(s)}{I_{xg}^*(s)} = \frac{(k_{px}/L_g)(s + k_{ix}/k_{px})}{s^2 + (k_{px}/L_g + r_g/L_g)s + (k_{ix}/L_g)}. \quad (2.75)$$

En la figura 2.8 se muestra el diagrama de bloques de los tres lazos de control del GSC.

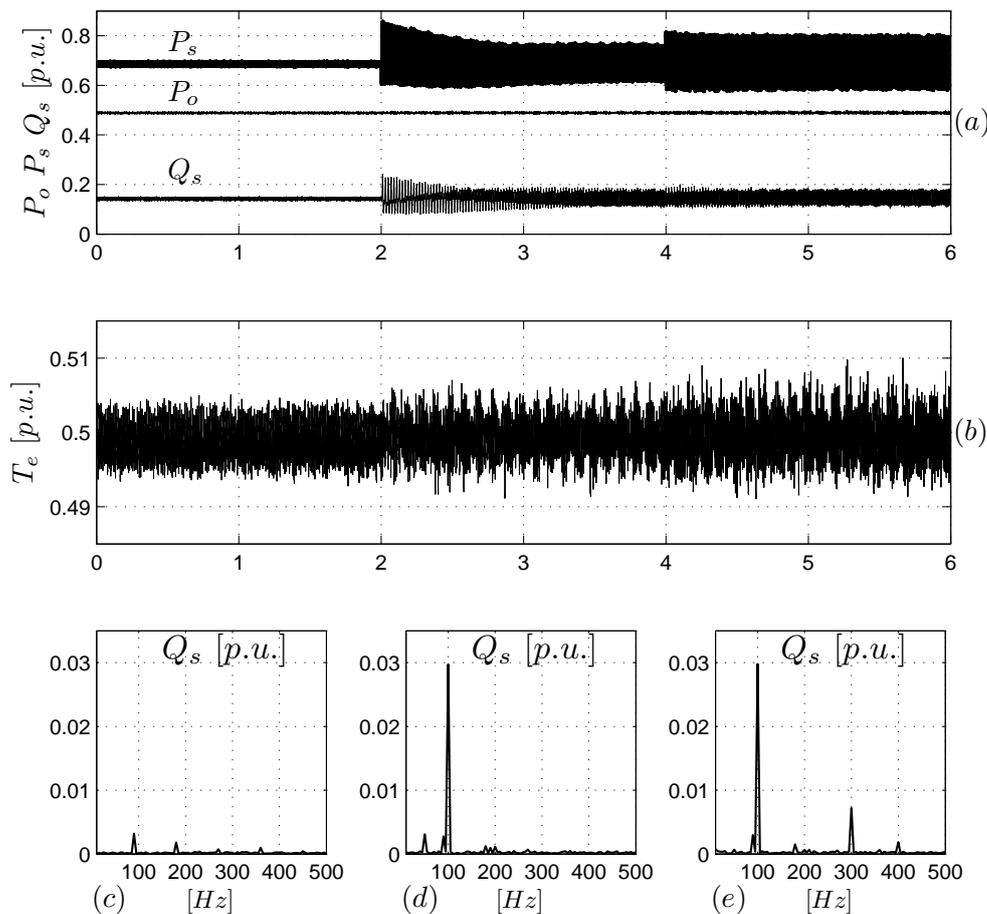
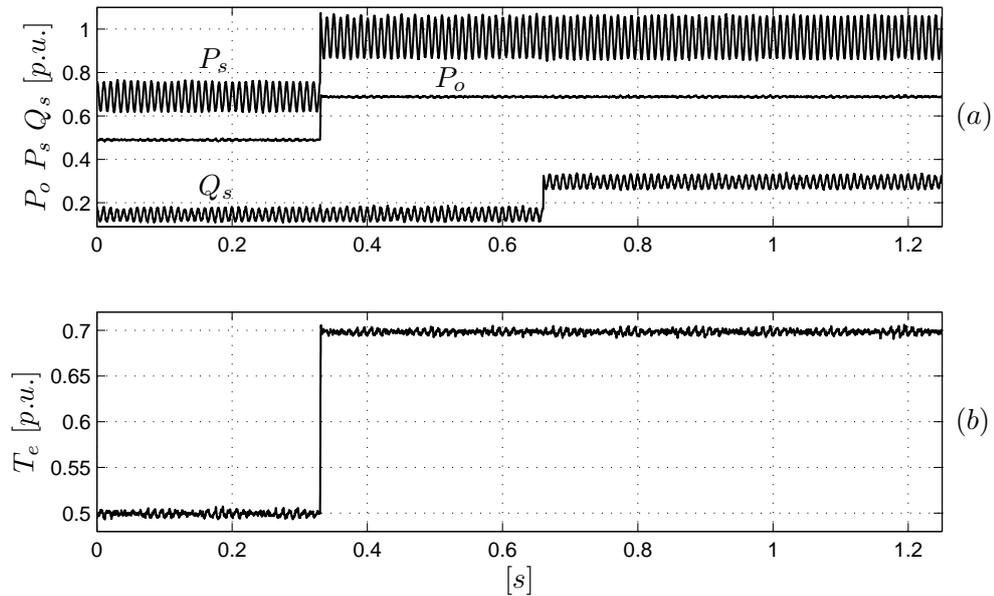


Figura 2.9: Operación con tensiones de Red desbalanceadas y con armónicos.

2.4.3. Resultados de Simulación

Para validar la estrategia de control de par y potencia reactiva propuesta se realizaron simulaciones utilizando el paquete Matlab/Simulink. La potencia nominal del generador utilizado en las simulaciones es de 5.5kW y los parámetros del mismo se muestran en la tabla 3.1. La velocidad de rotor ω_r se ajustó en 0,7 [p.u.]. La tensión nominal del DC-Link es de 700 [V] y la frecuencia de conmutación del **RSC** es de 15 kHz. La frecuencia de corte del filtro pasa-bajos elegida para realizar las simulaciones es de 25 Hz. El desbalance de la tensión de estator se establece siguiendo la norma IEC 61000 – 4 – 30.

En la figura 2.9 se muestran los resultados de simulación para los siguientes casos:


 Figura 2.10: Cambio de referencias de P_o y Q_s .

- 0 – 2 [s] red sin desbalance ni armónicos.
- 2 – 4 [s] red con desbalance del 5%.
- 4 – 6 [s] red con desbalance del 5% y con 7% de 5^{to} y 5% de 7^{mo} armónico.

Las referencias de potencias P_o^* y Q_s^* son 0,5 [p.u.] y 0,15 [p.u.] respectivamente. En la figura 2.9.(a) se muestran las potencias de estator (P_s y Q_s), y la potencia activa (P_o) en el punto de acoplamiento a la red (A). Se observa que la potencia (P_o) permanece con bajas oscilaciones en el valor de referencia durante todo el ensayo. Por otro lado, el desbalance de tensión y los armónicos en la tensión de red generan oscilaciones en las potencias de estator, principalmente armónicos de 100 Hz para el caso con desbalance y de 100 y 300 Hz cuando la Red presenta desbalances y armónicos. El espectro de frecuencia de la potencia reactiva (Q_s) para los tres casos se muestra en las figuras 2.9.(c), (d), y (e). Por otro lado, el par del generador (T_e) mostrado en la figura 2.9.(b) presenta bajo contenido armónico durante todo el ensayo.

En la figura 2.10 se muestran los resultados cuando se cambian las referencias de potencia activa y reactiva a $P_o = 0,7$ [p.u.] y $Q_s = 0,3$ [p.u.] en $t = 0,35$ [s] y $t =$

0,65 [s]. Se observa en la figura 2.10.(b) que el par (T_e) cambia de forma instantánea debido a que la dinámica del mismo depende directamente de la dinámica de la componente en cuadratura de la corriente de rotor (i_{qr}). En la figura 2.10.(a) se puede ver que al igual que el par, la potencia reactiva de estator (Q_s) alcanza el valor de referencia rápidamente ya que la misma es controlada directamente por la componente en eje directo de la corriente de rotor (i_{dr}). En ambos casos se verifica que los lazos de control funcionan totalmente desacoplados.

En la figura 2.11 se muestran los resultados de simulación cuando el módulo de la tensión de estator $\|\mathbf{v}_s\|$, cae un 20% en tiempo $t = 0,5$ [s], respecto de su valor nominal en forma simétrica. En la figura 2.11.(b) se observa que en el instante en

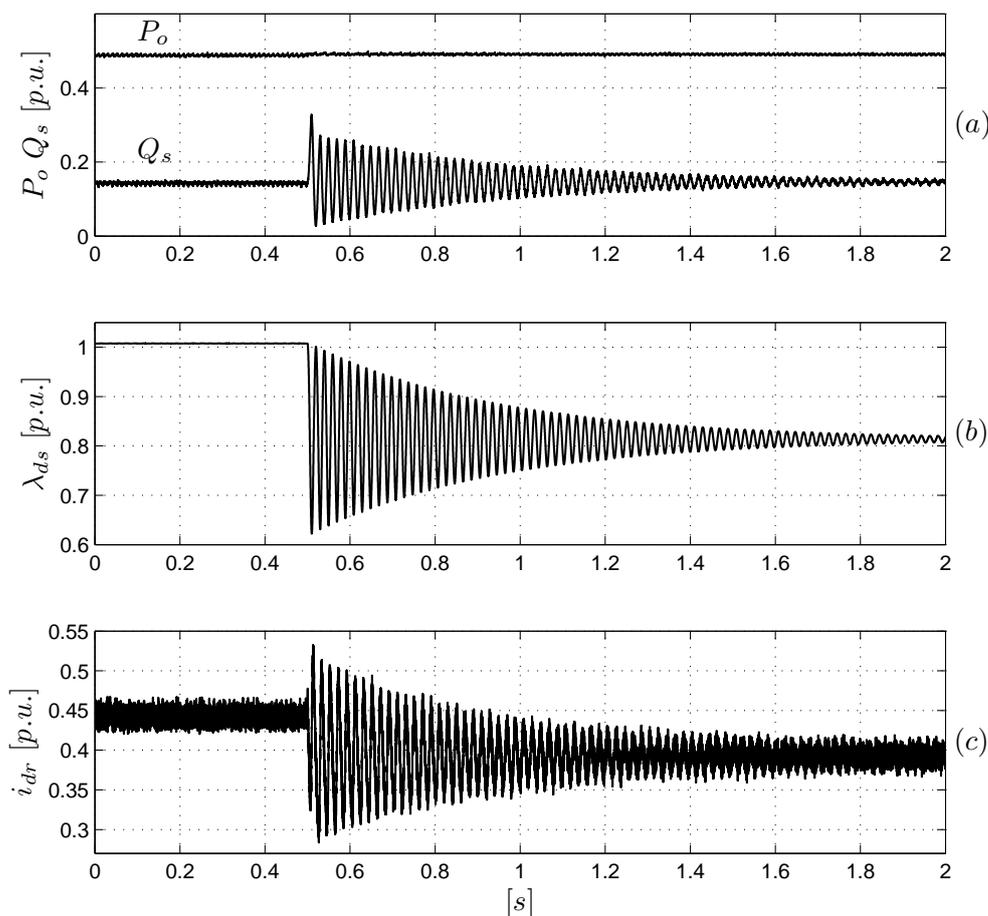


Figura 2.11: Cambio de tensión $\|\mathbf{v}_s\|$ (1 [p.u.] $\rightarrow 0,8$ [p.u.] en $t = 0,5$ [s]).

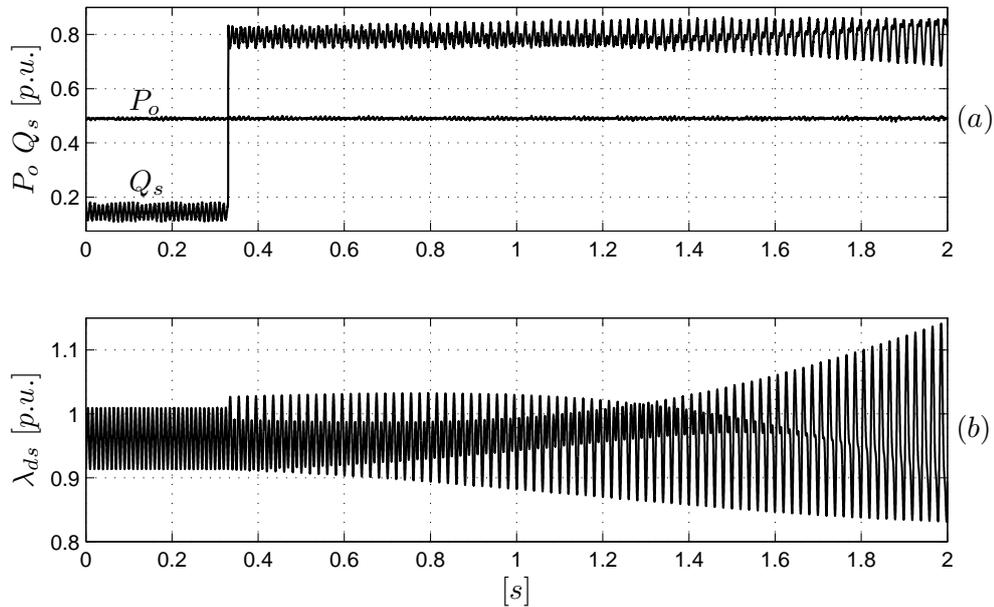


Figura 2.12: Operación inestable.

que cae la tensión el flujo de estator evoluciona dinámicamente con una respuesta dominada por los autovalores correspondientes al punto de operación. Por otro lado en la figura 2.11.(a) se muestra que la potencia Q_s se ve afectada por la variación de flujo mientras que la potencia P_o se mantiene constante.

En la figura 2.12 se muestra la simulación del sistema de generación cuando el mismo entra en la región de operación inestable. La frecuencia de corte del filtro (25 Hz) limita la potencia reactiva a $Q_s = 0,54 \text{ [p.u.]}$ por lo que la referencia de Q_s se cambia en un tiempo $t = 0,25 \text{ [s]}$ a $Q_s = 0,8 \text{ [p.u.]}$ de manera tal que el sistema entre en la región de operación inestable. Se observa en la 2.12 .(a), (b), que tanto el flujo estático (λ_{ds}) como la potencia reactiva (Q_s) evolucionan de forma inestable.

Por último, en la figura 2.13 se observa el desempeño de la estrategia de control cuando varía la velocidad de rotación del generador (ω_r). Se observa en la figura 2.13.(b) que durante la variación de ω_r la estrategia propuesta controla el par del generador para que la potencia en el punto de acoplamiento a la Red (P_o) sea constante e igual al valor deseado. En la figura 2.13.(a) se observa que P_o se mantiene constante y que las variaciones de par son reflejadas en la potencia P_s . Por otro lado la potencia

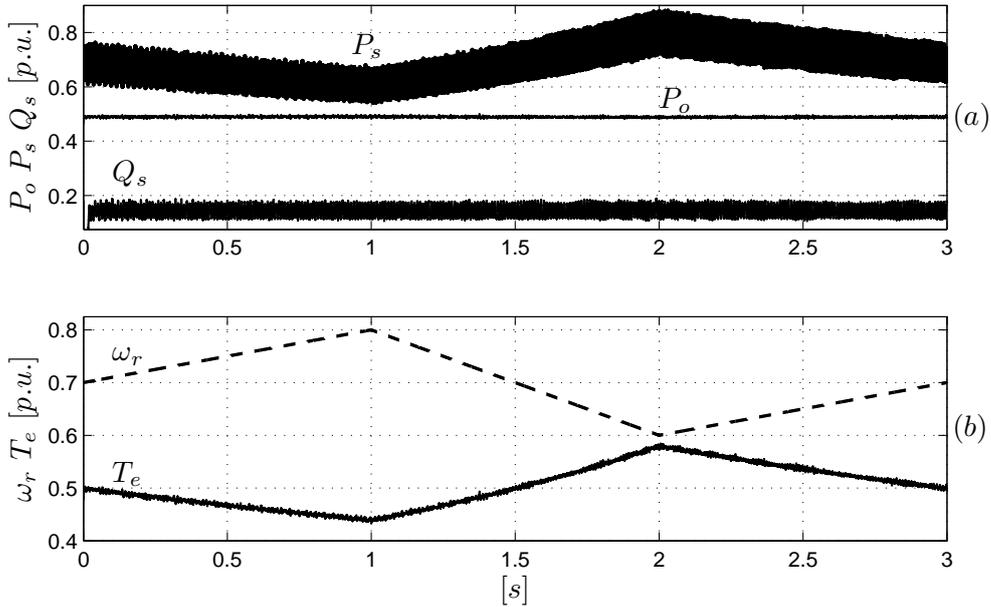


Figura 2.13: Control con cambios de velocidad ω_r .

reactiva (Q_s) permanece invariante durante todo el ensayo.

2.5. Conclusiones

En este Capítulo se presentó el modelado matemático del sistema de generación y una estrategia de control de potencia activa y reactiva instantánea para sistemas de generación conectados a la red basados en GIRB. Además, para se presentó el modelado matemático y el control estándar del GSC que permite mantener el flujo de potencia en rotor de la máquina y la red. Esto permitió simular el sistema de generación completo.

La estrategia de control propuesta en este Capítulo permite controlar de forma desacoplada la potencia activa y reactiva instantánea del generador y disminuir las oscilaciones presentes en el par cuando la red presenta desbalances y contenido armónico. La utilización de un filtro para el flujo estático estimado permitió definir una región de estabilidad en términos de la potencia reactiva máxima extraíble y frecuencia de corte del filtro. Además se observó que la estrategia permite redu-

Se observó considerablemente las oscilaciones de par cuando la Red presenta desbalances y armónicos. Se demostró que la inclusión del filtro en la estimación del flujo estático genera oscilaciones en la potencia reactiva, las cuales pueden ser compensadas por el convertidor del lado de la Red. Finalmente se demostró el correcto desempeño de los lazos de control cuando existen variaciones en la velocidad del generador.

Capítulo 3

Banco de observadores para el diagnóstico de fallas en el RSC

3.1. Introducción

Los convertidores de potencia utilizados en los sistemas de generación basados en el GIRB son los elementos que suelen fallar con mayor frecuencia produciendo grandes oscilaciones de par y velocidad en el eje del rotor, oscilaciones de potencia activa y reactiva inyectada a la red reduciendo además la vida útil de los capacitores del DC-Link [26], [16]. La detección y aislamiento de estas fallas es de vital importancia para identificar la llave que presenta un mal funcionamiento lo cual permite aplicar estrategias tolerante a fallas o sacar de servicio al sistema de generación en el caso de ser necesario. Existen diferentes estrategias de detección y aislamiento de fallas en el RSC propuestas en la literatura. En [16] y [30], el diagnóstico de fallas en el RSC se realiza a partir de la obtención de los valores promedio de las corrientes de rotor donde se requiere de al menos un ciclo de la forma de onda para realizar la detección y el aislamiento. Por otro lado esta estrategia resulta sensible a los cambios de carga y pueden generar falsas alarmas durante la operación sincrónica. Existen otras propuestas basadas en la medición de la tensión en la carga ([29]) y estrategias basadas en redes neuronales que permiten detectar y aislar fallas en una sola llave, [28]. Las estrategias de diagnóstico basadas en observadores de estado presentan ventajas

frente a otros métodos ya que sin ser diseñados adecuadamente permiten generar señales sensibles a cada falla considerada reduciendo además los tiempos de detección. La implementación de estas estrategias puede no requerir hardware adicional ya que se puede utilizar el microprocesador del sistema y las mediciones usadas para cerrar los lazos de control de potencia y de par.

En este capítulo se desarrolla un banco de observadores para la detección y aislamiento de fallas en el RSC del sistema de generación basado en el GIRB. Para el diseño de los observadores se aplica un enfoque que utiliza herramientas de la geometría diferencial con el propósito de estudiar el problema fundamental de generación de residuos (**PFGR**) en sistemas no lineales [31]. Este enfoque establece condiciones que, si son cumplidas, indican que es posible aplicar un cambio de coordenadas para obtener subsistemas sensibles a cada una de las fallas que se quieran detectar e insensibles a las perturbaciones. Este enfoque ha sido estudiado previamente aplicado a la MI considerando fallas de cortocircuito en estator [32], fallas en sensores de corriente [33] y fallas de actuador en su operación como motor [34]. A partir de los residuos obtenidos se define un vector con información que puede ser utilizada para la detección y el aislamiento de fallas en el RSC. Este capítulo se organiza de la siguiente manera, en primer lugar se presenta el modelo del GIRB donde se incluye el modelo de fallas en RSC. En segundo lugar, se presenta en forma resumida un enfoque basado en geometría diferencial (enfoque geométrico) para el aislamiento de fallas en sistemas no lineales. En tercer lugar, se aplica el enfoque geométrico al modelo del GIRB y se obtienen los sub-sistemas sensibles a cada falla que son utilizados para la obtención de señales de residuos utilizadas para el diagnóstico de las fallas. Se presenta a continuación una estrategia de diagnóstico basada en la evaluación de la orientación del vector de residuos. Por último se presentan resultados de simulación que muestran el correcto funcionamiento del banco de observadores propuesto.

3.2. Modelo del GIRB con Fallas en el RSC

En el Capítulo 2 se presentó el modelo matemático del GIRB donde las variables de estado son los en flujos de estator y rotor, y la velocidad angular del rotor ω_r .

Si bien este modelo representa adecuadamente el comportamiento dinámico de la máquina y permite el análisis y simulación del sistema de generación, es conveniente obtener otra representación del mismo para el diagnóstico de fallas en el RSC.

En el sistema de generación propuesto, el control del par del generador (potencia activa) y el control de potencia reactiva inyectada en el punto de conexión con la red se realiza a partir del control de las corrientes de rotor de la máquina. Por lo tanto, las mediciones de corrientes de rotor se encuentran disponibles en el sistema ya que se utilizan para cerrar los lazos de control asociados. Por esta razón, un modelo matemático expresado en corrientes de rotor y flujos de estator es conveniente, ya que, como se verá en este Capítulo, permite el diseño de bancos de observadores que son utilizados para el diagnóstico de fallas en el RSC.

Se puede observar además, que ante la ocurrencia de una falla en el RSC las tensiones de rotor v_{qr} y v_{dr} se ven afectadas. En particular, cuando ocurre una falla por llave abierta, se producen variaciones respecto a los valores de referencia v_{qr}^* y v_{dr}^* ya que las llaves del convertidor no pueden aplicar la totalidad de la forma de onda requerida. Este efecto puede incluirse en el modelo del GIRB a fin de diseñar la estrategia de diagnóstico, tal como se muestra en la sección 3.2.2.

3.2.1. Modelo del GIRB en Flujos de Estator y Corrientes de Rotor

El GIRB sin conexión de neutro puede ser representado en un marco referencial solidario al rotor mediante el siguiente sistema de ecuaciones [41]:

$$\begin{aligned}
 \dot{\lambda}_{qs} &= -\frac{1}{\tau_s}\lambda_{qs} - \omega_r\lambda_{ds} + \frac{M}{\tau_s}i_{qr} + v_{qs}, \\
 \dot{\lambda}_{ds} &= \omega_r\lambda_{qs} - \frac{1}{\tau_s}\lambda_{ds} + \frac{M}{\tau_s}i_{dr} + v_{ds}, \\
 \dot{i}_{qr} &= \frac{\beta}{\tau_s}\lambda_{qs} + \beta\omega_r\lambda_{ds} - \gamma i_{qr} - \beta v_{qs} + \frac{1}{\sigma L_r}v_{qr}, \\
 \dot{i}_{dr} &= -\beta\omega_r\lambda_{qs} + \frac{\beta}{\tau_s}\lambda_{ds} - \gamma i_{dr} - \beta v_{ds} + \frac{1}{\sigma L_r}v_{dr}, \\
 \dot{\omega}_r &= \frac{3PM}{4J_m L_s}(\lambda_{qs}i_{dr} - \lambda_{ds}i_{qr}) - \frac{D_m}{J_m}\omega_r - \frac{1}{J_m}T_m,
 \end{aligned} \tag{3.1}$$

donde λ_{qs} , λ_{ds} , i_{qr} , i_{dr} , v_{qs} , v_{ds} , v_{qr} y v_{dr} son las componentes de los flujos de estator, corrientes de rotor y tensiones de estator y rotor en los ejes qd del referencial solidario al rotor; ω_r , J_m y D_m son, respectivamente, la velocidad angular, el momento de inercia y el coeficiente de fricción viscosa del rotor; τ_s y τ_r son las constantes de tiempo de estator y rotor, σ el factor de dispersión y β y γ constantes que se definen como,

$$\begin{aligned}\tau_s &= \frac{L_s}{r_s}, \quad \tau_r = \frac{L_r}{r_r}, \quad \sigma = 1 - \frac{M^2}{L_s L_r}, \\ \beta &= \frac{1 - \sigma}{M\sigma}, \quad \gamma = \left(\frac{1 - \sigma}{\sigma\tau_s} + \frac{1}{\tau_r} \right),\end{aligned}\quad (3.2)$$

donde r_s y r_r son la resistencias de estator y rotor, y L_s , L_r y M son las inductancias propias de estator y rotor y la inductancia de magnetización respectivamente.

3.2.2. Modelo de las Fallas en el RSC

El convertidor del lado del rotor consiste en un inversor trifásico constituido por 6 llaves semiconductoras con sus respectivos diodos en anti-paralelo, tal como se muestra en la figura 3.1.

Las fallas en este convertidor producen efectos en las tensiones de fase v_{xr} ($x \in \{a, b, c\}$). En particular, al quedar abierta una llave, ya sea superior o inferior, el

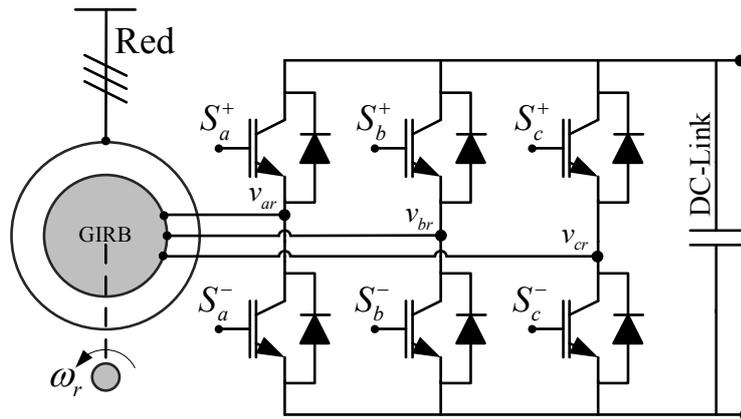


Figura 3.1: Convertidor del rotor - RSC.

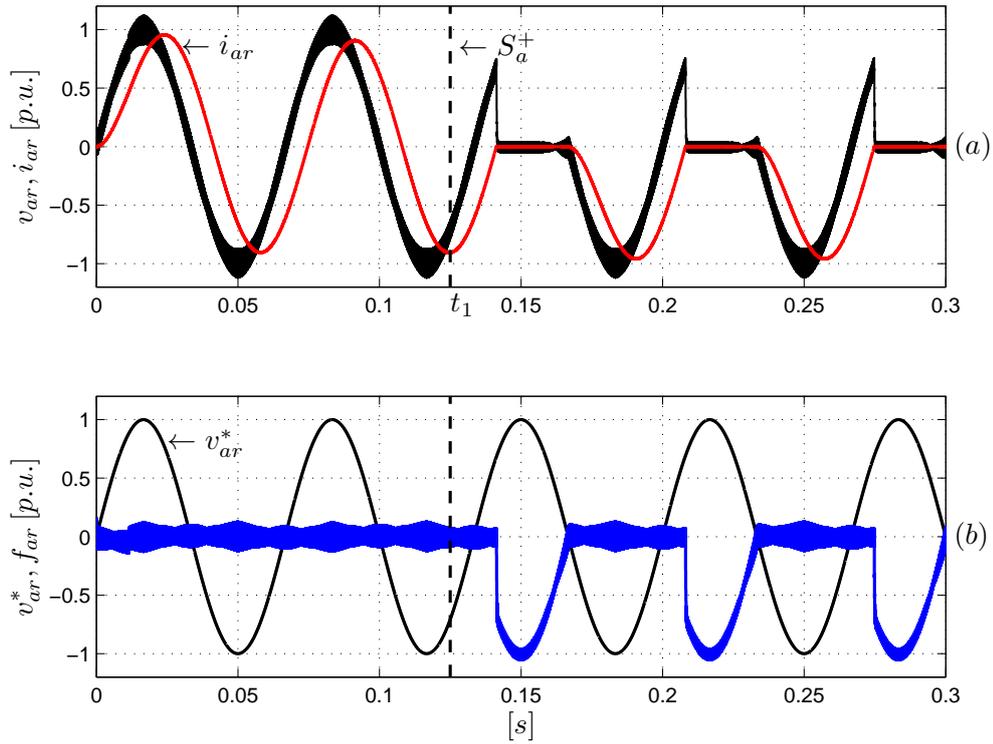


Figura 3.2: Formas de onda con falla en S_a^+ - (a) v_{ar} , i_{ar} , y (b) v_{ar}^* , f_{ar} .

convertidor no puede aplicar en forma parcial, o total, el semi-ciclo positivo o negativo de la tensión correspondiente a la fase asociada a dicha llave. Con esta consideración, las tensiones de rotor se modelan utilizando una estructura aditiva de manera tal que se pueden escribir como [34],

$$v_{xr} = v_{xr}^* + f_{xr}, \quad (3.3)$$

donde v_{xr}^* es la tensión de referencia aplicada al RSC y f_{xr} representa la señal de falla en cada fase.

En la figura 3.2.(a) se muestra una simulación con las formas de onda de tensión filtrada (v_{ar}) y corriente (i_{ar}) en la fase a del rotor del generador. En este caso la falla en la llave S_a^+ del convertidor ocurre a los 0,125 [s] del inicio de la simulación y se puede observar que en ese instante la corriente tiene sentido negativo por lo que la falla se expresa recién en el cruce por cero de i_{ar} . Esta corriente, al no poder circular en sentido positivo, produce un recorte en la forma de onda de tensión v_{ar} que puede

ser parcial o total dependiendo si el rotor se comporta como una carga resistiva o inductiva. En la figura 3.2.(b) se muestra la tensión de referencia de rotor v_{ar}^* y la señal de falla f_{ar} donde puede observarse que la tensión aplicada a la fase del rotor resulta de la suma de estas dos señales, como se expresa en (3.3).

Refiriendo las señales de falla a un marco referencial rotórico se obtiene,

$$f_{qr} = \frac{2}{3} \left(f_{ar} - \frac{1}{2}f_{br} - \frac{1}{2}f_{cr} \right), \quad (3.4)$$

$$f_{dr} = \frac{2}{3} \left(-\frac{\sqrt{3}}{2}f_{br} + \frac{\sqrt{3}}{2}f_{cr} \right), \quad (3.5)$$

donde f_{qr} y f_{dr} son las componentes de las señales de falla en el marco de referencia fijo al rotor.

Reemplazando cada una de las tensiones dadas por (3.3) transformadas al referencial del rotor (3.4-3.5), en el sistema de ecuaciones (3.1), se obtiene el modelo del generador que incluye el modelo de fallas en el RSC el cual se muestra en el siguiente sistema de ecuaciones.

$$\begin{aligned} \dot{\lambda}_{qs} &= -\frac{1}{\tau_s} \lambda_{qs} - \omega_r \lambda_{ds} + \frac{M}{\tau_s} i_{qr} + v_{qs}, \\ \dot{\lambda}_{ds} &= \omega_r \lambda_{qs} - \frac{1}{\tau_s} \lambda_{ds} + \frac{M}{\tau_s} i_{dr} + v_{ds}, \\ \dot{i}_{qr} &= \frac{\beta}{\tau_s} \lambda_{qs} + \beta \omega_r \lambda_{ds} - \gamma i_{qr} - \beta v_{qs} + \frac{1}{\sigma L_r} (v_{qr}^* + f_{qr}), \\ \dot{i}_{dr} &= -\beta \omega_r \lambda_{qs} + \frac{\beta}{\tau_s} \lambda_{ds} - \gamma i_{dr} - \beta v_{ds} + \frac{1}{\sigma L_r} (v_{dr}^* + f_{dr}), \\ \dot{\omega}_r &= \frac{3PM}{4J_m L_s} (\lambda_{qs} i_{dr} - \lambda_{ds} i_{qr}) - \frac{D_m}{J_m} \omega_r - \frac{1}{J_m} T_m, \end{aligned} \quad (3.6)$$

3.3. Aislamiento de Fallas

El diagnóstico de fallas requiere que, una vez detectada dicha falla, se pueda determinar cual, o cuales son los componentes del sistema que presentan un comportamiento defectuoso. La determinación específica del elemento con falla se define como aislamiento [51]. El aislamiento de fallas en sistemas dinámicos se resuelve a partir de la obtención de señales que sean sensibles a las fallas que se quieren aislar

e insensibles al resto del espacio de fallas y a las perturbaciones de manera tal que se obtienen señales particulares por cada falla que se quiera aislar. Estas señales son denominadas residuos y la obtención de las mismas es denominado en la literatura como el *problema fundamental de generación de residuos (PFGR)* [31].

Una manera de realizar el aislamiento de las fallas y resolver el PFGR es mediante el uso de bancos de observadores sensibles a cada falla que se quiera aislar. En la figura 3.3 se muestra en un diagramas de bloque simplificado donde se representa un sistema con entrada u y salida y que puede ser afectado por la falla f y la perturbación ω . Se observa en dicha figura que en paralelo al sistema se procesa un observador basado en el modelo dinámico del mismo. Este observador utiliza la misma entrada u y permite obtener una estimación de la salida sistema (\hat{y}). La diferencia entre la salida medida del sistema y la estimación se define como residuo el cual se expresa con la siguiente ecuación.

$$r = y - \hat{y} \quad (3.7)$$

Para que la señal de residuo sea representativa de la falla, el observador basado en el modelo del sistema debe ser sensible a dicha falla e insensible a la perturbación ω . Esto último hace referencia a que el sistema debe ser capaz de estimar correctamente la salida y incluso en presencia de la señal de perturbación en el sistema. Finalmente, el aislamiento se realiza mediante la evaluación de la señal de residuo.

A partir del anterior análisis se puede deducir que el PFGR consisten en obtener modelos que sean sensibles a las fallas que se quieran aislar y que no sean afectados por el resto de las fallas y las perturbaciones. A partir de estos modelos se pueden construir bancos de observadores que permitan obtener señales de residuo sensibles a cada falla considerada. Una manera de lograr esto es a partir de la aplicación de un enfoque basado en geometría diferencial el cual se desarrolla en la siguiente Sección.

3.3.1. Condición Geométrica

En esta Sección se describe brevemente el enfoque geométrico para resolver el **PFGR** para luego aplicarlo sobre el modelo del GIRB.

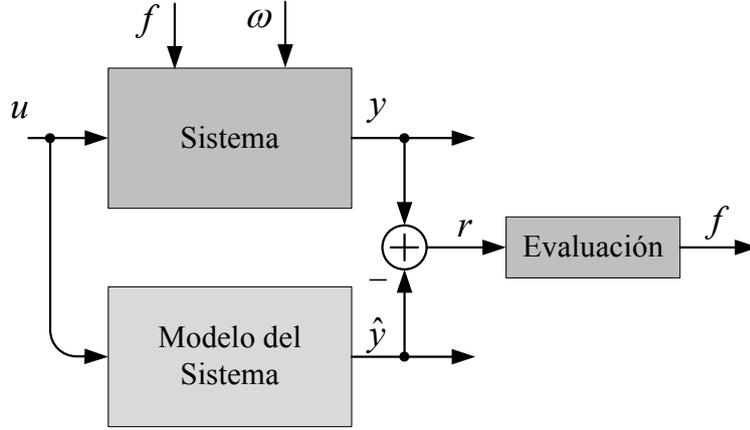


Figura 3.3: Aislamiento de fallas.

Considerando un modelo definido de la siguiente manera:

$$\begin{aligned}\dot{\mathbf{x}} &= f(\mathbf{x}) + \sum_{k=1}^m g_k(\mathbf{x}) u_k + \sum_{i=1}^s l_i(\mathbf{x}) f_i + \sum_{j=1}^d p_j(\mathbf{x}) w_j, \\ \mathbf{y} &= h(\mathbf{x}),\end{aligned}$$

donde $\mathbf{x} \in \mathfrak{R}^n$ son los estados del sistema, u_k ($k \in \mathfrak{N}(1, m)$), las entradas conocidas, f_i ($i \in \mathfrak{N}(1, s)$) representan las fallas que deben aislarse, w_j ($j \in \mathfrak{N}(1, d)$) las perturbaciones del sistema e $\mathbf{y}, \in \mathfrak{R}^p$ ($p \leq n \in \mathfrak{N}$) es el vector de salidas del mismo y donde, $f(\mathbf{x})$, $g_k(\mathbf{x})$, $l_i(\mathbf{x})$ y $p_j(\mathbf{x})$ son campos vectoriales suaves sobre \mathbf{x} .

Resolver el **PFGR** significa generar un residuo r_i por cada señal de falla f_i que se quiera aislar de manera tal que el i -ésimo residuo sea sensible únicamente a la i -ésima falla y sea afectado por las perturbaciones.

Una de las condiciones necesarias para la solución del **PFGR** consiste en que el espacio generado por el campo vectorial $l_\rho(\mathbf{x})$ asociado a la falla f_ρ debe pertenecer al espacio generado por la co-distribución de observabilidad invariante (Ω_o) , más grande, contenida en $(D_\rho)^\perp$, mientras que $(\Omega_o)^\perp$ es la distribución de **no-observabilidad**,

$$l_\rho(\mathbf{x}) \notin (\Omega_o)^\perp \subseteq (D_\rho)^\perp, \quad \text{o bien} \quad l_\rho(\mathbf{x}) \in \Omega_o, \quad (3.8)$$

donde D_ρ es la distribución generada por los campos vectoriales asociados a las entradas de falla $l_i(\mathbf{x})$ (salvo la ρ -ésima) y a las perturbaciones $p_j(\mathbf{x})$, de manera tal

que,

$$D_\rho = \text{span} \{l_i(\mathbf{x}), p_j(\mathbf{x})\}, \forall i \neq \rho. \quad (3.9)$$

La expresión *span* aplicada a un conjunto de campos vectoriales representa el espacio vectorial generado por estos.

La co-distribución de observabilidad (Ω_o) puede calcularse siguiendo el siguiente algoritmo [31],

$$\begin{aligned} Q_0 &= \Theta \cap \text{span} \{dh\}, \\ Q_{k+1} &= \Theta \cap \left(\sum_{i=0}^m L_{g_i} Q_k + \text{span} \{dh\} \right), \end{aligned} \quad (3.10)$$

donde el sub-índice g_i evaluado en $i = 0$ representa el campo vectorial $f(\mathbf{x})$ y $L_{g_i} Q_k$ representa la derivada de Q_k a lo largo del campo vectorial g_i .

Asumiendo que las co-distribuciones son no singulares existe un número $k^* \leq n-1$ tal que $Q_{k^*} = Q_{k^*-1}$ y por lo tanto $Q_{k^*} = \Omega_o$. El algoritmo debe ser inicializado con $\Theta = (\sum_{D_\rho}^*)^\perp$ donde la operación $\Theta = (\sum_{D_\rho}^*)^\perp$ representa el complemento ortogonal de la distribución invariante condicionada la cual se calcula con el siguiente algoritmo,

$$\begin{aligned} S_0 &= \overline{D}_\rho, \\ S_{k+1} &= \overline{S}_k + \sum_{i=0}^m [g_i(\mathbf{x}), \overline{S}_k \cap \ker \{dh\}]. \end{aligned} \quad (3.11)$$

Donde \overline{D}_ρ es la cerradura involutiva de la distribución D_ρ y $[.,.]$ representa el corchete de Lie. Asumiendo que existe un número k^* tal que $S_{k^*} = S_{k^*-1}$ se concluye que $S_{k^*} = \sum_{D_\rho}^*$.

Una vez calculada la co-distribución de observabilidad, si se cumple la condición (3.8), es posible realizar un cambio de coordenadas en el espacio de estados y de salidas de manera tal de obtener un subsistema sensible a la falla f_ρ e insensible a las fallas f_i con $i \neq \rho$ y a las perturbaciones w_j .

3.3.2. Transformación de Coordenadas

Dada una co-distribución de observabilidad Ω_o , de dimensión n_1 , generada a partir de diferenciales exactos y suponiendo que el $\text{span}\{dh\}$ es no-singular, es posible definir

un mapeo $\Psi_1 : \mathfrak{R}^p \rightarrow \mathfrak{R}^{p-n_2}$, donde $p - n_2$ es la dimensión de $\Omega_o \cap \text{span}\{dh\}$, que cumple con,

$$\Omega_o \cap \text{span}\{dh\} = \text{span}\{d(\Psi_1(\mathbf{y}))\}. \quad (3.12)$$

Además existe una matriz \mathbf{H}_2 tal que,

$$\tilde{\mathbf{y}} = [\tilde{\mathbf{y}}_1, \tilde{\mathbf{y}}_2]^T = \Psi(\mathbf{y}) = [\Psi_1(\mathbf{y}), \mathbf{H}_2 \mathbf{y}]^T, \quad (3.13)$$

donde Ψ representa un difeomorfismo sobre \mathfrak{R}^p .

Para realizar la transformación en el espacio de estados se define una función $\Phi_1 : \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^{n_1}$ que cumpla con,

$$\Omega_0 = \text{span}\{d(\Phi_1(\mathbf{x}))\}, \quad (3.14)$$

en los puntos de la vecindad U^0 y \mathbf{x}^0 . Además existe un mapeo $\Phi_3 : \mathfrak{R}^n \rightarrow \mathfrak{R}^{n-(n_1+n_2)}$ tal que

$$\Phi(\mathbf{x}) = [\Phi_1(\mathbf{x}), \mathbf{H}_2 h(\mathbf{x}), \Phi_3(\mathbf{x})]^T \in \mathfrak{R}^{n \times n}, \quad (3.15)$$

donde Φ representa un difeomorfismo local en \mathbf{x} . Finalmente la transformación queda definida como,

$$\mathbf{z} = [z_1, z_2, z_3]^T = [\Phi_1(\mathbf{x}), \mathbf{H}_2 h(\mathbf{x}), \Phi_3(\mathbf{x})]^T. \quad (3.16)$$

A partir de este cambio de coordenadas, si se cumple la condición (3.8), es posible obtener un sistema representando por las siguientes ecuaciones dinámicas:

$$\dot{\mathbf{z}}_1 = f_1(\mathbf{z}_1, \tilde{\mathbf{y}}_2) + g_1(\mathbf{z}_1, \tilde{\mathbf{y}}_2)u, \quad (3.17)$$

$$\tilde{\mathbf{y}}_1 = h_1(\mathbf{z}_1), \quad (3.18)$$

donde la salida en el sistema transformado depende únicamente de \mathbf{z}_1 debido a que el diferencial de $\Psi_1(\mathbf{y})$ está contenido dentro del $\text{span}\{d(\Phi_1(\mathbf{x}))\}$ y $\mathbf{z}_2 = \tilde{\mathbf{y}}_2$.

3.3.3. Modelo Sensible a la Falla f_{qr}

La detección y aislamiento de fallas en el RSC, modeladas como f_{ar} , f_{br} y f_{cr} , se puede realizar obteniendo residuos sensibles a las fallas f_{qr} y f_{dr} e insensibles

a perturbaciones. Estos residuos están relacionados directamente con las fallas en coordenadas abc_r mediante la transformación asociada. A partir de esta relación puede plantearse una estrategia de aislamiento adecuada que permita determinar la llave que presenta falla.

Para obtener un modelo del sistema sensible únicamente a la falla f_{qr} , las demás fallas (en este caso f_{dr}) deben incluirse como parte del vector de perturbaciones \mathbf{w} . Para poder aplicar el enfoque geométrico se debe escribir el modelo del **GIRB** presentado en las ecuaciones (3.1) de la siguiente manera,

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \\ x_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \lambda_{qs} \\ \lambda_{ds} \\ i_{qr} \\ i_{dr} \\ \omega_r \end{bmatrix}, \quad \mathbf{u} = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{qs} \\ v_{ds} \\ v_{qr}^* \\ v_{dr}^* \end{bmatrix}, \quad (3.19)$$

$$\mathbf{f} = [f_1] = [f_{qr}], \quad \mathbf{w} = \begin{bmatrix} w_1 \\ w_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_{dr} \\ T_m \end{bmatrix}. \quad (3.20)$$

Además, se considera como salida del sistema al vector $\mathbf{y} = [y_1, y_2, y_3]^T = [i_{qr}, i_{dr}, \omega_r]^T$. A partir de esta representación, la distribución de perturbaciones D_q , se puede escribir de la siguiente manera,

$$D_q = span \left\{ \left[0, 0, 0, \frac{1}{\sigma L_r}, 0 \right]^T, \left[0, 0, 0, 0, -\frac{1}{J_m} \right]^T \right\}. \quad (3.21)$$

Partiendo de esta distribución se aplican los procedimientos definidos en (3.11) y (3.10) obteniéndose la siguiente co-distribución de observabilidad,

$$\Omega_q = span \left\{ \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \right\}. \quad (3.22)$$

Se puede deducir que se cumple la condición (3.8) ya que el espacio generado por la distribución de perturbaciones D_q no pertenece al espacio de observabilidad. Por otro lado el espacio generado por el campo vectorial asociado a la falla f_{qr} cumple

con,

$$l_{qr} = \left[0, 0, \frac{1}{L_r \sigma}, 0, 0 \right]^T \in \Omega_0. \quad (3.23)$$

Al cumplirse la condición geométrica es posible definir un cambio de coordenadas en el espacio de estados y de salidas definido por las ecuaciones (3.14) y (3.12) obteniéndose,

$$\mathbf{z}_1^q = \left[\lambda_{qs}, \lambda_{ds}, i_{qr} \right]^T, \quad \mathbf{z}_2^q = \left[i_{dr}, \omega_r \right]^T, \quad (3.24)$$

donde \mathbf{z}_2^q , se obtiene a partir del producto entre una matriz \mathbf{H}_2 y el vector de salida \mathbf{y} donde la matriz se define de la siguiente manera.

$$\mathbf{H}_2 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.25)$$

y el nuevo espacio de salidas queda definido por,

$$\mathbf{y}_1^q = [i_{qr}], \quad \mathbf{y}_2^q = \left[y_{21}^q, y_{22}^q \right]^T = \left[i_{dr}, \omega_r \right]^T. \quad (3.26)$$

de esta forma, el subsistema obtenido es el siguiente,

$$\begin{aligned} \dot{\lambda}_{qs}^q &= -\frac{1}{\tau_s} \lambda_{qs}^q - y_{22}^q \lambda_{ds}^q + \frac{M}{\tau_s} i_{qr}^q + v_{qs}, \\ \dot{\lambda}_{ds}^q &= y_{22}^q \lambda_{qs}^q - \frac{1}{\tau_s} \lambda_{ds}^q + \frac{M}{\tau_s} y_{21}^q + v_{ds}, \\ \dot{i}_{qr}^q &= \frac{\beta}{\tau_s} \lambda_{qs}^q + \beta y_{22}^q \lambda_{ds}^q - \gamma i_{qr}^q - \beta v_{qs} \\ &\quad + \frac{1}{\sigma L_r} [v_{qr}^* + f_{qr}], \\ y_1^q &= i_{qr}^q, \end{aligned} \quad (3.27)$$

donde el supra-índice q hace referencia a que el subsistema propuesto es afectado únicamente por la falla f_{qr} e insensible a la perturbación de carga T_m y a la falla f_{dr} .

3.3.4. Modelo Sensible a la Falla f_{dr}

Para obtener un modelo sensible a la falla f_{dr} se sigue un procedimiento similar, definiendo el vector de perturbaciones como, $\mathbf{w} = \left[f_{qr} \quad T_m \right]^T$. La distribución de

perturbaciones D_d es la siguiente,

$$D_d = \text{span} \left\{ \left[0, 0, \frac{1}{\sigma L_r}, 0, 0 \right]^T, \left[0, 0, 0, 0, -\frac{1}{J_m} \right]^T \right\} \quad (3.28)$$

Aplicando los procedimientos definidos en (3.11) y (3.10) se obtiene la siguiente co-distribución,

$$\Omega_d = \text{span} \left\{ \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \right\}. \quad (3.29)$$

Al cumplirse la condición geométrica es posible definir un cambio de coordenadas en el espacio de estados y espacio de salidas definido por las ecuaciones (3.14) y (3.12) obteniéndose,

$$\mathbf{z}_1^d = [\lambda_{qs}, \lambda_{ds}, i_{dr}]^T, \quad \mathbf{z}_2^d = [i_{qr}, \omega_r]^T. \quad (3.30)$$

donde,

$$\mathbf{H}_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3.31)$$

y un nuevo espacio de salidas definido por,

$$\mathbf{y}_1^d = [y_1^d] = [i_{dr}], \quad \mathbf{y}_2^d = [y_{21}^d, y_{22}^d]^T = [i_{qr}, \omega_r]^T. \quad (3.32)$$

Finalmente, el subsistema obtenido es el siguiente,

$$\begin{aligned} \dot{\lambda}_{qs}^d &= -\frac{1}{\tau_s} \lambda_{qs}^d - y_{22}^d \lambda_{ds}^d + \frac{M}{\tau_s} y_{21}^d + v_{qs}, \\ \dot{\lambda}_{ds}^d &= y_{22}^d \lambda_{qs}^d - \frac{1}{\tau_s} \lambda_{ds}^d + \frac{M}{\tau_s} i_{dr}^d + v_{ds}, \\ \dot{i}_{dr}^d &= -\beta y_{22}^d \lambda_{qs}^d + \frac{\beta}{\tau_s} \lambda_{ds}^d - \gamma i_{dr}^d - \beta v_{ds} \\ &\quad + \frac{1}{\sigma L_r} [v_{dr}^* + f_{dr}], \\ y_1^d &= i_{dr}^d, \end{aligned} \quad (3.33)$$

con $y_{21}^d = i_{qr}$ e $y_{22}^d = \omega_r$,

donde los supra-índices d hacen referencia a que el sistema es sensible a la falla f_{dr} .

3.4. Banco de Observadores

En la Sección anterior se aplicó el enfoque geométrico al modelo matemático del GIRB con fallas en el RSC para obtener dos subsistemas sensibles a las fallas f_{qr} y f_{dr} respectivamente, e insensibles al par impulsor del generador (T_m).

A partir de estos subsistemas es posible construir observadores para cada uno de ellos, los cuales tienen la particularidad de ser sensibles a cada falla considerada. De esta manera, la salida estimada por el observador sensible a la falla f_{qr} converge a la salida medida ante la existencia de la falla f_{dr} y la perturbación T_m mientras que diverge en el caso de existencia de la falla a la cual es sensible. Un análisis similar puede realizarse para el observador sensible a la falla f_{dr} . El conjunto de estos observadores es lo que se denomina *banco de observadores* y a partir del mismo se obtienen señales de residuos sensible a cada falla que se quiera detectar y aislar.

3.4.1. Observador sensible a la señal de falla f_{qr}

El subsistema de ecuaciones sensible a la falla f_{qr} presentado en la ecuación (3.27), se puede escribir en forma compacta de la siguiente manera,

$$\dot{\mathbf{z}}_1^q = \mathbf{A}^q \mathbf{z}_1^q + \mathbf{G}_1^q \mathbf{v}_s + \mathbf{G}_2^q v_{qr}^* + \mathbf{G}_3^q y_{21}^q + \mathbf{L}^q f_{qr},$$

donde $\mathbf{v}_s = \begin{bmatrix} v_{qs} & v_{ds} \end{bmatrix}^T$, y,

$$\mathbf{A}^q = \begin{bmatrix} -1/\tau_s & -\omega_r & M/\tau_s \\ \omega_r & -1/\tau_s & 0 \\ \beta/\tau_s & \beta\omega_r & -\gamma \end{bmatrix}, \quad \mathbf{G}_1^q = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ -\beta & 0 \end{bmatrix},$$

$$\mathbf{G}_2^q = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1/\sigma L_r \end{bmatrix}, \quad \mathbf{G}_3^q = \begin{bmatrix} 0 \\ M/\tau_s \\ 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{L}^q = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1/\sigma L_r \end{bmatrix}.$$

Debido a que la velocidad del generador ω_r es lentamente variante, se la considera constante para el diseño del observador.

El observador propuesto se construye utilizando la ecuación dinámica presentada en la ecuación anterior eliminando la señal de falla y agregando un término de correc-

ción que permite modificar la velocidad de convergencia del error. La ecuación del observador es la siguiente,

$$\begin{aligned}\dot{\hat{\mathbf{z}}}_1^q &= \mathbf{A}^q \hat{\mathbf{z}}_1^q + \mathbf{G}_1^q \mathbf{v}_s + \mathbf{G}_2^q v_{qr}^* + \mathbf{G}_3^q y_{21}^q \\ &\quad + \mathbf{K}^q (y_1^q - \hat{y}_1^q), \\ \hat{y}_1^q &= \hat{z}_{13}^q,\end{aligned}\tag{3.34}$$

donde $\mathbf{K}^q = [k_1^q \ k_2^q \ k_3^q]^T$ es el vector de ganancias del observador y donde, a partir de la salida estimada y la medición, se puede construir el siguiente residuo,

$$r_q = y_1^q - \hat{y}_1^q.\tag{3.35}$$

Definiendo el error de estimación como $\mathbf{e}_1^q = \mathbf{z}_1^q - \hat{\mathbf{z}}_1^q$, y a la salida $y_1^q = \mathbf{C}^q \mathbf{z}_1^q$ donde $\mathbf{C}^q = [0 \ 0 \ 1]$, la ecuación que representa la dinámica del error de estimación es la siguiente,

$$\dot{\mathbf{e}}_1^q = (\mathbf{A}^q - \mathbf{K}^q \mathbf{C}^q) \mathbf{e}_1^q,\tag{3.36}$$

donde se ajustan las ganancias del observador (k_1^q , k_2^q y k_3^q) de manera tal que el error de estimación converja asintóticamente a cero con una rapidez deseada.

3.4.2. Observador sensible a la señal de falla f_{dr}

El modelo presentado en (3.33) se puede representar matricialmente de la siguiente manera,

$$\dot{\mathbf{z}}_1^d = \mathbf{A}^d \mathbf{z}_1^d + \mathbf{G}_1^d \mathbf{v}_s + \mathbf{G}_2^d v_{dr}^* + \mathbf{G}_3^d y_{21}^d + \mathbf{L}^d f_{dr},$$

donde,

$$\begin{aligned}\mathbf{A}^d &= \begin{bmatrix} -1/\tau_s & -\omega_r & 0 \\ \omega_r & -1/\tau_s & M/\tau_s \\ -\beta\omega_r & \beta/\tau_s & -\gamma \end{bmatrix}, \quad \mathbf{G}_1^d = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \\ 0 & -\beta \end{bmatrix}, \\ \mathbf{G}_2^d &= \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1/\sigma L_r \end{bmatrix}, \quad \mathbf{G}_3^d = \begin{bmatrix} M/\tau_s \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{L}^d = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1/\sigma L_r \end{bmatrix}.\end{aligned}$$

Siguiendo el procedimiento utilizado en la Sección anterior, se puede construir el observador sensible a la falla f_{dr} de la siguiente manera,

$$\begin{aligned} \dot{\hat{\mathbf{z}}}_1^d &= \mathbf{A}^d \hat{\mathbf{z}}_1^d + \mathbf{G}_1^d \mathbf{v}_s + \mathbf{G}_2^d v_{dr}^* + \mathbf{G}_3^d y_{21}^d \\ &\quad + \mathbf{K}^d (y_1^d - \hat{y}_1^d), \end{aligned} \quad (3.37)$$

$$\hat{y}_1^d = \hat{z}_{13}^d, \quad (3.38)$$

donde $\mathbf{K}^d = [k_1^d \ k_2^d \ k_3^d]^T$ es el vector de ganancias del observador y donde, a partir de la salida estimada y la medición, se puede construir el siguiente residuo,

$$r_d = y_1^d - \hat{y}_1^d. \quad (3.39)$$

Las ganancias del observador (k_1^d , k_2^d y k_3^d) pueden ajustarse para obtener la velocidad de convergencia deseada.

3.5. Estrategia de Diagnóstico Basada en la Orientación de \mathbf{r}_{qd}

En la Figura 4.1 se muestra un diagrama de bloques que representa la estrategia de aislamiento de fallas propuesta. En la parte superior de la figura se observa el sistema real constituido por el generador conectado a la red más el RSC.

Dentro del cuadro en línea de trazos se muestra el banco de observadores propuesto, el cual genera residuos a partir de la información del modelo del GIRB, de las tensiones de rotor de referencia v_{qr}^* y v_{dr}^* y de las corrientes de rotor (i_{qr} y i_{dr}) las tensiones de estator (v_{qs} y v_{ds}) medidas.

A partir de los residuos obtenidos se construye el vector $\mathbf{r}_{qd} = [r_q \ r_d]^T$ el cual contiene información que puede ser utilizada para la detección y el aislamiento de la falla.

En la Figura 3.5 se muestra el RSC y el plano abc donde se puede observar la relación entre la posición del vector de residuos y las llaves del inversor que están averiadas. Se observa en la figura los versores \mathbf{e}_a , \mathbf{e}_b y \mathbf{e}_c en las direcciones de los ejes abc .

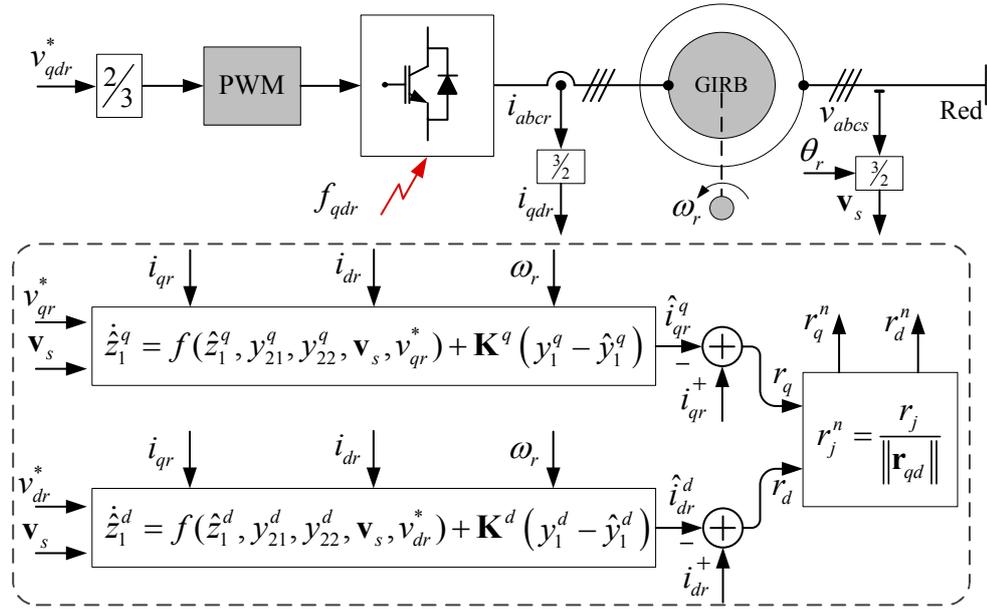


Figura 3.4: Estrategia de Diagnóstico.

Con el objetivo de independizar los residuos r_q y r_d del estado de carga del sistema se definen los residuos normalizados r_q^n y r_d^n como sigue:

$$r_q^n = r_q / \|\mathbf{r}_{qd}\| = \cos(\zeta), \quad (3.40)$$

$$r_d^n = r_d / \|\mathbf{r}_{qd}\| = -\sin(\zeta), \quad (3.41)$$

Donde ζ representa al ángulo entre el vector de residuos y el eje q del referencial solidario al rotor del generador.

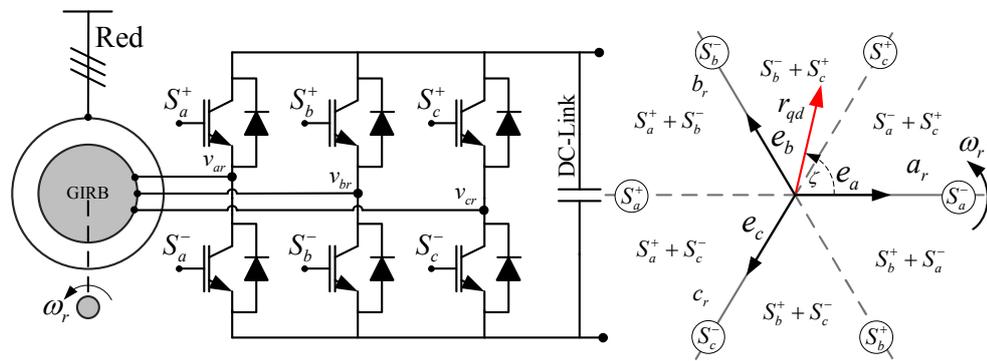

 Figura 3.5: Relación entre la orientación de \mathbf{r}_{qd} y llaves con falla.

Tabla 3.1: Parámetros del generador y ganancias del observador

Parámetro	Valor	Parámetro	Valor
P_s [kW]	5.5	ω_b [rad/s]	314.16
V_s [V]	220	$L_s = L_r$ [mH]	122.8
V_r [V]	132	M [mH]	121
I_s [A]	12	r_s [Ω]	0.67
I_r [A]	16	r_r [Ω]	1.17
k_1^g	-0.7033	k_1^d	-0.2743
k_2^g	0.2743	k_2^d	-0.7033
k_3^g	-61.4957	k_3^d	-61.4957

A partir de los residuos normalizados se puede determinar la ubicación del vector de falla \mathbf{r}_{qd}^n en el plano definido por los ejes q y d solidarios al rotor, y a partir de esa información determinar el origen de la falla.

3.6. Resultados

Para validar en funcionamiento del banco de observadores propuesto se realizaron simulaciones utilizando el paquete Matlab/Simulink. Los parámetros del generador junto con los valores de las ganancias de los observadores se muestran en la Tabla (3.1). En las simulaciones el generador opera a lazo abierto, con tensión nominal del DC-Link de 700 [V] y frecuencia de conmutación del **RSC** de 15 [kHz]. Los ensayos realizados son los siguientes:

- **Ensayo 1:** Cambio de T_L y falla de \mathbf{S}_a^+ y \mathbf{S}_c^- .
- **Ensayo 2:** Falla de \mathbf{S}_a^+ , \mathbf{S}_b^+ y \mathbf{S}_c^+ .

El primer ensayo tiene por objetivo mostrar que los observadores obtenidos en este capítulo son insensibles a los cambios en el par impulsor T_L mientras que son sensibles a las fallas en el RSC. En el segundo ensayo se prueba la relación entre la orientación del vector de residuos y la pierna asociada a la llave con falla.

3.6.1. Ensayo 1

En la Figura 3.6 (a) y (b) se muestran: la velocidad de rotación del generador (ω_r) y las corrientes de rotor durante un cambio en el par del generador T_L y fallas en las llaves S_a^+ y S_c^- .

En $t = 0$ [s] el par del generador se mantiene constante con $T_L = 10$ [N.m.] haciendo girar al generador con un deslizamiento del 30%. En el instante $t_1 = 0,15$ [s] se aplica un escalón de $T_L = 30$ [N.m.]. Esto produce un aumento en la velocidad de

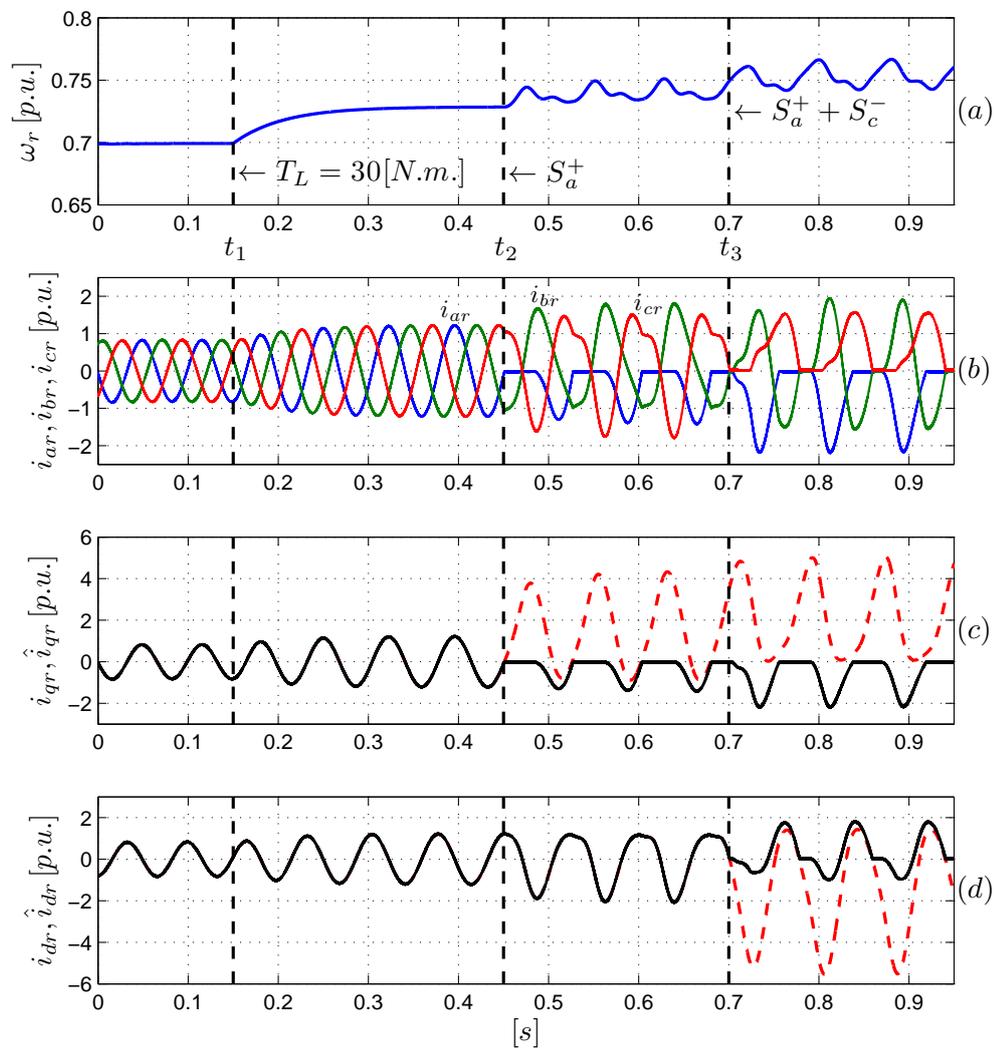


Figura 3.6: Ensayo 1 - i_{abcr}, i_{qdr} e \hat{i}_{qdr}

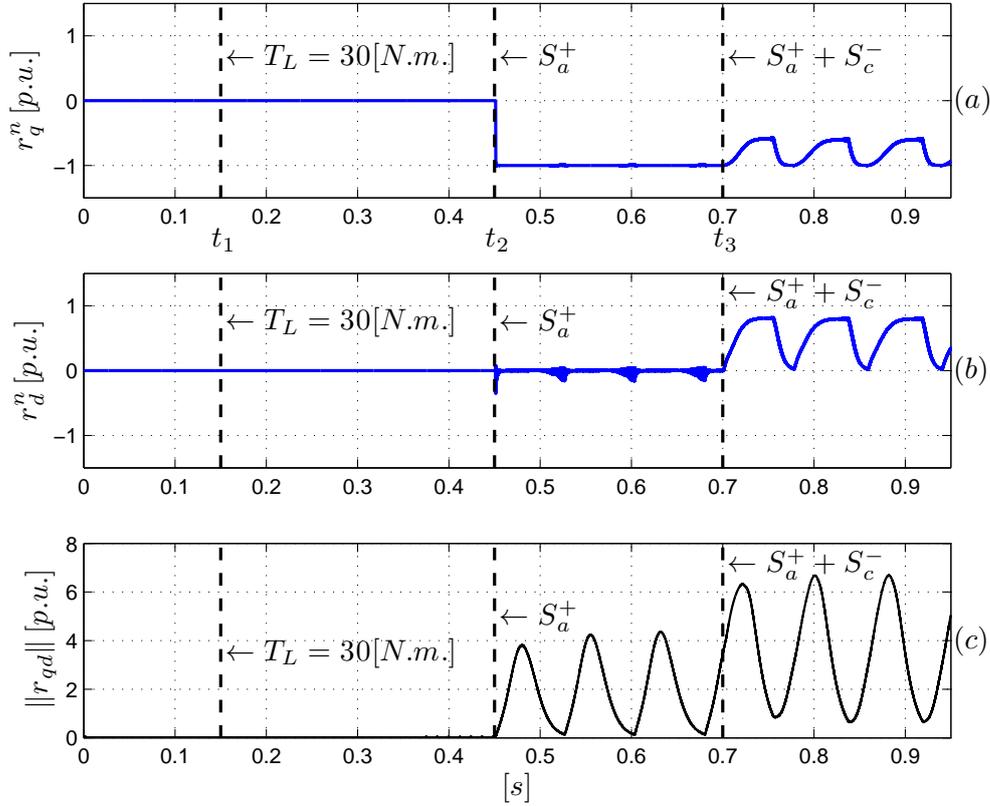
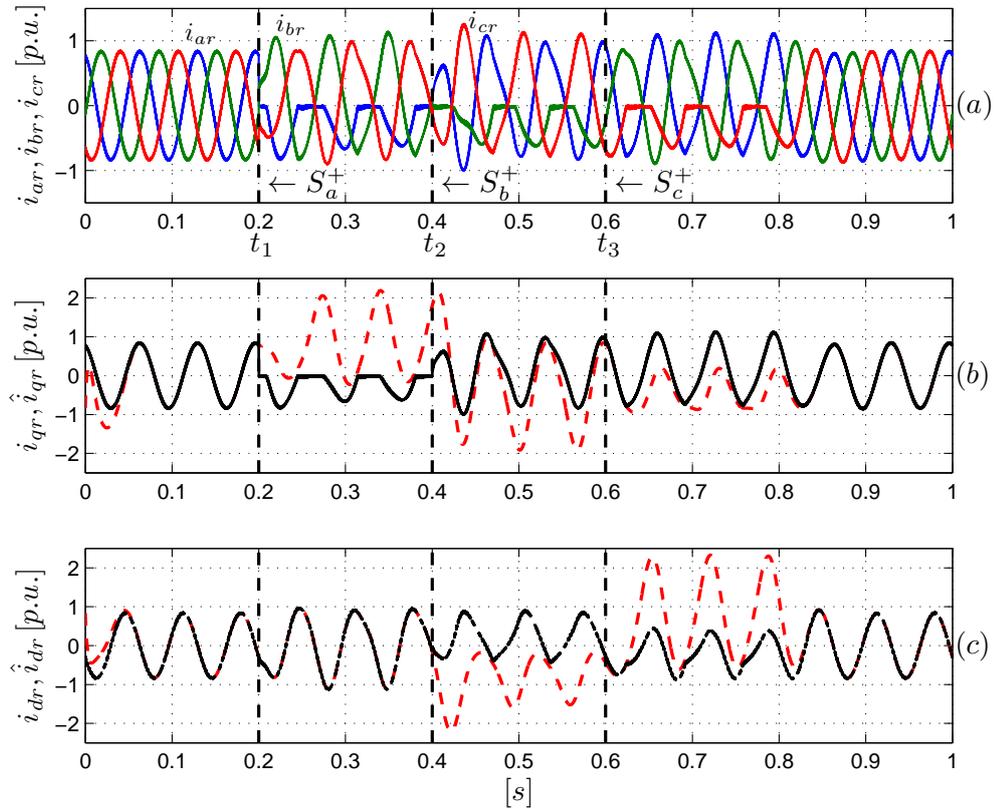


Figura 3.7: Ensayo 1 - Residuos r_q^n y r_d^n y $\|\mathbf{r}_{qd}\|$.

rotación de la máquina disminuyendo el deslizamiento en aproximadamente un 3% e incrementándose las corrientes de rotor.

En la Figura 3.6 (c) y (d) se muestran las corrientes de rotor i_{qr} e i_{dr} en el marco rotórico (en trazo continuo) y las corrientes estimadas \hat{i}_{qr} e \hat{i}_{dr} . Se puede observar que para $t_1 < t < t_2$ las corrientes de rotor estimadas coinciden con las corrientes medidas lo que demuestra el desacople del par T_L de los residuos.

En tiempo $t_2 = 0,45$ [s] ocurre una falla en la llave \mathbf{S}_a^+ del inversor. Se observa que la falla se produce en el cruce por cero de la corriente i_{ar} en su fase creciente por lo que la misma se expresa rápidamente. A partir de ese instante la corriente se mantiene con valor cero hasta el próximo semi-ciclo negativo. En tiempo $t_3 = 0,7$ [s] falla la llave \mathbf{S}_c^- . En ese momento, la corriente i_{cr} se encuentra en el cruce por cero en su fase decreciente por lo que la falla se expresa rápidamente.


 Figura 3.8: Ensayo 2 - i_{abc} , i_{qdr} e \hat{i}_{qdr}

Se observa que durante la falla simple de \mathbf{S}_a^+ (entre t_2 y t_3) la corriente estimada \hat{i}_{dr} converge en todo momento a la corriente medida i_{dr} mientras que la componente estimada \hat{i}_{qr} diverge de la corriente medida i_{qr} . Esto sucede ya que el vector de falla f_{qdr} actúa solamente en el eje q del referencial.

En la Figura 3.7 (a), (b) y (c) se muestran las señales de residuos r_q^n y r_d^n y la norma del vector de residuos $\|\mathbf{r}_{qd}\|$. Para la detección de las fallas se puede utilizar un umbral sobre la norma del vector de residuos $\|\mathbf{r}_{qd}\|$ el cual debe ser ajustado evaluando el valor de dicha norma en ausencia de fallas.

3.6.2. Ensayo 2

Durante este ensayo, en los tiempos $t_1 = 0,2[s]$, $t_2 = 0,4[s]$ y $t_3 = 0,6[s]$ se producen fallas en las llaves \mathbf{S}_a^+ , \mathbf{S}_b^+ y \mathbf{S}_c^+ respectivamente. Estas fallas son producidas

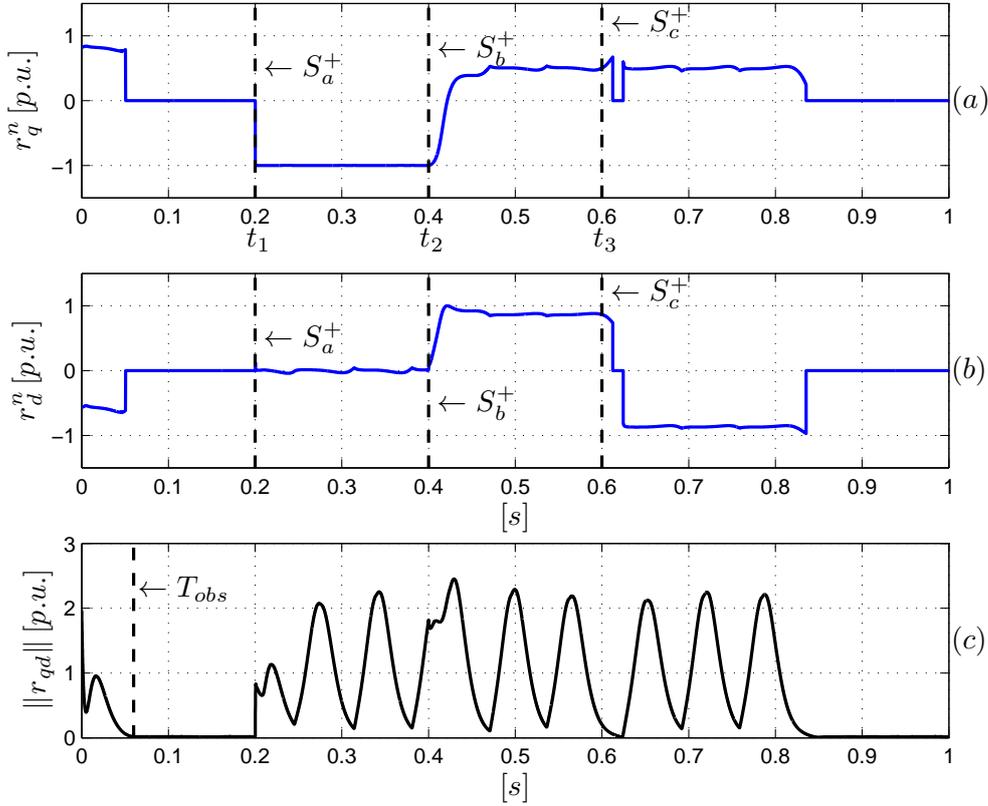


Figura 3.9: Ensayo 2 - Residuos r_q^n y r_d^n y $\|r_{qd}\|$.

en forma independiente, es decir, al producirse una falla en una de las llaves consideradas, las otras dos se encuentran sanas. En la Figura 3.8 (a) se muestran las corrientes de rotor en el marco abc y en las subfiguras (b) y (c) se muestran las corrientes de rotor medidas y estimadas en el marco rotórico. Se observa, que las fallas en S_a^+ y S_b^+ se expresan rápidamente. Por otro lado, la falla en S_c^+ se expresa a partir del cruce por cero de i_{cr} en $t_3 + 25$ ms. aproximadamente.

En la Figura 3.9 se muestran los residuos normalizados r_q^n y r_d^n y la norma del vector de residuos $\|r_{qd}\|$. En las Figura 3.9 (a) y (b) se puede ver que, a partir de la ocurrencia de cada falla, los residuos normalizados r_q^n y r_d^n asociados con la dirección del vector r_{qd} muestran que el mismo se orienta según la dirección de los ejes abc en sentido negativo. En la Figura 3.9 (c) se observa, al inicio de la simulación, que el tiempo de convergencia de los observadores T_{obs} cuando no hay fallas en el RSC es de

50 [ms].

3.7. Conclusiones

En este Capítulo se diseñó un banco de observadores para el diagnóstico de fallas en el RSC utilizando un enfoque basado en geometría diferencial. Se demostró que es posible obtener señales de residuos sensibles a las fallas del RSC e insensibles al par del generador. El vector asociado a estas señales contiene información que puede ser utilizada para la detección y el aislamiento de la falla. Se observó que la detección de la falla se puede realizar a partir de la evaluación de la norma del vector de residuos mientras que el aislamiento se realiza analizando la orientación del mismo ya que ésta, se relaciona directamente con el escenario de falla presente.

Se propuso una estrategia de aislamiento basada en residuos normalizados los cuales se asocian directamente con la dirección del vector. A partir de la inspección de estas señales se puede determinar el origen de la falla en el RSC.

Los resultados de simulación para fallas simples y simultáneas en las llaves del convertidor y con variaciones en el par del generador validaron el funcionamiento del banco de observadores propuesto. Además se demostró el desacople del banco de observadores de la perturbación T_L .

Capítulo 4

Aislamiento de fallas en el RSC

4.1. Introducción

Se estima que el 38 % de las fallas en los sistemas de conversión de energía son producidas en las llaves semiconductoras de los convertidores de potencia. Se distinguen fallas por llave abierta, llave en corto-circuito y fallas intermitentes en los circuitos de excitación de compuerta de los dispositivos semiconductores [15]. En particular, las fallas por llave abierta producen efectos que degradan considerablemente el comportamiento del sistema de generación [26]. Ante la ocurrencia de estas fallas se generan grandes oscilaciones de par y velocidad en el eje del rotor y oscilaciones de potencia activa y reactiva reduciendo además la vida útil de los capacitores del DC-Link [16]. La detección y aislamiento de estas fallas es de vital importancia para evitar daños mayores en otros componentes mientras que la identificación de las llaves que presentan un mal funcionamiento podría permitir aplicar estrategias tolerantes a fallas como las que se presentan en [17] y [27]. Existen diferentes estrategias de detección y aislamiento de fallas en convertidores trifásicos aplicados a la Máquina de Inducción (MI) propuestas en la literatura. En [28] los autores proponen una estrategia basada en redes neuronales que permite detectar y aislar fallas producidas en una sola llave. En [29] se mide la tensión en determinados puntos de la carga para reconstruir las tensiones aplicadas por el inversor. Los residuos son generados directamente por la comparación de estas tensiones con las de referencia. Por otro lado existen métodos

que utilizan la información de la corriente para generar señales de residuo que permiten detectar y aislar las fallas [16, 30]. Estos métodos calculan el valor promedio de las corrientes de rotor, por lo que requieren un tiempo de al menos un ciclo de la forma de onda para realizar el diagnóstico. Por otro lado, los mismos son sensibles a los cambios de carga y pueden generar falsas alarmas durante la operación sincrónica del generador.

En este capítulo se presenta una estrategia de diagnóstico de fallas por llave abierta en el convertidor del rotor de generadores de inducción con rotor bobinado. La estrategia propuesta utiliza los observadores de estado presentados en el Capítulo 3 para generar señales de residuo sensibles a cada falla considerada e insensibles a perturbaciones. A partir de estas señales se construye un vector de residuos con información que puede ser utilizada para la detección y el aislamiento de la falla.

El enfoque geométrico ha sido aplicado previamente a la MI para diagnosticar fallas de cortocircuito en estator [32], fallas en sensores de corriente [33] y fallas de actuador en su operación como motor [34]. En cada uno de estos trabajos se propone una estrategia de detección y aislamiento basada en la señales de residuo obtenidas a partir de los bancos de observadores asociados.

La estrategia de detección propuesta en esta Tesis consiste en la evaluación de la envolvente de la señal correspondiente a la norma del vector de residuos la cual es comparada con una señal de umbral cuyo valor es ajustado considerando la operación del sistema en ausencia de fallas, los ruidos de conmutación y medición, asimetrías inherentes al sistema y la posibles variaciones paramétricas. Esta estrategia permite una detección rápida de la falla evitando falsas alarmas lo que permite a su vez la aplicación de la estrategia de aislamiento propuesta. En lo que respecta a la estrategia de aislamiento propuesta, la misma requiere definir los escenarios correspondientes a fallas por llave abierta del tipo simple y simultánea y las regiones del plano recorrida por el vector de residuos en cada caso. A partir de esta información, se evalúa la región del plano recorrida por el vector de residuos y se compara dicha región con la asociada a cada escenario para obtener el origen de la falla.

Este capítulo se organiza de la siguiente manera, en la Sección 4.2 se presenta la

estrategia de detección propuesta, los escenarios de falla junto con las regiones del plano abc recorridas por el vector de residuos en cada caso y la estrategia de aislamiento para determinar los escenarios de falla. Luego en la Sección 4.2.4 se presenta un método analítico para la estimación de la norma del vector de residuos cuando existen variaciones en las resistencias del rotor, lo que se utiliza para la elección del umbral de detección. Por último, en la Sección 4.3 se presentan resultados de simulación que permiten validar la estrategia de diagnóstico propuesta ante escenarios con fallas simples, simultáneas y frente a errores paramétricos y otras perturbaciones.

4.2. Diagnóstico de Fallas en el RSC

El diagnóstico de fallas contempla la detección, aislamiento e identificación de la falla [51]. En el caso presentado en este Capítulo, la detección determina si al menos una llave se encuentra abierta mientras que el aislamiento permite determinar cuáles son las llaves con falla. Por último, la identificación permitiría clasificar las fallas en simples (una sola llave abierta) y simultáneas (dos llaves abiertas) lo cual está directamente relacionado con la posibilidad de diseñar un sistema tolerante a fallas.

En la figura 4.1 se muestra un diagrama de bloques que representa la estrategia de diagnóstico de fallas propuesta. En la parte superior de la figura se observa el sistema real constituido por el generador conectado a la red más el RSC.

Dentro del cuadro en línea de trazos se muestra el banco de observadores propuesto, el cual para la generación de señales de residuos requiere las tensiones de rotor de referencia (v_{qr}^* y v_{dr}^*) y las mediciones de la velocidad y corrientes de rotor (ω_r , i_{qr} y i_{dr}) y las tensiones de estator (v_{qs} y v_{ds}).

A partir de los residuos obtenidos se construye el vector $\mathbf{r}_{qd} = \begin{bmatrix} r_q & r_d \end{bmatrix}^T$ el cual contiene información que se utiliza para la detección y el aislamiento de la falla.

4.2.1. Estrategia de Detección

Como se describe en el Capítulo 3, para detectar la falla de actuador se puede evaluar la norma del vector de residuos $\|\mathbf{r}_{qd}\|$ comparándolo con una señal umbral con

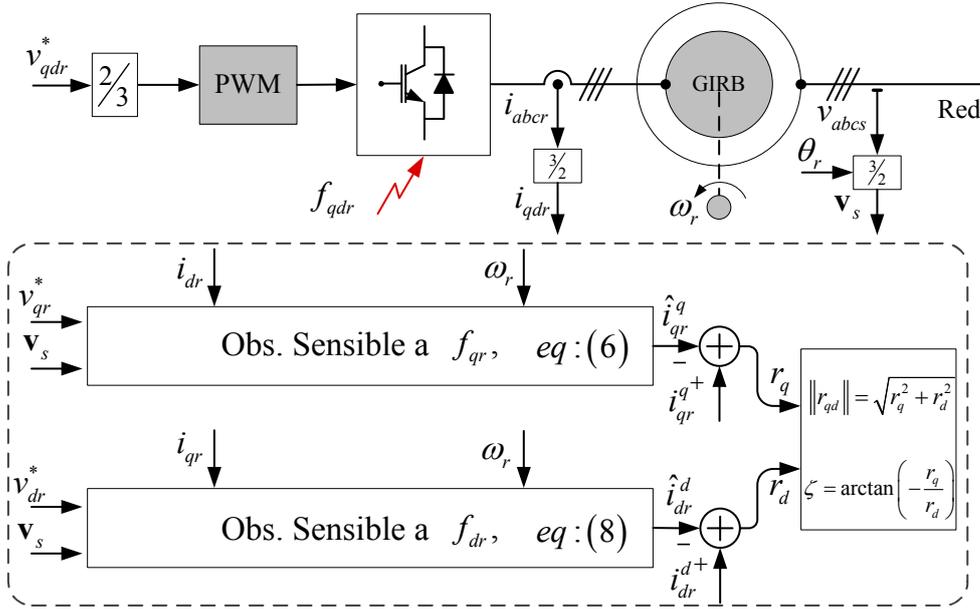


Figura 4.1: Estrategia de Diagnóstico.

valor C_{th} . Este valor es ajustado considerando la amplitud de la señal en ausencia de falla, la cual depende de variaciones paramétricas, asimetrías inherentes al sistema y del ruido de conmutación y medición. La forma analítica de obtener este umbral se describe en la Sección 4.2.4.

Debido a la naturaleza pulsante de las señales de falla durante un determinado escenario, la norma del vector de residuos ($\|\mathbf{r}_{qd}\|$) puede caer por debajo del umbral durante ciertos instantes. Es decir, en los intervalos donde las señales de falla desaparecen, los observadores convergen a las mediciones generando señales de residuos con valores cercanos a cero. Por esta razón, no es conveniente detectar la falla utilizando solamente la comparación de la norma del vector de residuos con la señal de umbral. Como alternativa, en este trabajo se utiliza una técnica de detección basada en la aplicación de un filtro pasa-bajos en combinación con un filtro detector de envolvente, los cuales actúan sobre la señal $\|\mathbf{r}_{qd}\|$. El filtro pasa-bajos se utiliza para evitar falsas alarmas debido a ruidos que se puedan producir en el sistema. El detector de envolvente está basado en un limitador de pendiente asimétrico que posee un tiempo de subida ilimitado y un tiempo de bajada limitado. Posteriormente esta señal

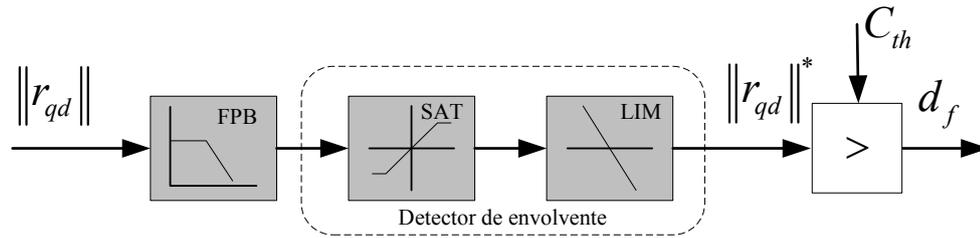


Figura 4.2: Estrategia de detección.

procesada, la cual se denomina $\|r_{qd}\|*$, se compara con la señal umbral C_{th} para la detección de la falla. La estrategia de detección se muestra en la figura 4.2, donde se observa además que se agrega un saturador para reducir el tiempo de decaimiento por debajo del umbral en el caso de que la falla en el inversor desaparezca. La señal de detección d_f adquiere el valor 0 o 1 en función de la comparación del vector de residuos procesado con el valor de umbral.

En la Figura 4.3 se muestra la norma del vector de residuos (en negro) y la señal procesada $\|r_{qd}\|*$ (en rojo) durante una falla simple en la llave S_a^+ del inversor. En este caso, el nivel de saturación se fija en $0,7 [p.u.]$ mientras que el limitador de pendiente tiene pendiente de subida ilimitada y de bajada igual a $-2,2 [p.u.]$. Se observa que durante la falla, la señal se mantiene por encima del umbral (en línea de trazos) y luego de restablecido el funcionamiento normal del inversor ($0,45 [s]$) dicha señal cae por debajo del umbral en aproximadamente $0,05 [s]$.

4.2.2. Escenarios de Fallas

Existen 21 escenarios de fallas diferentes producidos por llaves abiertas, los cuales incluyen 6 fallas simples y 15 simultáneas. Los escenarios de fallas simultáneas se pueden separar en dos clases. La primera de ellas corresponde a la falla de una llave superior y otra inferior de diferente o igual pierna del inversor. La otra clase contempla fallas simultáneas de llaves superiores o inferiores únicamente. En la tabla 4.1 se muestran los 21 escenarios de falla separados en 6 correspondiente a fallas simples, 9 a fallas simultáneas de clase 1 y 6 escenarios a fallas simultáneas de clase 2.

El vector de residuos r_{qd} puede ser representado en el plano abc con componentes

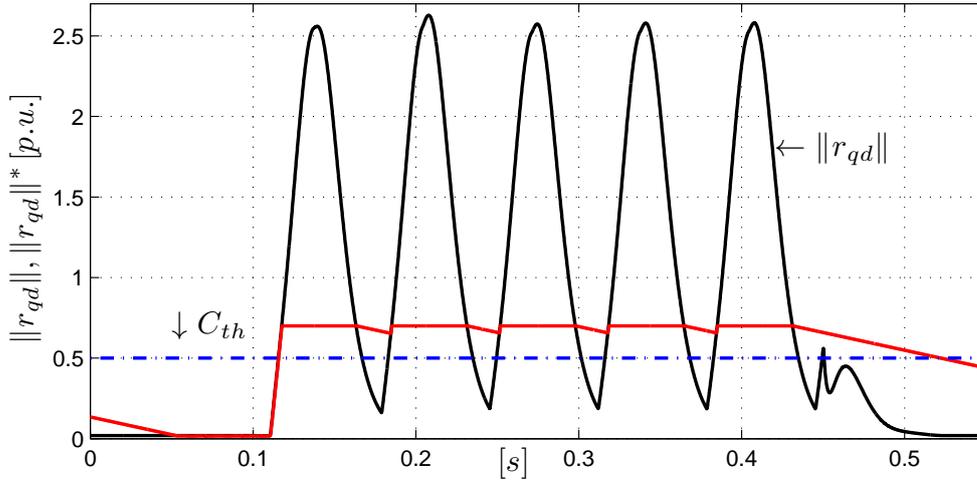


Figura 4.3: Falla simple en llave \mathbf{S}_a^+ - $\|r_{qd}\|$ (negro) y $\|r_{qd}\|$ * (rojo).

en las direcciones de las fases del rotor. De esta manera, la región recorrida en dicho plano depende de cada escenario de falla. En el caso de fallas simples el mismo se orienta con la dirección de los ejes abc_r dependiendo de la fase asociada a la llave que presenta un comportamiento defectuoso. En el caso de fallas simultáneas de clase 1, el vector de residuos se orienta en uno de los seis sextantes generados por los ejes abc_r alternando su dirección entre los ejes limitantes si la falla es en llaves de diferente pierna, mientras que el caso de fallas en llaves superior e inferior de una misma pierna el vector de residuos se orienta con el eje asociado a dicha pierna, alternado su sentido en cada semi-ciclo de la forma de onda. En el caso de fallas simultáneas de clase 2 la orientación del vector de residuos se encuentra dentro de los dos sextantes delimitados por los ejes asociados con las piernas que presentan falla. En la figura 4.4 se muestran 6 escenarios que ejemplifican los casos mencionados anteriormente.

En la figura 4.4.(a) se muestra la orientación del vector de residuos durante una falla simple en la llave \mathbf{S}_b^+ (escenario «2») donde se observa que la misma coincide con el eje asociado a la fase b con sentido negativo. El caso de fallas simultáneas en llaves \mathbf{S}_c^+ y \mathbf{S}_c^- (escenario «15») se muestra en la figura 4.4.(b). Se puede ver que se orienta con el eje asociado al eje c cambiando su sentido en forma periódica. En la figuras 4.4.(c) y (d) se muestran las regiones recorridas por el vector \mathbf{r}_{qd} durante fallas simultáneas en las llaves \mathbf{S}_a^+ y \mathbf{S}_b^- , y \mathbf{S}_c^+ y \mathbf{S}_a^- (escenarios «7» y «13») respectivamente. En estos

Tabla 4.1: Escenario de falla

Simple	Sim. Clase 1	Sim. Clase 2
«1» \mathbf{S}_a^+	«7» \mathbf{S}_a^+ y \mathbf{S}_b^-	«16» \mathbf{S}_a^+ y \mathbf{S}_b^+
«2» \mathbf{S}_b^+	«8» \mathbf{S}_a^+ y \mathbf{S}_c^-	«17» \mathbf{S}_a^+ y \mathbf{S}_c^+
«3» \mathbf{S}_c^+	«9» \mathbf{S}_a^+ y \mathbf{S}_a^-	«18» \mathbf{S}_b^+ y \mathbf{S}_c^+
«4» \mathbf{S}_a^-	«10» \mathbf{S}_b^+ y \mathbf{S}_a^-	«19» \mathbf{S}_a^- y \mathbf{S}_b^-
«5» \mathbf{S}_b^-	«11» \mathbf{S}_b^+ y \mathbf{S}_c^-	«20» \mathbf{S}_a^- y \mathbf{S}_c^-
«6» \mathbf{S}_c^-	«12» \mathbf{S}_b^+ y \mathbf{S}_b^-	«21» \mathbf{S}_b^- y \mathbf{S}_c^-
	«13» \mathbf{S}_c^+ y \mathbf{S}_a^-	
	«14» \mathbf{S}_c^+ y \mathbf{S}_b^-	
	«15» \mathbf{S}_c^+ y \mathbf{S}_c^-	

casos la orientación del vector varía dentro de uno de los sextantes. Por último, en las figuras 4.4.(e) y (f) se muestran las regiones recorridas por el vector de residuos cuando existen fallas simultáneas en las llaves inferiores \mathbf{S}_b^- y \mathbf{S}_c^- (escenario «21») y superiores \mathbf{S}_a^+ y \mathbf{S}_b^+ (escenario «16»), respectivamente. Estos escenarios generan vectores de residuos que se orientan dentro de dos sextantes consecutivos.

4.2.3. Estrategia de Aislamiento de Fallas

Como se mencionó en la sección anterior, cada escenario de falla tiene una región del plano abc_r asociada. La técnica de aislamiento propuesta por [52] permite aislar fallas por llaves abiertas del tipo simples y simultáneas del inversor que alimenta los circuitos de estator de un motor de inducción trifásico. Para lograr esto, analiza la región del plano recorrida por el vector corriente de estator y compara la misma con las regiones asociadas a cada escenario de falla.

En este Capítulo se utiliza un concepto similar pero aplicado al vector de residuos. Para ello se determina la región del plano recorrida por este vector durante la falla y se compara dicha región con las 21 regiones obtenidas en la sección anterior para lograr así el aislamiento de la falla. Para implementar esta técnica, se divide el plano abc_r en 24 sectores iguales delimitados por líneas radiales como se muestra en la figura

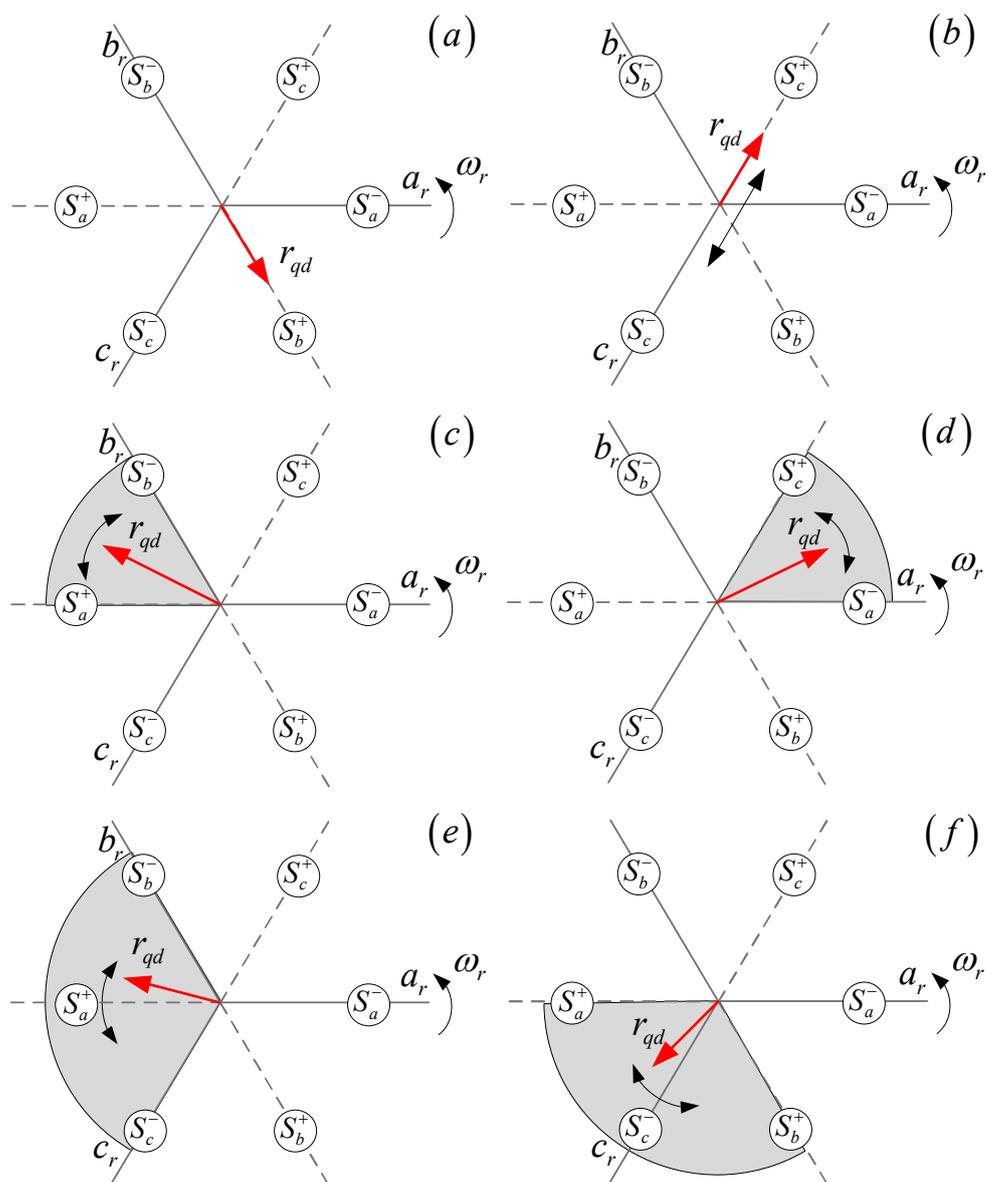


Figura 4.4: Recorrido del vector r_{qd} para los escenarios de fallas - (a) «2», (b) «15», (c) «7», (d) «13», (e) «21» y (f) «16»

4.5. Cada sector se identifica con la variable θ_i con ($i \in \mathbb{N}(1, 24)$) y las regiones se construyen combinando estos sectores. Para determinar en cuál de los 24 sectores se encuentra el vector de residuos se calcula el ángulo del mismo en cada período de muestreo T_s con la siguiente expresión,

$$\zeta(k) = \arctan\left(\frac{r_q(k)}{-r_d(k)}\right), \quad (4.1)$$

donde $\zeta(k)$ es el ángulo calculado en la muestra k .

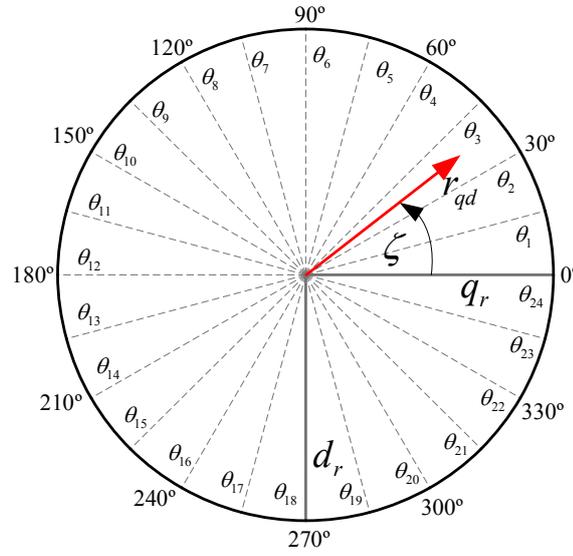


Figura 4.5: Sectores plano abc_r .

Una vez determinado el sector en el que se encuentra el vector, se incrementa una variable asociada, m_i , que representa la cantidad de muestras en las que el vector se orienta en ese sector durante un período de evaluación determinado por la frecuencia de las corrientes de rotor. Si m_i supera un umbral η determinado se considera que el sector asociado forma parte de la región recorrida por el vector de residuos. Este umbral permite evitar falsas evaluaciones debido al ruido en las mediciones. Esto se puede escribir matemáticamente de la siguiente manera:

$$\zeta(k) \in \theta_i \rightarrow m_i(k) = m_i(k-1) + 1. \quad (4.2)$$

Los escenarios asociados a cada falla se pueden representar mediante 21 vectores \mathbf{f}_e^j con ($j \in \mathbb{N}(1, 21)$) de 24 componentes, cada una de ellas relacionadas con un sector

de dicho plano y que toma el valor 1 si el sector pertenece al escenario correspondiente o el valor -1 en el caso contrario. Los vectores asociados a los 21 escenarios de falla se muestran en la tabla 4.2.

La región recorrida por el vector de residuos se puede representar definiendo el vector firma de falla $\mathbf{f}_r = [f_{r1}, f_{r2}, f_{r3}, \dots, f_{r24}]$ donde la componente f_{ri} toma el valor 1 o -1 si $m_i \geq \eta$ o $m_i < \eta$, respectivamente, luego de un período de evaluación determinado. Estos vectores tienen la particularidad de tener igual norma, donde $\|\mathbf{f}_e^j\| = \|\mathbf{f}_r\| = \sqrt{24}$.

Considerando que el número máximo de sectores que recorre el vector de residuos es 8, lo que corresponde a fallas simultáneas de clase 2, el umbral η utilizado para el aislamiento de la falla debe cumplir con la siguiente expresión [52],

$$f_s > 8 \frac{f_{max}}{n_a} \eta, \quad (4.3)$$

donde f_s es la frecuencia de muestreo del observador, f_{max} es la máxima frecuencia de las variables de rotor y n_a es el número de ciclos que se evalúan.

Una vez obtenido el vector firma de falla \mathbf{f}_r se realiza el producto interno entre éste y cada uno de los vectores asociados a los escenarios \mathbf{f}_e^j obteniéndose los residuos r_a^j como se muestra en la siguiente expresión,

$$r_a^j = \frac{1}{24} \langle \mathbf{f}_e^j, \mathbf{f}_r \rangle. \quad (4.4)$$

El escenario de falla es obtenido evaluando el máximo de los 21 residuos calculados con la ecuación anterior. Finalmente se define la variable escenario de falla E_{sc} , la cual toma valores del conjunto $\aleph(1, 21)$ en función del escenario de de falla correspondiente. Esta variable toma el valor 0 cuando el sistema no presenta fallas.

4.2.4. Determinación del Umbral de Detección C_{th}

Como se menciona en la Sección 4.2.1, la detección de la falla se realiza mediante la comparación de la envolvente de la normal de vector de residuos con la señal de umbral C_{th} , la cual debe ser ajustada considerando los ruidos de conmutación, el ruido de conmutación y en los sensores del sistema, y los efectos producidos por variaciones paramétricas en ausencia de fallas entre otras perturbaciones.

En esta Sección se analizan los efectos producidos por variaciones en las resistencia de rotor de la máquina. Para el análisis se utiliza la teoría de sistemas con perturbaciones no desvanecientes presentada en [53].

A continuación, se obtiene el error de estimación para el observador sensible a la falla f_{qr} considerando la variación paramétrica propuesta. La cota sobre la norma del error de estimación resulta una buena aproximación de la cota del residuo.

La matriz \mathbf{A}^q obtenida a partir de la ecuación (3.4.1) se puede descomponer en dos matrices, una de ellas afectada por la resistencia del rotor r_r ,

$$\mathbf{A}^q = \mathbf{A}_0^q + r_r \mathbf{A}_{rr}^q. \quad (4.5)$$

donde,

$$\mathbf{A}_0^q = \begin{bmatrix} -1/\tau_s & -\omega_r & M/\tau_s \\ \omega_r & -1/\tau_s & 0 \\ \beta/\tau_s & \beta\omega_r & -\gamma' \end{bmatrix}, \quad (4.6)$$

$$\mathbf{A}_{rr}^q = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1/L_r \end{bmatrix}. \quad (4.7)$$

con $\gamma' = (1 - \sigma)/(\sigma\tau_s)$.

De esta manera, la dinámica del error de estimación resulta,

$$\dot{\mathbf{e}}_1^q = (\mathbf{A}^q - \mathbf{K}^q \mathbf{C}^q) \mathbf{e}_1^q + \mathbf{z}_1^q (r_r - \hat{r}_r), \quad (4.8)$$

donde \hat{r}_r representa la resistencia utilizada en el observador. El segundo término de la derecha de la igualdad representa una perturbación no desvaneciente \mathbf{h}^q y el sistema se puede representar de esta forma,

$$\dot{\mathbf{e}}_1^q = \mathbf{A}_1^q \mathbf{e}_1^q + \mathbf{h}^q(\mathbf{z}_1^q), \quad (4.9)$$

con $\mathbf{A}_1^q \mathbf{e}_1^q = (\mathbf{A}^q - \mathbf{K}^q \mathbf{C}^q) \mathbf{e}_1^q$, una función lineal del error de estimación.

Debido a la perturbación \mathbf{h}^q , el punto de equilibrio ya no será el origen y dependerá del valor de la misma y de los parámetros y variables del sistema. Para probar la

convergencia del observador se propone la siguiente función candidata de Lyapunov como,

$$V = \mathbf{e}_1^{qT} \mathbf{P} \mathbf{e}_1^q, \quad (4.10)$$

con derivada que cumple con la siguiente expresión

$$\dot{V} = \mathbf{e}_1^{qT} (\mathbf{A}_1^{qT} \mathbf{P} + \mathbf{P} \mathbf{A}_1^q) \mathbf{e}_1^q + \mathbf{h}^{qT} \mathbf{P} \mathbf{e}_1^q + \mathbf{e}_1^{qT} \mathbf{P} \mathbf{h}^q, \quad (4.11)$$

donde $\mathbf{A}_1^{qT} \mathbf{P} + \mathbf{P} \mathbf{A}_1^q = -\mathbf{Q}$. La ecuación (4.11) puede ser acotada considerando una cota máxima para la perturbación $\|\mathbf{h}\| \leq \mu$ de la siguiente manera,

$$\dot{V} \leq -q \|\mathbf{e}_1^q\|^2 + 2\mu \|\mathbf{e}_1^q\|, \quad (4.12)$$

donde q es el mínimo autovalor de \mathbf{Q} .

Si se considera a la matriz $\mathbf{P} = \mathbf{I}$ y se define la variable $\xi = \sqrt{V}$ la ecuación (4.12) se puede escribir de la siguiente manera,

$$\dot{\xi} \leq -\frac{q}{2} \xi + \mu \quad (4.13)$$

La solución de esta ecuación es la siguiente:

$$\xi(t) \leq \exp\left(-\frac{q}{2}t\right) \xi(0) + \frac{\mu}{q/2} \quad (4.14)$$

donde se puede observar que el tiempo de convergencia depende de q , el cual se puede ajustar mediante la elección de las ganancias del observador. De la definición de ξ , la norma del error de estimación en régimen permanente resulta,

$$\|\mathbf{e}_1^q\|_{rp} \leq \frac{\mu}{q/2} \quad (4.15)$$

Considerando la expresión para la perturbación \mathbf{h}^q , la cota en régimen permanente para el error de estimación resulta,

$$\|\mathbf{e}_1^q\|_{rp} \leq \frac{1}{L_r} \frac{\|i_{qr}\| \|(r_r - \hat{r}_r)\|}{q/2} \quad (4.16)$$

Se puede ver en la ecuación, que la norma del error en régimen permanente depende de la cota máxima de la corriente de rotor, de la variación paramétrica y del autovalor q el cual depende en forma directa de las ganancias del observador. El error de estimación es una buena aproximación a la cota máxima del vector de residuos, por lo que el umbral de detección C_{th} se puede elegir a partir del cálculo de (4.16).

Tabla 4.3: Parámetros del generador y ganancias del observador

Parámetro	Valor	Parámetro	Valor
P_s [kW]	5.5	ω_b [rad/s]	314.16
V_s [V]	220	$L_s = L_r$ [mH]	122.8
V_r [V]	132	M [mH]	121
I_s [A]	12	r_s [Ω]	0.67
I_r [A]	16	r_r [Ω]	1.17
k_1^q	-0.7033	k_1^d	-0.2743
k_2^q	0.2743	k_2^d	-0.7033
k_3^q	-61.4957	k_3^d	-61.4957

4.3. Resultados

Se realizaron simulaciones para evaluar la estrategia de diagnóstico propuesta en este trabajo utilizando el paquete Matlab-Simulink. Los parámetros del generador junto con los valores de las ganancias de los observadores se muestran en la tabla 3.1. En las simulaciones, el generador opera con un deslizamiento del 30 % ($s = 0,3$) y se ajusta la amplitud y fase de las tensiones que aplica el inversor para obtener corrientes nominales en los circuitos de rotor. La tensión nominal del DC-Link es de 700 [V] y la frecuencia de conmutación del **RSC** es de 15 [kHz].

En primer lugar se evalúa el comportamiento de la estrategia de diagnóstico en tres escenarios diferentes donde se observa el tiempo de detección y la capacidad de aislar el escenario correspondiente. Finalmente se presentan resultados de simulación con variación en las resistencias de rotor r_r , donde se analiza el efecto producido por la variación paramétrica en el vector de residuos con y sin fallas en el convertidor.

El umbral de detección fue elegido utilizando la ecuación expresada en (4.16), con los parámetros de la tabla 4.3 y considerando que para las ganancias del observador presentadas en dicha tabla, el mínimo autovalor de la matriz **Q** es $q = 10,86$. La cota del error resultante es 0,351 [*p.u.*], por lo que se elige un umbral $C_{th} = 0,5$, el cual permite separar los efectos producidos por fallas en el RSC de aquellos generados por variaciones paramétricas.

4.3.1. Detección y Aislamiento de Fallas

En las figuras 4.6.(a)-(e) se muestran las corrientes de rotor i_{abcr} , la envolvente de la norma del vector de residuos $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$ y la señal de detección d_f durante tres escenarios de falla. En tiempo $t_1 = 0,1$ [s] ocurre la falla en la llave \mathbf{S}_a^+ del inversor (escenario «1»). Se observa que en ese instante la corriente i_{ar} es negativa por lo que la falla se expresa recién luego del cruce por cero de la misma, instante en el cual debería empezar a conducir la llave con falla. El tiempo de detección se puede ver en detalle en la figura 4.6.(c) donde se observa que la señal $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$ supera el umbral (0,5 [p.u.]) en un tiempo $t_{d1} = 0,015$ [s].

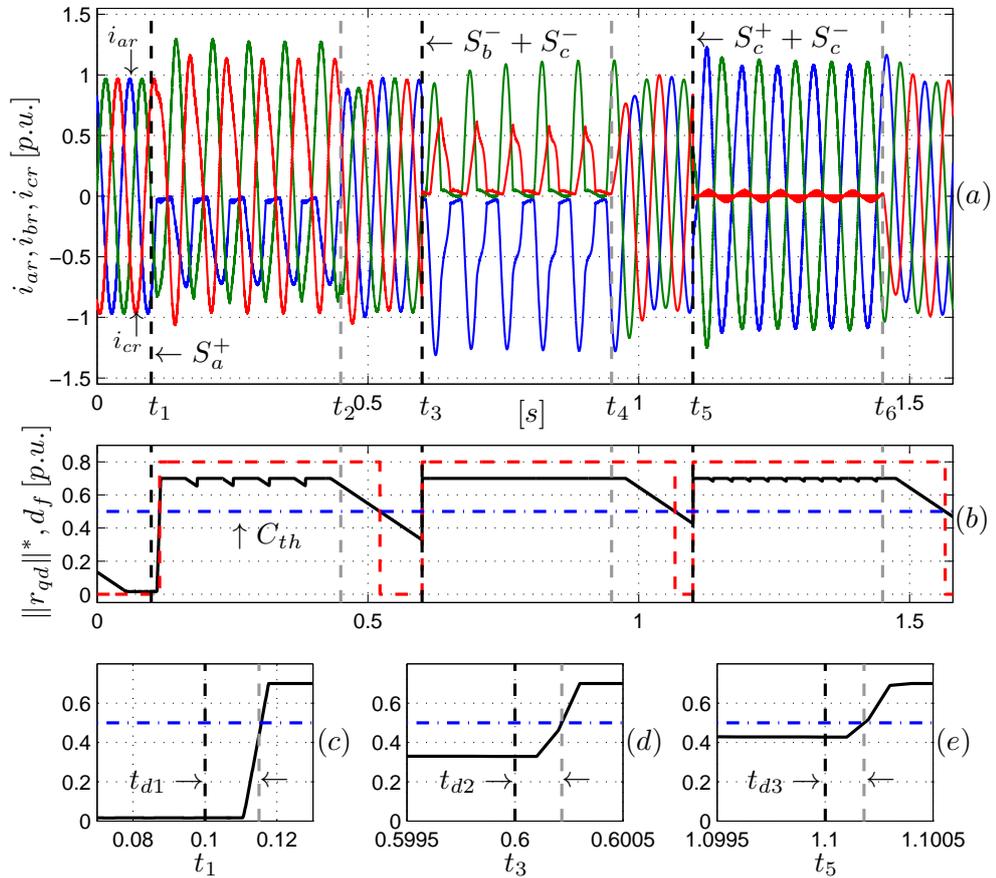


Figura 4.6: Escenarios «1», «21» y «15» - (a) i_{abcr} , (b) $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$ y d_f , (c) – (e) $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$

En tiempo $t_3 = 0,6$ [s] se produce la falla simultánea de las llaves \mathbf{S}_b^- y \mathbf{S}_c^- (escenario «21»). Debido a que en ese instante las corrientes i_{br} e i_{cr} son negativas y circulan

por las llaves que presentan falla, la corriente en las tres fases se extingue rápidamente lo que permite una rápida detección. Esto se puede ver en la figura 4.6.(d) donde se observa que la señal $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$ supera el umbral en un tiempo de $t_{d2} = 0,00015 [s]$.

En tiempo $t_5 = 1,1 [s]$ se produce la falla simultánea de las llaves S_c^+ y S_c^- (escenario «15»). Durante este escenario la corriente i_{cr} se extingue rápidamente y se mantiene con valor cercano a cero. Al igual que el caso anterior la falla se puede detectar rápidamente y esto se puede observar en la figura 4.6.(e) donde $t_{d3} = 0,0001 [s]$. La señal de detección de falla d_f se muestra en la figura 4.6.(b) el linea de trazos.

Cada escenario de falla se presenta durante $0,35 [s]$ y luego el inversor retorna a un estado normal de funcionamiento. Esto sucede en tiempos $t_2 = 0,45 [s]$, $t_4 = 0,95 [s]$ y $t_6 = 1,45 [s]$. En la figura 4.6.(b) se puede ver que la norma del vector de residuos cae por debajo del umbral en cada caso luego de un tiempo determinado por el limitador de pendiente.

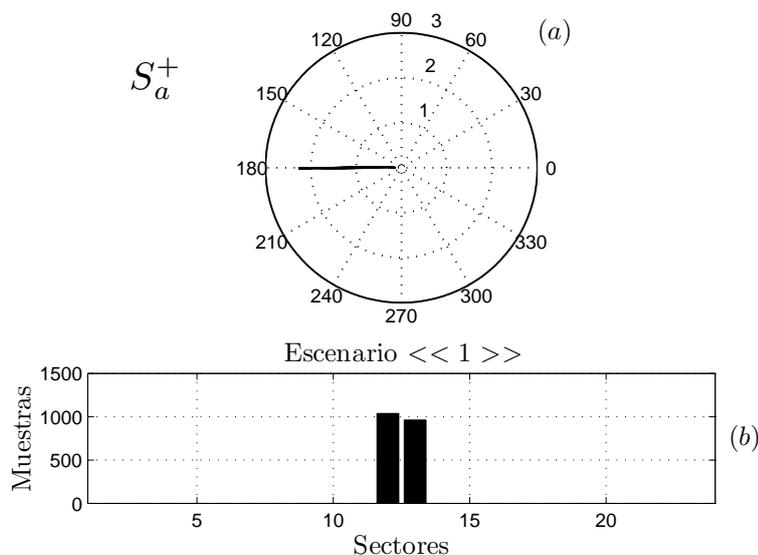


Figura 4.7: Gráficas polares e histograma - Escenario «1»

En la figura 4.7.(a) se muestran la traza del vector de residuos en una gráfica polar durante la falla correspondiente al escenario «1». Se puede observar que el ángulo del vector de residuos durante la falla se mantiene en aproximadamente 180° , lo cual se asocia a la falla en la llave S_a^+ . La figura 4.7.(b) muestra el histograma correspondiente,

donde se observa que durante la mayor cantidad de muestras el vector de residuos se encuentra en los sectores 12 y 13.

En la figura 4.8.(a) se muestra la traza del vector de residuos y la región recorrida durante la falla simultánea en llaves S_b^- y S_c^- . Se puede ver que la amplitud y el ángulo del vector varían con el tiempo y que la región recorrida corresponde a los sectores 9 al 15 (entre 120° y 225°) en forma consecutiva. Esto se puede observar en el histograma de la figura 4.8.(b). Esta región corresponde al escenario «21».

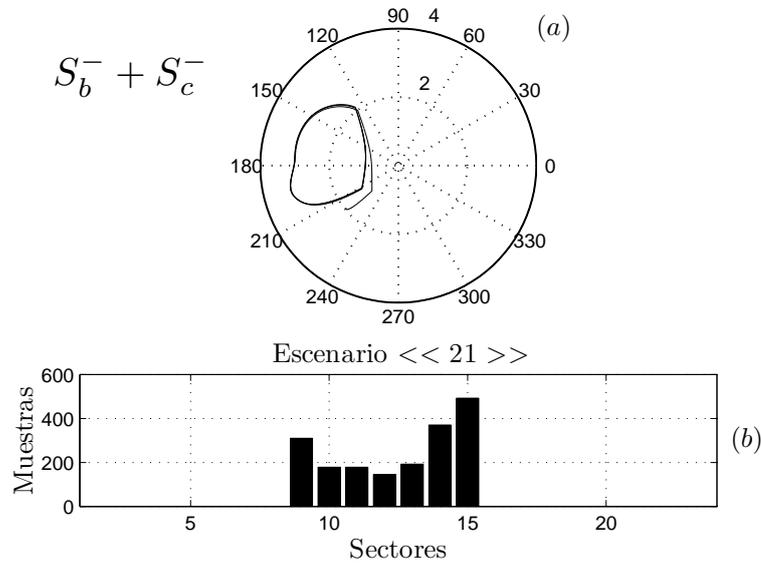


Figura 4.8: Gráficas polares e histograma - Escenario «21»

En la figura 4.9.(a) se muestra la traza del vector de residuos S_c^+ y S_c^- . En este escenario («15») el inversor no puede aplicar tensión a la fase c del rotor por lo que el vector de residuos se orienta con el eje asociado alternando el signo de sus componentes. La región recorrida por el vector abarca los sectores 4, 5, 16 y 17. Esto se puede observar en el histograma asociado (figura 4.9.(b)).

La estrategia de aislamiento permite determinar el escenario de falla mediante la comparación del vector f_r , asociado al recorrido en el plano de r_{qd} , con cada uno de los vectores f_c^j correspondientes a cada escenario. En la figura 4.10 se muestra el resultado obtenido a partir de la etapa de aislamiento, donde el escenario de falla se determina a partir de evaluar el máximo de los 21 residuos calculados en (4.4)

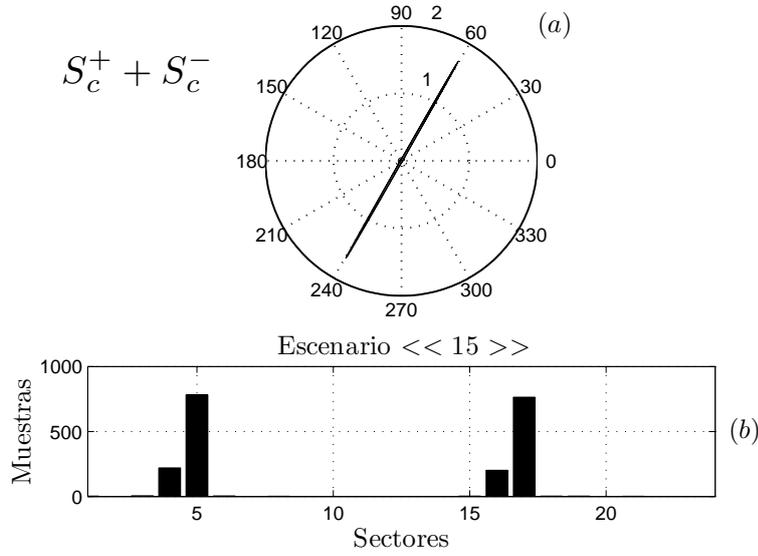


Figura 4.9: Gráficas polares e histograma - Escenario «15»

para los casos de falla simulados. El tiempo requerido para el diagnóstico de la falla consiste en la suma del tiempo de detección y el de aislamiento. Este último depende de la frecuencia de las tensiones de rotor ya que es necesario al menos un ciclo de la forma de onda para obtener el recorrido completo del mismo. Durante el ensayo, la frecuencia de las variables de rotor es de 15 [Hz] con un período de 0,0667 [s]. Se eligió un tiempo de aislamiento $t_a = 0,2$ [s] el cual permite muestrear 3 ciclos de la forma de onda. Se observa que la técnica permite determinar en forma correcta los escenarios de falla ensayados.

4.3.2. Comportamiento con Ruido en Sensores y Variación de Parámetros

En las figuras 4.11.(a),(b) y (c), se observan las corrientes en el referencial del rotor i_{qr} y \hat{i}_{qr} y la norma del vector de residuos $\|\mathbf{r}_{qd}\|$ * cuando existe un incremento del 20% ($\Delta r = 0,2$ [p.u.]) en las resistencias de rotor de la máquina.

Además, en el ensayo se producen fallas simples y simultáneas en las llaves S_a^+ y S_b^-, S_c^- respectivamente.

La variación paramétrica puede producirse debido a la elevación de temperatura

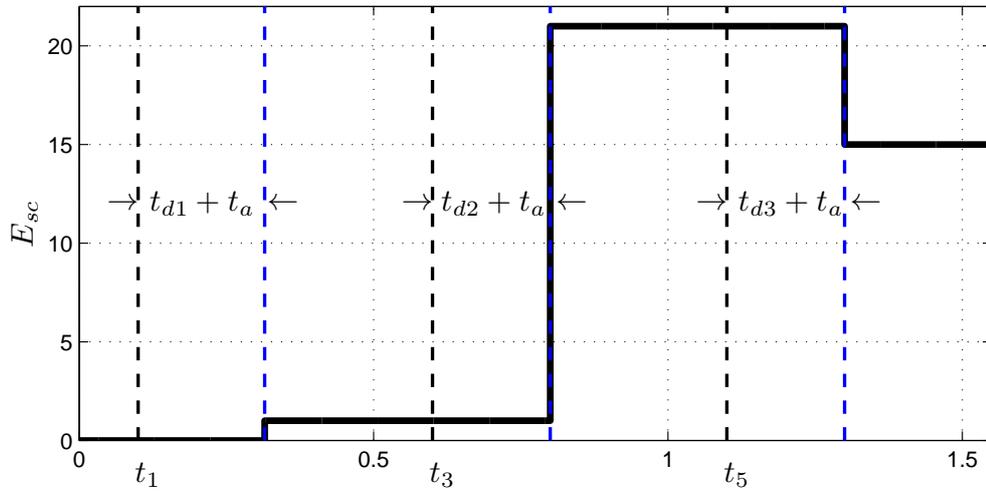


Figura 4.10: Aislamiento de las fallas según escenarios.

generada por las pérdidas en el cobre y el hierro de la máquina. La variación elegida corresponde a una temperatura en la máquina de 100°C y la misma fue calculada según el estándar IEEE 112 [54].

Además, con el objetivo de simular una condición real respecto al sensado de variables, se añadió ruido Gaussiano a las mediciones de corriente de rotor y tensión de estator con valor medio cero y una varianza $\sigma = 0,05$, lo que se traduce como un error porcentual del 5% durante toda la simulación.

Se observa que en el intervalo comprendido entre el inicio de la simulación hasta que se produce la falla en el instante $t_1 = 0,1$ [s] la corriente estimada (en línea de trazos) tiene un error en fase y amplitud respecto a la corriente medida. Esto se debe a la diferencia entre las resistencias de rotor del sistema real simulado y las del observador. Esta diferencia entre la estimación y medición se puede observar con más detalle en la figura 4.11.(b). El mismo error de estimación se produce para la corriente de rotor en eje d por lo que se puede deducir que los residuos r_q y r_d en este intervalo son sinusoidales con un desfase de 90° . El vector de residuos \mathbf{r}_{qd} generado en este caso tiene amplitud constante y gira a frecuencia de deslizamiento. En la figura 4.11.(c) se observa que la amplitud del vector $\|\mathbf{r}_{qd}\|$ durante este intervalo es de alrededor de $0,4$ [p.u.], próximo al valor teórico calculado para la cota del error.

Considerando entonces la peor condición de variación paramétrica esperada, puede elegirse $C_{th} = 0,5 [p.u.]$ para lograr una adecuada detección de las fallas evitando falsos diagnósticos. Se observa además que el ruido en las mediciones se refleja en la norma del vector de residuos, aunque prácticamente no afecta a la estrategia de detección.

En tiempo t_1 se produce una falla en la llave S_a^+ mientras que en tiempo $t_2 = 0,6 [s]$ se produce una falla simultánea en las llaves S_b^- y S_c^- . Para estos dos casos se observa en la figura 4.11.(c) que la amplitud de la envolvente de la norma del vector de residuos supera el umbral permitiendo la detección de ambos escenarios de falla de actuador.

En las Figuras 4.12 y 4.13 se muestran la traza del vector de residuos y los histogramas asociados durante los escenarios de falla producidos en t_1 y t_2 . Además se muestran en un tono más claro, los histogramas correspondientes a los casos sin variación paramétrica. Como criterio de ajuste para el umbral se elige $\eta = \frac{1}{3} \max\{m_1, m_2, \dots, m_{24}\}$, cumpliendo además con la condición (4.3). En la figura

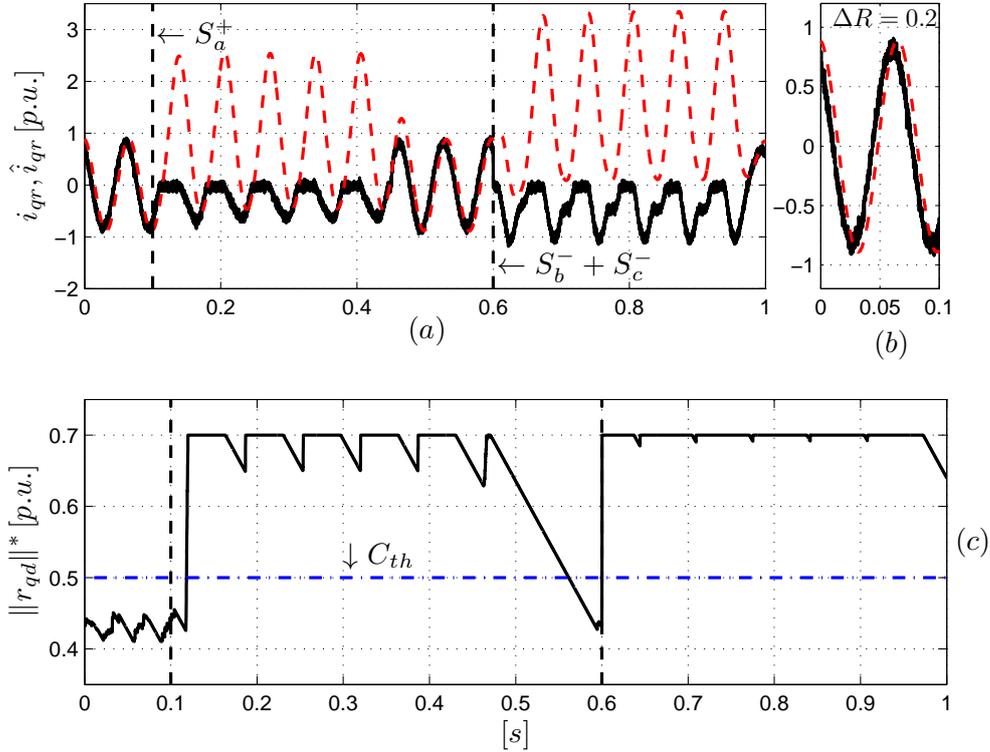


Figura 4.11: Escenarios «1» y «21» con $\Delta r = 0,2$ - (a) - (b) i_{qr} , \hat{i}_{qr} y (c) $\|r_{qd}\|^*$ -

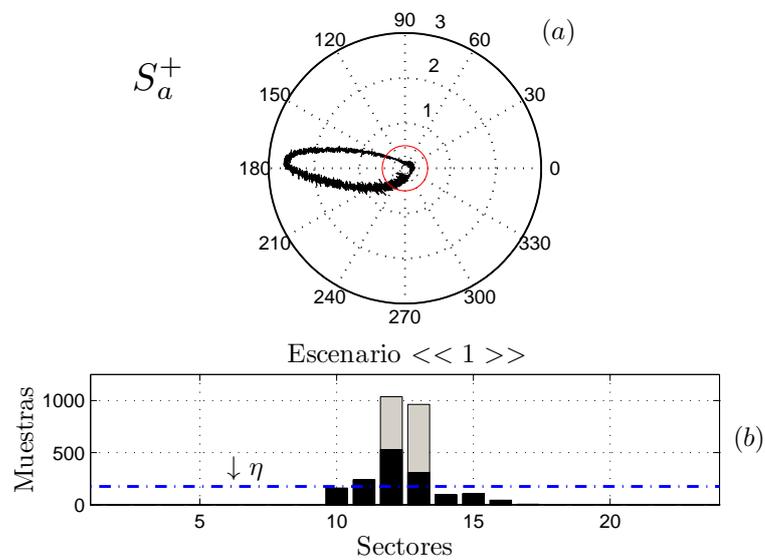


Figura 4.12: Gráficas polares e histograma - Escenario «1», $\Delta r = 0,2$

4.12.(a) se observa que durante la falla en la llave \mathbf{S}_a^+ el vector de residuos recorre todos los sectores del plano abc_r variando su amplitud. Esto se debe a que se superpone el efecto producido por la variación paramétrica asociado a un vector de residuos constante que gira a frecuencia de deslizamiento con el vector de falla, que

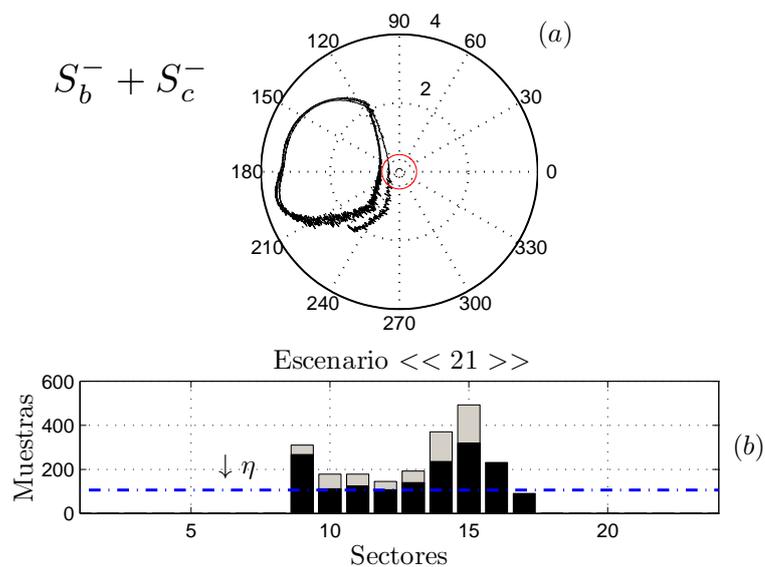


Figura 4.13: Gráficas polares e histograma - Escenario «21», $\Delta r = 0,2$

en este caso está alineado con la dirección del eje a del rotor y su amplitud es variable en el tiempo, ya que la falla es de origen pulsante. Para poder separar ambos efectos se modifica la estrategia planteada en la sección 4.2.3 donde se evalúa la norma del vector $\|\mathbf{r}_{qd}\|$ en cada período de muestreo y se la compara con el valor de umbral C_{th} . En el caso de que la norma del vector se encuentre por debajo del valor de umbral el mismo no se toma como válido y no se incrementa ninguna de las variables m_i asociadas a los sectores. Esto permite realizar el aislamiento de la falla, donde el histograma asociado se muestra en la figura 4.12.(b). Como se observa, dado que el recorrido se modifica respecto al caso ideal, el histograma presenta cierto número de muestras que no corresponden exactamente con el escenario del caso ideal. Sin embargo, a partir de (4.4) el máximo residuo se obtiene para el escenario correspondiente a la falla evaluada.

El mismo procedimiento se aplica para el aislamiento de la falla simultánea en las

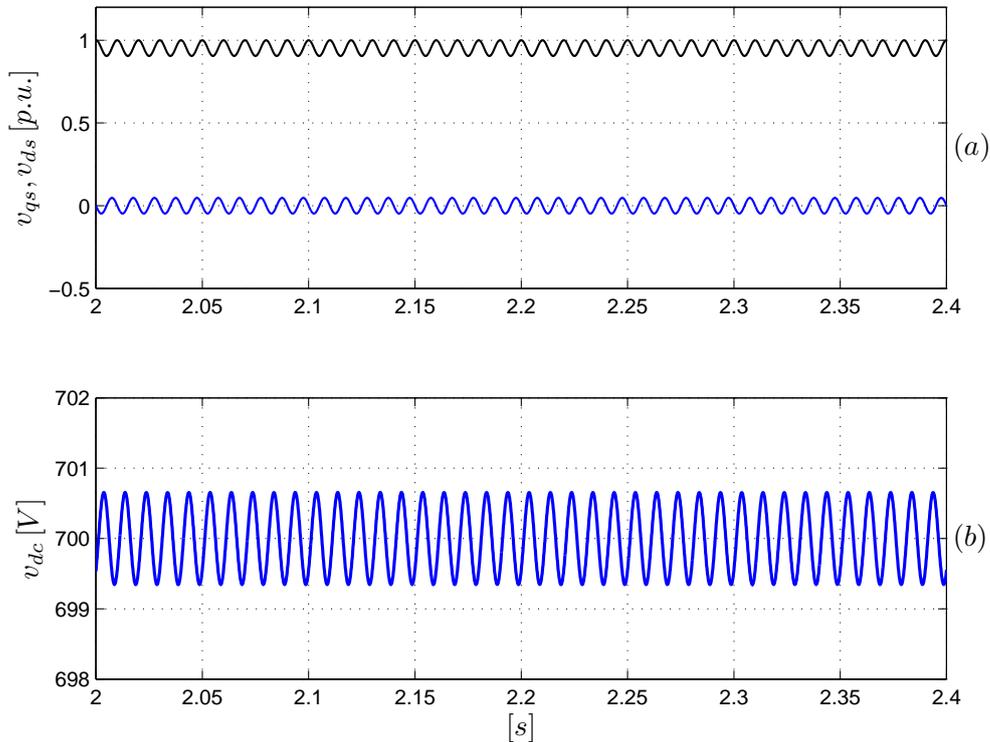


Figura 4.14: Robustez frente a desbalance en las tensiones de red del 5% - (a) v_{qs} , v_{ds} y (b) v_{dc}

llaves \mathbf{S}_b^- y \mathbf{S}_c^- . La traza del vector durante este escenario y el histograma asociado se muestran en la figura 4.13 donde se puede observar que predominan los sectores correspondientes a dicho escenario. Por lo tanto, para asegurar una adecuada detección y aislamiento y evitar a su vez falsos diagnósticos, es necesario elegir adecuadamente el umbral, considerando las condiciones más desfavorables en cuanto a ruidos de medición y errores o variaciones paramétricas esperables.

4.3.3. Robustez Frente a Perturbaciones en el DC-Link

La tensión del DC-Link puede ser perturbada por el desbalance y/o contenido armónico en las tensiones de la red y por fallas en el GSC. Ambos problemas generan oscilaciones en la tensión del DC-Link que podrían perturbar a las tensiones que aplica el RSC a los circuitos de rotor y generar falsas alarmas en la estrategia de diagnóstico de fallas propuesta. En esta Sección se muestran resultados de simulación

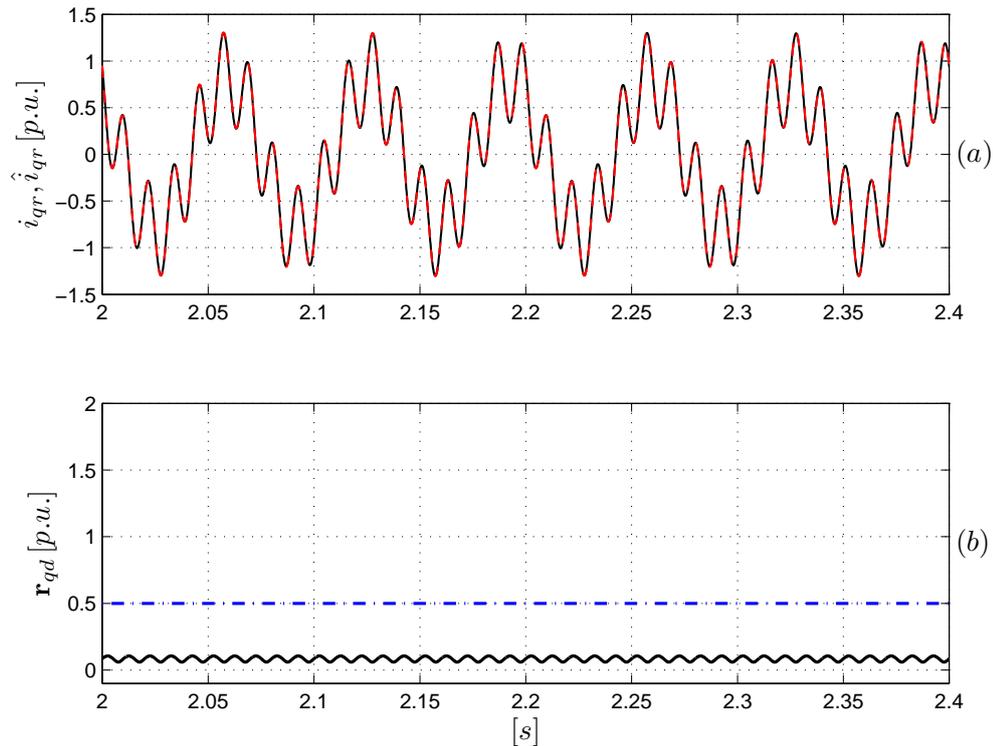


Figura 4.15: Robustez frente a desbalance en las tensiones de red del 5% - (a) i_{qr}, \hat{i}_{qr} y (b) $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$

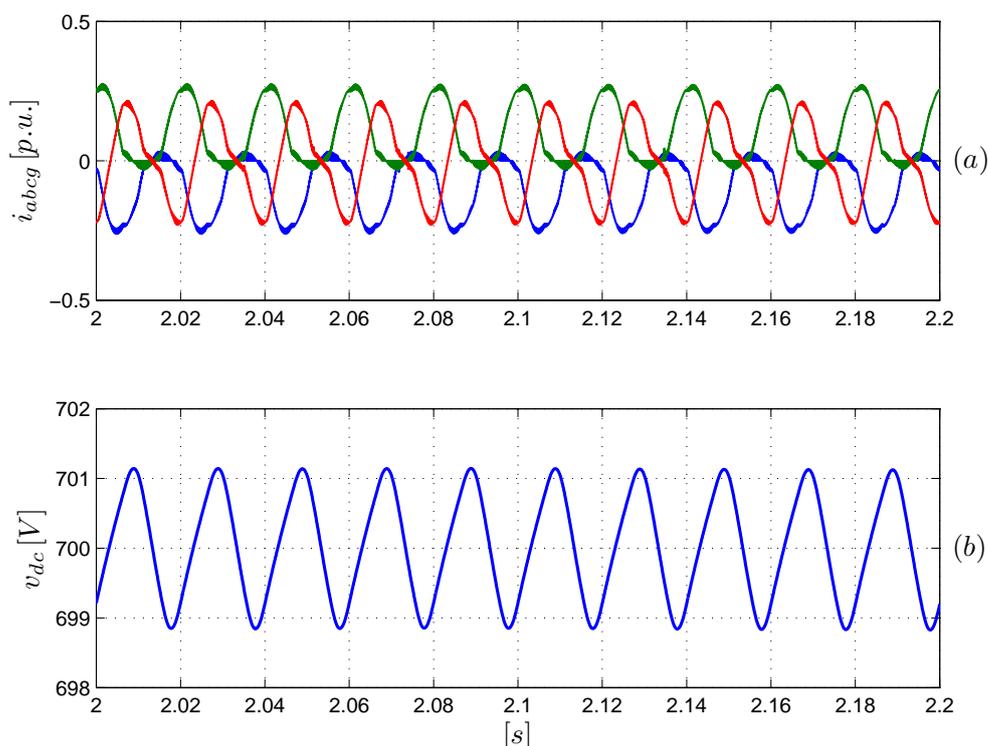


Figura 4.16: Robustez frente a fallas en el GSC - (a) v_{qs} , v_{ds} y (b) v_{dc}

para ambos casos.

En las figuras 4.14 se muestran las tensiones v_{qs} y v_{ds} y la tensión en el DC-Link cuando la red presentan un 5% de desbalance. En la figura 4.14.(a) se observa que las tensiones de red en coordenadas qd presentan componentes de $100 [Hz]$ lo cual se debe a las componentes de secuencia negativa asociadas. En la figura 4.14.(b) se muestra la tensión del DC-Link donde se puede observar que tiene un valor medio de $700 [V]$ y que presenta oscilaciones de $100 [Hz]$ con una amplitud pico de aproximadamente $0,7 [V]$.

En la figura 4.15 se muestra la componente medida y estimada de la corriente de rotor en el eje q (i_{qr} e \hat{i}_{qr}) y la envolvente de la norma del vector de residuos durante el ensayo. En la figura 4.15.(a) se observa que las corrientes tienen armónicos generados por la interacción de las componentes de secuencia negativa del flujo en el entrehierro de la máquina y los circuitos de rotor. Además se puede apreciar que las corrientes estimadas convergen a las mediciones durante todo el ensayo. Esto se debe a que el

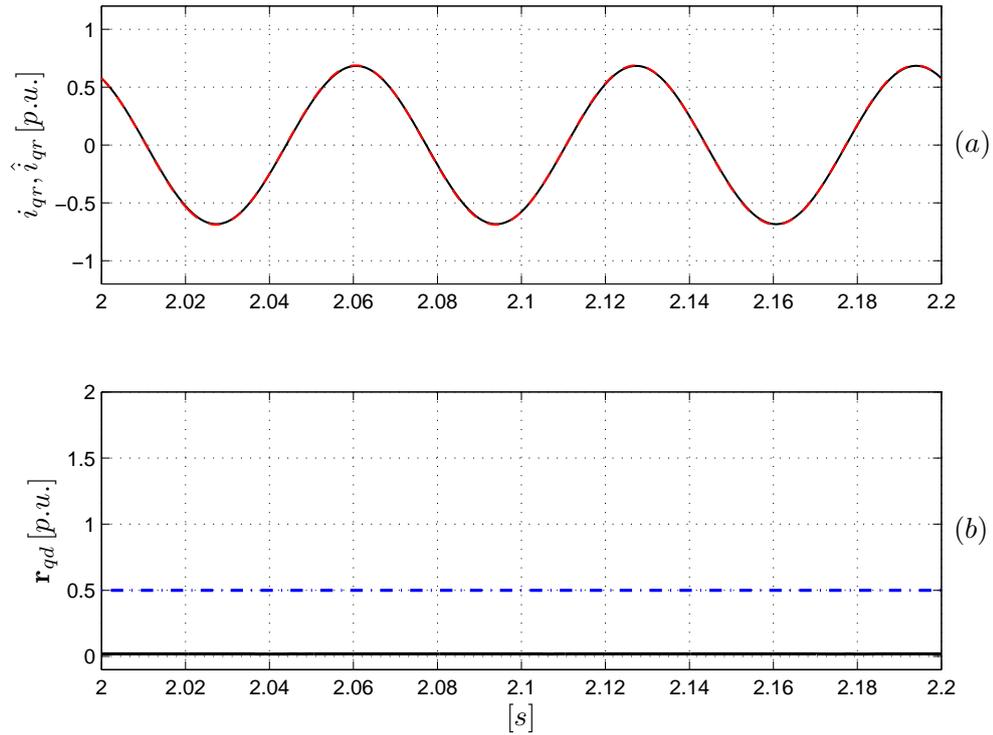


Figura 4.17: Robustez frente a fallas en el GSC - (a) i_{qr} , \hat{i}_{qr} y (b) $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$

RSC puede aplicar las tensiones de referencia v_{qr}^* y v_{dr}^* utilizando la medición de v_{dc} lo cual permite modificar los índices de modulación y compensar la perturbación en el DC-Link. El rechazo a esta perturbación se puede observar más claramente en la figura 4.15.(b) donde se observa que la envolvente de la norma del vector de residuos se encuentra por debajo del umbral durante todo el ensayo.

En la figura 4.16 se muestran las corrientes del GSC (i_{abcg}) y la tensión en el DC-Link cuando se produce una falla simultánea en las llaves S_a^+ y S_b^- del GSC. En la figura 4.16.(a) se observa que debido a la falla en S_a^+ la corriente i_{ag} no puede circular en sentido positivo mientras que la corriente i_{bg} no puede circular en sentido negativo debido a la falla en la llave S_b^- . Este efecto en las corrientes perturba a la tensión del DC-Link lo cual produce oscilaciones. Esto se muestra en la figura 4.16.(b) donde se observa que la tensión del DC-Link tiene valor medio de 700 [V] y que presenta oscilaciones de 100 [Hz] con una amplitud pico de aproximadamente 1 [V].

En la figura 4.17 se muestra la componente medida y estimada de la corriente de

rotor en el eje q (i_{qr} e \hat{i}_{qr}) y la norma del vector de residuo. En la figura 4.17.(a) se observa que las corrientes estimadas convergen a las mediciones durante todo el ensayo. Al igual que en el ensayo anterior, esto se debe a que el RSC puede aplicar las tensiones de referencia v_{qr}^* y v_{dr}^* utilizando la medición de v_{dc} lo cual permite modificar los índices de modulación y compensar la perturbación en el DC-Link. El rechazo a esta perturbación se puede observar más claramente en la figura 4.17.(b) donde se observa que la envolvente de la norma del vector de residuos se encuentra por debajo del umbral durante todo el ensayo.

4.4. Conclusiones

En este capítulo se propuso una nueva estrategia para diagnosticar fallas de llave abierta en el convertidor del rotor de GIRB. La propuesta se basa en el procesamiento de residuos obtenidos a partir de observadores sensibles a algunas fallas, pero insensibles a otras y a ciertas perturbaciones.

La estrategia de detección implementada se basa en la comparación de la señal procesada de la norma del vector de residuos con un umbral, el cual debe ser ajustado considerando los efectos producidos por variaciones paramétricas, asimetrías en el sistema y por el ruido de conmutación y medición. Se pudo observar que este método permite detectar la falla rápidamente y que gracias al detector de envolvente se evitan los problemas de detección asociados a la naturaleza pulsante de las señales de falla.

Se observó que la estrategia de aislamiento implementada permite determinar el escenario correspondiente a cada falla. Para ello requiere la evaluación de la orientación del vector de residuo durante al menos un ciclo de su forma de onda, lo que hace que el tiempo de aislamiento sea dependiente de la frecuencia de las variables del rotor. Por otro lado, el tiempo de detección depende del signo de las corrientes asociadas a las llaves con falla en el momento en que se produce la misma, siendo el caso más rápido aquel donde falla la llave por donde se encuentra circulando la corriente. Esta estrategia permite reducir los tiempos de detección de las fallas en comparación con otras técnicas presentadas en la literatura donde requieren el promediado de las señales de corrientes de rotor durante al menos un ciclo de forma de onda.

Los ensayos realizados con variaciones en las resistencias de estator y rotor de la máquina demostraron que los efectos producidos en los residuos pueden separarse de los que se producen por fallas en las llaves del convertidor mediante la elección de un nivel adecuado del umbral de detección. Por otro lado, se observó que es necesario modificar la estrategia de aislamiento, ya que en el caso de ocurrencia de una falla, el vector de residuos se ve afectado también por los efectos de la variación paramétrica. Por último se demostró que la estrategia de diagnóstico propuesta es robusta frente a las perturbaciones producidas en el DC-Link por desequilibrios en las tensiones de red y fallas en el GSC si se utiliza la medición de tensión asociada para el cálculo de los índices de modulación del RSC.

Capítulo 5

Diagnóstico de Fallas en el GSC

5.1. Introducción

El uso de inversores trifásicos con modulación PWM como topología para el GSC se ha incrementado en los últimos años debido a la capacidad de inyección de corrientes sinusoidales al punto de conexión con la red siguiendo perfiles de potencia activa y reactiva deseados [55]. Además este convertidor, con un control adecuado puede funcionar como filtro activo de potencia.

Un gran porcentaje de las fallas en los sistemas de conversión de energía son producidas en las llaves semiconductoras de los convertidores de potencia asociados [15]. En particular, los efectos generados por fallas de llave abierta en el GSC producen corrientes distorsionadas en el punto de conexión con la red y oscilaciones en la tensión del DC-Link que degradan considerablemente la vida útil de los capacitores asociados [35]. Además, una operación defectuosa sostenida en el tiempo puede fatigar el resto de las llaves del convertidor y producir potenciales fallas perdiendo la controlabilidad del GSC lo cual podría sacar de operación al sistema de generación. Por lo anterior, la detección y aislamiento de estas fallas es de vital importancia para identificar las llaves que presentan un mal funcionamiento, lo que podría permitir aplicar estrategias tolerantes a fallas como las que se presentan en [17] y [27].

Si el generador opera con velocidad sub-sincrónica, el GSC funcionará como rectificador activo absorbiendo potencia de la red para mantener la tensión del DC-Link.

En esa condición de operación, ante una falla por llave abierta, el efecto producido en las corrientes de fase es menor que en el caso del RSC, ya que la misma circula mayormente por los diodos en antiparalelo de las llaves. Por esta razón muchas técnicas que son utilizadas para diagnosticar estas fallas cuando los convertidores operan como fuente de tensión, como las propuestas en [16] y [30], producen falsas alarmas cuando son utilizadas para el GSC operando como rectificador, ya que detectan y aíslan las fallas a partir del promediado de las corrientes de fase.

Existen pocas propuestas para la detección y aislamiento de fallas para el GSC cuando el mismo opera como rectificador activo. En [35] proponen una estrategia de diagnóstico a partir de la derivada del ángulo del vector corriente. En condiciones normales de funcionamiento esta derivada es igual a la frecuencia angular de red. Sin embargo ante la ocurrencia de fallas esta derivada se ve modificada. Los patrones producidos permiten aislar la falla. Si bien esta técnica permite detectar y aislar la falla con rapidez, está planteada para fallas simples. No existen en la literatura trabajos con propuestas de diagnóstico de fallas basadas en la utilización de bancos de observadores para generar señales de residuo.

En este Capítulo se presenta una estrategia de detección y aislamiento de fallas en el GSC similar a la presentada en los Capítulos 3 y 4 donde se utiliza un enfoque basado en geometría diferencial para obtener subsistemas sensibles a cada falla considerada e insensible al resto del espacio de fallas y perturbaciones [31]. Sobre estos subsistemas se construye un banco de observadores lo que permite obtener señales de residuos a partir de las cuales se construye un vector con información que luego se utiliza para la detección y el aislamiento de la falla.

Este capítulo se organiza de la siguiente manera, en la Sección 5.2 se presenta el modelo matemático en coordenadas abc y luego en qd del GSC donde se incluye el modelo de fallas en el convertidor. Luego, en la Sección 5.3 se aplica el enfoque geométrico al modelo con fallas y se obtienen los subsistemas sensibles a cada falla considerada. A partir de estos subsistemas se construye un banco de observadores el cual es presentado en la Sección 5.4. La estrategia de detección y aislamiento de fallas es presentado en la Sección 5.5 donde se aplica el mismo procedimiento utilizado en el Capítulo 4 para obtener el origen de la falla. Por último, en la Sección 5.6 se presentan

resultados de simulación que permiten validar la estrategia de diagnóstico propuesta ante escenarios con fallas simples y simultáneas.

5.2. Modelo Matemático del GSC con Fallas

A continuación se describe el modelo matemático del GSC donde se incluye el efecto producido por fallas de llave abierta. El convertidor junto con el filtro RL de conexión a la red y el DC-Link se muestran en la figura 5.1. Al igual que en el caso del RSC, cuando ocurren fallas en el GSC, se producen efectos en las tensiones de fase v_{xg} ($x \in \{a, b, c\}$). En particular, cuando una llave queda abierta, el convertidor no puede sintetizar en forma parcial o total la tensión de referencia. Esto permite modelar las tensiones del GSC con una estructura aditiva donde las mismas son representadas como la suma de las tensiones de referencia y las señales de falla como se muestra a continuación [34].

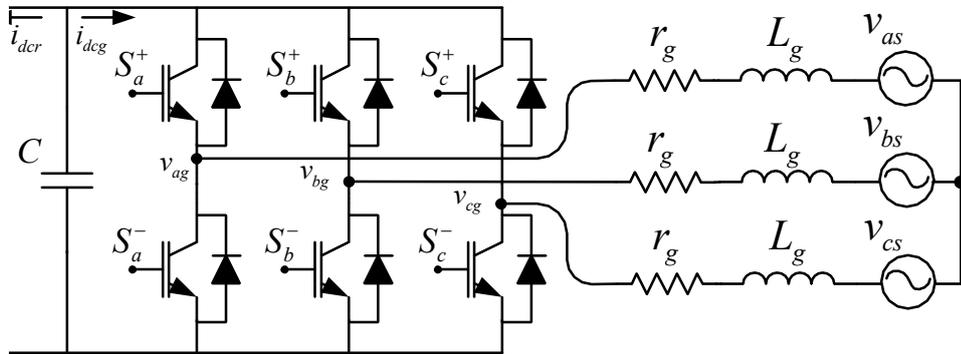


Figura 5.1: Convertidor del lado de la red.

$$\begin{bmatrix} v_{ag} \\ v_{bg} \\ v_{cg} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{ag}^* \\ v_{bg}^* \\ v_{cg}^* \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} f_{ag} \\ f_{bg} \\ f_{cg} \end{bmatrix}. \quad (5.1)$$

donde v_{ag}^* , v_{bg}^* y v_{cg}^* son las tensiones de referencia aplicadas al GSC y f_{ag} , f_{bg} y f_{cg} representan las señales de falla en cada fase. Refiriendo las señales de falla a un marco

referencial que gira a una velocidad arbitraria ω_{dq} se obtiene,

$$f_{qg} = \frac{2}{3} \left(f_{ag} \cos(\theta_{dq}) + f_{bg} \cos\left(\theta_{dq} - \frac{2\pi}{3}\right) + f_{cg} \cos\left(\theta_{dq} + \frac{2\pi}{3}\right) \right), \quad (5.2)$$

$$f_{dg} = \frac{2}{3} \left(f_{ag} \sin(\theta_{dq}) + f_{bg} \sin\left(\theta_{dq} - \frac{2\pi}{3}\right) + f_{cg} \sin\left(\theta_{dq} + \frac{2\pi}{3}\right) \right), \quad (5.3)$$

donde f_{qg} y f_{dg} son las componentes de las señales de falla en coordenadas qd y θ_{dq} es el ángulo del referencial.

Finalmente, el modelo del GSC presentado en el Capítulo 2 agregando las fallas de actuador se muestra en el siguiente sistema de ecuaciones.

$$\dot{i}_{qg} = -\frac{1}{\tau_g} i_{qg} - \omega_{dq} i_{dg} - \frac{1}{L_g} v_{qs} + \frac{1}{L_g} v_{qg}^* + \frac{1}{L_g} f_{qg}, \quad (5.4)$$

$$\dot{i}_{dg} = -\frac{1}{\tau_g} i_{dg} + \omega_{dq} i_{qg} - \frac{1}{L_g} v_{ds} + \frac{1}{L_g} v_{dg}^* + \frac{1}{L_g} f_{dg}. \quad (5.5)$$

donde $\tau_g = L_g/r_g$ representa la constante de tiempo del filtro RL, v_{qs} , v_{ds} son las tensiones de red mientras que v_{qg}^* , v_{dg}^* , f_{qg} , f_{dg} , i_{qg} e i_{dg} son las tensiones de referencia, señales de falla y corrientes del GSC expresadas en el marco referencial qd respectivamente.

Como se observa, este sistema de ecuaciones no considera la ecuación dinámica de la tensión del DC-Link. Este desacople se obtiene a partir de la medición de la tensión asociada (v_{dc}) lo cual permite ajustar los índices de modulación para que, en ausencia de fallas, el GSC pueda aplicar las tensiones de referencia v_{qg}^* y v_{dg}^* al filtro RL de conexión con la red independientemente de las perturbaciones en el DC-Link.

5.3. Aislamiento de Fallas

Es esta Sección se aplica en enfoque geométrico presentado en el Capítulo 3 al modelo del GSC representado por las ecuaciones (5.4) y (5.5) para obtener subsistemas sensibles a las fallas f_{qg} y f_{dg} respectivamente. Estos subsistemas permiten obtener un banco de observadores a partir del cual se generan señales de residuo. Una vez obtenidas estas señales, se pueden aplicar las estrategias de detección y aislamiento propuestas en esta Tesis.

5.3.1. Modelo Sensible a la Falla f_{qg}

Para obtener un modelo del sistema sensible únicamente a la falla f_{qg} , las demás fallas (en este caso f_{dg}) deben incluirse como parte del vector de perturbaciones \mathbf{w} . Para poder aplicar el enfoque geométrico se debe escribir el modelo del GSC presentado en las ecuaciones (5.4) y (5.5) de la siguiente manera,

$$\mathbf{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{qg} \\ i_{dg} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{u} = \begin{bmatrix} u_1 \\ u_2 \\ u_3 \\ u_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{qs} \\ v_{ds} \\ v_{qg}^* \\ v_{dg}^* \end{bmatrix}, \quad (5.6)$$

$$\mathbf{f} = \begin{bmatrix} f_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_{qg} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{w} = \begin{bmatrix} w_1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} f_{dg} \end{bmatrix}. \quad (5.7)$$

Además, se considera como salida del sistema al vector $\mathbf{y} = \begin{bmatrix} y_1 & y_2 \end{bmatrix}^T = \begin{bmatrix} i_{qg} & i_{dg} \end{bmatrix}^T$. A partir de esta representación, la distribución de perturbaciones D_q , se puede escribir de la siguiente manera,

$$D_q = span \left\{ \begin{bmatrix} 0, \frac{1}{L_g} \end{bmatrix}^T \right\}. \quad (5.8)$$

Partiendo de esta distribución se aplican los procedimientos definidos en (3.11) y (3.10) obteniéndose la siguiente co-distribución de observabilidad,

$$\Omega_q = span \left\{ \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix} \right\}. \quad (5.9)$$

Se puede deducir que se cumple la condición (3.8) ya que el espacio generado por la distribución de perturbaciones D_q no pertenece al espacio de observabilidad. Por otro lado el espacio generado por el campo vectorial asociado a la falla f_{qg} cumple con,

$$l_{qg} = \begin{bmatrix} 0, \frac{1}{L_g} \end{bmatrix}^T \in \Omega_q. \quad (5.10)$$

Al cumplirse la condición geométrica es posible definir un cambio de coordenadas en el espacio de estados y de salidas definido por las ecuaciones (3.14) y (3.12) obteniéndose,

$$\mathbf{z}_1^q = \begin{bmatrix} i_{qg} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{z}_2^q = \begin{bmatrix} i_{dg} \end{bmatrix}, \quad (5.11)$$

donde \mathbf{z}_2^q , se obtiene a partir del producto entre una matriz \mathbf{H}_2 y el vector de salida \mathbf{y} , donde la matriz se define de la siguiente manera,

$$\mathbf{H}_2 = \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (5.12)$$

El nuevo espacio de salidas queda definido por,

$$\mathbf{y}_1^q = [i_{qg}], \quad \mathbf{y}_2^q = \begin{bmatrix} y_{21}^q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} i_{dg} \end{bmatrix}. \quad (5.13)$$

Finalmente, el subsistema obtenido es el siguiente,

$$\dot{i}_{qg}^q = -\frac{1}{\tau_g} i_{qg}^q - \omega_{dq} y_{21}^q + \frac{1}{L_g} v_{qg}^* + \frac{1}{L_g} f_{qg}, \quad (5.14)$$

$$(5.15)$$

donde el supra-índice q hace referencia a que el subsistema propuesto es afectado únicamente por la falla f_{qg} e insensible a la falla f_{dg} .

5.3.2. Modelo Sensible a la Falla f_{dg}

Para obtener un modelo sensible a la falla f_{dg} se define el vector de perturbaciones como, $\mathbf{w} = \begin{bmatrix} f_{qg} \end{bmatrix}$. La distribución de perturbaciones D_d es la siguiente,

$$D_d = \text{span} \left\{ \begin{bmatrix} \frac{1}{L_g}, 0 \end{bmatrix} \right\} \quad (5.16)$$

Aplicando los procedimientos definidos en (3.11) y (3.10) se obtiene la siguiente co-distribución,

$$\Omega_d = \text{span} \left\{ \begin{bmatrix} 0 & 1 \end{bmatrix} \right\}. \quad (5.17)$$

Al cumplirse la condición geométrica es posible definir un cambio de coordenadas en el espacio de estados y espacio de salidas definido por las ecuaciones (3.14) y (3.12) obteniéndose,

$$\mathbf{z}_1^d = \begin{bmatrix} i_{dg} \end{bmatrix}, \quad \mathbf{z}_2^d = \begin{bmatrix} i_{qg} \end{bmatrix}. \quad (5.18)$$

donde \mathbf{z}_2^d , se obtiene a partir del producto entre una matriz \mathbf{H}_2 y el vector de salida \mathbf{y} , donde la matriz se define de la siguiente manera,

$$\mathbf{H}_2 = \begin{bmatrix} 1 & 0 \end{bmatrix}. \quad (5.19)$$

El nuevo espacio de salidas es definido de la siguiente manera,

$$\mathbf{y}_1^d = [y_1^d] = [i_{dg}], \quad \mathbf{y}_2^d = [y_{21}^d] = [i_{qg}]. \quad (5.20)$$

Finalmente, el subsistema obtenido es el siguiente,

$$\dot{i}_{dg}^d = -\frac{1}{\tau_g} i_{dg}^d + \omega_{dq} y_{21}^d + \frac{1}{L_g} v_{dg}^* + \frac{1}{L_g} f_{dg}. \quad (5.21)$$

con $y_{21}^d = i_{qg}$

donde los supra-índices d hacen referencia a que el sistema es sensible a la falla f_{dg} .

5.4. Banco de Observadores

A partir de los subsistemas obtenidos en la Sección anterior es posible construir observadores para cada uno de ellos, los cuales tienen la particularidad de ser sensibles a cada falla considerada. De esta manera, la salida estimada por el observador sensible a la falla f_{qg} converge a la salida medida ante la existencia de la falla f_{dg} mientras que diverge en el caso de existencia de la falla a la cual es sensible. El mismo análisis se puede hacer para el observador obtenido a partir del subsistema sensible a la falla f_{dg} . A partir de este banco de observadores se generan los residuos r_{qg} y r_{dg} sensibles a cada falla los cuales son utilizados para el diagnóstico de la misma.

5.4.1. Observador sensible a la señal de falla f_{qg}

El observador propuesto se construye utilizando la ecuación dinámica presentada en la ecuación (5.14) eliminando la señal de falla y agregando un término de corrección que permite modificar la velocidad de convergencia a cero del error. Considerando el modelo expresado en un marco de referencia estacionario ($\omega_{dq} = 0$), la ecuación del observador es la siguiente,

$$\begin{aligned} \dot{\hat{i}}_{qg}^q &= -\frac{1}{\tau_g} \hat{i}_{qg}^q - \frac{1}{L_g} v_{qs} + \frac{1}{L_g} v_{qg}^* + k_1^q (y_1^q - \hat{y}_1^q). \\ \hat{y}_1^q &= \hat{i}_{qg}^q, \end{aligned} \quad (5.22)$$

donde k_1^q es la ganancia del observador y donde, a partir de la salida estimada y la medición, se puede construir el siguiente residuo,

$$r_{qg} = y_1^q - \hat{y}_1^q. \quad (5.23)$$

Definiendo el error de estimación como $e_g^q = i_{qg}^q - \hat{i}_{qg}^q$, la ecuación que representa la dinámica del error de estimación es la siguiente,

$$\dot{e}_g^q = - \left(\frac{1}{L_g} + k_1^q \right) e_g^q, \quad (5.24)$$

donde se ajusta la ganancia del observador k_1^q de manera tal que el error de estimación converja asintóticamente a cero con una rapidez deseada.

5.4.2. Observador sensible a la señal de falla f_{dg}

Siguiendo el procedimiento utilizado en la Sección anterior, se puede construir el observador sensible a la falla f_{dg} de la siguiente manera,

$$\begin{aligned} \dot{\hat{i}}_{dg}^d &= -\frac{1}{\tau_g} \hat{i}_{dg}^d - \frac{1}{L_g} v_{ds} + \frac{1}{L_g} v_{dg}^* + k_1^d (y_1^d - \hat{y}_1^d). \\ \hat{y}_1^d &= \hat{i}_{dg}^d, \end{aligned} \quad (5.25)$$

donde k_1^d es la ganancia del observador. A partir de la salida estimada y la medición, se puede construir el residuo sensible a la falla en el eje d ,

$$r_{dg} = y_1^d - \hat{y}_1^d. \quad (5.26)$$

La ganancia del observador k_1^d puede ajustarse para obtener la velocidad de convergencia deseada.

5.5. Estrategia de Diagnóstico

Las señales de residuo r_{qg} y r_{dg} obtenidas a partir de los observadores propuestos en la Sección anterior permiten generar un vector de residuos denominado como \mathbf{r}_{qdg} . Este vector se utiliza para diagnosticar fallas por llave abierta simples y simultaneas

en el GSC. La estrategia de detección y diagnóstico utilizada es similar a la presentada en el Capítulo 4.

La detección de la falla es realizada a partir de la evaluación de la envolvente de la norma del vector de residuos ($\|\mathbf{r}_{qdg}\|^*$), donde se compara su valor con una señal de umbral C_{th} . El umbral es elegido evaluando la amplitud de dicha norma en ausencia de fallas y considerando variaciones paramétricas, ruido de conmutación y de medición y asimetrías inherentes del sistema.

La estrategia de aislamiento evalúa la región del plano $abcg$ recorrida por el vector de residuos y la compara con las regiones asociadas a cada escenario de falla.

En la figura 5.2 se muestra un diagrama de bloques que representa la estrategia de generación de residuos r_{qg} y r_{dg} y el vector asociado. Además se representa el cálculo de su norma y del ángulo ζ_g relativo al eje a del plano $abcg$. En la parte superior de la figura se observa el sistema real constituido por el GSC conectado a

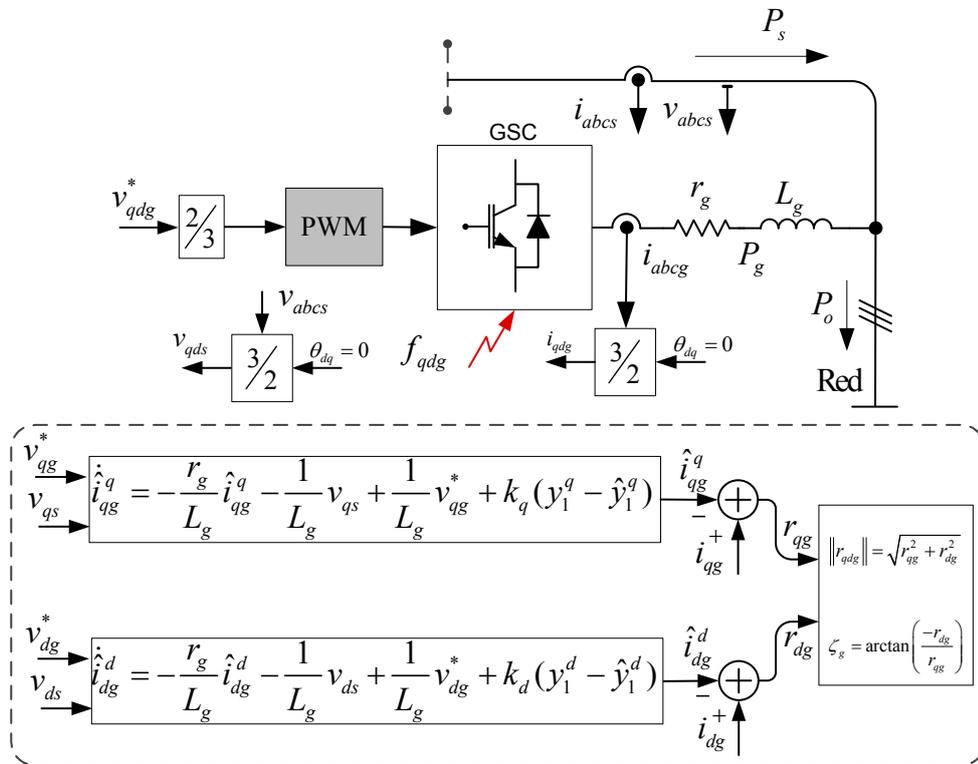


Figura 5.2: Estrategia de diagnóstico de fallas en el GSC.

la red a través de un filtro RL. En condiciones normales, el GSC aplica a bornes del filtro las tensiones de referencia v_{ag}^* , v_{bg}^* y v_{cg}^* . Cuando se produce una falla por llave abierta, el convertidor ya no puede sintetizar las tensiones de referencia y las corrientes inyectadas a la red resultan distorsionadas. La señal de falla es indicada como f_{qdg} en la figura.

Dentro del cuadro en línea de trazos se muestra el banco de observadores propuesto, el cual para la generación de señales de residuos requiere de las tensiones del GSC de referencia (v_{qg}^* y v_{dg}^*), las mediciones de las tensiones de red (v_{qs} y v_{ds}) y las mediciones de las corrientes del GSC en los ejes qd correspondiente a un referencial estacionario ($\theta_{dq} = 0$).

A partir de los residuos obtenidos se construye el vector $\mathbf{r}_{qdg} = \begin{bmatrix} r_{qg} & r_{dg} \end{bmatrix}^T$ el cual contiene información que es utilizada para la detección y el aislamiento de la falla.

Al igual que en el caso donde se diagnóstica fallas en el RSC los tiempos de detección dependen del instante en que se produce la falla. El caso mas rápido es producido cuando la falla aparece en la llave por la cual se encuentra circulando la corriente de fase asociada. En este caso, el valor de la corriente disminuye rápidamente a cero lo que permite tener un tiempo mínimo de detección. Por el contrario, el tiempo máximo de detección se da para el caso donde la falla es producida en una llave donde no circula corriente. En esta situación el tiempo de detección puede ser de hasta medio ciclo de la forma de onda.

Respecto al aislamiento, al igual que en el caso de fallas en el RSC, existen 21 escenarios diferentes los cuales se indican en la tabla 4.2.2. Las regiones recorridas por el vector de residuos en este caso son iguales a las obtenidas en el análisis del Capítulo 4. A diferencia de ese caso, la frecuencia de las variables asociadas al GSC es constante e igual a la de la red. Debido a esto, los tiempos de aislamiento se reducen considerablemente pudiendo obtenerse un mínimo de 20 [ms] si se evalúa un ciclo de la forma de onda.

Tabla 5.1: Parámetros del GSC

Parámetro	Valor
r_g [Ω]	0.2
L_g [mH]	5
k_1^q	760
k_1^d	760

5.6. Resultados

Se realizaron simulaciones para evaluar la estrategia de diagnóstico de fallas en el GSC propuesta en este capítulo utilizando el paquete Matlab-Simulink. Los parámetros del filtro de conexión a la red junto con los valores de las ganancias de los observadores se muestran en la tabla 5.1. En las simulaciones, el control del GSC tiene como objetivo mantener el valor medio de la tensión del DC-Link en un valor de referencia de 700 [V]. Esto lo logra absorbiendo corriente sinusoidal de secuencia positiva en contrafase con la tensión de red. Además durante el ensayo, el GSC no inyecta potencia reactiva a la misma. La frecuencia de conmutación del GSC es de 15 [kHz].

Se realizaron dos ensayos para probar la estrategia de diagnóstico propuesta. En el primer ensayo se analiza la capacidad de detectar y aislar fallas de la estrategia de diagnóstico cuando se producen fallas simples y simultaneas. En este caso, el generador opera con un deslizamiento $s = 30\%$ con una potencia activa y reactiva en el punto de conexión con valores $P_o = 0,5$ [p.u.] y $Q_o = 0,15$ [p.u.] respectivamente. En el segundo ensayo se evalúa la estrategia durante una falla simple cuando se produce una variación en la velocidad del generador de $\omega_r = 0,7$ [p.u.] a $1,3$ [p.u.] y se mantiene el par constante. Durante esta variación, el flujo de potencia en el DC-Link varía absorbiendo potencia de la red cuando la velocidad es sub-sincrónica e inyectando potencia en la condición de operación super-sincrónica. Además, cuando la velocidad es cercana a la del sincronismo esta potencia disminuye a valores cercanos a cero. Se analiza la forma de onda de la corriente asociada a la llave con falla en esos casos y se evalúa la estrategia de diagnóstico.

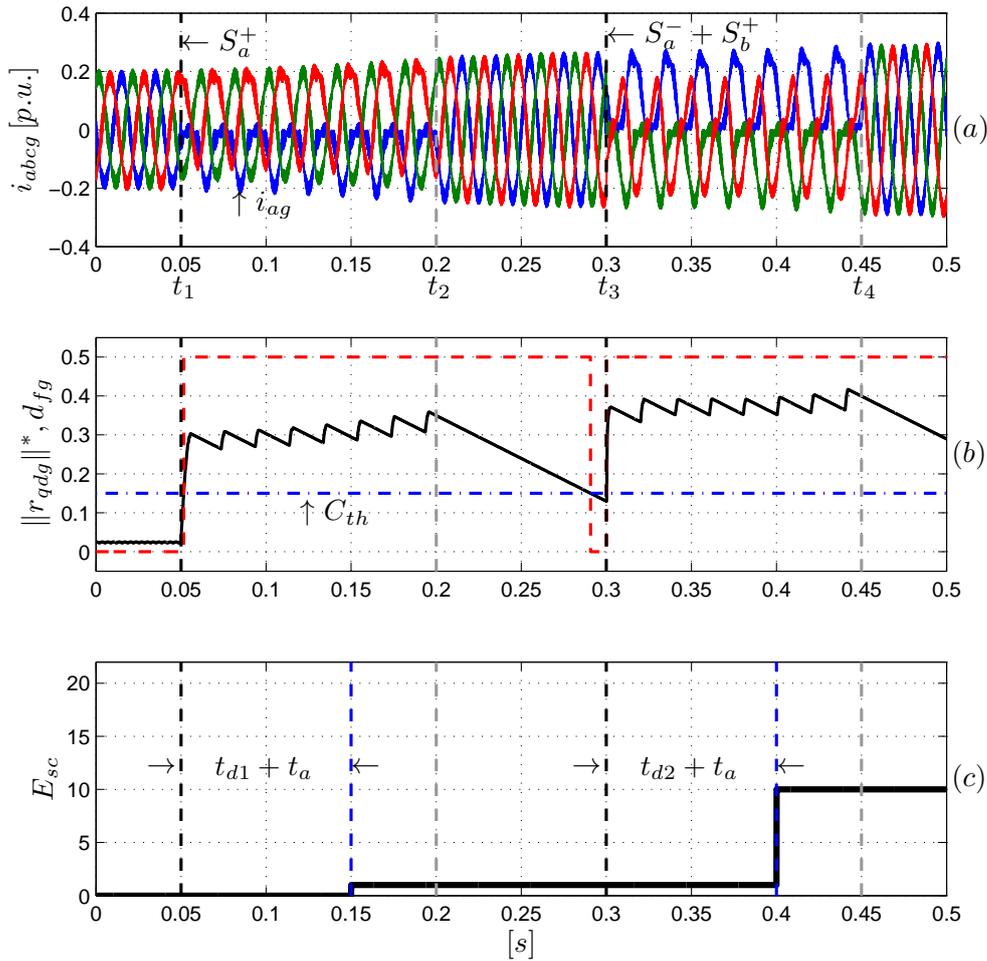


Figura 5.3: Escenarios de falla en el GSC «1» y «10» - (a) i_{abcg} , (b) $\|r_{qdg}\|*$ y d_{fg} y (c) E_{sc}

En las figuras 5.3.(a) se muestran las corrientes del GSC i_{abcg} durante fallas simples y simultáneas en las llaves del convertidor. Al inicio de la simulación el convertidor opera en condiciones normales, absorbiendo de la red corriente sinusoidal de secuencia positiva para mantener el flujo de potencia en el DC-Link. En tiempo $t_1 = 0,05$ [s] se produce una falla simple en la llave S_a^+ del convertidor. Se observa en la figura 5.3.(a) que en el instante que se produce la falla, la corriente i_{ag} se encuentra cerca del cruce por cero de la misma por lo que la falla se expresa rápidamente. Esto se puede observar en la figura 5.3.(b) donde la señal $\|r_{qdg}\|*$ supera rápidamente el umbral C_{th} . En tiempo $t_2 = 0,2$ [s] el sistema vuelve a su operación normal donde

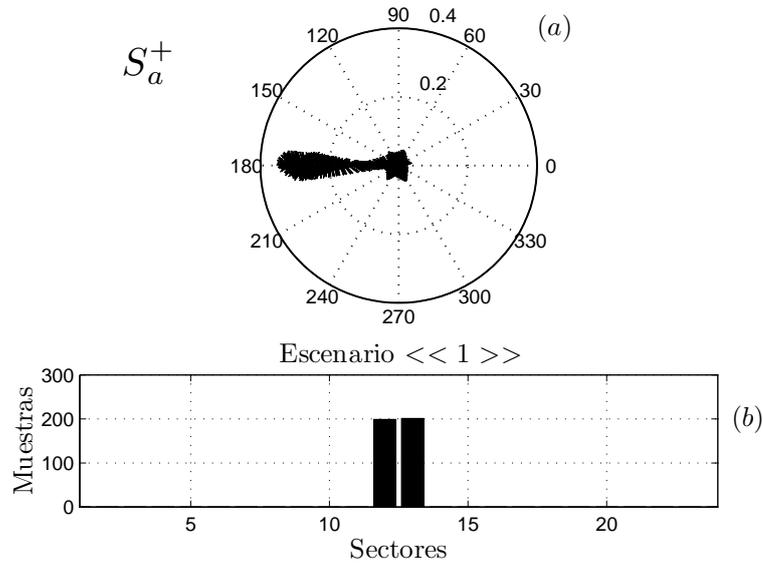


Figura 5.4: Gráficas polares e histograma - Escenario «1»

se observa que la señal detección tarda $0,09 [s]$ en retornar al valor cero. Esto se debe al tiempo de decaimiento del detector de envolvente. En tiempo $t_3 = 0,3 [s]$ se produce una falla simultánea en las llaves S_a^- y S_b^+ respectivamente. Se observa que a partir de este instante, el semi-ciclo negativo de la corriente i_{ag} y positivo de i_{bg} se rectifica. Se observa en la figura 5.3.(b) que la falla es detectada rápidamente. Por último, en la figura 5.3.(c) se observa que la estrategia de aislamiento permite obtener los escenarios de fallas correspondientes a este ensayo. Los escenarios se obtienen en tiempos $t_{d1} + t_a$ y $t_{d2} + t_a$ luego de producida cada falla donde $t_{d1} = t_{d1} \simeq 0 [s]$ y el tiempo de aislamiento fue elegido con valor $t_a = 0,1 [s]$. Este tiempo de aislamiento puede reducirse hasta $0,02 [s]$ ya que se requiere la evaluación del vector de residuos en al menos una ciclo de las variables del GSC.

En la figura 5.4.(a) se muestran la traza del vector de residuos en una gráfica polar durante la falla correspondiente al escenario «1». Se puede observar que el ángulo del vector de residuos durante la falla se mantiene en aproximadamente 180° , lo cual se asocia a la falla en la llave S_a^+ . La figura 5.4.(b) muestra el histograma correspondiente, donde se observa que durante la mayor cantidad de muestras el vector de residuos se encuentra en los sectores 12 y 13.

En la figura 5.5.(a) se muestra la traza del vector de residuos y la región recorrida durante la falla simultánea en llaves S_a^- y S_b^+ . Se puede ver que la región recorrida corresponde al sector 1 y a los sectores 20 al 24 (entre 300° y 360°) en forma consecutiva. Esto se puede observar en el histograma de la figura 5.5.(b). Esta región corresponde al escenario «10».

En las figuras 5.6.(a)-(e) se muestran las corrientes del GSC i_{abcg} , la envolvente de la norma del vector de residuos $\|\mathbf{r}_{qdg}\|^*$ y la señal de detección de fallas d_{fg} durante un ensayo con falla en la llave S_a^+ mientras se varía la velocidad del generador de $\omega_r = 0,7 [p.u.]$ a $1,3 [p.u.]$ y se mantiene el par constante. En la figura 5.6.(a) se observa que la falla simple en el GSC se produce en el instante $t_1 = 0,05 [s]$. Se puede ver en la figura, que a partir de este instante el semi-ciclo positivo de la corriente i_{ag} se rectifica lo cual se mantiene durante el ensayo. En tiempo $t_2 = 0,2 [s]$ se produce un incremento en la velocidad del generador siguiendo un perfil en forma de rampa manteniendo un deslizamiento final del -30% . Se observa que la amplitud de las corrientes disminuyen cuando la velocidad se acerca a la velocidad sincrónica y vuelven a aumentar en el caso super-sincrónico. En la figura 5.6.(b) se muestran $100 [ms]$ de la corriente i_{ag} durante la operación sub-sincrónica. Se observa que el semi-ciclo de la onda no se

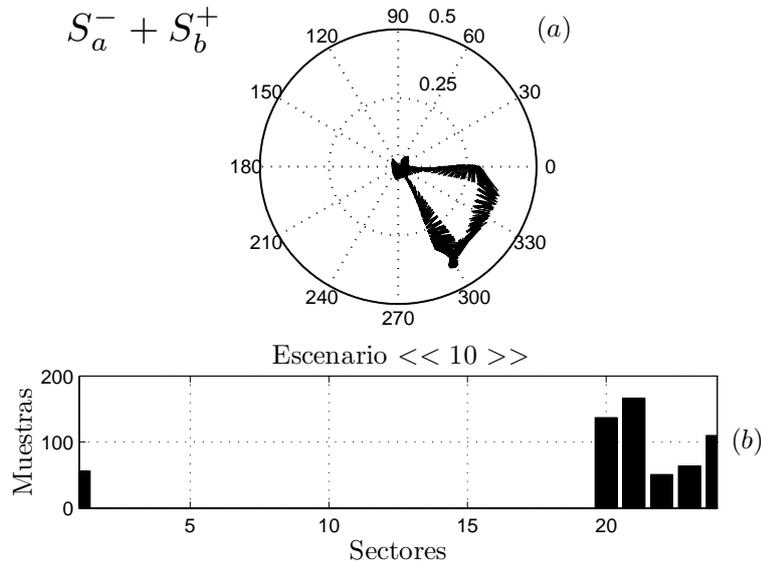


Figura 5.5: Gráficas polares e histograma - Escenario «10»

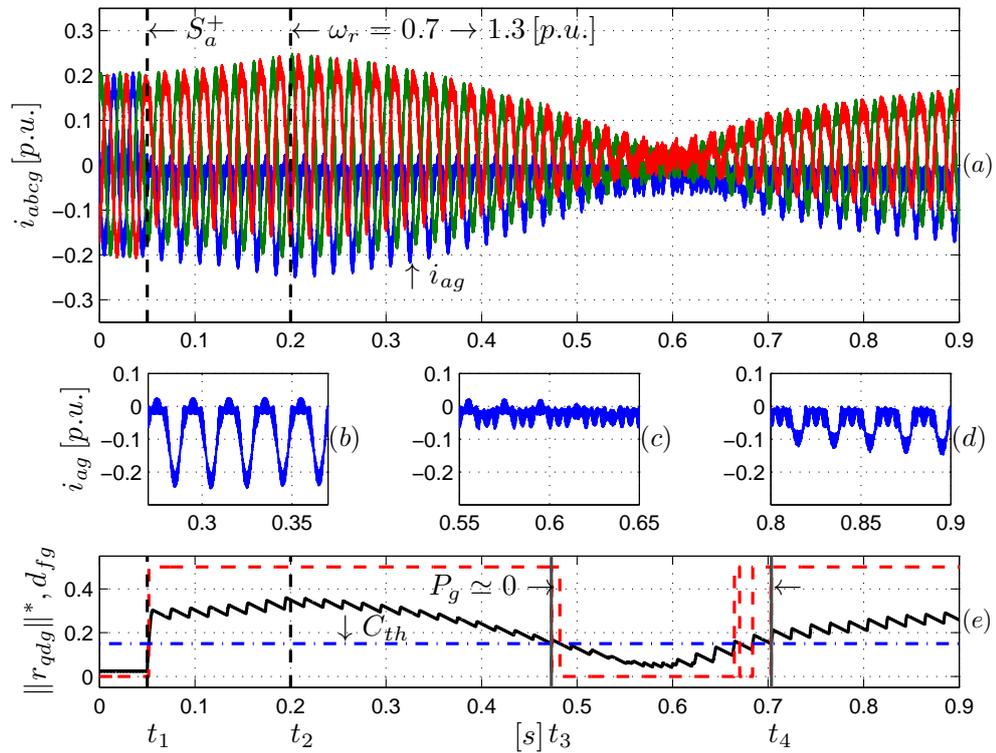


Figura 5.6: Escenario de falla «1» y variación de $\omega_r = 0,7 \rightarrow 1$ [p.u.] - (a) i_{abcg} , (b)-(d) i_{ag} y (e) $\|r_{qdg}\|^*$ y d_{fg}

rectifica en su totalidad ya que se produce un pico de corriente de baja amplitud en sentido positivo. Esto sucede ya que en ese punto de operación el GSC absorbe potencia de la red y la corriente circula en su mayoría por los diodos en anti-paralelo con las llaves. En la figura 5.6.(c) se muestra la corriente i_{ag} cuando la velocidad de rotación del generador es cercana a la sincrónica. Se observa que la corriente tiene muy baja amplitud. En la figura 5.6.(d) se observa la misma corriente para el punto de operación super-sincrónico donde se observa que el semiciclo positivo de la onda se rectifica totalmente.

Por último, en la la figura 5.6.(d) se muestra la envolvente de la norma del vector de residuos y la señal de detección de fallas asociadas al GSC. Se observa que luego de producida la falla en t_1 , la señal $\|r_{qdg}\|^*$ supera rápidamente el umbral. Esta señal se mantiene por encima de dicho umbral hasta tiempo $t_3 = 470$ [ms] donde el flujo de potencia en el DC-Link es muy pequeño lo cual es producido cuando la velocidad

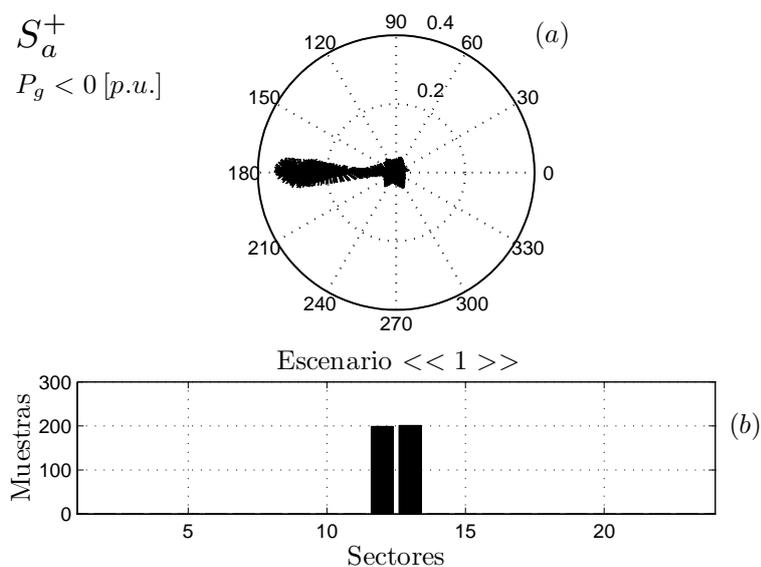


Figura 5.7: Gráficas polares e histograma - $\omega_r = 0,7$ [p.u.] - Escenario «1»

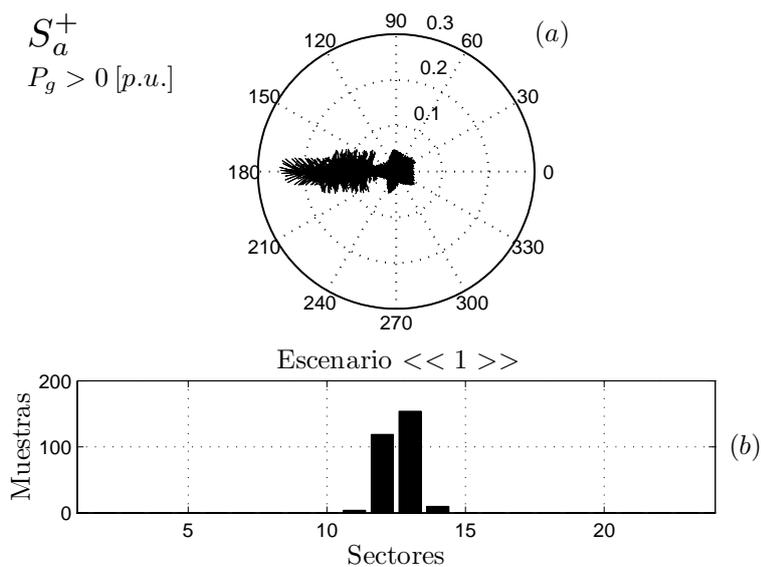


Figura 5.8: Gráficas polares e histograma - $\omega_r = 1,3$ [p.u.] - Escenario «1»

del generador es cercana a la del sincronismo. Este efecto se mantiene en el intervalo comprendido entre t_3 y $t_4 = 705$ [ms]. Si bien en este intervalo la estrategia propuesta no es capaz de diagnosticar en forma correcta la falla, ya que las corrientes del GSC son muy pequeñas, esto no supone un problema ya que en estas condiciones la falla no

produce efectos dañinos en el sistema de generación. Por último, durante la operación super-sincrónica la falla es detectada y aislada correctamente.

En las figuras 5.7 y 5.8 se muestran las traza del vector de residuos en una gráfica polar durante la falla correspondiente al escenario «1» para los casos donde el generador opera con velocidad por debajo y encima del sincronismo respectivamente. Se puede observar en los dos casos que el ángulo del vector de residuos durante la falla se mantiene en aproximadamente 180° , lo cual se asocia a la falla en la llave S_a^+ . Estas gráficas también se muestra el histograma correspondiente, donde se observa en los dos casos que durante la mayor cantidad de muestras el vector de residuos se encuentra en los sectores 12 y 13.

5.7. Conclusiones

En este Capítulo se aplicaron los métodos presentados en los Capítulo 3 y 4 para obtener una estrategia de detección y aislamiento de fallas por llave abierta en el GSC. En primer lugar se presentó el modelo del convertidor junto con el modelo de las fallas en el GSC, donde se desacopla la ecuación dinámica de la tensión del DC-Link mediante la medición de esta variable. A partir de la aplicación del enfoque geométrico se obtuvieron subsistemas sensibles a cada falla considerada e insensible a ciertas perturbaciones. En base a estos subsistemas, se construyó un banco de observadores para la generación de residuos.

Al igual que en el caso de fallas en el RSC, esta estrategia permite reducir los tiempos de detección en comparación con otras técnicas propuestas en la literatura. Por otro lado, el tiempo de aislamiento resulta menor que para el caso asociado al RSC ya que la frecuencia de las variables del GSC es constante e igual a la de la red.

Los resultados de simulación permitieron validar la estrategia propuesta para el caso de fallas simples y simultáneas con el GSC operando en ambos sentidos del flujo de potencia en el DC-Link.

Capítulo 6

Control Basado en Pasividad del GSC

6.1. Introducción

En un sistema de generación basado en GIRB el GSC tiene como objetivo principal controlar el flujo de potencia entre el rotor del generador y la red. Como el convertidor está conectado directamente con la red, la amplitud y la frecuencia de las tensiones asociadas son impuestas por la misma. En este caso, los objetivos de control para el GSC son inyectar a la red, la potencia necesaria para mantener el flujo de potencia entre el rotor del generador y la red y controlar la potencia reactiva intercambiada con la misma. Para cumplir con estos objetivos, es necesario que el GSC se sincronice con el ángulo de la tensión de red y controle la forma de onda de la corriente inyectada, la cual debe ser sinusoidal y su contenido armónico no debe superar los límites establecidos por las normas [56],[57]. El objetivo de inyectar toda la potencia disponible del lado de CC a la red se puede lograr manteniendo la tensión del DC-Link constante como se mostró en el Capítulo 2. Además, este control de tensión puede realizarse con el control de la corriente del eje directo, relacionando ambas variables a través del método de diseño. Por otra parte el control de la potencia reactiva se puede hacer directamente controlando la corriente en el eje en cuadratura. Este método de control funciona correctamente en el caso en que el sistema no pre-

sente fallas en el RSC ni tampoco existen desbalances ni contenido armónico en las tensiones de red. En el caso de que se presenten estos problemas, uno de los efectos producidos son oscilaciones en la tensión del DC-Link. Para evitar que las corrientes entregadas por el GSC se distorsionen, una de las propuestas que se encuentran en la literatura es utilizar un filtro en la medición de tensión de DC-Link para controlar el valor medio de la misma a través de la componente en el eje d de la corriente inyectada por el GSC. Esta estrategia tiene como inconveniente el retardo producido por este filtro el cual depende de la frecuencia de corte del mismo, que debe estar al menos una década por debajo de la frecuencia que se quiere filtrar ($f_c < 10 [Hz]$ para el caso de desbalance de tensión de red). El lazo de control de tensión asociado resulta lento, y se producen grandes variaciones de tensión durante el transitorio cuando se modifican los perfiles de potencia activa del sistema de generación. Una alternativa es inyectar a la red la potencia instantánea del rotor. Esto requiere medir la potencia entregada por el rotor al DC-Link e inyectar este valor a la red a través del GSC. De esta manera se mantiene la tensión en el DC-Link constante, sin embargo, en el caso de fallas en el RSC la potencia asociada tendrá oscilaciones lo que distorsionará las corrientes inyectadas por el GSC a la red.

En este trabajo se propone una estrategia de control del GSC donde el objetivo es la inyección de corrientes sinusoidales de secuencia positiva al punto de conexión con la red, de manera tal que las potencias activa y reactiva promedio inyectadas sean iguales a la potencia mecánica y a la potencia reactiva de referencia respectivamente. Esto permite además mantener el flujo de potencia activa media entre el rotor del generador y la red, lo cual a su vez mantiene el valor promedio de la tensión del DC-Link constante.

Esta estrategia es aplicada también en los casos donde existen fallas en el RSC y fallas en la red. En estos casos, para cumplir con el objetivo de inyectar corriente sinusoidal de secuencia positiva en el punto de conexión con la red requiere que el GSC inyecte corrientes de secuencia negativa y/o con contenido armónico por lo que el control de corriente debe ser capaz de seguir referencias con componentes a frecuencia mayores a $100 [Hz]$. Las estrategias basadas en controladores lineales del tipo PI requiere un gran ancho de banda para que puedan seguir las referencias de alta

frecuencia. Esto tiene como desventaja además que estos controladores pierden inmunidad al ruido deteriorando el comportamiento dinámico y la estabilidad de los lazos de control. Como alternativa en [23] y [58] se presentan controles para el GSC donde se controla las componentes de secuencia positiva y negativa individualmente utilizando referenciales dedicados a cada una de ellas. Esto requiere de detectores de secuencia y dos controladores PI para cada una de ellas. Este problema se ve incrementado para el caso en que se quieran inyectar armónicos. En este trabajo se propone realizar el control del GSC utilizando una estrategia de control no lineal por asignación de interconexión y amortiguamiento (*interconnection and damping assignment, IDA*), la cual combina la propiedad de pasividad de los sistemas Hamiltonianos con puertos (*port Hamiltonian, pH*) con control por interconexión y control basado en energía [59], [60], [61]. Esta estrategia permite diseñar controladores para seguir trayectorias de referencias de corrientes que debe entregar el GSC asegurando la convergencia del error a cero [62]. Esta técnica de diseño ha sido aplicada a diferentes tipos de sistemas, tales como sistemas mecánicos, sistemas eléctricos, máquinas eléctricas y convertidores de potencia, entre otros [59].

6.2. Modelo port Hamiltoniano del GSC

Para diseñar la estrategia de control basada en pasividad para GSC debe escribirse el modelo presentado en el Capítulo 2 en la forma pH.

El modelo del GSC representado en la forma pH debe tener la siguiente forma;

$$\dot{\mathbf{x}} = [\mathbf{J}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) + \mathbf{R}(\mathbf{x})] \frac{\partial \mathbf{H}(\mathbf{x})}{\partial \mathbf{x}} + \mathbf{g}\mathbf{e} \quad (6.1)$$

Donde \mathbf{x} es el vector de estados, \mathbf{u} es la entrada de control, $\mathbf{J}(\mathbf{x}, \mathbf{u})$ es la matriz de interconexión, $\mathbf{R}(\mathbf{x})$ es la matriz de amortiguamiento, $\mathbf{H}(\mathbf{x})$ es la función de energía del sistema y \mathbf{g} es la matriz que relaciona el vector de fuentes externas \mathbf{e} con dicho sistema.

Se define el vector de estados de la siguiente manera,

$$\mathbf{x} = [x_1, x_2, x_3]^T = [L_g i_{qg}, L_g i_{dg}, C v_{dc}]^T. \quad (6.2)$$

Los vectores de entrada de control y entradas externas son,

$$\mathbf{u} = [m_{qg}, m_{dg}]^T, \quad \mathbf{e} = [v_{qs}, v_{ds}, -i_{dcr}]^T. \quad (6.3)$$

Las matrices de interconexión, amortiguamiento y de entradas externas obtenidas mediante la inspección del modelo del GSC en coordenadas qd (invariante en potencia) son las siguientes,

$$\mathbf{J}(\mathbf{u}) = \begin{bmatrix} 0 & -\omega_{dq} L_g & m_{qg} \\ \omega_{dq} L_g & 0 & m_{dg} \\ -m_{qg} & -m_{dg} & 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{R} = \begin{bmatrix} r_g & 0 & 0 \\ 0 & r_g & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \mathbf{g} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}. \quad (6.4)$$

La función de energía del sistema, $\mathbf{H}(\mathbf{x})$ se puede obtener como la suma de todas las energías almacenadas en los inductores del filtro y en el capacitor del DC-Link como se muestra a continuación,

$$\mathbf{H}(\mathbf{x}) = \frac{1}{2} \left(\frac{x_1^2}{L_g} + \frac{x_2^2}{L_g} + \frac{x_3^2}{C} \right) = \frac{1}{2} (L_g i_{qg}^2 + L_g i_{dg}^2 + C v_{dc}^2). \quad (6.5)$$

El diferencial de esta función resulta,

$$\frac{\partial \mathbf{H}(\mathbf{x})}{\partial \mathbf{x}} = [i_{qg}, i_{dg}, v_{dc}]^T \quad (6.6)$$

Finalmente, el modelo pH del GSC queda representado por el siguiente sistema de ecuaciones,

$$\begin{bmatrix} L_g \dot{i}_{qg} \\ L_g \dot{i}_{dg} \\ C \dot{v}_{dc} \end{bmatrix} = \left\{ \begin{bmatrix} 0 & -\omega_{dq} L_g & m_{qg} \\ \omega_{dq} L_g & 0 & m_{dg} \\ -m_{qg} & -m_{dg} & 0 \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} r_g & 0 & 0 \\ 0 & r_g & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \right\} \begin{bmatrix} i_{qg} \\ i_{dg} \\ v_{dc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -v_{qs} \\ -v_{ds} \\ -i_{dcr} \end{bmatrix} \quad (6.7)$$

Se puede observar que las tres ecuaciones dinámicas se encuentran acopladas entre si lo cual se puede ver en la matriz de interconexión $\mathbf{J}(\mathbf{x}, \mathbf{u})$.

6.3. Diseño del Controlador

El controlador del GSC se diseña con el objetivo de inyectar las corrientes de referencia al punto de conexión con la red siguiendo un objetivo de control determinado. Entre los objetivos a perseguir se pueden mencionar el control de la tensión del DC-Link, el control del flujo de potencia entre rotor y estator, y la inyección de corrientes sinusoidales de secuencia positiva en el punto de conexión con la red, lo cual asegura la calidad de energía inyectada. Para cumplir con estos objetivos, es necesario que las variables de estado puedan seguir la trayectoria determinada por, \mathbf{x}^* definida por

$$\mathbf{x}^* = \left[L_g i_{qg}^*, L_g i_{dg}^*, C v_{dc}^* \right]^T, \quad (6.8)$$

de manera tal, que el error ($\varepsilon = \mathbf{x} - \mathbf{x}^*$) converja asintóticamente a cero.

Si el objetivo de control del sistema de generación es inyectar potencia activa y reactiva a una red equilibrada a partir de la inyección de corrientes sinusoidales de secuencia positiva, y el sistema opera sin fallas en el RSC, estas trayectorias resultan constantes. Por el contrario, si existen fallas en el RSC o la red presenta desbalance y/o armónicos, las trayectorias de referencia tendrán componentes armónicas con una frecuencia mayor a 100 [Hz] por lo que el controlador debe tener la capacidad de realizar el seguimiento.

Para poder seguir estas referencias, se propone diseñar una ley de control \mathbf{u} de manera que la dinámica de lazo cerrado quede descrita por un modelo pH, con una nueva función de energía $\mathbf{H}_d(\mathbf{x}, \mathbf{x}^*)$ que cumpla con lo siguiente,

$$\dot{\varepsilon} = [\mathbf{J}_d(\varepsilon) - \mathbf{R}_d(\varepsilon)] \frac{\partial \mathbf{H}_d(\mathbf{x}, \mathbf{x}^*)}{\partial \varepsilon} \quad (6.9)$$

con equilibrio en $\varepsilon = 0$.

Aquí, $\mathbf{J}_d(\varepsilon)$ y $\mathbf{R}_d(\varepsilon)$ son las matrices de interconexión y amortiguamiento deseadas del sistema a lazo cerrado donde la primera es antisimétrica y la segunda es simétrica. La función de energía para el sistema a lazo cerrado se elige como,

$$\mathbf{H}_d(\mathbf{x}, \mathbf{x}^*) = \frac{1}{2} (\varepsilon^T \mathbf{P}^{-1} \varepsilon) \quad (6.10)$$

con \mathbf{P} definida como,

$$\begin{bmatrix} L_g & 0 & 0 \\ 0 & L_g & 0 \\ 0 & 0 & C \end{bmatrix} \quad (6.11)$$

y la derivada de $\mathbf{H}_d(\varepsilon)$ respecto del tiempo resulta,

$$\dot{\mathbf{H}}_d(\mathbf{x}, \mathbf{x}^*) = -\varepsilon^T \mathbf{P}^{-1} \mathbf{R}_d \mathbf{P}^{-1} \varepsilon < 0. \quad (6.12)$$

De donde se deduce que la matriz \mathbf{R}_d debe ser definida positiva para asegurar la convergencia del error a cero lo cual puede ajustarse mediante la elección de los elementos de la matriz \mathbf{R}_a .

La matriz \mathbf{J}_a se elige de manera tal de eliminar los acoplamientos entre las ecuaciones asociadas a las corrientes i_{qg} y i_{dg} de la siguiente manera,

$$\mathbf{J}_a = \begin{bmatrix} 0 & \omega_{dq} L_g & 0 \\ -\omega_{dq} L_g & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}. \quad (6.13)$$

Considerando la dinámica de lazo cerrado se puede escribir la siguiente expresión,

$$[\mathbf{J}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) - \mathbf{R}(\mathbf{x})] \frac{\partial \mathbf{H}(\mathbf{x})}{\partial \mathbf{x}} + \mathbf{g}\mathbf{e} = [\mathbf{J}_d(\varepsilon) - \mathbf{R}_d(\varepsilon)] \frac{\partial \mathbf{H}_d(\mathbf{x}, \mathbf{x}^*)}{\partial \varepsilon} + \dot{\mathbf{x}}^* \quad (6.14)$$

Si se tiene en cuenta que

$$\mathbf{H}_d(\mathbf{x}, \mathbf{x}^*) = \mathbf{H}(\mathbf{x}, \mathbf{x}^*) + \mathbf{H}_a(\mathbf{x}, \mathbf{x}^*). \quad (6.15)$$

y que

$$\begin{aligned} \mathbf{J}_d(\varepsilon) &= \mathbf{J}(\varepsilon) + \mathbf{J}_a(\varepsilon). \\ \mathbf{R}_d &= \mathbf{R} + \mathbf{R}_a. \end{aligned} \quad (6.16)$$

La ecuación se puede escribir

$$[\mathbf{J}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) - \mathbf{R}(\mathbf{x})] \frac{\partial \mathbf{H}_a(\mathbf{x})}{\partial \mathbf{x}} + [\mathbf{J}_a(\varepsilon) - \mathbf{R}_a(\varepsilon)] \frac{\partial \mathbf{H}_d(\mathbf{x}, \mathbf{x}^*)}{\partial \varepsilon} - \mathbf{g}\mathbf{e} + \dot{\mathbf{x}}^* = 0 \quad (6.17)$$

Si se considera que

$$\frac{\partial \mathbf{H}_a(\varepsilon)}{\partial \varepsilon} = -\mathbf{P}^{-1}\mathbf{x}^*, \quad (6.18)$$

$$\frac{\partial \mathbf{H}_d(\varepsilon)}{\partial \varepsilon} = \mathbf{P}^{-1}\varepsilon. \quad (6.19)$$

La ecuación queda,

$$[\mathbf{J}(\mathbf{x}, \mathbf{u}) - \mathbf{R}(\mathbf{x})] \mathbf{P}^{-1}\mathbf{x}^* = [\mathbf{J}_a(\varepsilon) - \mathbf{R}_a(\varepsilon)] \mathbf{P}^{-1}\varepsilon - \mathbf{g}\mathbf{e} + \dot{\mathbf{x}}^* \quad (6.20)$$

$$\begin{bmatrix} -r_g & -\omega_{dq}L_g & m_{qg} \\ \omega_{dq}L_g & -r_g & m_{dg} \\ -m_{qg} & -m_{dg} & -r_g \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{qg}^* \\ i_{dg}^* \\ v_{dc}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -r_1 & \omega_{dq}L_g & j_{13} \\ -\omega_{dq}L_g & -r_2 & j_{23} \\ -j_{13} & -j_{23} & -r_3 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \varepsilon_{qg} \\ \varepsilon_{dg} \\ \varepsilon_v \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} v_{qs} \\ v_{ds} \\ i_{dcr} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} L_g i_{qg}^* \\ L_g i_{dg}^* \\ C v_{dc}^* \end{bmatrix} \quad (6.21)$$

donde,

$$\begin{aligned} \varepsilon_{qg} &= i_{qg} - i_{qg}^*, \\ \varepsilon_{dg} &= i_{dg} - i_{dg}^*, \\ \varepsilon_v &= v_{dc} - v_{dc}^*. \end{aligned} \quad (6.22)$$

Si se consideran $j_{13} = j_{23} = 0$, los índices de modulación resultan,

$$m_{qg} = \frac{1}{v_{dc}^*} (r_g i_{qg}^* + \omega_{dq} L_g i_{dg} - r_1 (i_{qg} - i_{qg}^*) + v_{qs} + L_g \dot{i}_{qg}^*), \quad (6.23)$$

$$m_{dg} = \frac{1}{v_{dc}^*} (r_g i_{dg}^* - \omega_{dq} L_g i_{qg} - r_2 (i_{dg} - i_{dg}^*) + v_{ds} + L_g \dot{i}_{dg}^*), \quad (6.24)$$

mientras que la tensión de referencia se calcula con la siguiente expresión,

$$\dot{v}_{dc}^* = \frac{1}{C} (-(m_{qg} i_{qg}^* + m_{dg} i_{dg}^*) - i_{dcr} + r_3 (v_{dc} - v_{dc}^*)). \quad (6.25)$$

6.4. Inyección de Corrientes Sinusoidales

En esta Sección se presenta una estrategia de control para la inyección de corrientes sinusoidales al punto de conexión con la red. Esta estrategia, combinada con el control de potencia activa y reactiva instantánea presentado en la Capítulo 2 permite, ante desbalances y/o armónicos en la tensiones de red minimizar las oscilaciones en el par del generador e inyectar corriente sinusoidal de secuencia positiva en el punto de conexión. En el caso de fallas en RSC, como se presentó en los Capítulos 3 y 4, las corrientes de rotor, estator y las que el sistema de generación entrega al punto de conexión con la red se distorsionan. Esto sucede ya que el usualmente el control del GSC mantiene el valor medio de la tensión del DC-Link en el valor de referencia absorbiendo corrientes de sinusoidales de secuencia positiva del punto de conexión con la red. La estrategia propuesta en esta Sección permite inyectar corriente sinusoidal de secuencia positiva, aún en este caso.

6.4.1. Potencia activa y reactiva en el punto de conexión con la Red

Las referencias de potencia activa y reactiva que el sistema de generación debe inyectar a la red se pueden obtener mediante el análisis de las potencias del sistema de generación, es decir la potencia activa de estator P_s , de rotor P_r , del GSC (P_g) y la potencia mecánica en el eje del generador definida como P_m .

La potencia mecánica se puede expresar con la siguiente expresión [41],

$$\begin{aligned} P_m &= -\frac{1}{2}T_e\omega_r = \frac{3P}{4}(\lambda_{ds}i_{qs} - \lambda_{qs}i_{ds})(\omega_r + \omega_{dq} - \omega_{dq}) \\ &= -\frac{3P}{4}[(\lambda_{ds}i_{qs} - \lambda_{qs}i_{ds})\omega_{dq} - (\lambda_{ds}i_{qs} - \lambda_{qs}i_{ds})(\omega_{dq} - \omega_r)] \end{aligned} \quad (6.26)$$

Si se considera que,

$$\lambda_{ds}i_{qs} - \lambda_{qs}i_{ds} = \lambda_{qr}i_{dr} - \lambda_{dr}i_{qr}. \quad (6.27)$$

y se desprecian las pérdidas en los circuitos de estator y rotor ($r_s = r_r = 0$) la expresión 6.26 se puede escribir de la siguiente manera,

$$P_m = P_s - P_r \quad (6.28)$$

con $P_r = sP_s$.

Por lo tanto, si se considera el caso sin pérdidas para el GSC, la potencia en el punto de conexión con la red resulta,

$$P_o = P_s + P_g \quad (6.29)$$

donde P_o es la potencia activa en el punto de conexión con la red. Considerando que debe existir un balance de potencia en el DC-Link ($P_r = -P_g$) para que el valor medio de la tensión sea constante se puede concluir que,

$$P_o = P_m \quad (6.30)$$

En la expresión se puede ver que, si se desprecian las pérdidas del sistema, la potencia activa inyectada al punto de conexión con la red es igual a la potencia mecánica del generador. Esta propiedad se puede tomar como punto de partida para obtener la potencia activa promedio de referencia que el sistema de generación debe inyectar a la red.

Como el objetivo de control es inyectar corriente sinusoidal de secuencia positiva al punto de conexión con la red, los valores medios de potencia activa y reactiva son generados por la interacción entre la corriente de secuencia positiva de referencia y la componente de secuencia positiva de la tensión de red.

Para ejemplificar este concepto se puede analizar el caso particular donde existe desbalance en la tensión de red. En este caso aparecerán componentes de secuencia negativa en dicha tensión. Si se representan las corrientes en el punto de conexión y las tensiones de red en coordenadas qd con ω_{dq} utilizando notación compleja, la potencia activa y reactiva instantánea se puede expresar de la siguiente manera,

$$P_o = \frac{3}{2} \Re((\mathbf{V}_{s+} e^{j\omega_s t} + \mathbf{V}_{s-} e^{-j\omega_s t}) \mathbf{I}_{o+}^* e^{-j\omega_s t}), \quad (6.31)$$

$$Q_o = \frac{3}{2} \Im((\mathbf{V}_{s+} e^{j\omega_s t} + \mathbf{V}_{s-} e^{-j\omega_s t}) \mathbf{I}_{o+}^* e^{-j\omega_s t}). \quad (6.32)$$

Donde \mathbf{V}_{s+} , \mathbf{V}_{s-} son los fasores espaciales correspondiente a las componentes de secuencia positiva y negativa de la tensión de red mientras que \mathbf{I}_{o+}^* es el fasor corriente de secuencia positiva que se desea inyectar. Se puede observar en la expresión que tanto la potencia activa como la reactiva tienen componentes promedio, y componentes oscilantes denominados por \bar{P}_o , \bar{Q}_o y \tilde{P}_o , \tilde{Q}_o respectivamente. Los valores promedio de la potencia activa y reactiva se calculan con las siguientes expresiones,

$$\bar{P}_o = \frac{3}{2} \Re(\mathbf{V}_{s+} \mathbf{I}_{o+}^*) = \frac{3}{2} \|v_{s+}\| \|i_{o+}\| \cos(\theta_{v_{s+}} - \theta_{i_{o+}}), \quad (6.33)$$

$$\bar{Q}_o = \frac{3}{2} \Im(\mathbf{V}_{s+} \mathbf{I}_{o+}^*) = \frac{3}{2} \|v_{s+}\| \|i_{o+}\| \sin(\theta_{v_{s+}} - \theta_{i_{o+}}). \quad (6.34)$$

Los valores oscilantes se representados por las siguientes ecuaciones.

$$\tilde{P}_o = \frac{3}{2} \Re(\mathbf{V}_{s-} \mathbf{I}_{o+}^* e^{-j2\omega_{dq} t}) \quad (6.35)$$

$$= \frac{3}{2} \|v_{s-}\| \|i_{o+}\| \cos(2\omega_{dq} t + (\theta_{v_{s-}} - \theta_{i_{o+}})) \quad (6.36)$$

$$\tilde{Q}_o = \frac{3}{2} \Im(\mathbf{V}_{s-} \mathbf{I}_{o+}^* e^{-j2\omega_{dq} t}) \quad (6.37)$$

$$= \frac{3}{2} \|v_{s-}\| \|i_{o+}\| \sin(2\omega_{dq} t + (\theta_{v_{s-}} - \theta_{i_{o+}})) \quad (6.38)$$

$$(6.39)$$

Como se observa, el valor medio de la potencia activa y reactiva de salida del sistema depende únicamente de la interacción entre la corriente de secuencia positiva en el punto de conexión y la tensión de secuencia positiva de red. Este resultado puede extenderse para cuando la red tiene contenido armónico, por lo tanto, la corriente de referencia en el punto de conexión con red puede calcularse con los valores medios de potencia activa y reactiva de referencia a inyectar en el punto de conexión y la componente de secuencia positiva de la tensión de red.

La potencia activa y reactiva instantánea aplicada a un sistema trifásico sin conexión de neutro se puede calcular a partir de las componentes en los eje qd de la

tensiones y corrientes [44]. Como se menciona anteriormente, las potencias activa y reactiva promedio son generadas por la interacción de las componentes de secuencia positiva de tensión y corriente inyectada a la red, lo cual se puede expresar matricialmente de la siguiente manera,

$$\begin{bmatrix} \overline{P}_o^* \\ \overline{Q}_o^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{qs+} & v_{ds+} \\ -v_{ds+} & v_{qs+} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{qo}^* \\ i_{do}^* \end{bmatrix}, \quad (6.40)$$

donde, v_{qs+} y v_{ds+} representan las componentes en los ejes qd de la tensión de secuencia positiva de red y \overline{Q}_o^* es el valor promedio de potencia reactiva de referencia. Esta referencia puede ser la misma que se utiliza en el control de potencia reactiva instantánea del GIRB representada por Q_s^* . Sin embargo, puede elegirse un valor diferente ya que se cuenta con la posibilidad de absorber o inyectar potencia reactiva con el GSC.

Si la matriz de tensiones es no singular, las corrientes de referencia el punto de conexión con la red, se pueden calcular a partir de las potencias activa y reactiva promedio de referencia y la inversa de la matriz de tensión de secuencia positiva de estator como se muestra a continuación,

$$\begin{bmatrix} i_{qo}^* \\ i_{do}^* \end{bmatrix} = \frac{1}{v_{qs+}^2 + v_{ds+}^2} \begin{bmatrix} v_{qs+} & v_{ds+} \\ -v_{ds+} & v_{qs+} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} P_m^* \\ \overline{Q}_o^* \end{bmatrix}, \quad (6.41)$$

donde la referencia de potencia promedio se elige de manera tal de cumplir con la relación $\overline{P}_o^* = P_m^*$ ya que en condiciones ideales es la potencia que el sistema de generación puede inyectar a la red. Una vez obtenidas las corrientes de referencia que se deben inyectar al punto de conexión para cumplir con los requerimientos de potencia activa y reactiva promedio, se puede calcular la potencia activa y reactiva instantánea total deseada a partir de la siguiente expresión,

$$\begin{bmatrix} P_o^* \\ Q_o^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} v_{qs} & v_{ds} \\ -v_{ds} & v_{qs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_{qo}^* \\ i_{do}^* \end{bmatrix} \quad (6.42)$$

Finalmente, considerando que $P_o = P_s + P_g$ y $Q_o = Q_s + Q_g$, las corrientes de referencia para el GSC se calculan con la siguiente expresión,

$$\begin{bmatrix} i_{qg}^* \\ i_{dg}^* \end{bmatrix} = \frac{1}{v_{qs}^2 + v_{ds}^2} \begin{bmatrix} v_{qs} & v_{ds} \\ -v_{ds} & v_{qs} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (P_o^* - P_s) \\ (Q_o^* - Q_s) \end{bmatrix} \quad (6.43)$$

Donde P_s y Q_s son la potencias activa y reactiva instantáneas de estator.

En la figura se muestra la estrategia de inyección de corrientes sinusoidales donde, a partir de las potencias activas y reactivas promedio que se desean inyectar, se obtienen las corrientes de referencia que el GSC debe inyectar para poder realizar la compensación y obtener corrientes sinusoidales en el punto de conexión. Se observa que la potencia activa promedio de referencia se calcula con la potencia mecánica de referencia y un término de corrección que permite ajustar la potencia de referencia para compensar las pérdidas en el sistema. Esto lo hace a partir de un lazo de control de tensión el cual se detalla en la siguiente Sección.

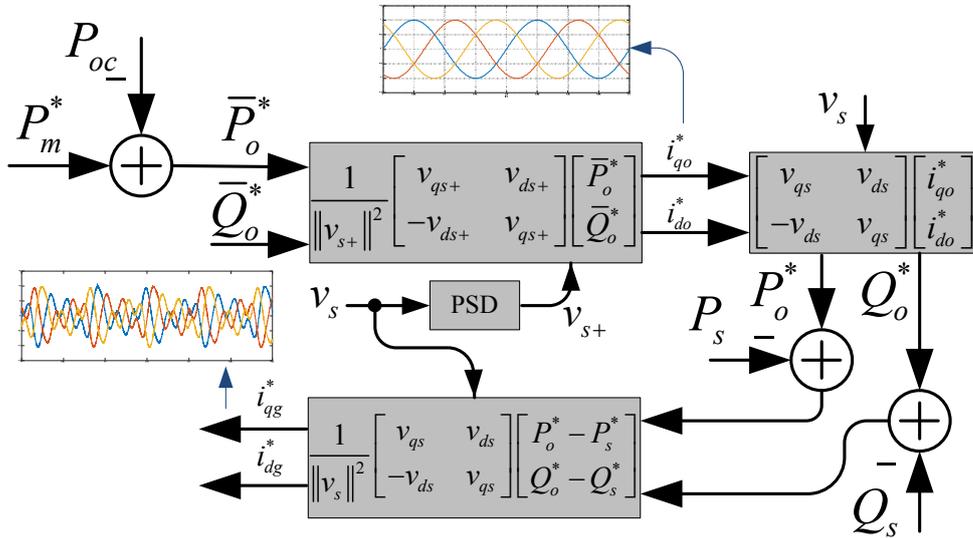


Figura 6.1: Estrategia de inyección de corrientes sinusoidales a la red

6.4.2. Lazo de control de tensión

Las pérdidas en el sistema de generación producidas en el núcleo magnético y bobinados de estator y rotor del GIRB sumada a las producidas en el RSC y GSC junto con las del filtro de conexión a la red del GSC hacen que la potencia activa que el sistema puede inyectar a la red se menor que la potencia mecánica extraída ($P_o < P_m$).

Esta condición real de operación hace que si se inyecta una potencia activa media a la red igual a potencia mecánica extraída la tensión del DC-Link disminuye su valor, el cual caerá hasta un nivel en donde el GSC ya no pueda controlar las corrientes y el sistema quede a lazo abierto. Por lo tanto, debe existir un mecanismo que regule la potencia de referencia P_o^* que permita inyectar corrientes sinusoidales a la red y a la vez, controlar el flujo de potencia en el DC-Link.

Para lograr este objetivo, se propone cerrar un lazo de control del valor medio de la tensión del DC-Link \bar{v}_{dc} regulando la potencia activa promedio que el sistema inyecta al punto de conexión con la red.

Diseño del controlador de tensión

Se propone ajustar la potencia de referencia en el punto de conexión con la red con la siguiente ley de control,

$$\bar{P}_o^* = P_m^* - k_{pv}(\bar{v}_{dc}^* - \bar{v}_{dc}) - k_{pv} \int_0^t (\bar{v}_{dc}^* - \bar{v}_{dc}) \cdot d\tau, \quad (6.44)$$

El término PI, el cual de ahora en adelante se denomina como P_{oc} , regula la acción de control (\bar{P}_o^*) en función del error en el valor medio de la tensión del DC-Link.

Para ajustar las ganancias del controlador se considera la función de transferencia que relaciona la tensión v_{dc} con la corriente de la red reflejada en el DC-Link (i_{dcg}) la cual fue desarrollada en el Capítulo 2 y se repite a continuación,

$$\frac{V_{dc}(s)}{I_{dcg}(s)} = -\frac{1}{C} \frac{1}{s}.$$

Para este análisis, la corriente del rotor reflejada en el DC-Link i_{dcr} se considera una perturbación. Para poder ajustar las ganancias del controlador propuesto es necesario encontrar una relación entre la potencia inyectada P_o y la tensión v_{dc} .

Si el referencial se alinea con la tensión de red y se desprecian las pérdidas del filtro RL del GSC se cumple la siguiente igualdad,

$$v_{dc}i_{dcg} = v_{ds}i_{dg} = P_g. \quad (6.45)$$

Donde la potencia de la red se relaciona con la del punto de conexión mediante la siguiente ecuación,

$$P_g = P_o - P_s = P_m^* - P_{oc} - P_s. \quad (6.46)$$

Si el GIRB se encuentra operando en régimen permanente, la potencia activa de estator P_s y la potencia mecánica de referencia P_m^* son constantes por lo que la potencia P_g dependerá en forma lineal de la potencia P_{oc} .

La ecuación dinámica de la tensión del DC-Link se puede reescribir de la siguiente manera,

$$C \frac{dv_{dc}}{dt} = -\frac{1}{v_{dc}} (P_m^* - P_{oc} - P_s). \quad (6.47)$$

Si se considera la siguiente igualdad,

$$v_{dc} \frac{dv_{dc}}{dt} = \frac{1}{2} \frac{dv_{dc}^2}{dt}. \quad (6.48)$$

Considerando la relación anterior, la ecuación (6.47) se puede reescribir de la siguiente manera,

$$\frac{dv_{dc}^2}{dt} = -\frac{2}{C} (P_m^* - P_{oc} - P_s), \quad (6.49)$$

donde la misma representa la ecuación dinámica del cuadrado de la tensión en el DC-Link. Se observa que variable v_{dc}^2 presenta una dinámica lineal y la misma puede

ser controlada mediante el ajuste de la potencia de compensación P_{oc} . Aprovechando esta característica se cierra un lazo de control sobre esta variable, donde la referencia es el cuadrado del valor deseado (\bar{v}_{dc}^*).

Debido a que P_s y P_m^* son magnitudes independientes de la variable que se quiere controlar y además en condiciones ideales pueden ser consideradas con valores constantes, a fines del ajuste de las ganancias del controlador se las considera con valor cero lo cual simplifica el diseño del controlador. Con esta consideración se puede escribir,

$$\frac{dv_{dc}^2}{dt} = K_v P_{oc}. \quad (6.50)$$

Donde $K_v = 2/C$ representa la constante de proporcionalidad entre la potencia de compensación P_{oc} y la derivada de la tensión al cuadrado del DC-Link.

Si se aplica la transformada de Laplace a la ecuación anterior se obtiene

$$\frac{V_{dc}^2(s)}{P_{oc}(s)} = K_v \frac{1}{s}.$$

En la figura 6.2 se muestra el diagrama de bloques que representa lazo de control de tensión del DC-Link. Se observa que el término de corrección P_{oc} se obtiene a partir de la salida de un controlador PI. Se puede observar que esta variable afecta en forma directa al cuadrado de la tensión en el DC-Link.

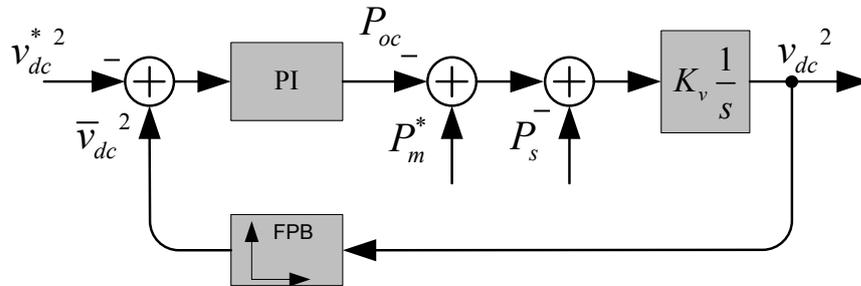


Figura 6.2: Control de Tensión del DC-Link.

Si se considera que la función de transferencia del controlador que relaciona P_{oc} con el error de tensión en el dominio de Laplace es la siguiente,

$$G_{PIv}(s) = \frac{P_{oc}(s)}{E_v} = k_{pv} \frac{(s + k_{iv}/k_{pv})}{s}, \quad (6.51)$$

la función de transferencia de lazo cerrado del control de tensión del DC-Link es la siguiente,

$$\frac{V_{dc}^2(s)}{V_{dc}^{*2}(s)} = \frac{(K_v k_{pv})(s + k_{iv}/k_{pv})}{s^2 + (K_v k_{pv})s + (K_v k_{iv})}. \quad (6.52)$$

Aquí se ajustan las ganancias del controlador (k_{pv} y k_{iv}) para obtener un tiempo de asentamiento T_{sv} y sobrepaso $\%OS$ deseados. Considerando que la función de transferencia del sistema a lazo cerrado resulta de segundo orden, los coeficientes de la ecuación característica permiten calcular las ganancias del controlador con las siguientes expresiones,

$$k_{pv} = \frac{1}{K_v} 2\zeta_v \omega_n \quad (6.53)$$

$$k_{iv} = \frac{1}{K_v} \omega_n^2. \quad (6.54)$$

La frecuencia de corte del filtro aplicado en la medición de la tensión v_{dc} debe elegirse al menos una década por debajo de la mínima frecuencia que se quiere eliminar. El caso más crítico es aquel correspondiente a un falla simple en el RSC que genera oscilaciones a la frecuencia de las variables de rotor. Para el caso donde $s = 0,3$ la frecuencia de oscilación de la tensión v_{dc} es de 15 [Hz]

6.5. Resultados

Se realizaron ensayos de simulación para validar la estrategia de control basada en pasividad del GSC y la estrategia de inyección de corrientes sinusoidales al punto de conexión con la red cuando existen desbalances y/o armónicos en la tensión asociada y fallas en el RSC. Estos ensayos fueron realizados utilizando el paquete Matlab-Simulink. Los parámetros de la matriz de amortiguamiento \mathbf{R}_a utilizados en las simulaciones se muestran en la tabla 6.1. La frecuencia de conmutación del RSC es de 15 [kHz]. Los ensayos realizados son los siguientes,

- **Ensayo 1** : 5% de desbalance de tensión, cambio de P_o e inyección de i_{qdo}^+ .

Tabla 6.1: Parámetros del generador y ganancias del observador

Parámetro	Valor
r_1	3.8
r_2	3.8
r_3	0.5

- **Ensayo 2** : Tensión de red equilibrada, falla en S_a^+ e inyección de i_{qdo}^+ .
- **Ensayo 3** : Detección y aislamiento de falla en S_b^- e inyección de i_{qdo}^+ .
- **Ensayo 4** : Análisis de dimensionamiento del GSC. Variación de P_m de 0,2 a $= 0,8 [p.u.]$ para sistema sano y con fallas en el RSC.
- **Ensayo 5** : Análisis del sistema conectado a una red débil. Variación de P_m de 0,5 a $= 1 [p.u.]$ para sistema sano y con fallas en el RSC

6.5.1. Ensayo 1

En este ensayo se muestran los efectos producidos en las corrientes inyectadas en el punto de conexión con la red cuando la misma presenta un desbalance de tensión del 5% y el sistema opera con la estrategia de control de par presentada en el Capítulo 2. Al inicio de la simulación, el control del GSC genera referencias de corrientes sinusoidales de secuencia positiva con el objetivo de controlar la tensión en el DC-Link. Luego se aplica la estrategia de control de corrientes sinusoidales propuesta para poder evaluar su desempeño. Se producen dos eventos en tiempos t_1 y t_2 ; en tiempo $t_1 = 0,2 [s]$ se genera un cambio en la potencia mecánica P_m de un valor de 0,5 a 0,8 $[p.u.]$, mientras que en tiempo $t_2 = 0,5 [s]$ se aplica la estrategia de inyección de corrientes sinusoidales.

En las figuras 6.3.(a),(b) y (c) se muestran las tensiones de red, corrientes de rotor y par electromagnético respectivamente obtenidas durante el ensayo. En la figura 6.3.(a) se representan las tensiones de red en coordenadas qd obtenidas a partir del referencial de secuencia positiva. Se observa que tanto v_{qs} como v_{ds} están formadas

por componentes sinusoidales montadas sobre señales de cc. Las señales sinusoidales resultan de la proyección de las componentes de secuencia negativa de la tensión de red sobre el referencial mencionado.

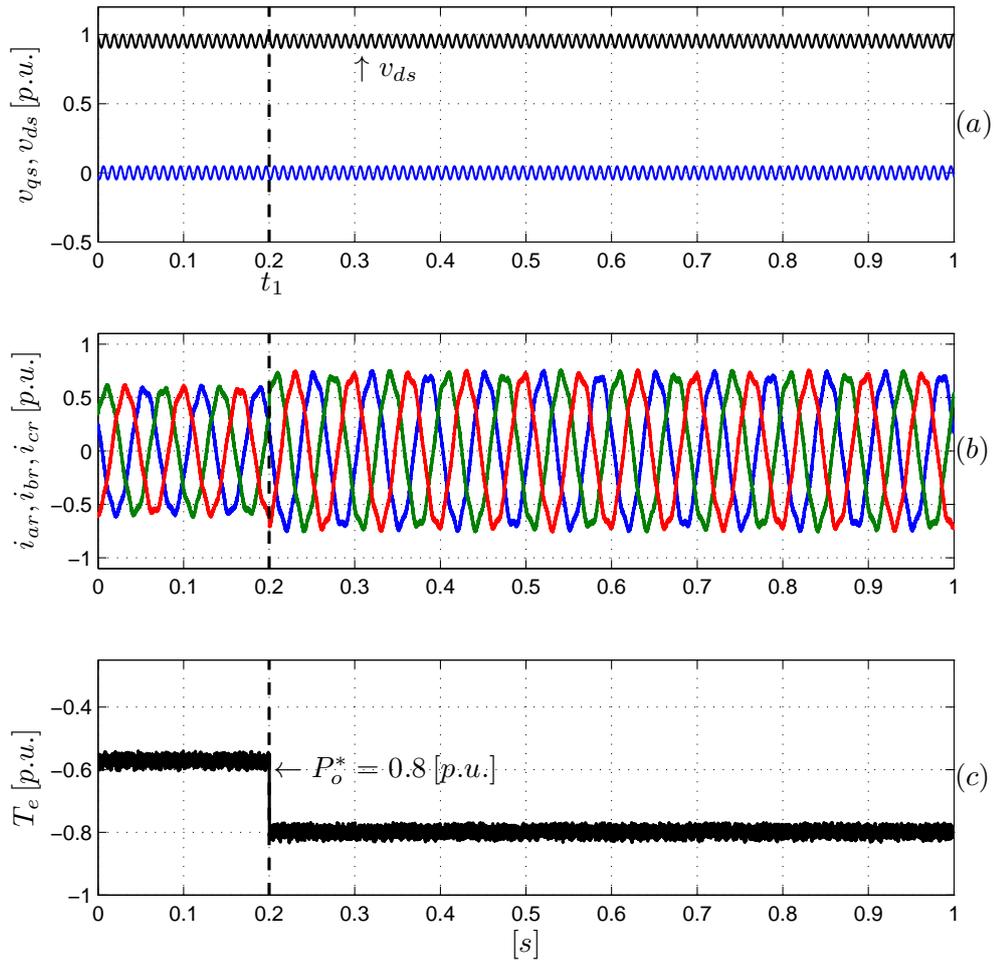
En la figura 6.3.(b) se muestran las corrientes de rotor en coordenadas $abcr$. La distorsión en las corrientes es generada por la estrategia de control de par ya que se deben inducir corrientes de secuencia negativa en los circuitos de estator para minimizar las oscilaciones en el par. Además, se observa que en t_1 se incrementa la magnitud de estas corrientes lo que corresponde a un aumento en la potencia mecánica P_m .

En la figura 6.3.(c) se observa el par electromagnético del GIRB donde se puede ver que el mismo no presenta oscilaciones durante todo el ensayo y a partir de t_1 su magnitud se incrementa de 0,5 a 0,8 [p.u.].

En las figuras 6.4.(a), (b) y (c) se muestran las corrientes de estator, del GSC y en el punto de conexión con la red en coordenadas qd . En la figura 6.4.(a) se observan que las corrientes i_{ds} e i_{qs} presentan oscilaciones de 100 [Hz] lo cual es consecuencia del desbalance en las tensiones de la red y de la estrategia de par constante. Durante el cambio de potencia activa en $t_1 = 0,2$ [s] el valor medio de la corriente i_{ds} se incrementa mientras que el valor medio de la corriente i_{qs} permanece constante.

En la figura 6.4.(b) se observan las corrientes inyectadas por el GSC a la red. Se puede ver que el intervalo entre $t = 0$ [s] y t_2 la corriente presenta componentes de corriente continua lo cual representa que dicha corriente es sinusoidal de secuencia positiva. Además se puede observar que la componente $i_{qg} = 0$ [p.u.] lo cual representa que el convertidor solamente absorbe potencia activa de la red. En t_1 la componente i_{dg} se incrementa para mantener la tensión del DC-Link en su valor de referencia (700 [V]) luego del cambio de potencia P_m . El control de corrientes sinusoidales es aplicado en tiempo t_2 donde se observa que a partir de este instante el GSC absorbe de la red corrientes desbalanceadas para lograr la compensación. En esas condiciones, las corrientes de la red poseen componentes sinusoidales de secuencia positiva lo cual se observa en la figura 6.4.(c).

En las figuras 6.5.(a)-(f) se muestran las corrientes de estator, del GSC y en el punto de conexión con la red en coordenadas abc . En las figura 6.5.(a) y (b) se


 Figura 6.3: Ensayo 1 - (a) v_{qs}, v_{ds} , (b) i_{abcr} y (c) T_e .

muestran las corrientes de estator durante los dos eventos producidos en t_1 y t_2 respectivamente. En la primera de las gráficas se observa el desbalance en las corrientes de estator, el cual se mantiene luego del cambio de potencia. En la segunda se observa que las corrientes de estator no son afectadas por la estrategia de control de corrientes sinusoidales. Las corrientes del GSC durante el primer evento son presentadas en la figuras 6.5.(c). Se observa que a partir de t_1 estas corrientes se incrementan para mantener la tensión del DC-Link en el valor de referencia y balancear el flujo de potencia entre el rotor y la red. Por otro lado, en la figura 6.5.(e) se observa que las corrientes inyectadas a la red presentan desbalance. El comportamiento de las

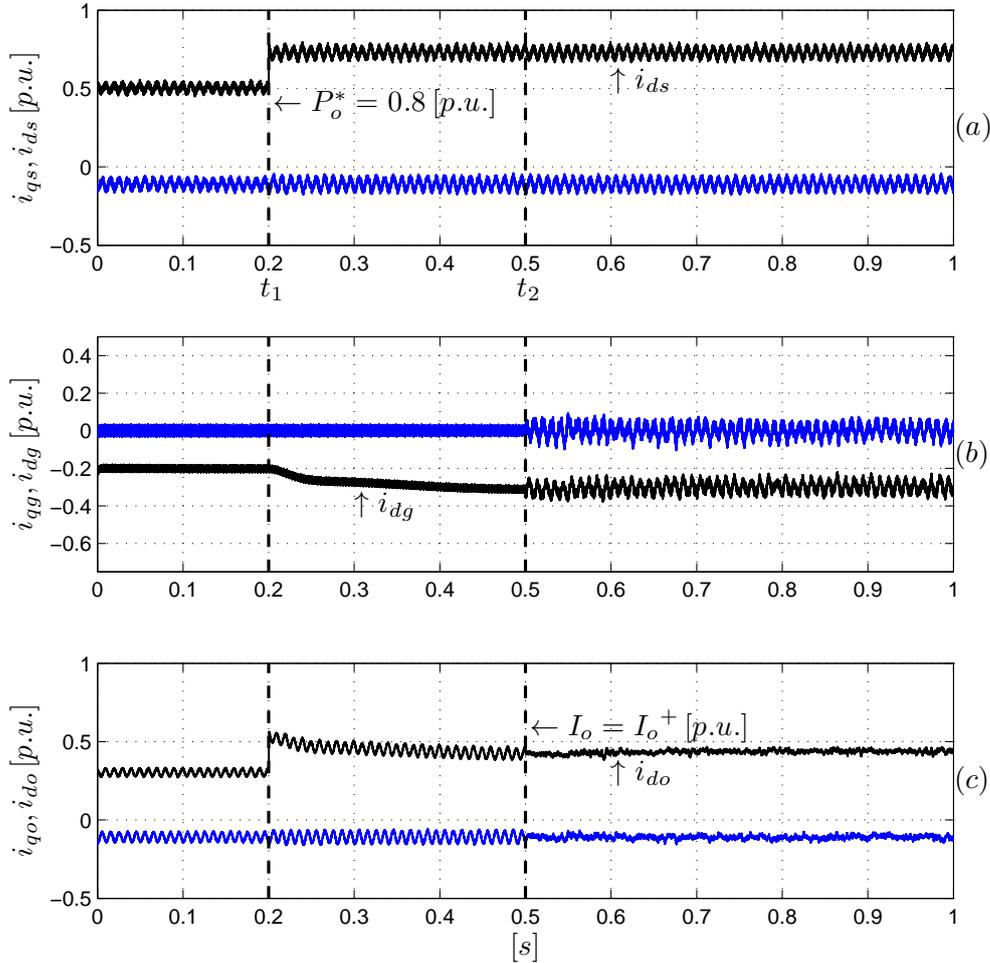


Figura 6.4: Ensayo 1 - (a) i_{qs} , i_{ds} , (b) i_{qg} , i_{dg} y (c) i_{qo} , i_{do} .

corrientes del GSC luego de t_2 se puede ver en la figura 6.5.(d). Se observa que a partir de este instante las corrientes del GSC presentan desbalance para lograr la inyección de corrientes sinusoidales balanceadas en el punto de conexión con la red. Esto se puede ver en la figura 6.5.(d) donde a partir de t_2 las corrientes inyectadas son sinusoidales y balanceadas.

En la figura 6.6.(a) y (b) se observan las componentes armónicas de la corriente inyectada en la red antes y luego de la compensación respectivamente. Se observa en la primera gráfica que las corrientes i_{abso} presentan únicamente componentes de secuencia positiva y negativa a frecuencia de red ($50 [Hz]$). En la figura 6.6.(b) se

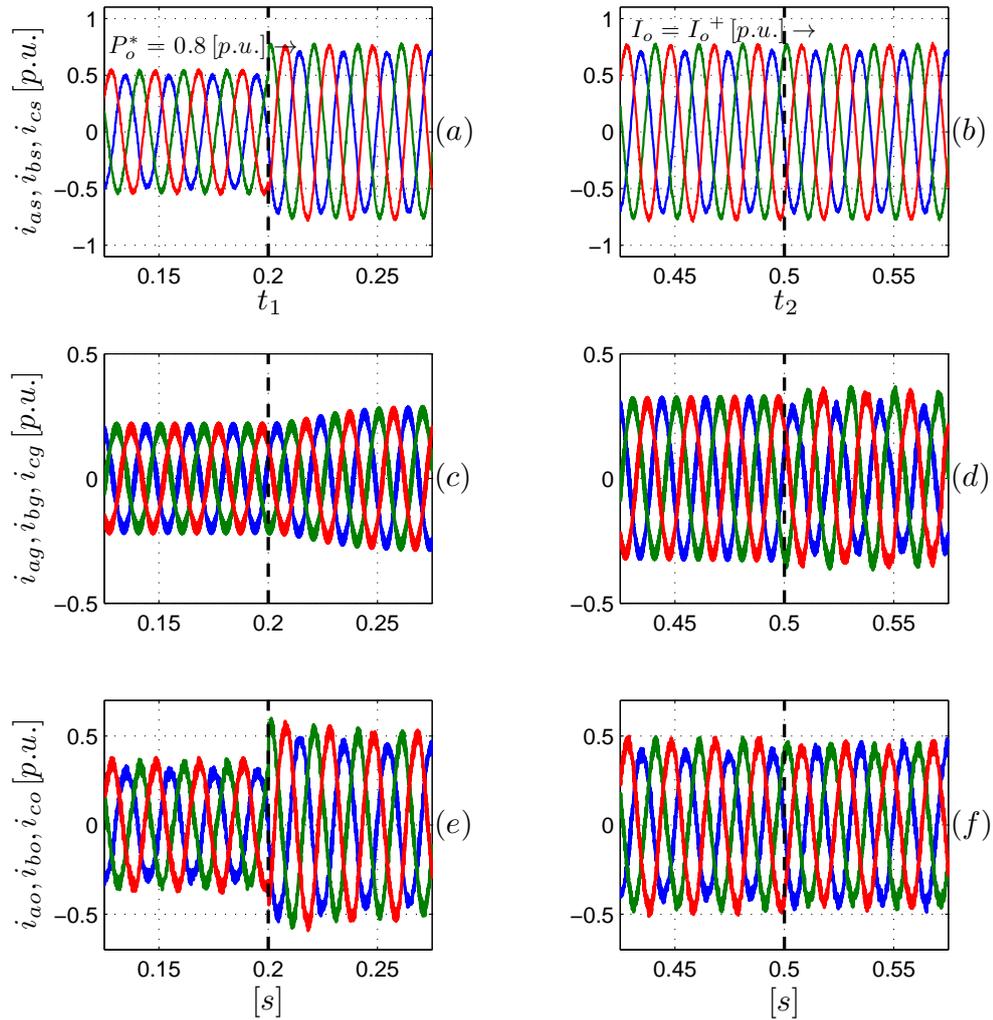


Figura 6.5: Ensayo 1 - (a)-(b) i_{abc_s} , (c)-(d) i_{abc_g} , y (e)-(f) i_{abc_o} .

puede ver que la corriente inyectada contiene componentes sinusoidales de secuencia positiva.

Por último, en la figura 6.7.(a) y (b) se observan las potencias activa y reactiva instantánea inyectadas en el punto de conexión con la red (P_o y Q_o) y la tensión en el DC-Link respectivamente. En la figura 6.7.(a) se observa que la potencia activa inyectada resulta menor que la potencia mecánica de referencia $P_o^* = P_m^*$ ya que el sistema tiene pérdidas. Se puede ver que durante el cambio de potencia de referencia en t_1 , la potencia inyectada se incrementa al valor de referencia sin embargo el lazo

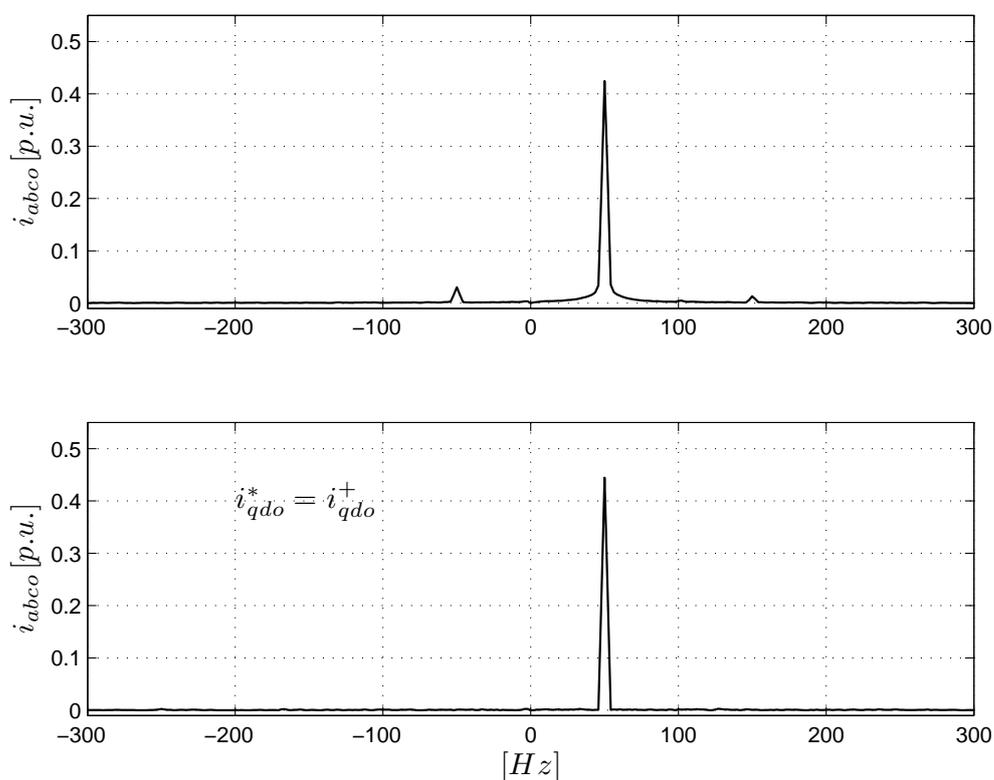


Figura 6.6: Ensayo 1, espectro de frecuencias - (a) sistema sin compensación (b) sistema compensado.

de control de tensión del DC-Link disminuye esta potencia para mantener la tensión asociada en el valor de referencia. Se puede ver en la figura 6.7.(b) que si bien durante el cambio de potencia de referencia la tensión del DC-Link disminuye, el lazo de control permite corregir el error. El lazo de tensión del DC-Link se ajustó con un tiempo de asentamiento relativamente grande (1,5 [s]), ya que se utiliza un filtro pasa-bajos en la señal de tensión realimentada con frecuencia de corte en 3 [Hz]. Este filtro permite atenuar las componentes oscilatorias de baja frecuencia en la tensión del DC-Link producidas por fallas simples en el RSC y otros problemas del sistema, lo que evita modulaciones en la potencia inyectada al punto de conexión.

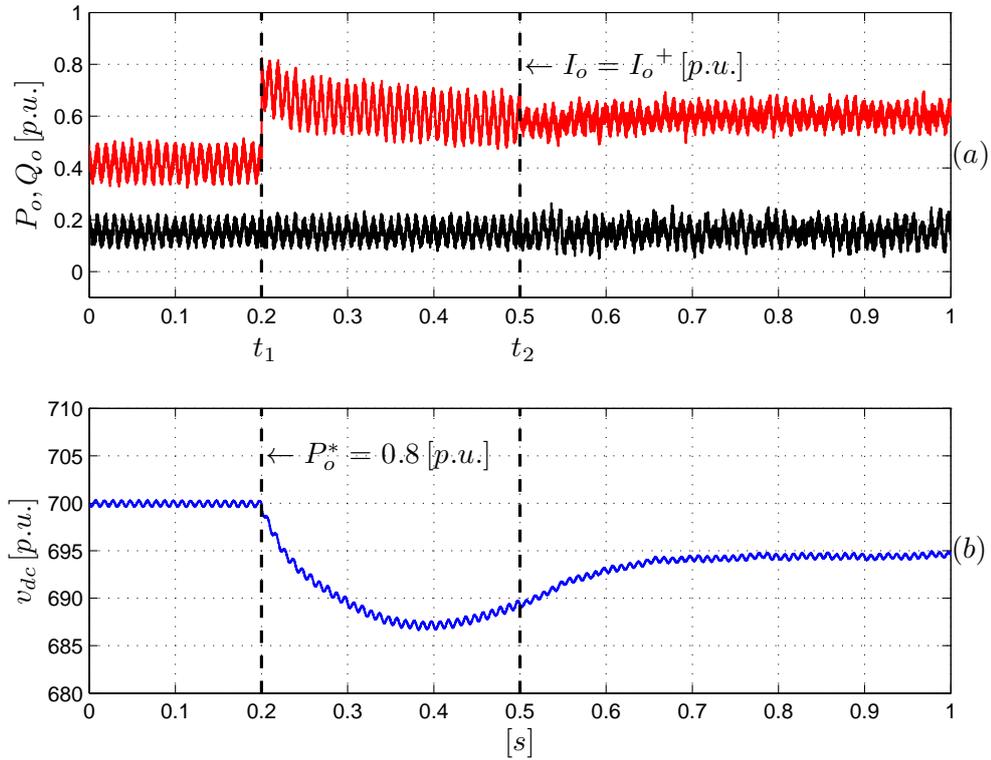


Figura 6.7: Ensayo 1 - (a) P_o , Q_o y (b) v_{dc} .

6.5.2. Ensayo 2

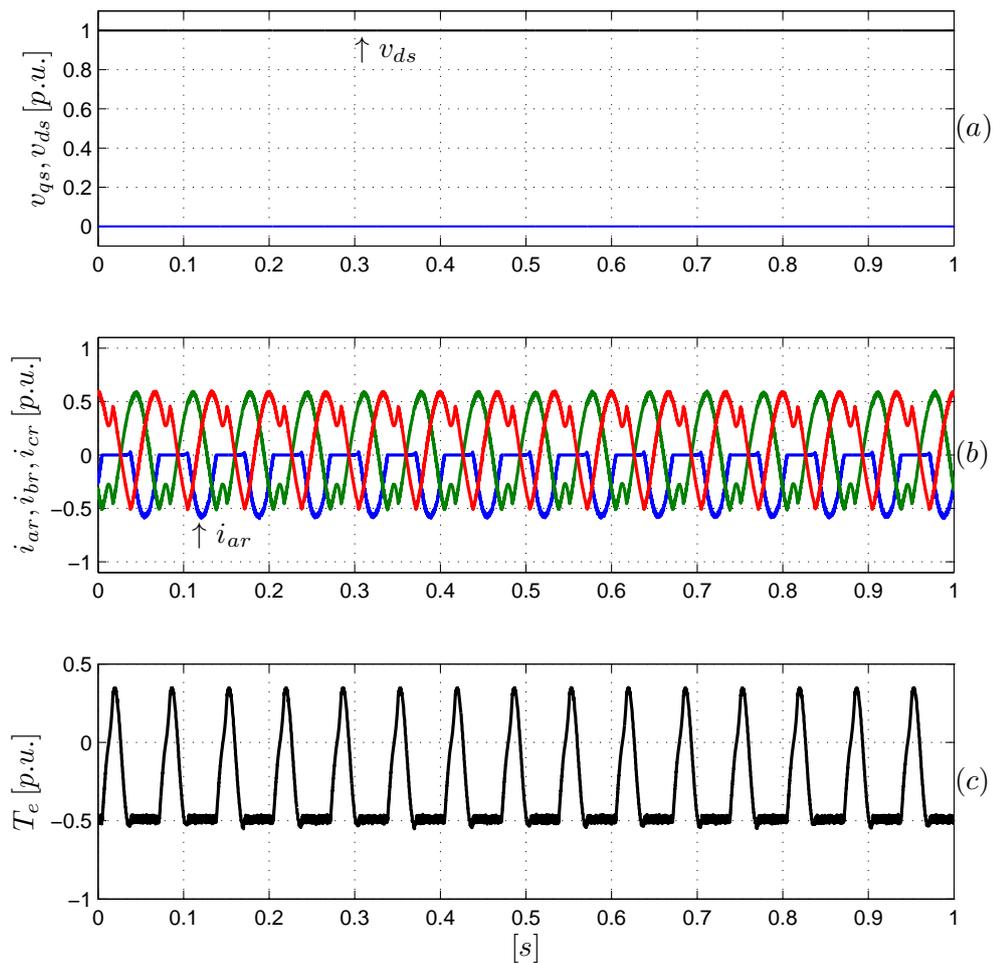
En este ensayo se muestran los efectos producidos en las corrientes inyectadas en el punto de conexión con la red cuando se produce una falla simple en el RSC. En estas condiciones, la corriente de la fase asociada a la llave defectuosa resulta distorsionada y la misma se hace cero en el semi-ciclo positivo o negativo según la falla sea en una llave superior o inferior respectivamente. Esta condición de operación defectuosa distorsiona las corrientes que el estator inyecta a la red, por lo cual, si el GSC no realiza una compensación adecuada las corrientes inyectadas por el sistema de generación (i_{abco}) resultarán igualmente distorsionadas. Al inicio de la simulación, el control del GSC genera referencias de corrientes sinusoidales de secuencia positiva con el objetivo de controlar la tensión en el DC-Link. Luego, en $t_1 = 0,5 [s]$ se aplica la estrategia de control de corrientes sinusoidales propuesta para poder evaluar su desempeño para este caso.

En las figuras 6.8.(a),(b) y (c) se muestran las tensiones de red, corrientes de rotor y par electromagnético respectivamente obtenidas durante el ensayo. En la figura 6.3.(a) se observa que las componentes v_{qs} y v_{ds} están formadas únicamente por componentes de CC por lo que la red no presenta desbalance ni componentes armónicas en su tensión.

En la figura 6.8.(b) se muestran las corrientes de rotor en coordenadas abc . Se observa que la corriente i_{ar} no presenta semi-ciclo positivo. Esto se debe a que el sistema se encuentra operando con una falla en la llave \mathbf{S}_a^+ del RSC. Además, se puede ver en la figura 6.8.(c) que en estas condiciones se presentan grandes oscilaciones en el par electromagnético del GIRB. La frecuencia de esta oscilación está asociada a la frecuencia de las variables de rotor ($15 [Hz]$) por lo cual además de ser una magnitud considerable puede producir variaciones apreciables en la velocidad del generador.

En las figuras 6.9.(a), (b) y (c) se muestran las corrientes de estator, del GSC y en el punto de conexión con la red en coordenadas qd . En la figura 6.9.(a) se observan que las corrientes i_{ds} e i_{qs} se encuentran distorsionadas lo cual es consecuencia de la falla en la llave \mathbf{S}_a^+ del RSC. En la figura 6.9.(b) se observan las corrientes inyectadas por el GSC a la red. Se puede ver que el intervalo entre $t = 0 [s]$ y t_1 la corriente presenta componentes de corriente continua lo cual representa que dicha corrientes es sinusoidal de secuencia positiva. Se observa también que durante dicho intervalo, las corrientes inyectadas a la red de encuentran distorsionadas. Esto se puede ver en la 6.9.(c). El control de corrientes sinusoidales es aplicado en tiempo t_1 donde se observa que a partir de este instante el GSC absorbe las corrientes necesarias para obtener la compensación deseada. A partir de este instante las corrientes de la red poseen componentes sinusoidales de secuencia positiva.

En las figuras 6.10.(a), (b) y (c) se muestran las corrientes de estator, del GSC y en el punto de conexión con la red en coordenadas abc . En las figura 6.10.(a) se muestran las corrientes de estator durante durante el ensayo. Se observa que las mismas se encuentran distorsionadas y no cambian en toda la simulación. Las corrientes del GSC durante el ensayo son presentadas en la figura 6.10.(b). Se observa que al inicio de la simulación hasta el instante t_1 estas corrientes son sinusoidales de secuencia positiva. A partir del instante donde se aplica la estrategia de control estas corrientes


 Figura 6.8: Ensayo 2 - (a) v_{qs} , v_{ds} , (b) i_{abcr} y (c) T_e .

se distorsionan para realizar la compensación. El efecto de la estrategia se puede ver en la figura 6.10.(c) donde se observan las corrientes inyectadas a la red. Se puede ver que estas corrientes se encuentran distorsionadas hasta el instante t_1 a partir del cual se aplica el control. Se puede ver que las corrientes inyectadas a partir de este instante son sinusoidales y balanceadas.

En la figura 6.11.(a) y (b) se observan las componentes armónicas de la corriente inyectada en la red antes y luego de la compensación respectivamente. Se observa en la primera gráfica que las corrientes i_{abso} presentan un gran variedad de componentes armónicas lo cual es generado por el efecto del falla en el RSC. En la figura 6.11.(b)

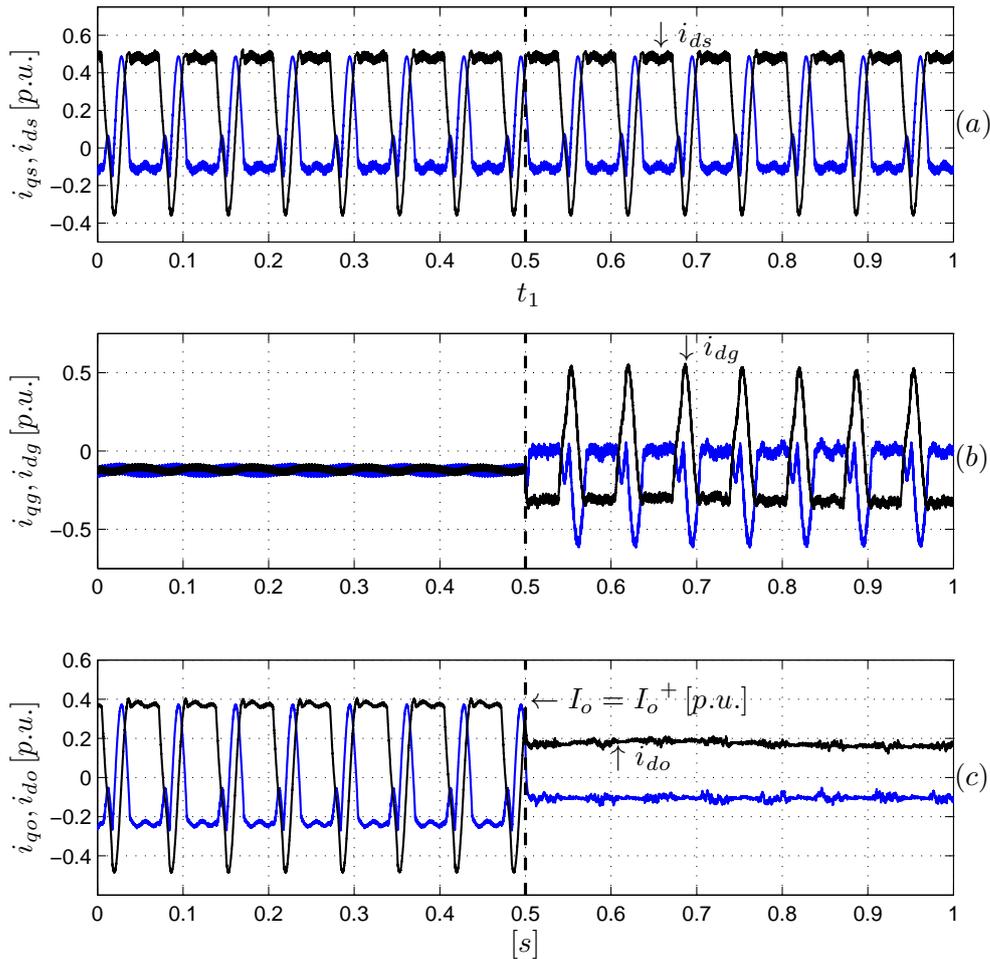
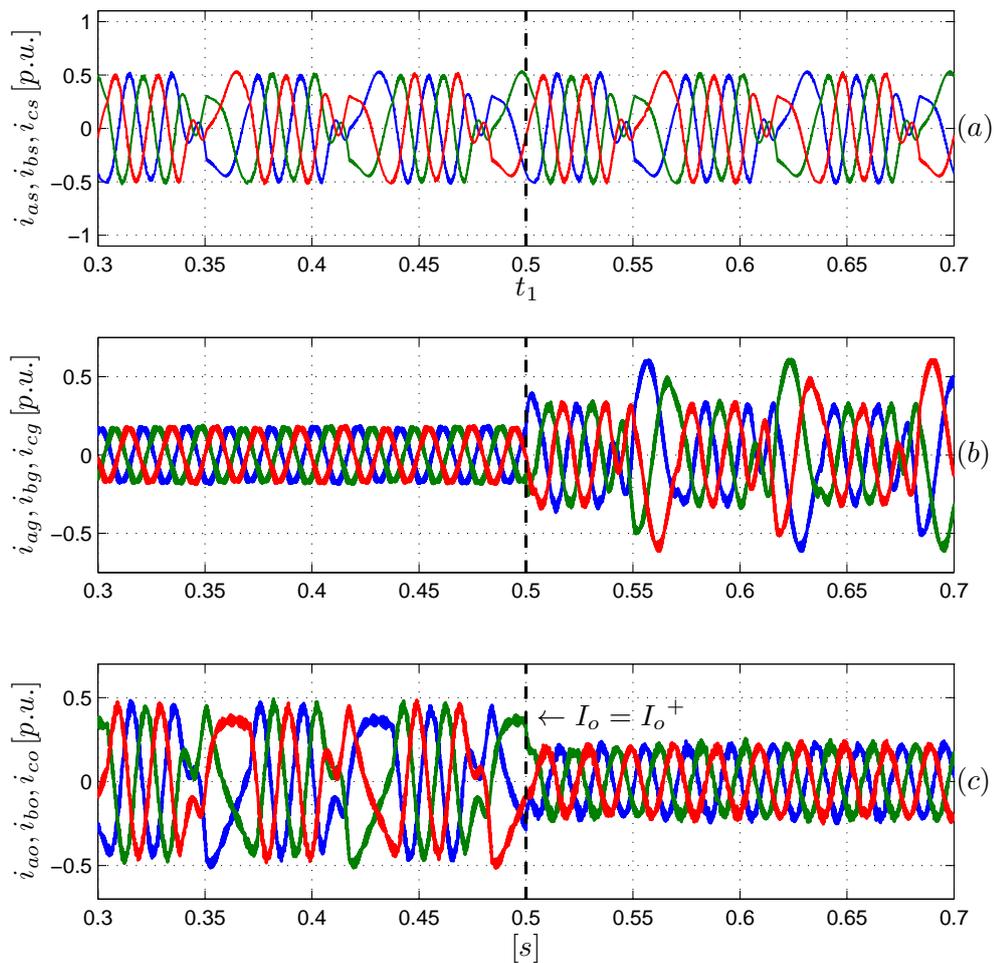


Figura 6.9: Ensayo 2 - (a) i_{qs} , i_{ds} , (b) i_{qg} , i_{dg} y (c) i_{qo} , i_{do} .

se puede ver que la corriente inyectada luego de la compensación contiene únicamente componentes sinusoidales de secuencia positiva.

Por último, en la figura 6.12.(a) y (b) se observan las potencias activa y reactiva instantánea inyectadas en el punto de conexión con la red (P_o y Q_o) y la tensión en el DC-Link respectivamente. En la figura 6.12.(a) se observa que hasta el instante t_1 las potencias activa y reactiva inyectadas se encuentran distorsionadas. Se puede ver luego de la compensación se disminuye considerablemente la distorsión en dichas potencia permitiendo entregar buena calidad de energía aún en condiciones de falla. En la figura 6.12.(b) se observa que luego de la compensación, el valor medio de la tensión


 Figura 6.10: Ensayo 2 - (a) i_{abcs} , (b) i_{abcg} , y (c) i_{abco} .

del DC-Link se incrementa en forma transitoria lo cual es corregido por el lazo de control de tensión. Se observa también un cambio en la amplitud de las componentes armónicas de la tensión del DC-Link luego de la compensación. Esta situación debe ser analizada ya que éstas componentes generan corrientes en los capacitores del DC-Link que pueden tener magnitudes considerables y se puede ver reducida la vida útil de los mismos.

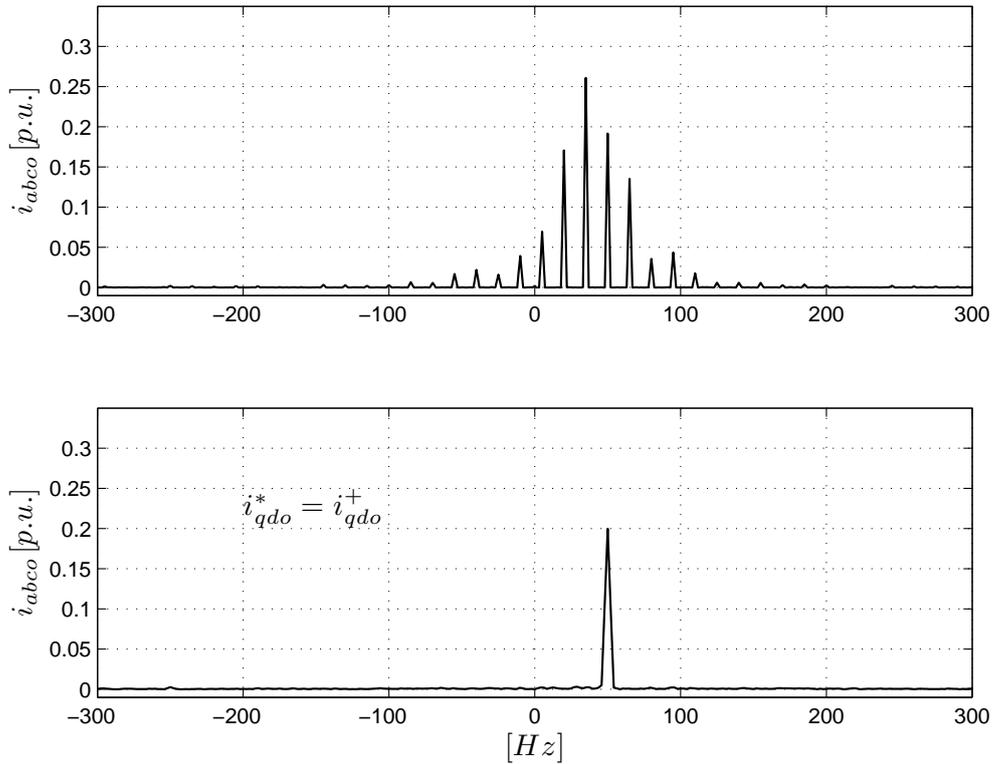


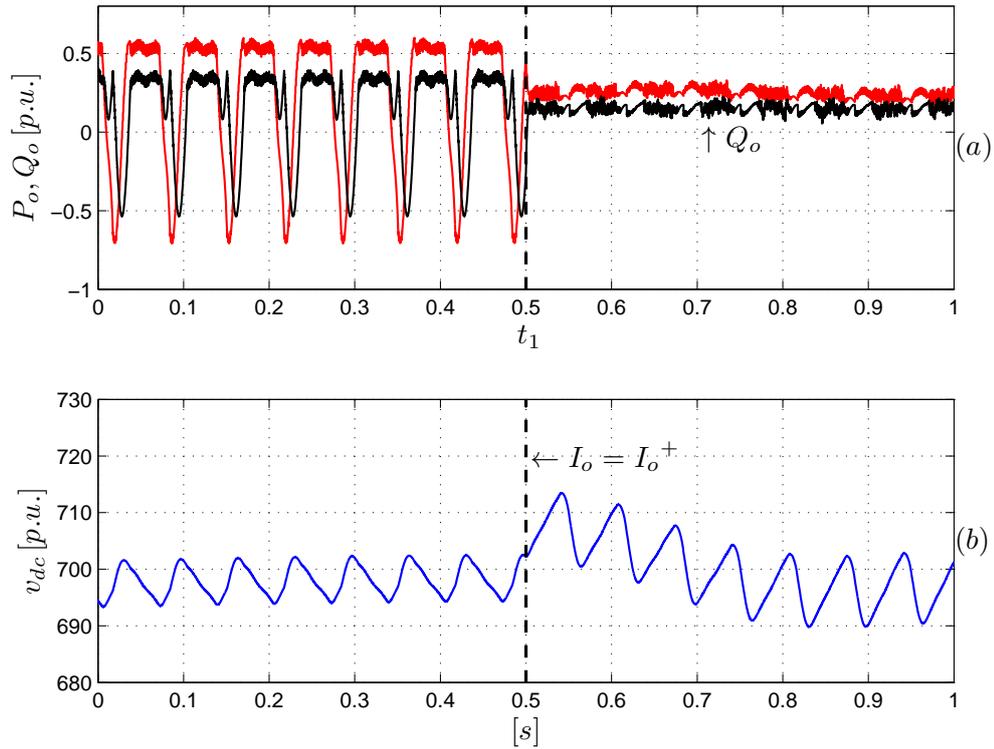
Figura 6.11: Ensayo 2, espectro de frecuencias - (a) sistema sin compensación (b) sistema compensado.

6.5.3. Ensayo 3

En este ensayo se muestran los resultados obtenidos cuando el sistema se encuentra operando con la estrategia de corrientes sinusoidales y se produce una falla por llave abierta en el RSC. Se pretende observar en forma conjunta la estrategia de detección y aislamiento presentada en esta Tesis con la estrategia de control desarrollada en este Capítulo.

Durante el ensayo se destacan tres eventos en tiempos t_1 , t_2 y t_3 respectivamente, asociados con el momento en que se produce la falla, la detección y el aislamiento de la misma.

En la figura 6.13.(a) se muestran las corrientes del rotor durante el ensayo. Se observa que en tiempo $t_1 = 0,25 [s]$ se produce la falla en S_b^- . Se puede ver que la corriente asociada a esa llave (i_{br}) es positiva en el instante en que se produce la falla


 Figura 6.12: Ensayo 2 - (a) P_o , Q_o y (b) v_{dc} .

por lo que la misma se expresa recién en el cruce por cero de la señal. Esto puede verse en la figura 6.13.(b) donde se representan la envolvente de la norma del vector de residuos y la señal de detección. Se puede ver que la señal $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$ supera el umbral de detección C_{th} en t_2 , 38 [ms] luego de producida la falla, lo cual coincide con medio ciclo de la forma de onda de corriente de rotor.

El aislamiento de la falla es producido en tiempo t_3 lo cual se puede ver en la figura 6.13.(c). Se puede observar que la estrategia puede determinar el escenario de falla ($Esc = 5$), el cual corresponde a la llave S_b^- en un tiempo $t_d + t_a$ luego de producida la falla. El tiempo de aislamiento debe ser de al menos un período de las variables de rotor para que se pueda obtener el recorrido completo del vector de residuos. Para este ensayo se eligió un tiempo de aislamiento $t_a = 200$ [ms] por lo que el tiempo de detección y aislamiento resulta de 238 [ms].

Durante el tiempo t_1 , instante a partir del cual se produce la falla, hasta el tiem-

po t_3 donde se obtiene el aislamiento de la misma, el sistema no puede aplicar una estrategia tolerante a fallas ya que no posee información de cual es la llave defectuosa y en que pierna se encuentra. En ese intervalo es importante aplicar una acción correctiva que permita, al menos, minimizar los efectos producidos en la calidad de energía entregada al punto de conexión con la red. Como se muestra en el ensayo anterior, sin una estrategia de control adecuada las corrientes inyectadas a la red resultan altamente distorsionadas comprometiendo la estabilidad de la red a la cual está conectado el sistema.

En este ensayo se aplica la estrategia de inyección de corriente sinusoidales durante toda la simulación. En la figura 6.13.(d) se observan las corrientes i_{abco} inyectadas a la red. Se observa que la amplitud de las mismas se reducen luego de producida la falla en el RSC ya que la potencia inyectada en esas condiciones disminuye. Además se puede observar en el intervalo $t_1 - t_3$, que la forma de onda de estas corrientes es sinusoidal de secuencia positiva lo cual se puede verificar en el espectro de frecuencias de la figura 6.13.(e).

6.5.4. Ensayo 4

En este ensayo se analiza la potencia requerida por el GSC para mantener el valor medio de la tensión del DC-Link constante y realizar la compensación necesaria para la inyección de corrientes sinusoidales en el punto de conexión con la red. En primer lugar se analiza el caso donde el sistema de generación opera en condiciones normales, es decir sin fallas y con tensiones de red equilibradas. En el segundo caso se analiza el sistema cuando existe una falla simple en el RSC. Para ambos casos se varía la potencia mecánica P_m^* de referencia de un valor de 0,2 a 1 [p.u.] con el sistema operando con un deslizamiento del 30%. El punto de operación donde $s = 30\%$ y $P_m = 1$ [p.u.], representa el caso donde la potencia activa instantánea absorbida por el GSC es máxima.

En las figura 6.14.(a), (b), (c) y (d) se muestran los resultados obtenidos cuando el sistema opera en condiciones normales y la referencia de potencia mecánica cambia de 0,2 a 1 [p.u.]. Las variables del GSC están normalizadas respecto a los valores

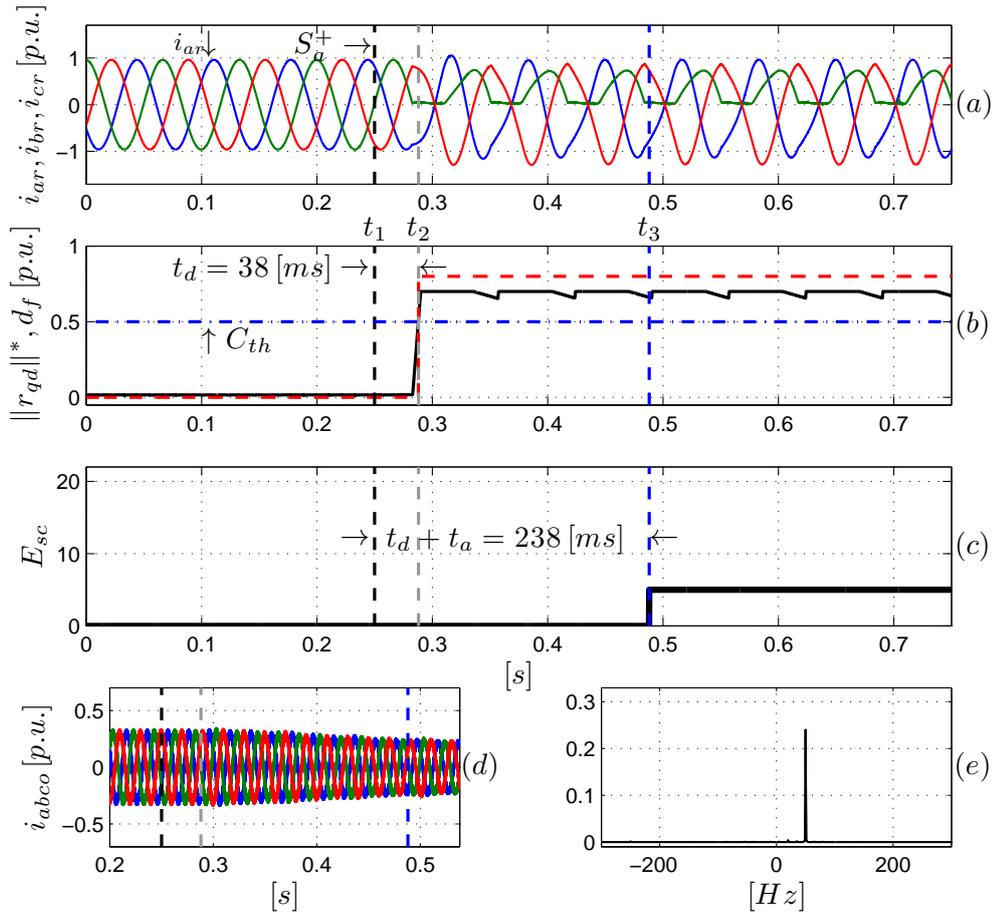


Figura 6.13: Ensayo 3 - (a) i_{abcr} , (b) $\|r_{qd}\|^*$, d_f (c) E_{sc} , (d) i_{iabco} y (e) espectro i_{iabco} .

nominales de estator. En las figuras 6.14.(a), (b) y (c) se muestran las corrientes del GSC en coordenadas abc , la potencia activa P_g y el valor RMS de la corriente i_{ag} respectivamente. Se observa que la amplitud de las corrientes, la potencia activa y el valor RMS relacionado a i_{ag} aumentan en forma lineal durante el ensayo. El punto de operación donde la potencia generada es máxima y el sistema opera con el 30% del deslizamiento se produce a los 1,8 [s] de iniciada la simulación. Se observa que la amplitud de las corrientes, el valor RMS relacionado y la potencia absorbida por el GSC tienen un valor aproximado de 0,4 [p.u.]. Este valor de potencia es el que se toma como referencia para el dimensionamiento del GSC y del RSC ya que la potencia que deben procesar está asociada con el deslizamiento máximo del generador y las pérdidas del sistema de generación.

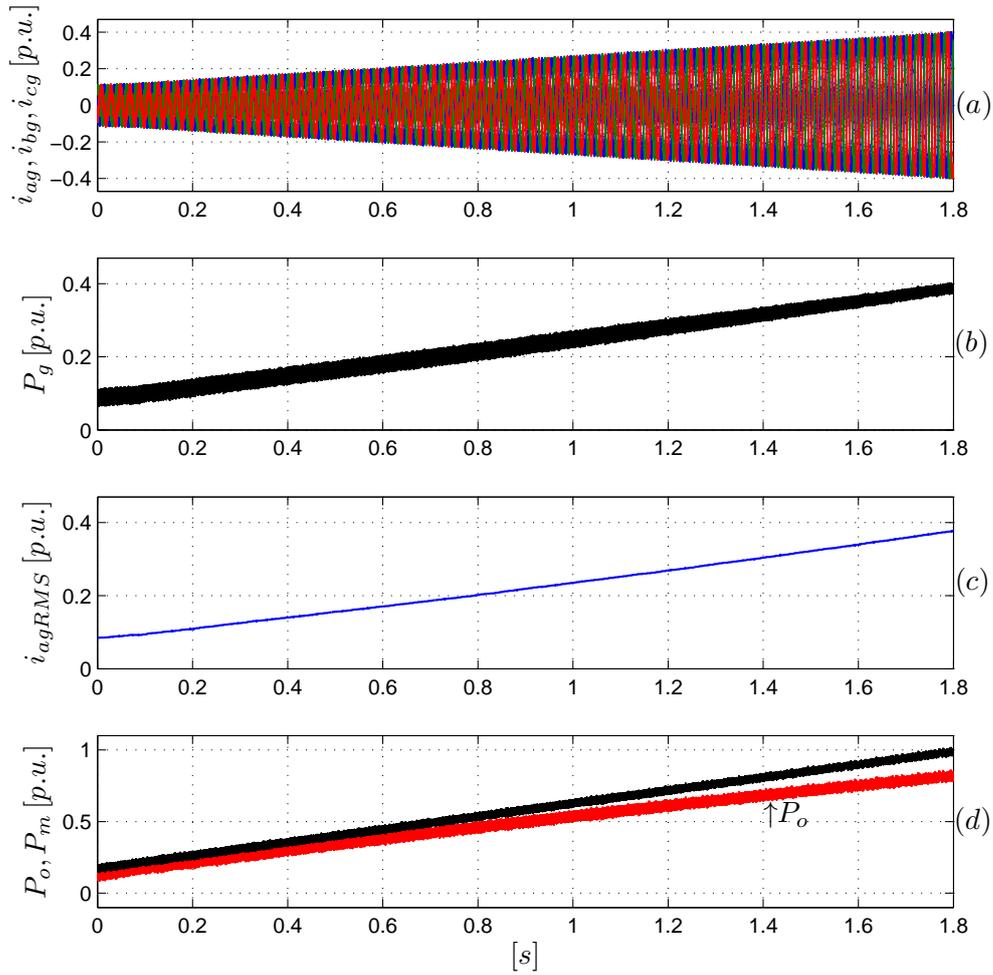


Figura 6.14: Ensayo 4 - sistema sano (a) i_{abcg} , (b) P_g , (c) i_{agRMS} y (d) P_o , P_m .

Por último, en la figura 6.14.(d) se muestra la potencia mecánica y la potencia inyectada en el punto de conexión con la red. Si bien para el caso ideal (sin pérdidas en el sistema de generación), estas curvas coinciden, para el caso real la pendiente de la curva asociada a la potencia inyectada es menor a la de la curva de la potencia mecánica. Se observa que para tiempo $t = 1,8 [s]$ se producen las máximas pérdidas en el sistema.

En las figura 6.15.(a), (b), (c) y (d) se muestran los resultados obtenidos para el sistema operando con una falla simple en el RSC y cuando la referencia de potencia mecánica cambia de 0,2 a 1 $[p.u.]$.

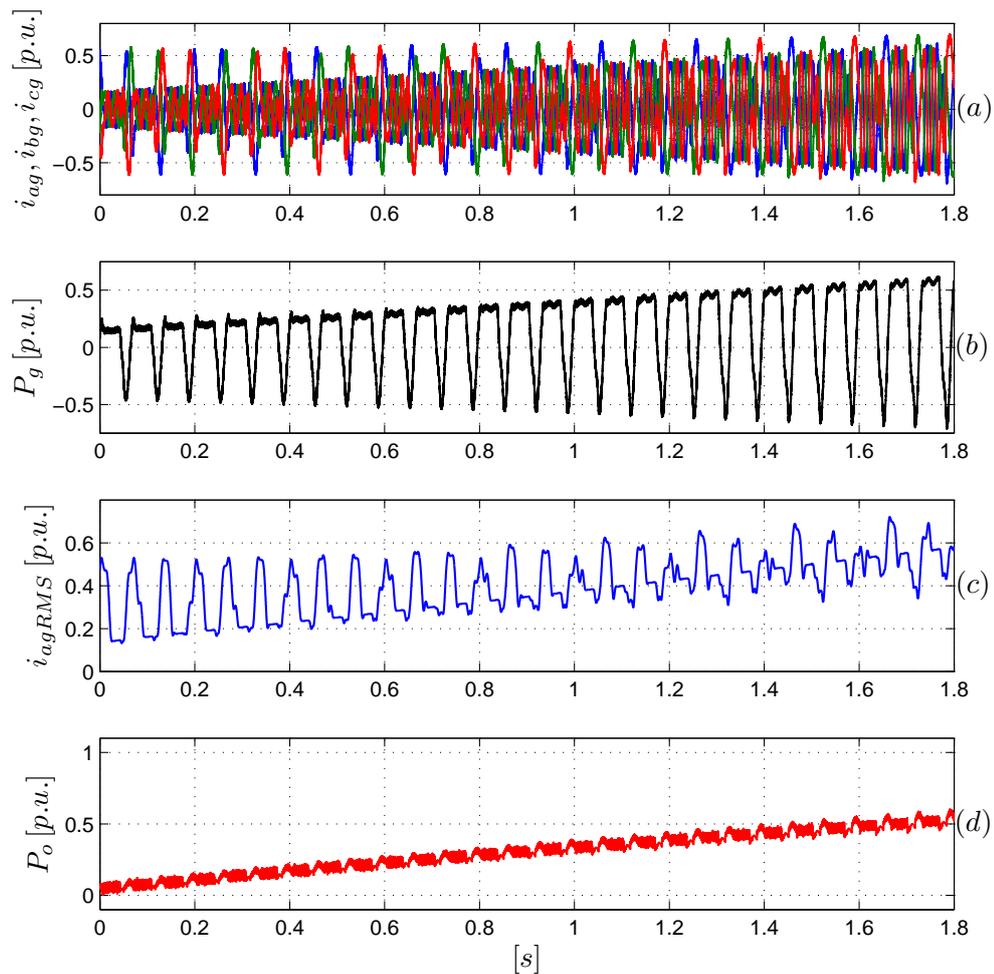


Figura 6.15: Ensayo 4 - falla simple en el RSC (a) i_{abcg} , (b) P_g , (c) i_{agRMS} y (d) P_o , P_m .

En las figuras 6.15.(a) se muestran las corrientes del GSC en coordenadas abc . Se observa que debido a la compensación, estas corrientes resultan distorsionadas con valores pico mayores que los obtenidos en el caso donde el sistema está sano. El efecto producido por estas corrientes en el GSC se puede analizar a través del análisis de la potencia activa instantánea y los valores RMS de las corrientes de fase los cuales se muestran en las figuras 6.15.(b) y 6.15.(c). Se observa que la potencia activa absorbida por el GSC resulta pulsante con picos máximos de $0,65 [p.u.]$ para el máximo punto de operación. Por otro lado, el valor de RMS de las corrientes i_{ag} (calculado para $T = 50 [Hz]$) se ve incrementado respecto al obtenido para el caso sano con valores

máximos de 0,65 [p.u.]. Por lo tanto, el GSC debe ser dimensionado para operar con este valor de potencia lo que significa que el convertidor debe incrementarse en un 60 % = 0,65/0,4 para que este pueda procesar la potencia requerida por la compensación.

6.5.5. Ensayo 5

En este ensayo se analiza el comportamiento del sistema de generación cuando el mismo se conecta a una red débil. En particular, en estas condiciones, se evalúa la estrategia de inyección de corrientes sinusoidales de secuencia positiva, presentada en este Capítulo y la estrategia de diagnóstico de fallas en el RSC y GSC propuesta en esta Tesis. La red débil fue dimensionada considerando la relación entre la potencia del sistema de generación y la potencia de cortocircuito de la red lo que se define en la literatura como relación de cortocircuito (*short circuit ratio*, **SCR**), [63]. Para las simulaciones eligió una SCR de 10 y se modeló la reactancia inductiva de la línea diez veces mayor que la resistencia de la misma, es decir $X_{lt} = 10r_{lt}$ donde el sub-índice lt hace referencia a la línea de transmisión que conecta al sistema de generación con la red de potencia infinita.

En primer lugar se analiza el caso donde el sistema de generación opera en condiciones normales, es decir, sin fallas y con tensiones de red equilibradas. En estas condiciones se varía la potencia mecánica P_m de un valor de 0,5 a 1 [p.u.] en tiempo t_1 . En tiempo t_2 el sistema regresa al punto de operación inicial con $P_m = 0,5$. Esto produce un incremento de igual proporción en la potencia activa promedio inyectada en el punto de conexión con la red. Durante este intervalo la tensión en el punto de conexión con la red se ve perturbada por la potencia inyectada por el sistema de generación.

En el segundo caso, se analiza el sistema cuando existe una falla simple en el RSC, la cual se produce en tiempo t_3 y se evalúa la capacidad de la estrategia de control para inyectar corrientes sinusoidales aún cuando el sistema está conectado a una red débil.

En las figuras 6.16.(a)-(e) se muestran las corrientes y tensiones en el punto de

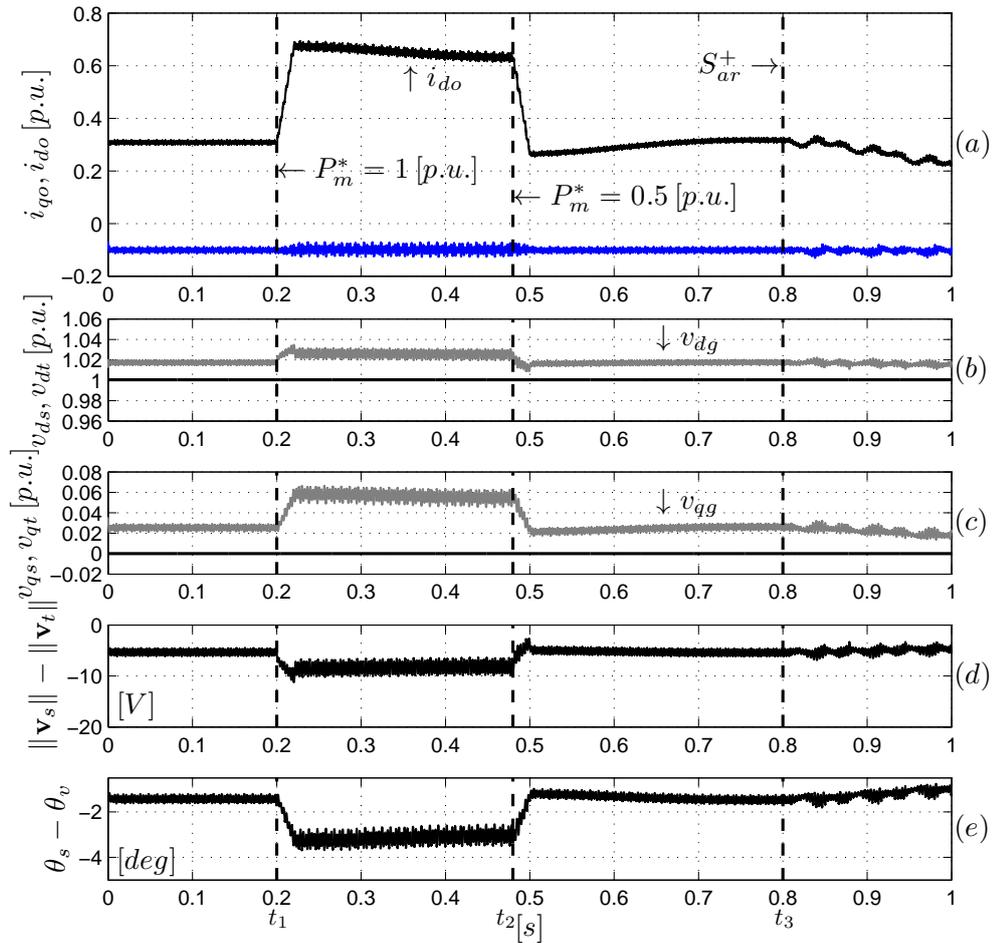


Figura 6.16: Ensayo 5 - comportamiento del sistema conectado a una red débil (a) i_{qo} y i_{do} , (b) v_{qs} y v_{qt} , (c) v_{ds} y v_{dt} , (d) $\|\mathbf{v}_s\| - \|\mathbf{v}_t\|$ y (e) $\theta_s - \theta_t$

conexión con la red, las tensiones en la red de potencia infinita, y la diferencia en magnitud y fase de dichas tensiones respectivamente. Las variables de tensión y corrientes están representadas en un referencial qd que gira en sincronismo con la secuencia positiva de la tensión de red. En la figura 6.16.(a) se muestran las corrientes i_{qo} e i_{do} durante el ensayo. Se observa que en tiempo $t_1 = 0,2 [s]$ la corriente i_{do} , la cual está asociada a la potencia activa inyectada, se incrementa debido al cambio de P_m . Este valor se mantiene hasta tiempo $t_2 = 0,48 [s]$ donde el mismo disminuye al valor inicial asociado con $P_m = 0,5$. Se observa que la corriente asociada a la potencia reactiva i_{qo} permanece constante durante el ensayo.

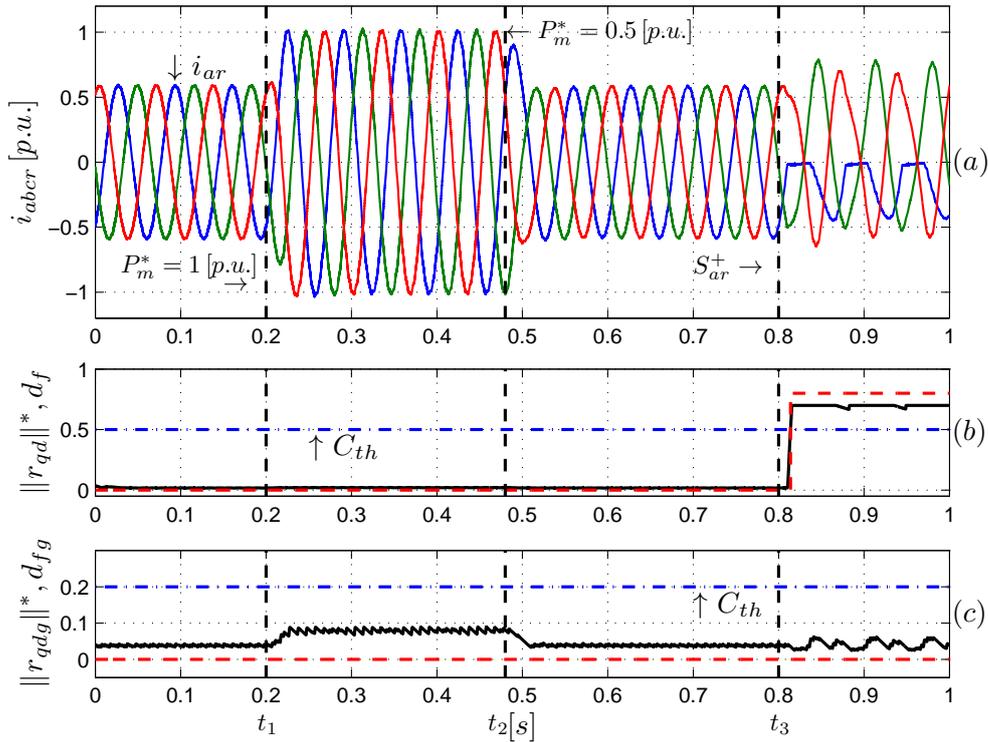


Figura 6.17: Ensayo 5 - comportamiento del sistema conectado a una red débil (a) i_{abcr} , (b) $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$ y d_f y (c) $\|\mathbf{r}_{qdg}\|^*$ y d_{fg}

Durante el cambio de potencia se producen variaciones en las tensiones del punto de acoplamiento. Estas variaciones pueden observarse en las figuras 6.16.(b) y (c), donde se muestran las componentes en los ejes d y q de las tensiones en el punto de acoplamiento v_{qs} y v_{ds} y las tensiones en la red de potencia infinita representadas por v_{qt} y v_{dt} . Se puede observar que el incremento de potencia inyectada produce variaciones en las componentes de las tensiones en el punto de acoplamiento respecto a las de la red de potencia infinita. Esto se puede observar más claramente en las figuras 6.16.(d) y (e) donde se muestra la amplitud y fase relativa entre las tensiones. En la figura 6.16.(d) se observa que inicialmente existe una diferencia de amplitud entre las tensiones \mathbf{v}_s y \mathbf{v}_t de -5 [V] lo cual se ve incrementado por el aumento de potencia inyectada entre t_1 y t_2 a un valor cercano a -10 [V]. Durante el mismo intervalo de evaluación el ángulo relativo entre las tensiones se incrementa de $-1,8^\circ$ a $-3,8^\circ$.

En tiempo $t_3 = 0,8 [s]$ se produce una falla simple en la llave superior de la fase a del RSC. En la figura 6.16.(a) se observa que durante la falla las corrientes resultan sinusoidales de secuencia positiva ya que las componentes i_{do} e i_{qo} no presentan componentes armónicas de amplitud considerable. En las figuras 6.16.(b)-(d) se observa que luego de la falla la diferencia entre la tensiones del punto de acoplamiento y de la red de potencia infinita disminuye debido al decremento de la potencia activa inyectada a la red luego de la falla.

En las figuras 6.17.(a), (b) y (c) se muestran las corrientes de rotor y la envolvente de la norma del vector de residuos junto con la señal de falla asociadas a los convertidores RSC y GSC respectivamente. En la figura 6.17.(a) se muestran las corrientes de rotor en coordenadas de la máquina (i_{abcr}). En tiempo t_1 se observa un incremento en la amplitud de estas corrientes de un valor de 0,5 a 1 [p.u.] lo cual se corresponde al incremento en la potencia mecánica extraída. En tiempo t_2 la amplitud disminuye al valor original, mientras que en t_3 se produce la falla en la llave S_a^+ . Se observa que en el instante en que se produce la falla, la corriente asociada a la llave defectuosa, circula en sentido negativo por lo que la falla se expresa recién el cruce por cero de dicha corriente. Esto se puede observar en la 6.17.(b) donde la envolvente de la norma del vector de residuos supera la señal de umbral $C_{th} = 0,5$ en tiempo $t = 0,81 [s]$. Se puede ver en esta gráfica que la señal $\|\mathbf{r}_{qd}\|^*$ se mantiene sin variaciones durante los cambios de potencia inyectada a la red débil. Por otro lado, en la 6.17.(c) se muestra que la envolvente de la norma del vector de residuos, asociada a las fallas en el GSC, se mantiene debajo de la señal de umbral con $C_{th} = 0,15$ durante todo el ensayo. Esto demuestra que las estrategias de diagnóstico de fallas en el RSC y GSC propuestas en esta Tesis son robustas frente a las variaciones de tensión producidas en el punto de acoplamiento cuando el sistema se conecta a una red débil.

6.6. Conclusiones

En este Capítulo 6 se propuso una estrategia de control del GSC donde el objetivo es la inyección de corrientes sinusoidales en el punto de conexión con la red manteniendo el flujo de potencia en el DC-Link. Para poder lograr este objetivo se

propuso una estrategia de control no lineal basada en asignación de interconexión y amortiguamiento para el GSC. Esta estrategia asegura la convergencia a cero del error permitiendo el seguimiento de trayectorias de referencia. Una vez obtenido el modelo port Hamiltoniano, se diseñó el control a partir de la obtención del modelo del error de control y la asignación de las matrices de interconexión y amortiguamiento deseadas. De esta manera se obtuvieron las ecuaciones para los índices de modulación y la tensión de referencia del DC-Link. Se pudo observar en estas ecuaciones que se requiere de la derivada de las corrientes de referencia para lo cual se utilizaron observadores de alta ganancia. Se observó que, en el caso ideal sin pérdidas, la potencia activa inyectada por el sistema de generación al punto de conexión con la red coincide con la potencia mecánica del generador. Mediante esta simplificación se obtienen las referencias de potencia activa y reactiva promedio que el sistema inyecta a la red. A partir de las mismas se obtienen las corrientes sinusoidales de secuencia positiva deseadas y las potencias activa y reactiva que debe inyectar el GSC a la red. Debido a que el sistema real tiene pérdidas, se propuso un lazo de control de tensión de DC-Link la cual es controlada a partir del ajuste de la potencia activa promedio en el punto de conexión con la red. Se pudo ver que la dinámica de este lazo debe ser lenta ya que se utiliza un filtro en la medición de la tensión del DC-Link para eliminar las componentes oscilatorias producidas por fallas en el RSC y por desbalances y/o armónicos en la red.

Los resultados de simulación permitieron validar la estrategia de control del GSC propuesta. En el caso de desequilibrio en las tensiones de red se observó que el control del GSC permite inyectar corrientes sinusoidales de secuencia positiva a la red mientras se minimizan las oscilaciones en el par del generador. Esto último es realizado por la estrategia presentada en el Capítulo 2. Se pudo observar en este caso que el desbalance en las corrientes de estator es pequeño por lo que las corrientes de compensación del GSC no presentan un gran desbalance. Esto es una ventaja de la operación conjunta del control de par y del control del GSC propuesto ya que no requiere un sobredimensionamiento importante en la electrónica del convertidor. Por último se probó la estrategia de control del GSC cuando existen fallas en el RSC. Se pudo observar que, debido a la capacidad de seguimiento de trayectorias del control

del GSC, el mismo inyecta corrientes de compensación necesarias de manera tal que el sistema inyecte corrientes sinusoidales al punto de conexión. Este resultado es importante ya que se minimiza el impacto de la falla sobre la red durante el tiempo que requiere la estrategia de diagnóstico para la detección y el aislamiento correspondiente. Se observó también que el GSC debe sobredimensionarse un 60% para lograr la compensación.

Capítulo 7

Conclusiones y Trabajos Futuros

7.1. Conclusiones

En esta Tesis se presentaron estrategias de diagnóstico de fallas en los convertidores RSC y GSC del sistema de generación. Estas estrategias permiten detectar rápidamente la falla y proporcionan además un método para el aislamiento de la misma. Esto con el objetivo de evitar daños en otros componentes del sistema aumentando la confiabilidad y robustez del mismo en el caso de poseer estructuras tolerantes a fallas. Además, se propuso una estrategia de control de par y potencia reactiva para el GIRB para disminuir las oscilaciones en el par en los casos en que las tensiones de red presenten desequilibrios y/o contenido armónico. Por último, se propuso una estrategia de control del GSC basada en pasividad lo que permitió plantear y aplicar una estrategia de inyección de corrientes sinusoidales de secuencia positiva al punto de conexión con la red manteniendo además el flujo de potencia en el DC-Link. Esta estrategia combinada con la propuesta de control de par permite, ante desequilibrios y/o armónicos en la red, inyectar corriente sinusoidal de secuencia positiva y disminuir al mismo tiempo, las oscilaciones en el par del GIRB. En el caso de falla en el RSC, la estrategia de control del GSC permite que en el intervalo de tiempo que requiere la detección y el aislamiento luego de producida la falla, el sistema de generación continúe inyectando corriente sinusoidal de secuencia positiva al punto de conexión lo cual disminuye el impacto de la falla sobre la red.

A lo largo de esta Tesis se estudiaron diferentes aspectos de este tipo de sistema de generación, obteniéndose los siguientes resultados:

En el Capítulo 2 se presentó el modelado matemático del sistema de generación y una estrategia de control de potencia activa y reactiva instantánea para sistemas de generación conectados a la red basados en GIRB. Además, se presentó el método de control tradicional del GSC que permite mantener el flujo de potencia entre el rotor de la máquina y la red. La estrategia de control del GIRB propuesta permite controlar de forma desacoplada la potencia activa y reactiva instantánea del generador y disminuir las oscilaciones presentes en el par cuando la red presenta desbalances y/o contenido armónico. Esto lo realiza controlando las componentes de la corriente de rotor en los ejes qd de un referencial alineado con el flujo del estator. Para poder obtener el ángulo de este referencial se implementa un observador de flujo que utiliza las mediciones de tensión y corrientes de estator y rotor. Del análisis de estabilidad del sistema modelado en el referencial alineado con el flujo, se observó que existen límites en cuanto a la potencia reactiva extraíble del generador. Para aumentar la capacidad de inyección de esta potencia, se propuso la implementación de un filtro pasa-bajo sobre la estima del flujo estático donde observó que un menor ancho de banda en dicho filtro permite una mayor inyección de potencia reactiva, sin embargo, esto produce un aumento de las oscilaciones de potencia asociadas. Además se observó que la estrategia de control permite reducir considerablemente las oscilaciones de par cuando la red presenta desbalances y/o armónicos.

El diseño del controlador para el GSC permite, a través de dos lazos anidados controlar la tensión del DC-Link mediante la corriente en el eje d inyectada por el GSC. Además, la estrategia presentada permite inyectar potencia reactiva a punto de conexión con la Red. Este método, el cual se encuentra en la literatura, permitió obtener resultados de simulación del sistema de generación completo.

La propuesta de control de potencia activa y reactiva instantánea fue publicada en un congreso nacional [38].

En el Capítulo 3 se presentó el diseño de un banco de observadores para el diagnóstico de fallas en el RSC el cual fue obtenido a partir de la aplicación de

un enfoque basado en geometría diferencial sobre el modelo del GIRB expresado en flujos de estator y corrientes de rotor. Se pudo observar que, mediante la aplicación de este método, se obtuvieron dos subsistemas sensibles a cada falla considerada e insensibles al par aplicado al generador. Se demostró que este desacople se realiza utilizando las mediciones de corriente de rotor y de velocidad en el eje del generador. El banco de observadores fue obtenido a partir de estos subsistemas y permite generar señales de residuo a partir de las cuales se construye un vector con información que fue utilizada para plantear estrategias de diagnóstico. Se observó que la norma del vector de residuos puede ser utilizada para detectar las fallas en el RSC. Para ello se compara su valor con una señal de umbral que debe ser ajustada considerando condiciones normales de funcionamiento y contemplando el ruido de conmutación de medición y las posibles variaciones en los parámetros del sistema. Se pudo observar también que existe una relación entre la dirección del vector de residuo y el origen de la falla por lo que se definieron residuos normalizados que permiten obtener la orientación del vector e independizarse del estado de carga. A partir de estas señales se puede realizar el aislamiento de la falla.

Los resultados de simulación para fallas simples y simultáneas en las llaves del convertidor y con variaciones en el par del generador validaron el funcionamiento del banco de observadores propuesto. Se pudo observar que ante un cambio en el par del generador los observadores pueden estimar correctamente las corrientes de rotor lo que demuestra el desacople de los observadores de dicho par. Se pudo ver también en las simulaciones que los observadores resultan desacoplados de las fallas a las cuales no son sensibles. Por último, a partir de la análisis de los residuos normalizados se pudo obtener la dirección del vector y realizar el aislamiento correspondiente.

Esta estrategia fue publicada en un congreso nacional [38].

En el Capítulo 4 se propuso una nueva estrategia para diagnosticar fallas de llave abierta en el convertidor del rotor de GIRB. La propuesta se basa en el procesamiento de los residuos obtenidos mediante la estrategia presentada en el Capítulo 3. La estrategia de detección implementada se basa en la comparación de la señal procesada de la norma del vector de residuos con un umbral, el cual debe ser ajustado considerando los efectos producidos por variaciones paramétricas, asimetrías en el sistema y

por el ruido de conmutación. Se pudo observar que este método permite detectar la falla rápidamente y que gracias al detector de envolvente se evitan los problemas de detección asociados a la naturaleza pulsante de las señales de falla. Se observó que la estrategia de aislamiento implementada permite determinar el escenario correspondiente a cada falla. Para ello requiere la evaluación de la orientación del vector de residuo durante al menos un ciclo de su forma de onda, lo que hace que el tiempo de aislamiento sea dependiente de la frecuencia de las variables del rotor. Por otro lado, el tiempo de detección depende del signo de las corrientes asociadas a las llaves con falla en el momento en que se produce la misma, siendo el caso más rápido aquel donde falla la llave por donde se encuentra circulando la corriente. Esta estrategia permite reducir los tiempos de detección de las fallas en comparación con otras técnicas presentadas en la literatura donde requieren el promediado de las señales de corrientes de rotor durante al menos un ciclo de forma de onda. Se analizó el caso donde se producen variaciones simétricas en las resistencias del rotor donde se observó que, en ausencia de fallas, el vector de residuos obtenido tiene norma constante y gira a una frecuencia igual a la de las variables de rotor. Para obtener un ajuste adecuado del umbral de detección, se analizó el error de estimación para este caso obteniendo una cota máxima para el error la cual es una buena aproximación de los residuos.

Los ensayos realizados validan la estrategia de diagnóstico de fallas propuesta para los casos de fallas simples y simultáneas y cuando existen variaciones paramétricas en el sistema. Se pudo observar que para el caso con variaciones en las resistencias de rotor, los efectos producidos en los residuos pueden separarse de los que se producen por fallas en las llaves del convertidor mediante la elección de un nivel adecuado del umbral de detección. Por otro lado, se observó que es necesario modificar la estrategia de aislamiento, ya que en el caso de ocurrencia de una falla, el vector de residuos se ve afectado también por los efectos de la variación paramétrica. Por último se demostró que la estrategia de diagnóstico propuesta es robusta frente a las perturbaciones producidas en el DC-Link por desequilibrios en las tensiones de red y fallas en el GSC si se utiliza la medición de tensión asociada para el cálculo de los índices de modulación del RSC.

En el Capítulo 5 se aplicaron los métodos presentados en los Capítulos 3 y 4 para

obtener una estrategia de detección y aislamiento de fallas por llave abierta en el GSC. En primer lugar se presentó el modelo del convertidor junto con el modelo de las fallas en el GSC, donde se desacopla la ecuación dinámica de la tensión del DC-Link mediante la medición de esta variable. A partir de la aplicación del enfoque geométrico se obtuvieron subsistemas sensibles a cada falla considerada e insensible a ciertas perturbaciones. En base a estos subsistemas, se construyó un banco de observadores para la generación de residuos. Al igual que en el caso de fallas en el RSC, esta estrategia permite reducir los tiempos de detección de las fallas en comparación con otras técnicas presentadas en la literatura. Por otro lado, el tiempo de aislamiento resulta menor que para el caso asociado al RSC ya que la frecuencia de las variables del GSC es constante e igual a la de la red. Los resultados de simulación permitieron validar la estrategia propuesta para el caso de fallas simples y simultáneas con el GSC operando en ambos sentidos del flujo de potencia en el DC-Link.

Por último, en el Capítulo 6 se propuso una estrategia de control del GSC donde el objetivo es la inyección de corrientes sinusoidales en el punto de conexión con la red manteniendo el flujo de potencia en el DC-Link. Para poder lograr este objetivo se propuso una estrategia de control no lineal basada en asignación de interconexión y amortiguamiento para el GSC. Esta estrategia asegura la convergencia a cero del error permitiendo el seguimiento de trayectorias de referencia. Una vez obtenido el modelo port Hamiltoniano, se diseñó el control a partir de la obtención del modelo del error de control y la asignación de las matrices de interconexión y amortiguamiento deseadas. De esta manera se obtuvieron las ecuaciones para los índices de modulación y la tensión de referencia del DC-Link. Se pudo observar en estas ecuaciones que se requiere de la derivada de las corrientes de referencia para lo cual se utilizaron observadores de alta ganancia.

Se observó que, en el caso ideal sin pérdidas, la potencia activa inyectada por el sistema de generación al punto de conexión con la red coincide con la potencia mecánica del generador. Mediante esta simplificación se obtienen las referencias de potencia activa y reactiva promedio que el sistema inyecta a la red. A partir de las mismas se obtienen las corrientes sinusoidales de secuencia positiva deseadas y las potencias activa y reactiva que debe inyectar el GSC a la red. Debido a que el sistema

real tiene pérdidas, se propuso un lazo de control de tensión de DC-Link la cual es controlada a partir del ajuste de la potencia activa promedio en el punto de conexión con la red. Se pudo ver que la dinámica de este lazo debe ser lenta ya que se utiliza un filtro en la medición de la tensión del DC-Link para eliminar las componentes oscilatorias producidas por fallas en el RSC y por desbalances y/o armónicos en la red.

Los resultados de simulación permitieron validar la estrategia de control del GSC propuesta. En el caso de desequilibrio en las tensiones de red se observó que el control del GSC permite inyectar corrientes sinusoidales de secuencia positiva a la red mientras se minimizan las oscilaciones en el par del generador. Esto último es realizado por la estrategia presentada en el Capítulo 2. Se pudo observar en este caso que el desbalance en las corrientes de estator es pequeño por lo que las corrientes de compensación del GSC no presentan un gran desbalance. Esto es una ventaja de la operación conjunta del control de par y del control del GSC propuesto ya que no requiere un sobredimensionamiento importante en la electrónica del convertidor. Por último se probó la estrategia de control del GSC cuando existen fallas en el RSC. Se pudo observar que, debido a la capacidad de seguimiento de trayectorias del control del GSC, el mismo inyecta corrientes de compensación necesarias de manera tal que el sistema inyecte corrientes sinusoidales al punto de conexión. Este resultado es importante ya que se minimiza el impacto de la falla sobre la red durante el tiempo que requiere la estrategia de diagnóstico para la detección y el aislamiento correspondiente. Se observó también que el GSC debe sobredimensionarse un 60 % para lograr la compensación.

7.2. Trabajos Futuros

Durante el desarrollo de los diferentes Capítulos de esta Tesis se identificaron diversos temas que pueden ser el principio de varias líneas de investigación.

Control no lineal conjunto del GIRB y del GSC

El control de potencia activa y reactiva presentado en el Capítulo 2 genera referencias de corrientes de rotor que, expresadas en un referencial de secuencia positiva, pueden contener componentes oscilatorias si las tensiones de red presentan desbalances y/o armónicos. Si se utilizan controladores PI para controlar estas corrientes, se requiere de un gran ancho de banda ya que se deben seguir referencias con frecuencias mayores a $100 [Hz]$. Por otro lado, si el control se realiza sobre cada componente de secuencia de la corriente de rotor, se necesitan un gran número detectores y controladores para ajustar cada una de estas componentes, lo cual deteriora el desempeño y la estabilidad del sistema. Por esta razón, resulta interesante diseñar controladores IDA que permitan controlar las corrientes de rotor y la tensión en el DC-Link pudiendo seguir trayectorias de referencia sin comprometer la estabilidad del sistema. Además, la aplicación de esta estrategia para el control combinado del GIRB y GSC permitiría controlar la potencia inyectada por el sistema a la red y mantener el flujo de potencia en el DC-Link con la posibilidad de inyectar corrientes sinusoidales equilibradas a la red.

Diagnóstico de fallas en sensores del sistema de generación

Las estrategias de diagnóstico de fallas propuestas en esta Tesis requieren de la correcta medición de las variables del sistema de generación para el cálculo de los observadores. En particular, las mediciones de velocidad del generador y de las corrientes de rotor y del GSC permiten desacoplar cada una de las fallas consideradas del resto de espacio de fallas y de las perturbaciones. Si se producen fallas en los sensores asociados, los bancos de observadores no pueden estimar correctamente las variables del sistema lo cual produciría falsas alarmas. Por esta razón, como trabajo futuro se propone la obtención estrategias de diagnóstico de fallas que utilicen bancos de observadores para detectar y aislar fallas en los sensores del sistema de generación. Esto permitiría evitar falsas alarmas por fallas de actuador con la posibilidad de brindar tolerancia a fallas en estos sensores.

Tolerancia a fallas en los convertidores de potencia

Las estrategias de diagnóstico propuestas en esta Tesis permiten detectar y aislar fallas en los convertidores de potencia del sistema de generación. Una vez identificada la llave, o el conjunto de llaves que presenta un comportamiento defectuoso, se debe decidir si el sistema de generación debe dejar de operar o puede seguir funcionando reconfigurando el hardware y/o modificando la estrategia de modulación y el control. Por esta razón a partir de esta Tesis resulta interesante proponer estrategias de tolerancia a fallas en los convertidores que permitan que el sistema de generación siga operando con un buen desempeño luego de producidas las fallas con un mínimo de hardware adicional.

Bibliografía

- [1] J. M. Guerrero, F. Blaabjerg, T. Zhelev, K. Hemmes, E. Monmasson, S. Jemei, M. P. Comech, R. Granadino, y J. I. Frau, “Distributed generation: Toward a new energy paradigm,” *Industrial Electronics Magazine, IEEE*, vol. 4, no. 1, pp. 52–64, 2010.
- [2] P. Chiradeja, “Benefit of distributed generation: A line loss reduction analysis,” en *Transmission and Distribution Conference and Exhibition: Asia and Pacific, 2005 IEEE/PES*, 2005, pp. 1–5.
- [3] T. Senjyu, Y. Miyazato, A. Yona, N. Urasaki, y T. Funabashi, “Optimal distribution voltage control and coordination with distributed generation,” *Power Delivery, IEEE Transactions on*, vol. 23, no. 2, pp. 1236–1242, April 2008.
- [4] Secretaría de Energía, “Estudio prospectivo de energías renovables destinado a remover barreras técnicas, económicas, regulatorias y financieras a la generación de electricidad,” Ministerio de Planificación Federal Inversión Pública y Servicios, Tech. Rep., 2009.
- [5] T. Ackerman, *Wind Power in Power Systems*, 2005.
- [6] R. Leidhold, G. Garcia, y M. I. Valla, “Induction generator controller based on the instantaneous reactive power theory,” *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 17, no. 3, pp. 368–373, 2002.
- [7] S. Muller, M. Deicke, y R. W. De Doncker, “Doubly fed induction generator

- systems for wind turbines,” *Industry Applications Magazine, IEEE*, vol. 8, no. 3, pp. 26–33, 2002.
- [8] F. Serra, C. De Angelo, G. Catuogno, G. Gonzalez, y D. Forchetti, “Control de un convertidor conectado a la red para inyección de corrientes sinusoidales,” 16 al 20 de Septiembre de 2013 2013, pp. 1–6.
- [9] B. Hopfensperger y D. J. Atkinson, “Doubly-fed a.c. machines: Classification and comparison,” en *European Conference on Power Electronics, EPE2001*, pp. 1–17.
- [10] H. Polinder, F. van der Pijl, G. J. de Vilder, y P. J. Tavner, “Comparison of direct-drive and geared generator concepts for wind turbines,” *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 21, no. 3, pp. 725–733, 2006.
- [11] R. Datta y V. T. Ranganathan, “Variable-speed wind power generation using doubly fed wound rotor induction machine—a comparison with alternative schemes,” *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 17, no. 3, pp. 414–421, 2002.
- [12] X. Lie y W. Yi, “Dynamic modeling and control of dfig-based wind turbines under unbalanced network conditions,” *Power Systems, IEEE Transactions on*, vol. 22, no. 1, pp. 314–323, 2007.
- [13] E. Muljadi, D. Yildirim, T. Batan, y C. P. Butterfield, “Understanding the unbalanced-voltage problem in wind turbine generation,” en *Industry Applications Conference, 1999. Thirty-Fourth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 1999 IEEE*, vol. 2, pp. 1359–1365 vol.2.
- [14] J. Ribrant y L. M. Bertling, “Survey of failures in wind power systems with focus on swedish wind power plants during 1997 ndash;2005,” *IEEE Transactions on Energy Conversion*, vol. 22, no. 1, pp. 167–173, March 2007.

- [15] B. Lu y S. K. Sharma, “A literature review of igt fault diagnostic and protection methods for power inverters,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 45, no. 5, pp. 1770–1777, Sept 2009.
- [16] D. Pan, X. Kai-gui, Z. Li, y R. Xianliang, “Open-switch fault diagnosis and system reconfiguration of doubly fed wind power converter used in a microgrid,” *Power Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 26, no. 3, pp. 816–821, 2011.
- [17] M. Shahbazi, S. Saadate, P. Poure, y M. Zolghadri, “Open-circuit switch fault tolerant wind energy conversion system based on six/five-leg reconfigurable converter,” *Electric Power Systems Research*, vol. 137, pp. 104 – 112, 2016.
- [18] J. Lopez, P. Sanchis, X. Roboam, y L. Marroyo, “Dynamic behavior of the doubly fed induction generator during three-phase voltage dips,” *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 22, no. 3, pp. 709–717, 2007.
- [19] J. Morren y S. W. H. De Haan, “Ridethrough of wind turbines with doubly-fed induction generator during a voltage dip,” *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 20, no. 2, pp. 435–441, 2005.
- [20] G. Abad, J. López, M. Rodríguez, L. Marroyo, y G. Iwanski, *Doubly Fed Induction Machine: Modeling and Control for Wind Energy Generation*, J. W. . Sons, Ed. IEEE PRESS, 2011.
- [21] X. Shuai, Y. Geng, Z. Honglin, y G. Hua, “An lvr control strategy based on flux linkage tracking for dfig-based wecs,” *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 60, no. 7, pp. 2820–2832, 2013.
- [22] H. Jiabing, H. Yi-kang, y N. Heng, “Enhanced control of dfig-used back-to-back pwm vsc under unbalanced grid voltage conditions,” *Journal of Zhejiang University SCIENCE A*, pp. 1330–1339, 2007.
- [23] J. Hu, Y. He, L. Xu, y B. W. Williams, “Improved control of dfig systems during network unbalance using pi-r current regulators,” *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 56, no. 2, pp. 439–451, 2009.

- [24] H. Jiabing, N. Heng, X. Hailiang, y H. Yikang, “Dynamic modeling and improved control of dfig under distorted grid voltage conditions,” *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 26, no. 1, pp. 163–175, 2011.
- [25] H. Jiabing, X. Hailiang, y H. Yikang, “Coordinated control of dfig’s rsc and gsc under generalized unbalanced and distorted grid voltage conditions,” *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 60, no. 7, pp. 2808–2819, 2013.
- [26] K. Protsenko y X. Dewei, “Modeling and control of brushless doubly-fed induction generators in wind energy applications,” en *Applied Power Electronics Conference, APEC 2007 - Twenty Second Annual IEEE*, 2007, pp. 529–535.
- [27] Y. Feng, J. Zhou, Y. Qiu, y K. Feng, “Fault tolerance for wind turbine power converter,” en *2nd IET Renewable Power Generation Conference (RPG 2013)*, Sept 2013, pp. 1–4.
- [28] M. A. Masrur, C. Zhihang, B. Zhang, y Y. L. Murphey, “Model-based fault diagnosis in electric drive inverters using artificial neural network,” en *Power Engineering Society General Meeting, 2007. IEEE*, 2007, pp. 1–7.
- [29] R. L. de Araujo Ribeiro, C. B. Jacobina, E. R. Cabral da Silva, y A. M. N. Lima, “Fault detection of open-switch damage in voltage-fed pwm motor drive systems,” *Power Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 18, no. 2, pp. 587–593, 2003.
- [30] W. Sae-Kok y D. M. Grant, “Open switch fault diagnosis for a doubly-fed induction generator,” en *Power Electronics and Drive Systems, 2007. PEDS '07. 7th International Conference on*, 2007, pp. 131–138.
- [31] C. De Persis y A. Isidori, “A geometric approach to nonlinear fault detection and isolation,” *Automatic Control, IEEE Transactions on*, vol. 46, no. 6, pp. 853–865, 2001.
- [32] D. R. Espinoza-Trejo, A. Loredó-Flores, S. Montoya-Villanueva, I. Compeán-Martínez, C. H. De Angelo, G. R. Bossio, y D. U. Campos-Delgado, “Detección

- y aislamiento de conjuntos de fallas de estator para el mi trifásico: Un enfoque geométrico,” *XVIII Congreso Internacional de Ingeniería Eléctrica, Electrónica, De Sistemas y Ramas Afines, IEEE INTERCON 2011*, 2011.
- [33] F. Aguilera, P. De la Barrera, C. De Angelo, y D. R. Espinoza Trejo, “Diagnóstico de fallas de sensor con enfoque geométrico para accionamientos con máquinas de inducción,” en *XV Reunión de Trabajo en el Procesamiento de la Información y Control, RPIC2013*, 2013, pp. 777–782.
- [34] D. U. Campos-Delgado y D. R. Espinoza-Trejo, “An observer-based diagnosis scheme for single and simultaneous open-switch faults in induction motor drives,” *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 58, no. 2, pp. 671–679, 2011.
- [35] W. S. Im, J. M. Kim, D. C. Lee, y K. B. Lee, “Diagnosis and fault-tolerant control of three-phase ac-dc pwm converter systems,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 49, no. 4, pp. 1539–1547, July 2013.
- [36] Y. Ye, M. Kazerani, y V. H. Quintana, “Modeling, control and implementation of three-phase pwm converters,” *IEEE Transactions on Power Electronics*, vol. 18, no. 3, pp. 857–864, May 2003.
- [37] N. M. A. Freire, J. O. Estima, y A. J. M. Cardoso, “Converters fault-diagnosis in pmsg drives for wind turbine applications,” en *IECON 2010 - 36th Annual Conference on IEEE Industrial Electronics Society*, Nov 2010, pp. 403–408.
- [38] G. González, D. Forchetti, C. De Angelo, y F. Serra, “Control de potencia activa y reactiva instantánea de un girb conectado a la red,” en *Biennial Congress of Argentina (ARGENCON), 2014 IEEE*, 2014, pp. 634–639.
- [39] G. González, D. Forchetti, F. Aguilera, y C. De Angelo, “Diagnóstico de fallas en el convertidor del rotor en sistemas de generación basados en girb,” en *Biennial Congress of Argentina (ARGENCON), 2016 IEEE*, 2016.
- [40] G. González, C. De Angelo, D. Forchetti, y D. Aligia, “Diagnóstico de fallas en el convertidor del rotor en generadores de inducción con rotor bobinado,” *Revista*

- Ibero Americana de Automática e Informática Industrial, RIAI, ELSEVIER*, En Proceso de Evaluación, 2017.
- [41] P. Krause, O. Wasynczuk, y S. Sudhoff, *Analysis of electric machinery*, W. Perkins, Ed. IEEE PRESS, 2013.
- [42] R. H. Park, “Two-reaction theory of synchronous machines generalized method of analysis-part i,” *Transactions of the American Institute of Electrical Engineers*, vol. 48, no. 3, pp. 716–727, July 1929.
- [43] P. C. Krause y C. H. Thomas, “Simulation of symmetrical induction machinery,” *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems*, vol. 84, no. 11, pp. 1038–1053, Nov 1965.
- [44] H. Akagui, E. Watanabe, y M. Aredes, *Instantaneous power theory and applications to power conditioning*, J. W. . Sons, Ed. IEEE Press, 2007.
- [45] M. Yamamoto y O. Motoyoshi, “Active and reactive power control for doubly-fed wound rotor induction generator,” *Power Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 6, no. 4, pp. 624–629, 1991.
- [46] R. Pena, J. C. Clare, y G. M. Asher, “Doubly fed induction generator using back-to-back pwm converters and its application to variable-speed wind-energy generation,” *Electric Power Applications, IEE Proceedings -*, vol. 143, no. 3, pp. 231–241, 1996.
- [47] X. Hailiang, H. Jiabing, y H. Yikang, “Operation of wind-turbine-driven dfig systems under distorted grid voltage conditions: Analysis and experimental validations,” *Power Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 27, no. 5, pp. 2354–2366, 2012.
- [48] D. G. Forchetti, J. A. Solsona, G. O. García, y M. I. Valla, “A control strategy for stand-alone wound rotor induction machine,” *Electric Power Systems Research*, vol. 77, no. 2, pp. 163–169, 2007.

- [49] G. D. Marques, “Analysis of a dq stator flux stabilization method for the doubly-fed induction generator,” en *Industrial Electronics, 2008. ISIE 2008. IEEE International Symposium on*, pp. 2475–2480.
- [50] G. D. Marques y D. M. Sousa, “Stator flux active damping methods for field-oriented doubly fed induction generator,” *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 27, no. 3, pp. 799–806, 2012.
- [51] R. Isermann, *Fault-Diagnosis Applications, ”Model-based condition monitoring: Actuators, drives, machinery, plants, sensors, and fault-tolerant systems”*. Springer, 2011.
- [52] D. U. Campos-Delgado, J. A. Pecina-Sanchez, D. R. Espinoza-Trejo, y E. R. Arce-Santana, “Diagnosis of open-switch faults in variable speed drives by stator current analysis and pattern recognition,” *IET Electric Power Applications*, vol. 7, no. 6, pp. 509–522, July 2013.
- [53] H. K. Khalil, *Nonlinear Systems*. New Jersey: Prentice-Hall, 1996.
- [54] S. IEEE, “Standard. 112 - ieee stadard procedure for polyphase induction motors and generators,” IEEE Power Engineering Society, Tech. Rep., 2004.
- [55] Y. Suh y T. A. Lipo, “Control scheme in hybrid synchronous stationary frame for pwm ac/dc converter under generalized unbalanced operating conditions,” *IEEE Transactions on Industry Applications*, vol. 42, no. 3, pp. 825–835, May 2006.
- [56] IEEE, “Standard 1547 for interconnecting distributed resources with electric power systems,” IEEE, Tech. Rep., 2003.
- [57] IEC., “International standard 61000-3-2 for limits for harmonic current emissions (equipment input current 16a per phase).” IEC, Tech. Rep., 1995.
- [58] G. Hua, L. Cong, y Y. Geng, “LVRT capability of dfig-based wecs under asymmetrical grid fault condition,” *Industrial Electronics, IEEE Transactions on*, vol. 60, no. 6, pp. 2495–2509, 2013.

-
- [59] R. Ortega, A. van der Schaft, B. Maschke, y G. Escobar, “Interconnection and damping assignment passivity-based control of port-controlled hamiltonian systems,” *AUTOMATICA*, vol. 38, no. 4, p. 585 – 596, 2002.
- [60] R. Ortega y E. Garcia-Cansesco, “Interconnection and damping assignment passivity-based control,” *European Journal of Control*, vol. 10, p. 432–540, 2004.
- [61] R. Ortega, A. van der Schaft, B. Maschke, y G. Escobar, “Energy-shaping of port-controlled hamiltonian systems by interconnection,” in *Proceedings of the 38th IEEE Conference on Decision and Control*, vol. 2, p. 1646–1651, 1999.
- [62] F. M. Serra, C. H. D. Angelo, y D. G. Forchetti, “Ida-pbc control of a three-phase front-end converter,” *8th IEEE Annual Conference of the Industrial Electronics Society (IECON 12)*, p. 5203– 5208., 2012.
- [63] T. Neumann, C. Feltes, y I. Erlich, “Response of dfg-based wind farms operating on weak grids to voltage sags,” en *2011 IEEE Power and Energy Society General Meeting*, July 2011, pp. 1–6.