



UNIVERSIDAD NACIONAL DE LA PLATA
FACULTAD DE INGENIERÍA
Departamento de Electrotecnia

**CONTROL EFICIENTE DE MICRO CENTRALES EÓLICAS
USANDO GENERADORES DE INDUCCIÓN.**

Roberto Leidhold

Tesis presentada para obtener el grado de
DOCTOR EN INGENIERÍA

Director: Dr. Guillermo O. García
Codirector: Dra. María Inés Valla

La Plata, marzo de 2003

A mi esposa, Laura,
a mi Madre, Margarete,
a mi hermano, Gustavo
y a la memoria de mi Padre, Helmut.

RESUMEN

Esta tesis está dedicada al estudio de esquemas y estrategias de control de micro centrales eólicas autónomas. Se ha puesto especial énfasis en el desarrollo de un sistema robusto, que requiera mínimo mantenimiento y de bajo costo. En tal sentido se fundamenta el enfoque de la misma a la utilización de generadores de inducción con adecuada excitación y control a fin de proveer energía con la calidad requerida, y a la utilización de técnicas de optimización y control de potencia por velocidad variable y paso fijo.

Inicialmente se proponen dos estrategias de control del generador de inducción. La primera se basa en la técnica de orientación con el flujo, en la cual se persigue la regulación de la tensión de la carga y la minimización de las pérdidas de la máquina. La segunda estrategia de control se basa en la teoría de la potencia reactiva instantánea, con la que se logra una adecuada regulación de las tensiones de la barra de CC y de las cargas conectadas directamente al estator de la máquina de inducción. Por último se propone una estrategia de control de la turbina, basada en la regulación de su velocidad, que maximiza la conversión de energía del viento, satisfaciendo las restricciones de velocidad angular y potencia.

Para evaluar las estrategias propuestas se obtuvieron resultados de simulación numérica y resultados experimentales, llevadas a cabo en una banco de ensayos y en una estación electro eólica experimental, con el objetivo de validar las propuestas presentadas.

ABSTRACT

The present work is devoted to the study of schemes and control strategies for stand-alone, wind-driven micro power plants. It was given special emphasis on issues such as ruggedness, maintenance requirements and costs of the proposed generating system. According to this, the present work is based on the use of induction generators with an adequate excitation and control to provide the required energy quality, as well as on the use of optimization and power-control techniques based on variable speed and fixed pitch.

Initially, two control strategies for the induction machine were proposed. One of them is based on the field orientation technique, in which load voltage regulation and losses minimization were pursued. The other strategy is based on the instantaneous reactive power theory, through which voltage regulation of DC link loads and stator connected AC loads can be achieved. Finally, a turbine control strategy, based on speed regulation, was proposed for the maximization of wind energy conversion, fulfilling speed and power bounds.

For these strategies to be evaluated, numerical simulation and experimental results were obtained. Such results were carried out using a laboratory experimental setup and an experimental wind power plant in order to validate the presented proposal.

AGRADECIMIENTOS

El trabajo realizado en esta tesis fue posible gracias a las becas y subsidios otorgados por el Fondo para el Mejoramiento de la Calidad de la Educación Superior (FOMECE); la Universidad Nacional de La Plata (UNLP); la Agencia Nacional de Promoción Científica y Tecnológica; la Secretaría de Ciencia y Técnica de la Universidad Nacional de Río Cuarto (UNRC); la Facultad de Ingeniería (UNRC) y la Escuela de Posgraduación (UNRC).

Por otra parte agradezco el constante e incondicional apoyo y orientación que me prestaron mis directores Dr. Guillermo O. García y Dra. María Inés Valla. También quiero agradecer al Dr. Jorge Solsona y a mis compañeros de trabajo en el Grupo de Electrónica Aplicada (GEA-UNRC) y en el Laboratorio de Electrónica Industrial, Control e Instrumentación (LEICI-UNLP), por su amistad, asistencia y colaboración.

CONTENIDOS

LISTA DE SÍMBOLOS	XI
CAPÍTULO 1: INTRODUCCIÓN	1
1.1. DEFINICIÓN DEL PROBLEMA	1
1.2. ANTECEDENTES DEL TEMA	4
1.2.1. <i>Excitación y control de generadores de inducción</i>	4
1.2.2. <i>Control de turbinas eólicas por variación de velocidad</i>	8
1.3. OBJETIVOS DE LA TESIS	9
1.4. ORGANIZACIÓN DE LA TESIS	11
CAPÍTULO 2: PROPUESTA DEL SISTEMA, DESCRIPCIÓN Y MODELADO	13
2.1. INTRODUCCIÓN	13
2.2. SISTEMA PROPUESTO	13
2.2.1. <i>Dos esquemas del sistema de potencia</i>	13
2.2.2. <i>Partes integrantes del sistema</i>	15
2.3. TURBINA EÓLICA Y SISTEMA MECÁNICO	15
2.3.1. <i>Descripción</i>	15
2.3.2. <i>Modelo</i>	15
2.4. MÁQUINA DE INDUCCIÓN	18
2.4.1. <i>Descripción</i>	18
2.4.2. <i>Definición de la transformación dq.</i>	18
2.4.3. <i>Modelo de la máquina de inducción en referencial dq arbitrario.</i>	20
2.5. FILTRO Y CARGA DE CA	24
2.5.1. <i>Descripción</i>	24
2.5.2. <i>Modelo del filtro en referencial dq arbitrario.</i>	24
2.6. CONVERTIDOR CA↔CC Y BARRA DE CC	25
2.6.1. <i>Descripción</i>	25
2.6.2. <i>Modelo completo</i>	25
2.6.3. <i>Modelo simplificado</i>	27
2.7. CARGA DE CC	29
2.7.1. <i>Descripción</i>	29

2.7.2.	<i>Modelo completo</i>	29
2.7.3.	<i>Modelo simplificado</i>	30
2.8.	CONTROLADORES	31
2.8.1.	<i>Descripción</i>	31
2.8.2.	<i>Diferentes esquemas de control.</i>	33
2.9.	RESUMEN	36

CAPÍTULO 3: GENERADOR DE INDUCCIÓN CONTROLADO POR ORIENTACIÓN CON EL FLUJO 37

3.1.	INTRODUCCIÓN	37
3.2.	MODELO SIMPLIFICADO DE LA MÁQUINA DE INDUCCIÓN	38
3.2.1.	<i>Modelo simplificado de la máquina de inducción en referencial dq arbitrario</i>	38
3.2.2.	<i>Modelo simplificado de la máquina de inducción en referencial dq orientado por el flujo</i>	40
3.2.3.	<i>Modelo en régimen estacionario de la máquina de inducción en el referencial dq orientado por el flujo.</i>	42
3.3.	ORIENTACIÓN CON EL FLUJO	44
3.3.1.	<i>Estimador</i>	44
3.4.	REGULACIÓN DE LA TENSIÓN DE LA BARRA DE CC, FLUJO Y TENSIÓN DEL ESTATOR.	45
3.4.1.	<i>Sistema máquina de inducción - conversor CA↔CC - barra de CC.</i>	45
3.4.2.	<i>Regla de control de la barra de CC.</i>	47
3.4.3.	<i>Limitación de flujo y tensión.</i>	48
3.5.	MINIMIZACIÓN DE PÉRDIDAS	50
3.5.1.	<i>Cálculo de las pérdidas de la máquina de inducción</i>	50
3.5.2.	<i>Cálculo del punto de operación óptimo.</i>	53
3.6.	RESULTADOS DE SIMULACIÓN Y EXPERIMENTALES	54
3.6.1.	<i>Resultados de simulación</i>	55
3.6.2.	<i>Resultados experimentales</i>	60
3.7.	CONCLUSIONES	67

CAPÍTULO 4: GENERADOR DE INDUCCIÓN CONTROLADO POR POTENCIA REACTIVA INSTANTÁNEA	69
4.1. INTRODUCCIÓN	69
4.2. DEFINICIONES DE POTENCIA REACTIVA INSTANTÁNEA	70
4.3. MODELO SIMPLIFICADO DEL GENERADOR DE INDUCCIÓN	72
4.3.1. <i>Modelo simplificado de la máquina de inducción en referencial dq arbitrario.</i>	72
4.3.2. <i>Modelo simplificado de la máquina de inducción en referencial dq orientado por la tensión del estator.</i>	73
4.3.3. <i>Modelo simplificado del filtro y carga de CA en referencial dq orientado por la tensión del estator.</i>	74
4.4. CONTROL PROPUESTO	75
4.4.1. <i>Sistema máquina de inducción - filtro - carga de CA - conversor CA↔CC y barra de CC.</i>	76
4.4.2. <i>Cambio de referencial.</i>	77
4.4.3. <i>Controlador de tensión del estator y limitación de flujo.</i>	78
4.4.4. <i>Controlador de tensión de la barra de CC.</i>	79
4.4.5. <i>Dimensionado del banco de capacitores.</i>	79
4.5. RESULTADOS DE SIMULACIÓN Y EXPERIMENTALES	81
4.5.1. <i>Resultados de simulación</i>	82
4.5.2. <i>Resultados experimentales</i>	86
4.6. CONCLUSIONES	90
CAPÍTULO 5: CONTROL PARA LA OPTIMIZACIÓN DE TURBINAS EÓLICAS	
5.1. INTRODUCCIÓN	93
5.2. CONTROL PROPUESTO	94
5.2.1. <i>Trayectoria de máximo rendimiento</i>	94
5.2.2. <i>Estimador del par de la turbina</i>	97
5.2.3. <i>Control del generador</i>	97
5.2.4. <i>Limitación de velocidad y potencia</i>	100
5.3. RESULTADOS DE SIMULACIÓN Y EXPERIMENTALES	102
5.3.1. <i>Resultados de simulación</i>	102
5.3.2. <i>Resultados experimentales</i>	111

5.4.	CONCLUSIONES	116
CAPÍTULO 6: DISCUSIÓN, CONCLUSIONES Y PROPUESTA PARA TRABAJO FUTURO		117
6.1.	DISCUSIÓN Y CONCLUSIONES	117
6.2.	TRABAJO FUTURO	120
REFERENCIAS		123
APÉNDICE A: PARÁMETROS DEL SISTEMA		133
A.1.	PARÁMETROS	133
A.1.1.	Máquina de Inducción	133
A.1.2.	Filtro, convertidores y barra de CC	135
A.1.3.	Turbina y sistema mecánico	136
A.2.	VALORES BASE DEL SISTEMA POR UNIDAD (P.U.)	138
APÉNDICE B: CONSIDERACIONES PARA LA SIMULACIÓN		139
APÉNDICE C: PROTOTIPO DE LABORATORIO		141
C.1.	BANCO DE ENSAYOS	141
C.2.	ESTACIÓN ELECTRO EÓLICA	144

LISTA DE SÍMBOLOS

Variables y Parámetros

C	Capacidad.
C_p	Coefficiente de potencia.
C_T	Coefficiente de par.
e	Signo del error de corriente.
\bar{e}	complemento de e .
f	Variable genérica usada para definiciones. Función de magnetización.
i	Corriente.
J	Momento de inercia.
K	Transformación de referencial.
k	Constante de la función aproximada de magnetización.
L	Inductancia.
M	Inductancia mutua constante.
M	Inductancia mutua como función.
m	Índice de modulación relativo.
nc	Relación de la caja multiplicadora de velocidad.
np	Pares de polos.
p	Potencia instantánea. Potencia activa instantánea.
q	Potencia reactiva instantánea.
R	Resistencia. Radio de la turbina.
T	Par. Período de muestreo.
v	Tensión.
x	Variable genérica usada para definiciones.
Z_0, Z_1 y Z_2	Parámetros compuestos de la máquina de inducción.
η	Rendimiento.
λ	Velocidad específica. Flujo magnético.
θ	Posición angular.
ρ	Densidad del aire. Posición angular del flujo.
ω	Velocidad angular.

Subíndices

a, b, c	Fase a, b, c.
bat	Batería.
bcc	Barra de CC.
c, car	Carga.
ca	Corriente alterna.
cc	Corriente continua.
d, q, 0	Alineado, en cuadratura y secuencia cero en un referencial generalizado.
deb	Debilitamiento de campo.
dq	Referencial generalizado. Referencial síncrono.
dq0	Referencial generalizado o síncrono incluyendo secuencia cero.
e	Eléctrica (potencia).
fe	Pérdidas en el hierro.
i	Convertidor CA \leftrightarrow CC.
l	Dispersión.
m	Entrehierro. Mecánica (potencia).
max	Máximo.
n	Elemento de una secuencia. Punto neutro.
nom	Nominal.
O	Negativo de la barra de CC.
opt	Óptimo.
p	Pérdidas (potencia).
r	Rotor.
s	Estator.
T	Turbina. Correspondiente al período de muestreo.
x, y	Alineado y en cuadratura a un referencial generalizado.
xy	Referencial generalizado.
α, β	Alineado y en cuadratura a un referencial estacionario.
$\alpha\beta$	Referencial estacionario.

Supraíndices

- ' Reflejado al lado de la turbina.
- * Referencia.
- ^ Estimado.

CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN

1.1. DEFINICIÓN DEL PROBLEMA

En los últimos años ha aumentado el interés en el desarrollo y uso de diferentes fuentes de energía renovables, entre ellas la eólica [1][2][3][4][5][6][7][8]. Existen diferentes ámbitos de aplicación de las turbinas eólicas para la generación de energía eléctrica.

El primer ámbito, que tiene actualmente un desarrollo significativo, abarca a las centrales eólicas conectadas a redes de transmisión eléctrica convencionales [9][10][11]. En este caso la energía generada es entregada a la red, aportando sólo una pequeña parte de la potencia total de la misma, por lo que la calidad de energía es determinada por la red. Estas centrales tienen potencias desde 50 kW hasta 2 MW [5][3]. Las centrales que operan bajo esta condición son llamadas cogeneradoras.

El segundo ámbito de aplicación comprende a las centrales eólicas aisladas de la red de transmisión eléctrica convencional. En este caso la central eólica es la única fuente de energía en el sitio y será la que determine la calidad de la misma. La potencia de este tipo de centrales es, normalmente, menor a los 50kW [3] o 100kW [5][12]. Las centrales de este tipo son llamadas microcentrales eólicas autónomas.

Finalmente, se puede considerar un tercer ámbito de aplicación que comprende las centrales eólicas que opera en una red eléctrica local en conjunto con otras centrales de potencias similares y fuentes primarias tales como diesel o solares [13]. El objetivo de estos sistemas es que las centrales operen complementariamente en función de la disponibilidad de cada fuente de energía (viento, sol, diesel). Estos sistemas de centrales son llamados híbridos.

El segundo y tercer ámbito de aplicación son de gran implicancia social por cuanto estos sistemas pueden ser el medio para mejorar la calidad de vida de la población rural que carece de servicio eléctrico. Muchos de estos potenciales usuarios de energía eléctrica difícilmente dispondrán de acceso a una red de distribución debido a los altos costos que ésta tiene en zonas de baja densidad de población. En Argentina el 30% de la población rural

carece de servicio eléctrico, esto comprende 1.8 millones de personas que viven en 314 mil hogares, y 6000 servicios públicos de todo tipo (escuelas, salas de emergencia médica, destacamentos policiales, etc.) [14].

Las micro centrales generalmente operan en regiones remotas, lo que hace muy importante contar con sistemas robustos, de bajo costo y que requieran un mínimo de mantenimiento. Éstas generalmente están destinadas a viviendas o aldeas rurales, establecimientos agrícolas, estaciones repetidoras, protección catódica de oleoductos y gasoductos, etc. En algunas de estas aplicaciones la energía generada debe ser de corriente alterna, tensión y frecuencia constante, para permitir la conexión de cargas convencionales. Esto requiere, debido a la inconstancia de la fuente primaria de energía (viento), disponer de un sistema de almacenamiento de energía y convertidores. Sin embargo algunas cargas pueden operar a tensión y frecuencia variable, como es el caso de estaciones de bombeo de agua. Debido a la facilidad de acumular agua, la estación de bombeo puede administrarse para que actúe únicamente cuando otras cargas no requieran la energía generada, complementándose de esta manera con el sistema de almacenamiento de energía eléctrica.

En los tres ámbitos de aplicación, arriba enunciados, es de suma importancia el control de la central. En cuanto a la turbina, se debe considerar la situación cuando las variables de la misma (potencia y velocidad) están por debajo de sus valores nominales y cuando éstos llegan a los límites de operación. Por debajo de los límites de operación nominal, cuando la velocidad de viento no es muy elevada, es deseable que la turbina trabaje en el punto de operación óptimo, con el fin de maximizar la energía convertida del viento. Cuando la velocidad del viento crece, la potencia disponible para convertir crece a razón del cubo de la velocidad del viento. Cuando la velocidad del viento es elevada, se deben limitar la potencia y velocidad, debido a que no es económico construir una central lo suficientemente robusta para convertir toda la energía disponible a cualquier velocidad de viento. Por otra parte, velocidades elevadas de viento no se producen con suficiente frecuencia como para que resulte económico convertirlas (la energía anual del viento para velocidades elevadas es reducida).

Para superar el problema de control de las turbinas, se han usado métodos de control pasivo y métodos de control activo. En el caso de cogeneración eólica, la implementación más simple es por medio de un control pasivo, también llamada “stall” (calado), en la cual la velocidad angular de la turbina se mantiene constante [15]. Si se dispone de una red de energía eléctrica, como en el caso de la cogeneración, simplemente la conexión directa del generador a la red provee la regulación de velocidad. Bajo estas condiciones, el rendimiento

de la turbina varía en función de la velocidad del viento, y existe una sola velocidad para la cual el rendimiento es máximo. Las características de la turbina son tales que para velocidades de viento elevadas la conversión de potencia se torna muy deficiente, limitando así la potencia máxima. Se debe notar que para este método, las variaciones bruscas de viento producen picos en el par y en la fuerza axial, y consecuentemente esfuerzos transitorios significativos sobre la torre [16].

Debido a la gran variación que puede presentar la velocidad del viento en función del tiempo, no es posible diseñar una turbina eólica óptima para toda condición. Por tal motivo se han propuesto métodos de control activos para maximizar el rendimiento de la turbina, controlar la potencia generada y controlar la velocidad angular para toda condición. Una técnica es variar el paso de las palas de la turbina en función de la velocidad del viento mientras se mantiene constante su velocidad angular [15][17][18]. Esta técnica requiere de complejos servomecanismos que demandan mantenimiento periódico. Otra técnica es variar la velocidad angular de la turbina manteniendo el paso de las palas constante [15][19]. Esto requiere el uso de máquinas de inducción de rotor bobinado o máquinas convencionales con convertidores de frecuencia para obtener energía eléctrica de frecuencia constante. Finalmente, se pueden combinar ambas estrategias, de lo que resultan sistemas de mayor complejidad, pero que al poseer mayor grado de libertad permiten lograr mayor rendimiento y mejor desempeño en la limitación de potencia [20][21]. La técnica de paso constante y velocidad variable es la más apropiada para micro centrales debido a que no requiere de mecanismos adicionales que agregan complejidad, costo y reducen la robustez.

A partir de la anterior discusión se debe considerar una micro central conformada por las siguientes partes: turbina eólica, generador eléctrico, sistema de almacenamiento de energía, convertidores de energía eléctrica, cargas (consumidores), y controladores para el generador, los convertidores y las cargas si estas lo admiten (Ej. bombas).

En cuanto a los generadores eléctricos, en micro centrales eléctricas se han utilizado tradicionalmente máquinas de corriente continua o síncronas. Estos generadores, además de su mayor costo debido a razones constructivas (conmutadores, rotores bobinados, etc.), requieren de contactos eléctricos móviles, lo que obliga hacer mantenimiento periódico, incrementando el costo de la energía producida. Para minimizar el mantenimiento se han utilizado generadores con imanes permanentes y generadores de inducción, también llamados asíncronos, los que no requieren de contactos móviles. Si se comparan estos dos últimos generadores, se puede decir que el generador de inducción, del tipo jaula de ardilla, es mucho más barato y robusto que el generador de imanes permanentes.

El generador de inducción consiste en un sistema formado por una máquina de inducción convencional y un sistema adecuado para excitarla. La excitación se realiza suministrando potencia reactiva al estator de la máquina. Para la cogeneración eólica es muy usado el generador de inducción, en cuyo caso la excitación es provista por la misma red a la cual está conectado. Sin embargo el uso de esta máquina en generadores autónomos no se ha popularizado, fundamentalmente, debido a las dificultades para excitarlo y controlar la tensión generada. La forma más simple de excitar una máquina de inducción, para implementar un generador de inducción, es a través de la conexión de un banco de capacitores, de valor fijo, en paralelo con la máquina [22][23][24]. Este sistema de excitación es muy simple, barato y robusto, pero tiene el inconveniente de poseer mala regulación de tensión. Debido a lo anterior, para lograr una mejor calidad de la energía eléctrica generada, es que se han propuesto diferentes formas de excitar generadores de inducción, las que sirven para regular tanto la frecuencia como la tensión generada.

Por lo anteriormente expuesto, puede concluirse que en el caso de las micro centrales eólicas autónomas es conveniente usar generadores de inducción con una forma de excitación y control que provea energía de calidad adecuada, y una técnica de optimización y control de potencia por velocidad variable y paso fijo.

1.2. ANTECEDENTES DEL TEMA

A continuación, se describen diferentes sistemas que han sido propuestos para la implementación de micro centrales eólicas autónomas usando generadores de inducción, y técnicas de optimización y control de potencia por variación de velocidad.

1.2.1. Excitación y control de generadores de inducción

Para un estudio sistemático de los antecedentes se propone, primeramente, la siguiente clasificación de las técnicas de excitación y control de los generadores de inducción.

Bancos de Capacitores en Paralelo

La forma más simple y conocida de excitar un generador de inducción, cuando no se dispone de una fuente de tensión convencional para producir la excitación del mismo, es conectando un banco de capacitores en paralelo con la máquina, como se muestra en la Figura 1.1 [22][23][24][25][26][27][28][29]. Este sistema de excitación (llamada autoexcitación) provee muy mala regulación de tensión, debido tanto a las variaciones de la carga, como a las variaciones de la velocidad del rotor, e incluso el rango de velocidad y carga en la que se sostiene la autoexcitación es reducida [30]. Por otro lado, para que se produzca la excitación

del generador de inducción debe existir una tensión inicial en el banco de capacitores o magnetismo remanente en el hierro de la máquina. La frecuencia generada es función de la velocidad angular del rotor y del deslizamiento, el cual a su vez depende de la carga.

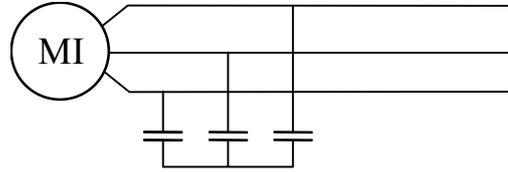


Figura 1.1 Generador de inducción autoexcitado usando bancos de capacitores en paralelo.

También se han propuesto varios sistemas de generadores de inducción autoexcitados con capacitores, que alimentan rectificadores controlados (estos permiten controlar también la fase de la carga) [31][32] o rectificadores pasivos conectados a convertidores activos, para regular la tensión de la carga [33].

Finalmente varias propuestas usan esquemas con máquinas de inducción trifásicas o monofásicas, excitadas con capacitores para alimentar cargas monofásicas [34][35][36].

Bancos de Capacitores Paralelo-Serie

Para mejorar la regulación de tensión, puede incluirse un banco de capacitores en serie con la carga como se muestra en la Figura 1.2 [37][38][39]. Esto produce una mejora en la regulación de tensión para cargas variables, pero no mejora la regulación para velocidad variable. Tampoco resuelve el problema de que la frecuencia generada sea variable.

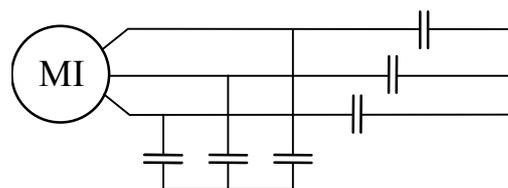


Figura 1.2 Generador de inducción autoexcitado usando bancos de capacitores paralelo-serie.

Bancos de Capacitores en Paralelo Conmutados

Otro método propuesto para mejorar la regulación de tensión requiere de un control activo para conmutar bancos de capacitores, como es mostrado en la Figura 1.3. Esto es equivalente a un capacitor variable por pasos, en paralelo con la máquina de inducción. Con

este método se mejora la regulación para velocidad variable, aunque con una respuesta dinámica lenta y en pasos discretos [40][41].

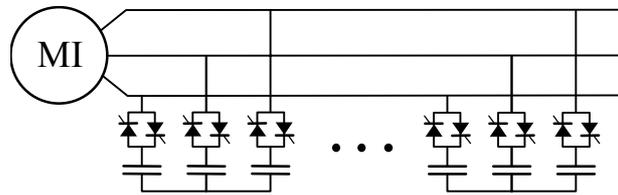


Figura 1.3 Generador de inducción autoexcitado usando banco de capacitores conmutados.

Generadores Estáticos de Potencia Reactiva

Además de capacitores, se puede obtener potencia reactiva para la excitación de la máquina de inducción usando diversas técnicas comunes en la corrección del factor de potencia, por ejemplo: inductores controlados con tiristores en paralelo con capacitores, como se muestra en Figura 1.4a [42]; reactores saturables en paralelo con capacitores, como se muestra en la Figura 1.4b [43][44]; inversores usando tiristores, como se observa en Figura 1.5a [45][46][47]; e inversores usando IGBTs como se muestra en el diagrama de la Figura 1.5b [48][49].



Figura 1.4 Generador de inducción.

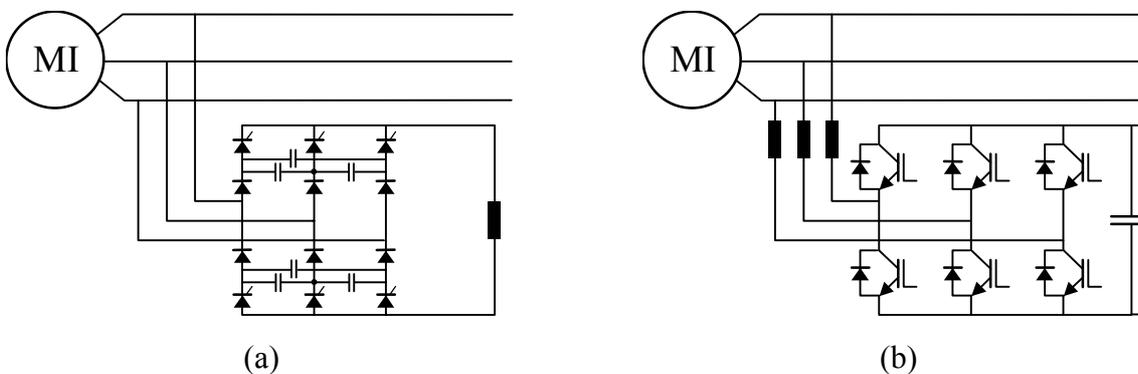


Figura 1.5 Generador de inducción.

Máquinas de doble alimentación

Las máquinas de inducción de doble alimentación pueden ser de rotor bobinado o con ambos bobinados en el estator. El objetivo de usar este tipo de máquinas es el de poder controlar al generador a través de una alimentación auxiliar, procesando sólo una fracción de la potencia total convertida, mientras la potencia principal es extraída directamente de la alimentación principal, como se muestra en la Figura 1.6 [50]. Esto permite usar convertidores de menor potencia que la total de la máquina. Diversos autores han presentado algoritmos de control para este tipo de máquinas [51][52]. Un inconveniente de estas máquinas es su mayor complejidad y costo, especialmente cuando son de rotor bobinado.

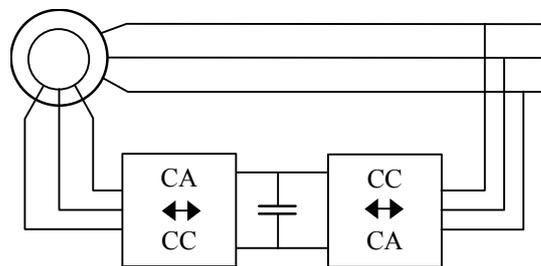


Figura 1.6 Generador de inducción.

Tensión impuesta

Una técnica propuesta en [53][54] consiste en suministrar a la máquina de inducción una fuente de tensión y frecuencia constante que cumple la función de una red eléctrica. Esta fuente de tensión se logra por medio de un convertidor $CC \leftrightarrow CA$, como el mostrado en la Figura 1.5b, que simultáneamente provee la potencia reactiva y convierte a CC la potencia activa no consumida en las cargas de CA.

Controladores vectoriales

Basado en la teoría de control vectorial para motores de inducción [50][55][56], se han propuesto nuevas metodologías para el control de generadores de inducción. En la Figura 1.7 se muestra el esquema eléctrico usado para implementar estas metodologías. El control vectorial de las máquinas de inducción permite controlar independientemente el flujo magnético y la corriente activa, por lo tanto la potencia generada. Estas propuestas permiten generar CC con velocidad del rotor y carga eléctrica variables. La implementación se logra con un inversor trifásico controlado por un algoritmo ejecutado en un microprocesador o DSP. El algoritmo de control requiere la medición de distintas variables como las corrientes de estator,

la velocidad y la tensión de salida. La tensión de CC generada presenta muy buena regulación ante variaciones de carga y de velocidad [57][58]. Es posible, a partir de la energía de CC, obtener energía de CA a través de un convertidor.

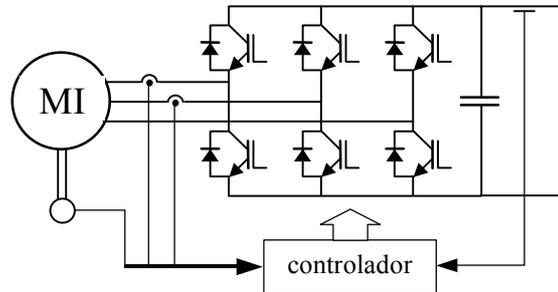


Figura 1.7 Generador de inducción.

1.2.2. Control de turbinas eólicas por variación de velocidad

Como se mencionó anteriormente, la técnica de optimización y control de potencia por variación de velocidad es la más adecuada para micro centrales eólicas. En consecuencia, para continuar con el estudio sistemático de antecedentes se propone la siguiente clasificación para estas técnicas.

Técnicas de Búsqueda

Considerando turbinas eólicas con palas de paso fijo, para una determinada velocidad de viento, existe una sola velocidad angular de la misma que maximiza su rendimiento. Las técnicas de búsquedas introducen variaciones en la velocidad angular y evalúan la potencia generada con el fin de encontrar la velocidad que produzca la mayor potencia [58][59]. Estas técnicas tienen como ventaja que no requieren conocer el modelo de la turbina. La principal desventaja está en la baja velocidad de convergencia y en la posibilidad de ocurrencia de oscilaciones, especialmente cuando el viento es muy variable.

Técnicas Basadas en el Modelo

Se puede usar el modelo de la turbina eólica para encontrar la ley que determina la velocidad angular, en función de la velocidad del viento, de manera de maximizar el rendimiento. Esta técnica se puede realizar midiendo la velocidad del viento [15], usando estimadores de la velocidad del viento [60][61], o imponiendo al generador una trayectoria par-velocidad que lleva a la turbina a converger al punto de máximo rendimiento sin la necesidad de conocer la velocidad del viento [62][63].

Finalmente, existen varias propuestas que proponen esquemas y algoritmos para controlar simultáneamente la turbina eólica y el sistema de almacenamiento de energía (baterías) [64] o la turbina eólica y un sistema de bombeo [48]. Sin embargo, estos trabajos ponen mayor énfasis en la simplicidad del sistema que en la optimización global del mismo.

Las técnicas de control de turbinas eólicas por variación de velocidad, además de maximizar la captación de la energía, deben limitar la velocidad angular máxima y la potencia generada máxima. La velocidad angular debe ser limitada a valores que eviten esfuerzos destructivos en el sistema. La potencia generada debe ser limitada a los valores máximos admitidos por el sistema de conversión (generadores-convertidores), o cuando no existe forma de consumir o almacenar la energía generada.

1.3. OBJETIVOS DE LA TESIS

El objetivo general de este trabajo de investigación, es aportar soluciones eficientes a la problemática que presentan las micro centrales eléctricas autónomas de velocidad variable. Para ello se investigan, proponen y desarrollan nuevos esquemas y nuevas estrategias de control.

Se deberá considerar que las estrategias de control y los esquemas desarrollados deberán ser apropiados para que las micro centrales eólicas de velocidad variable trabajen en forma autónoma, sean eficientes, robustas y de costo reducido. Además, las micro centrales deberán poder suministrar energía con calidad adecuada para estaciones de bombeo, viviendas familiares y/o establecimientos agrícolas. Estos requisitos determinan la forma en que debe ser controlado el generador para maximizar el rendimiento del conjunto formado por la turbina, el sistema de almacenamiento y las cargas.

Para alcanzar los objetivos expuestos, se propone trabajar sobre dos esquemas de conversión de energía eólica en eléctrica. El primero, mostrado en la Figura 1.8, consta de una turbina eólica cuyo eje está conectado, por medio de una caja multiplicadora, a una máquina de inducción jaula de ardilla. La máquina de inducción está conectada a un convertidor CA \leftrightarrow CC y éste, por medio de la barra de CC, a las cargas de CC. Entre las cargas se debe considerar un sistema de almacenamiento de energía (banco de baterías y convertidor CC \leftrightarrow CC) y un convertidor CC \rightarrow CA para suministrar energía a cargas de CA con tensión y frecuencia constante (mostrado en la Figura 1.8 como una resistencia). Las cargas de CA, conectadas al convertidor, dependen del requerimiento del usuario y generalmente no pueden ser controladas por el sistema de generación. En cambio, el sistema de almacenamiento es controlado, este

recibe la energía generada remanente que no es consumida por el usuario o entrega la energía faltante cuando el consumo supera a la energía generada.

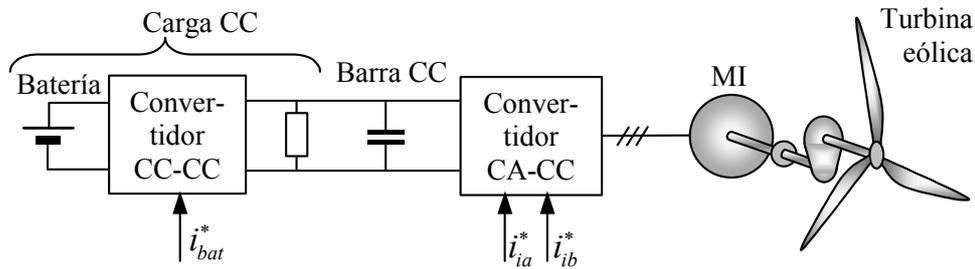


Figura 1.8 Esquema de la microcentral para cargas de CC.

El segundo esquema, mostrado en la Figura 1.9, difiere del primero por posibilitar una carga de CA conectada directamente a la máquina de inducción. Esto requiere un filtro entre el convertidor y la carga, que a su vez puede suministrar excitación a la máquina de inducción.

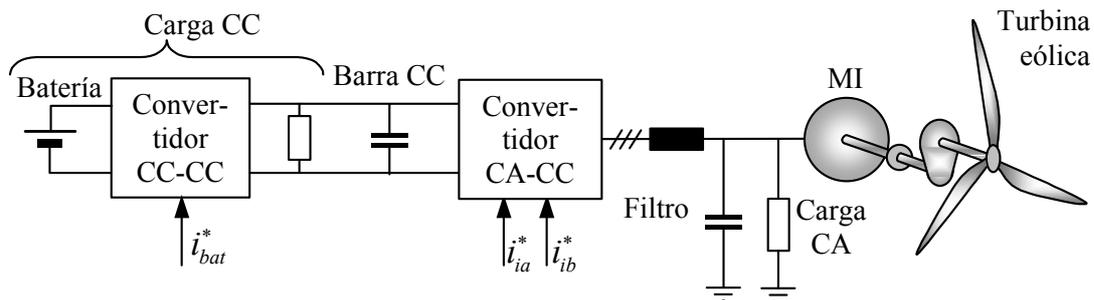


Figura 1.9 Esquema de la microcentral para cargas de CC y cargas de CA directamente acopladas a la máquina de inducción.

Los controladores que actúan sobre estos esquemas son el principal objeto de estudio y síntesis de esta tesis. Los objetivos finales de control son la regulación de la tensión sobre las cargas y un funcionamiento eficiente de todo el sistema, considerando las limitaciones propias de cada parte. Para cumplir con estos objetivos de control, se cuentan como variables de actuación las corrientes de fase del convertidor CA↔CC y la corriente del convertidor CC↔CC.

1.4. ORGANIZACIÓN DE LA TESIS

La presente tesis ha sido organizada de la siguiente manera. En el Capítulo 2 se describen detalladamente los dos esquemas eléctricos propuestos, se modelan los componentes que son necesarios para la síntesis de los controladores, para el dimensionamiento de los componentes y para la simulación numérica. Los distintos modelos comprenden: turbina eólica y sistema mecánico; máquina de inducción; filtro y carga de CA; convertidor CA \leftrightarrow CC y barra de CC; y carga de CC. Para el modelado de la máquina de inducción se utilizó un método operacional que simplifica la deducción del circuito equivalente en un referencial arbitrario [65]. En el mismo capítulo se presentan los posibles esquemas de control para micro centrales eólicas considerando los objetivos propuestos y discriminando distintos niveles de control. El nivel más bajo considerado corresponde a los convertidores, el intermedio a la máquina de inducción, y el nivel más alto comprende a las cargas de CC, las cargas de CA y la turbina eólica.

Los capítulos 3 y 4 están dedicados a la propuesta de dos esquemas de control para generadores de inducción trabajando con velocidad variable y cargas eléctricas variables. En el Capítulo 3 se presenta un control para generador de inducción, basado en el primer esquema eléctrico propuesto, y usando la técnica de orientación con el flujo. Esta técnica permite manipular dos variables fundamentales de la máquina de inducción, las corrientes alineadas y en cuadratura con el flujo. La posibilidad de manipular estas dos variables permite controlar la tensión de la barra de CC (o la potencia generada) y, simultáneamente, minimizar las pérdidas de la máquina. Los principales resultados de éste capítulo fueron publicados en [66].

En el Capítulo 4 se presenta un control para generadores de inducción, basado en la teoría de potencia reactiva instantánea. La potencia reactiva instantánea ha tenido su principal aplicación en la compensación del factor de potencia y en la eliminación de armónicos en redes eléctricas. En este capítulo se presenta una novedosa aplicación a esta teoría. Para ello se expresa el modelo de la máquina de inducción en términos de corriente activa y reactiva instantánea. A partir de este modelo, se propone un controlador que permite regular la tensión del estator como así también la potencia o tensión de la barra de CC, sin necesidad de medir la velocidad o posición del rotor. Se propone usar el segundo esquema eléctrico con el objetivo de reducir el tamaño del convertidor al conectar cargas directamente al estator de la máquina. Sin embargo, la propuesta también es válida para el primer esquema eléctrico. Los principales resultados de esta propuesta fueron publicados en [67] y [68].

El Capítulo 5 se dedica a la propuesta del control de una turbina eólica. El método de control propuesto considera tres zonas de trabajo, la primera, cuando la velocidad del viento es baja y en consecuencia ni la velocidad ni la potencia alcanzan los límites máximos; la segunda, cuando la velocidad del viento es mayor, se requiere limitar la velocidad angular de la turbina; y la tercer zona de trabajo, cuando la velocidad del viento es más elevada aún, se debe limitar la potencia generada. El control en la primer zona de trabajo se realiza regulando la velocidad de la turbina, por medio del generador, al valor óptimo que produce la mayor conversión de energía. En la segunda zona de trabajo se regula la velocidad a un valor constante. Y en la tercer zona de trabajo se propone una nueva estrategia, que por medio del control de la velocidad lleva a la turbina a un punto de operación de menor rendimiento. Resultados preliminares de esta propuesta fueron publicados en [69][70].

En los capítulos 3, 4 y 5 se muestran resultados de simulación numérica y resultados experimentales, llevadas a cabo en un banco de ensayos y en una estación electro eólica, con el objetivo de validar experimentalmente las propuestas presentadas.

En el Capítulo 6 se discuten los resultados obtenidos, y se presentan conclusiones y propuestas de trabajos futuros como continuación de lo presentado en esta tesis.

En el Apéndices A se muestran los parámetros del sistema, los métodos usados para obtenerlos y los valores base del sistema por unidad (p.u.). En el Apéndice B se exponen las consideraciones tomadas para la simulación del sistema. Finalmente, en el Apéndice C se describen los prototipos de laboratorio, usado para obtener los resultados experimentales.

CAPÍTULO 2

PROPUESTA DEL SISTEMA, DESCRIPCIÓN Y MODELADO

2.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo se describen los esquemas del sistema de potencia, que se proponen para alcanzar los objetivos formulados para el funcionamiento de micro centrales eólicas. Estos esquemas constan de: turbina eólica, sistema mecánico, máquina de inducción, filtro de CA, carga de CA, convertidor CA↔CC, barra de CC y cargas de CC. Cada una de estas partes se describen detalladamente y son modeladas con el propósito de realizar el análisis del sistema, la síntesis de los controladores, el dimensionamiento del sistema y la simulación numérica. En la última sección del capítulo se exponen los objetivos específicos de control y las variables de actuación disponibles. Finalmente, se plantean posibles esquemas generales de control para alcanzar estos objetivos.

2.2. SISTEMA PROPUESTO

2.2.1. *Dos esquemas del sistema de potencia*

El primer esquema propuesto, del sistema de potencia (o de conversión de energía), se muestra en la Figura 2.1. En ella se puede identificar a la turbina eólica encargada de convertir la energía cinética del viento en energía mecánica. El eje de la turbina está acoplado, por medio de una caja multiplicadora, a la máquina de inducción. La máquina de inducción está conectada directamente a un convertidor CA↔CC que a la vez de proveer la excitación a la máquina de inducción, convierte la energía generada a CC. Del lado de CC, el convertidor está conectado a una barra de CC a la cual se conectan las cargas. Una carga en particular a considerar es un convertidor de CC↔CC para alimentar un banco de baterías. El resto de las cargas se han modelado como resistencias conectadas a la barra de CC.

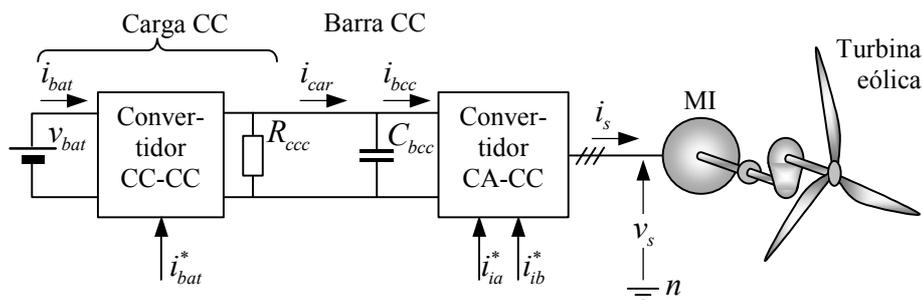


Figura 2.1 Esquema de la microcentral para cargas de CC.

Si se desearan alimentar cargas de CA se deberá conectar a la barra de CC un convertidor CC→CA.

El segundo esquema propuesto, del sistema de potencia (o de conversión de energía), se muestra en la Figura 2.2. Este esquema se diferencia del anterior por la inclusión de una carga de CA directamente conectada a la máquina de inducción, y un filtro de CA entre ésta y el convertidor CA↔CC. El filtro de CA se incorpora con el objetivo de lograr que la tensión en la carga sea senoidal. Adicionalmente, este filtro puede ser dimensionado de manera tal que suministre excitación a la máquina de inducción, reduciendo así la corriente necesaria del convertidor. Además de la carga de CA, y al igual que en el esquema anterior, se puede consumir energía de CC por medio de cargas conectadas a la barra de CC.

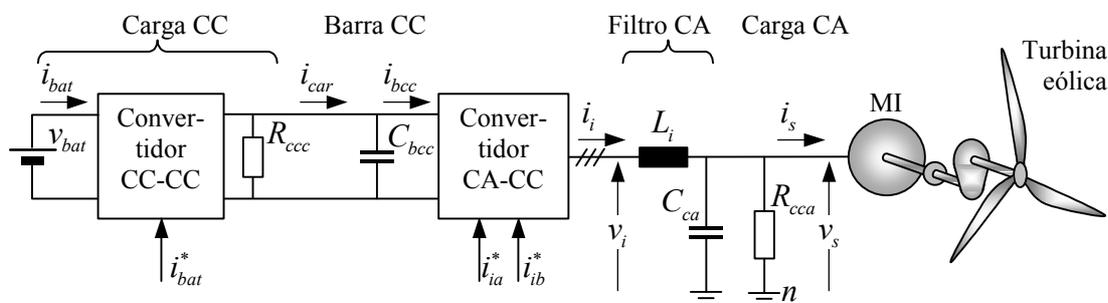


Figura 2.2 Esquema de la microcentral para cargas de CC y cargas de CA directamente acopladas a la máquina de inducción.

Se debe notar que en ambos esquemas existen las mismas variables de control, a saber, las corrientes de fase del convertidor CA↔CC y la corriente de batería del convertidor CC↔CC. Sin embargo, los objetivos de control pueden ser diferentes para cada esquema.

2.2.2. Partes integrantes del sistema

Las partes integrantes de ambos esquemas son los siguientes:

- Turbina eólica y sistema mecánico (caja multiplicadora e inercias).
- Máquina de Inducción (subsistema eléctrico).
- Filtro y carga de CA (sólo si incluye carga de CA).
- Convertidor CA↔CC y barra de CC.
- Carga de CC (convertidor CC↔CC).
- Controladores.

En las siguientes secciones se describen cada una de las partes y los modelos generales usados tanto para el análisis como para la simulación.

2.3. TURBINA EÓLICA Y SISTEMA MECÁNICO

2.3.1. Descripción

La turbina eólica es la máquina encargada de convertir la energía cinética del viento en energía mecánica. En este trabajo se usa un modelo de parámetros concentrados de uso común en el estudio de centrales eólicas [15]. La turbina está acoplada por un eje a una caja multiplicadora y ésta al generador. El objetivo de la caja multiplicadora es el de compatibilizar la velocidad nominal de la turbina con la del generador. Los acoplamientos entre la turbina, caja y generador son considerados rígidos, por lo que el momento de inercia de estos tres componentes pueden concentrarse en uno sólo.

2.3.2. Modelo

La potencia generada por la turbina puede ser modelada, en régimen estacionario, por la siguiente ecuación[15][71],

$$p_T = 0.5 \rho \pi R^2 C_p(\lambda) v^3 \quad (2.1)$$

Dónde ρ es la densidad del aire, R es el radio de la turbina, v es la velocidad efectiva del viento sobre la turbina, y $C_p(\lambda)$ es el coeficiente de potencia. El coeficiente de potencia es función de la velocidad específica, que se define como sigue,

$$\lambda = \frac{\omega_T R}{v} \quad (2.2)$$

Dónde ω_T es la velocidad angular de la turbina.

En la Figura 2.3 se muestra la curva del coeficiente de potencia de la turbina disponible en la estación electroeólica del Grupo de Electrónica Aplicada, UNRC. En ella,

se ha definido el valor del coeficiente de potencia máximo como $C_{p\ max}$, el que corresponde a la velocidad específica λ_{opt} .

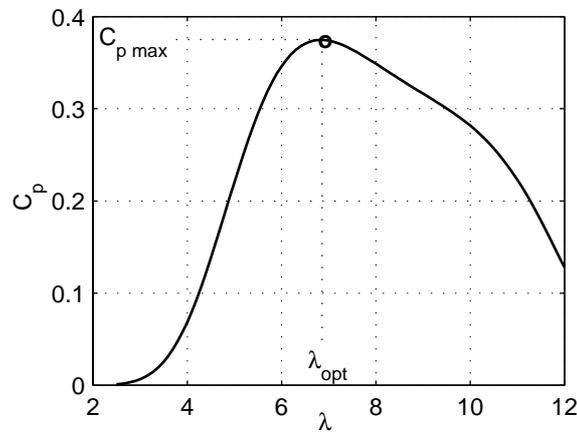


Figura 2.3 Coeficiente de potencia en función de λ .

Conociendo la potencia en la turbina, se puede calcular el par,

$$T_T = \frac{P_T}{\omega_T} \tag{2.3}$$

Despejando la velocidad angular de (2.2), resulta,

$$\omega_T = \frac{\lambda v}{R} \tag{2.4}$$

Luego, reemplazando (2.1) y (2.4) en (2.3), resulta,

$$T_T = 0.5 \rho \pi R^3 C_T(\lambda) v^2 \tag{2.5}$$

Dónde,

$$C_T(\lambda) = \frac{C_p(\lambda)}{\lambda} \tag{2.6}$$

En la Figura 2.4 se muestra la curva del coeficiente de par, obtenida a partir de la curva mostrada en Figura 2.3. En ella se puede observar el valor definido como coeficiente de par óptimo, $C_{T\ opt} = C_{p\ max} / \lambda_{opt}$, el cual corresponde a la velocidad específica λ_{opt} , que determina el punto de trabajo de la turbina que mayor potencia genera para una dada velocidad de viento.

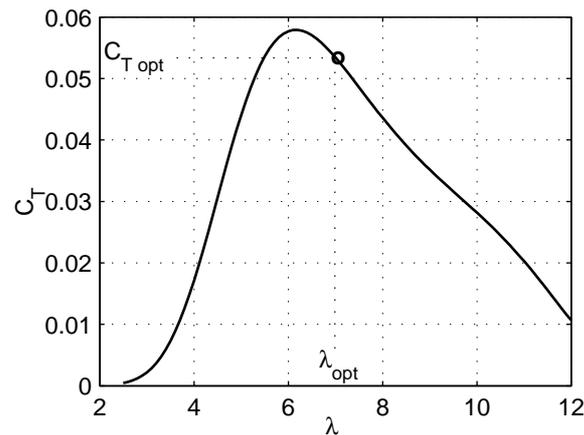


Figura 2.4 Coeficiente de par en función de λ .

Se debe considerar que no es posible medir la velocidad de viento efectiva sobre la turbina. El viento efectivo sobre la turbina es una distribución espacial sobre el área barrida por la misma. En [71], se modela la relación entre la velocidad de viento en un punto con la velocidad efectiva sobre la turbina, con un filtro pasabajos de primer orden con una frecuencia de corte que depende del radio de la turbina y de la velocidad media del viento.

En la Figura 2.5 se muestra un esquema del sistema mecánico a modelar. Se considera que los acoplamientos entre la turbina, caja y generador son rígidos. A su vez, la caja es considerada ideal y el rozamiento del generador es considerado nulo, en esta parte del modelado. En realidad, por la forma en que se realizó el ensayo de la turbina (ver apéndice A.1.3), el rendimiento de la caja queda englobado en la de la turbina.

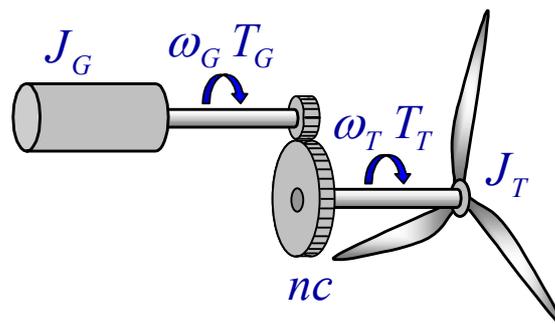


Figura 2.5 Esquema del sistema mecánico.

La relación de velocidad angular entre la turbina y el generador está dada por,

$$\omega_G = nc \omega_T \quad (2.7)$$

Dónde ω_G y ω_T son la velocidad angular del generador y de la turbina, respectivamente, y nc es la relación de caja.

Por igualación de la potencia en ambos lados de la caja, se puede reflejar el par y el momento de inercia del generador al lado de la turbina, según las siguientes relaciones,

$$T'_G = T_G nc \quad (2.8)$$

$$J'_G = J_G nc^2 \quad (2.9)$$

Dónde T_G y J_G son el par y el momento de inercia del generador, respectivamente.

Según las anteriores hipótesis, la única dinámica que gobierna este sistema mecánico es la debida al momento de inercia, y se expresa en la siguiente ecuación,

$$\dot{\omega}_T = \frac{T_T - T'_G}{J_T + J'_G} \quad (2.10)$$

Dónde T_T y J_T son el par y el momento de inercia de la turbina, respectivamente.

2.4. MÁQUINA DE INDUCCIÓN

2.4.1. Descripción

La máquina de inducción es la máquina seleccionada para convertir la energía mecánica, proveniente de la turbina, en energía eléctrica. En esta sección se presenta un modelo dinámico general que relaciona las variables eléctricas con la potencia mecánica. Este modelo de sexto orden considera las pérdidas en el hierro del estator y el efecto de la saturación magnética, mientras que excluye la dinámica mecánica por haber sido modelada junto con la turbina eólica en la sección anterior. Como se verá en los siguientes capítulos, este modelo es muy complejo para realizar el análisis y la síntesis de los controladores del generador. Por tal motivo, en los capítulos correspondientes se introducirán las simplificaciones necesarias, que serán justificadas en cada caso.

2.4.2. Definición de la transformación dq.

Para reducir la complejidad de los modelos matemáticos dinámicos de las máquinas eléctricas de CA se usa generalmente una transformación de variables. El primero en introducir una transformación de variables fue Park quien, para analizar la dinámica de las máquinas síncronas, propuso una transformación de variables a un sistema de coordenadas solidario al rotor [72]. Con posterioridad hubo trabajos que usaron diferentes transformaciones para el estudio de diversos problemas y máquinas [73][74][75], hasta que Krause y Thomas [76] introducen la transformación al sistema de coordenadas (de aquí en más *referencial* ó *marco de referencia*) arbitrario, que incluye a todas las anteriores. Esta

transformación lleva las variables de la máquina a un referencial que gira a una velocidad angular arbitraria. Las variables en el espacio transformado se definen comúnmente como variables $dq0$.

El objetivo de la transformación es el de simplificar el modelo matemático de la máquina o deducir un circuito equivalente que represente su dinámica.

La transformación generalizada se define como,

$$\begin{bmatrix} f_d \\ f_q \\ f_0 \end{bmatrix} = K_{dq0}(\theta) \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} \quad (2.11)$$

dónde f representa una variable electromagnética trifásica cualquiera (corriente, tensión o flujo) de la máquina. Los subíndices a , b y c se refieren a cada una de las fases de la máquina; los subíndices d , q y 0 se refieren a las componentes alineadas (directas), a las componentes en cuadratura y a las componentes de secuencia cero, respectivamente.

La matriz K_{dq0} se define como sigue,

$$K_{dq0}(\theta) = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta - 2\pi/3) & \cos(\theta + 2\pi/3) \\ \sin(\theta) & \sin(\theta - 2\pi/3) & \sin(\theta + 2\pi/3) \\ 1/2 & 1/2 & 1/2 \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

$$\theta = \int_0^t \omega_{dq}(\xi) d\xi + \theta(0) \quad (2.13)$$

dónde θ y ω_{dq} son la posición y la velocidad angular del referencial, en radianes eléctricos, respectivamente. La transformación (2.11) tiene la propiedad de mantener invariante el módulo de la magnitud transformada, pero se debe tener en cuenta que la potencia en abc y $dq0$ difieren por la constante $2/3$.

La transformación inversa se define cómo,

$$\begin{bmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{bmatrix} = K_{dq0}^{-1}(\theta) \begin{bmatrix} f_d \\ f_q \\ f_0 \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

dónde,

$$K_{dq0}^{-1}(\theta) = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) & 1 \\ \cos(\theta - 2\pi/3) & \sin(\theta - 2\pi/3) & 1 \\ \cos(\theta + 2\pi/3) & \sin(\theta + 2\pi/3) & 1 \end{bmatrix} \quad (2.15)$$

Cuando la máquina no tiene conectado el neutro (neutro flotante) y es simétrica, las variables de secuencia cero son nulas, por lo tanto la transformación anterior se puede reducir en una dimensión. Si no hay conexión del neutro, resulta,

$$f_a + f_b + f_c = 0 \quad (2.16)$$

Bajo la restricción (2.16), la transformación (2.11) se reduce a,

$$\begin{bmatrix} f_d \\ f_q \end{bmatrix} = K_{dq}(\theta) \begin{bmatrix} f_a \\ f_b \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

dónde,

$$K_{dq}(\theta) = \frac{2}{3} \sqrt{3} \begin{bmatrix} -\sin(\theta - 2\pi/3) & \sin(\theta) \\ \cos(\theta - 2\pi/3) & -\cos(\theta) \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

La transformación inversa resulta,

$$\begin{bmatrix} f_a \\ f_b \end{bmatrix} = K_{dq}^{-1}(\theta) \begin{bmatrix} f_d \\ f_q \end{bmatrix} \quad (2.19)$$

dónde,

$$K_{dq}^{-1}(\theta) = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \sin(\theta) \\ \cos(\theta - 2\pi/3) & \sin(\theta - 2\pi/3) \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

2.4.3. Modelo de la máquina de inducción en referencial dq arbitrario.

El modelo de la máquina de inducción en el referencial dq se obtiene al aplicar la transformación (2.17) a las ecuaciones dinámicas en variables de la máquina. Este procedimiento se puede ver en [77] cuando se desprecian las pérdidas en el hierro.

En [65] se introduce un método operacional que simplifica la deducción del circuito equivalente en el referencial $dq0$ arbitrario. Este método permite transformar un circuito trifásico (en variables de la máquina) a un circuito equivalente en el referencial $dq0$ arbitrario mediante operaciones sobre los componentes de acuerdo a sus características (fuentes, resistencias, capacitores, inductancias, acoplamientos electromagnéticos, etc.) y a sus conexiones (serie o paralelo). Una vez obtenido el circuito equivalente en el referencia $dq0$, las ecuaciones del modelo pueden deducirse fácilmente del mismo. En el mismo trabajo se usa el método propuesto para obtener el circuito equivalente y el modelo de la máquina de inducción en el referencial $dq0$ arbitrario considerando las pérdidas en el hierro.

Dado que en condiciones normales de operación (deslizamiento bajo) la frecuencia de la corriente en el rotor es muy baja, se desprecia en este modelo el efecto de las pérdidas en el hierro del rotor y se consideran sólo las del estator [78]. A continuación se presenta el modelo dinámico de la máquina de inducción en variables dq , incluyendo las pérdidas en el hierro y el efecto de la saturación magnética [65].

Ecuaciones de tensión.

$$v_{ds} = R_s i_{ds} - \omega_{dq} \lambda_{qs} + \frac{d}{dt} \lambda_{ds} \quad (2.21)$$

$$v_{qs} = R_s i_{qs} + \omega_{dq} \lambda_{ds} + \frac{d}{dt} \lambda_{qs} \quad (2.22)$$

$$0 = R_r i_{dr} - (\omega_{dq} - \omega_r) \lambda_{qr} + \frac{d}{dt} \lambda_{dr} \quad (2.23)$$

$$0 = R_r i_{qr} + (\omega_{dq} - \omega_r) \lambda_{dr} + \frac{d}{dt} \lambda_{qr} \quad (2.24)$$

$$0 = R_{fe} i_{dfe} + \omega_{dq} \lambda_{qs} - \frac{d}{dt} \lambda_{dm} \quad (2.25)$$

$$0 = R_{fe} i_{qfe} - \omega_{dq} \lambda_{ds} - \frac{d}{dt} \lambda_{qm} \quad (2.26)$$

Ecuaciones de flujo.

$$\lambda_{ds} = L_{ls} i_{ds} + \lambda_{dm} \quad (2.27)$$

$$\lambda_{qs} = L_{ls} i_{qs} + \lambda_{qm} \quad (2.28)$$

$$\lambda_{dr} = L_{lr} i_{dr} + \lambda_{dm} \quad (2.29)$$

$$\lambda_{qr} = L_{lr} i_{qr} + \lambda_{qm} \quad (2.30)$$

$$\lambda_{dm} = f_{dm}(i_{dm}, i_{qm}) \quad (2.31)$$

$$\lambda_{qm} = f_{qm}(i_{dm}, i_{qm}) \quad (2.32)$$

Ecuaciones de corriente.

$$i_{ds} = i_{dfe} + i_{dm} - i_{dr} \quad (2.33)$$

$$i_{qs} = i_{qfe} + i_{qm} - i_{qr} \quad (2.34)$$

Par electromagnético.

$$T_e = \frac{3}{2} (\lambda_{qr} i_{dr} - \lambda_{dr} i_{qr}) \quad (2.35)$$

Potencia mecánica.

$$p_m = \frac{3}{2} \omega_r (\lambda_{qr} i_{dr} - \lambda_{dr} i_{qr}) \quad (2.36)$$

Potencia eléctrica.

$$p_e = \frac{3}{2} (v_{qs} i_{qs} + v_{ds} i_{ds}) \quad (2.37)$$

Los subíndices s , m y r indican que la variable se refiere al estator, entrehierro y rotor, respectivamente; los subíndices fe y l indican que la variable o parámetro se refiere a las pérdidas en el hierro y a la inductancia de dispersión, respectivamente. Las resistencias e inductancias se representan con la letra R y L , respectivamente; las corrientes, tensiones y flujos se representan con i , v y λ , respectivamente; y la velocidad angular del rotor en radianes eléctricos se representa con ω_r . Las funciones de magnetización se representan con la letra f .

El circuito equivalente, correspondiente al modelo de las ecuaciones (2.21) a (2.34), se muestra en la Figura 2.6 [65].

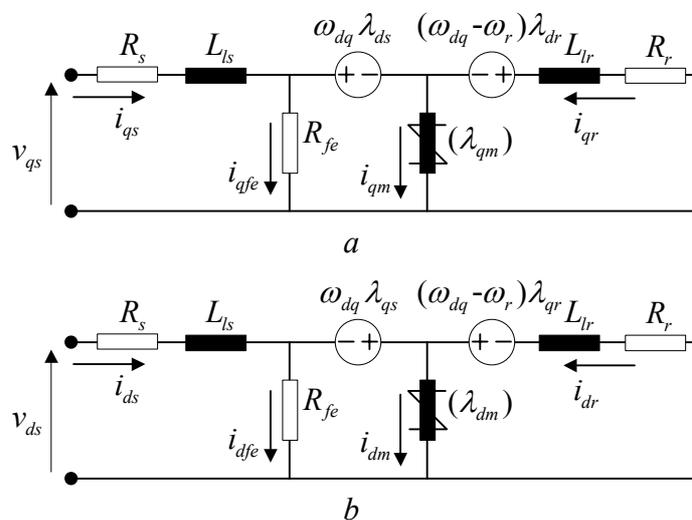


Figura 2.6 Circuito equivalente de la máquina de inducción en referencial dq arbitrario, considerando saturación magnética y pérdidas en el hierro.

Para incorporar el efecto de la saturación magnética, se determinaron las funciones f_{dm} y f_{qm} que aparecen en las ecuaciones (2.31) y (2.32), respectivamente. Para ello se relevó la curva de magnetización por medio del ensayo de la máquina de inducción utilizada en los experimentos. Esta curva representa el módulo del flujo del entrehierro (λ_m) en función del módulo de la corriente de magnetización (i_m), que se puede aproximar a una función lineal por tramos como se muestra en la Figura 2.7.

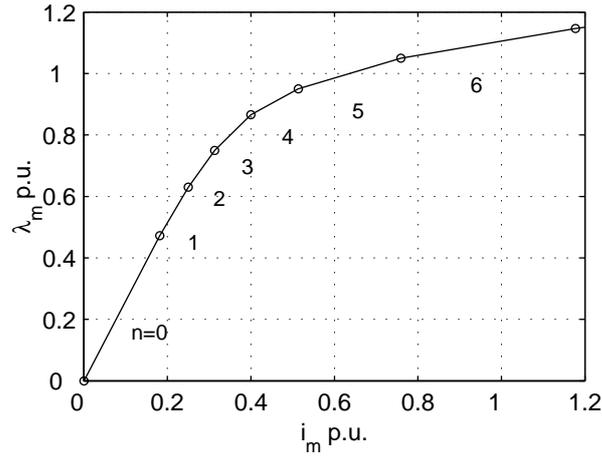


Figura 2.7 Curva de magnetización aproximada por una función lineal por tramos.

En el caso de aproximarse con una función lineal por tramos se tiene que,

$$\lambda_m(i_m) = M_n i_m + k_n \quad (2.38)$$

dónde M_n y k_n son las constantes que determinan la curva de magnetización para el n -ésimo intervalo de corriente de magnetización (con $n = 0$ correspondiente al intervalo que incluye el origen), y,

$$\lambda_m = \sqrt{\lambda_{dm}^2 + \lambda_{qm}^2} \quad (2.39)$$

$$i_m = \sqrt{i_{dm}^2 + i_{qm}^2} \quad (2.40)$$

Las proyecciones de (2.38) sobre los ejes d y q del referencial son,

$$\lambda_{dm} = f_{dm}(i_{dm}, i_{qm}) = \lambda_m(i_m) \frac{i_{dm}}{i_m} \quad (2.41)$$

$$\lambda_{qm} = f_{qm}(i_{dm}, i_{qm}) = \lambda_m(i_m) \frac{i_{qm}}{i_m} \quad (2.42)$$

También se puede definir la inductancia de magnetización como,

$$M(i_m) = \frac{\lambda_m(i_m)}{i_m} \quad (2.43)$$

En el caso de aproximar la curva de magnetización como en (2.38), resulta,

$$M(i_m) = \begin{cases} M_n + k_n/i_m & \text{para } n > 0 \\ M_0 & \text{para } n = 0 \end{cases} \quad (2.44)$$

Substituyendo (2.43) en (2.41) y (2.42), resulta,

$$\lambda_{dm} = M(i_m) i_{dm} \quad (2.45)$$

$$\lambda_{qm} = M(i_m) i_{qm} \quad (2.46)$$

2.5. FILTRO Y CARGA DE CA

2.5.1. Descripción

El filtro y carga de CA solamente se usa en el segundo esquema del sistema de potencia. La posibilidad de conectar una carga directamente a la máquina de inducción permite reducir la corriente que debe circular por el convertidor CA↔CC reduciendo su tamaño (costo) y mejorando el rendimiento del sistema. Para evitar las componentes de alta frecuencia, que produce el convertidor en la tensión de la carga, se agrega un filtro entre éstos. Adicionalmente, si el filtro es adecuadamente dimensionado, éste puede proveer la mayor parte de la corriente de excitación (reactiva) necesaria para el funcionamiento del generador de inducción, permitiendo así reducir aún más la corriente del convertidor. Como se observa en la Figura 2.2, el filtro consiste en una inductancia en serie y un banco de capacitores en paralelo.

2.5.2. Modelo del filtro en referencial dq arbitrario.

A continuación se presenta el modelo dinámico del filtro y la carga, en variables dq generalizadas,

$$v_{di} = v_{ds} - L_i i_{qi} \omega_{dq} + L_i \frac{d i_{di}}{dt} \quad (2.47)$$

$$v_{qi} = v_{qs} + L_i i_{di} \omega_{dq} + L_i \frac{d i_{qi}}{dt} \quad (2.48)$$

$$i_{di} = i_{ds} + \frac{v_{ds}}{R_{cca}} - C_{ca} v_{qs} \omega_{dq} + C_{ca} \frac{d v_{ds}}{dt} \quad (2.49)$$

$$i_{qi} = i_{qs} + \frac{v_{qs}}{R_{cca}} + C_{ca} v_{ds} \omega_{dq} + C_{ca} \frac{d v_{qs}}{dt} \quad (2.50)$$

Los subíndices s e i indican que la variable se refiere al estator y al convertidor respectivamente. Las corrientes y tensiones se representan con i y v , respectivamente. R_{cca} es la resistencia de carga de CA; C_{ca} es el capacitor paralelo del filtro; y L_i es la inductancia serie del filtro.

En la Figura 2.8 se muestra el circuito equivalente correspondiente al modelo de las ecuaciones (2.47) a (2.50).

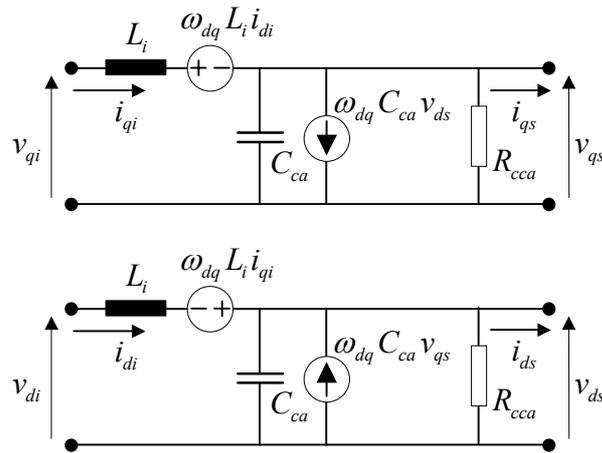


Figura 2.8 Circuito equivalente del filtro y carga de CA, en referencial dq arbitrario.

2.6. CONVERTIDOR CA \leftrightarrow CC Y BARRA DE CC

2.6.1. Descripción

El convertidor CA \leftrightarrow CC tiene por objeto proveer la excitación a la máquina de inducción a la vez que convierte la energía generada en CC. Para este objetivo, se propuso un convertidor del tipo fuente de tensión con un lazo de control de corriente. El lazo de control de corriente se puede implementar fácilmente usando técnicas de modulación por ancho de impulso tipo histéresis o delta [79].

La anterior elección con respecto al convertidor y control de corriente no resta generalidad a las conclusiones de este trabajo. Podrían deducirse resultados similares usando convertidores fuente de corriente u otras técnicas de modulación y control de corriente.

2.6.2. Modelo completo

En la Figura 2.9 se muestra el circuito del convertidor CA \leftrightarrow CC. El estado de las llaves (e_{Ta}, e_{Tb}, e_{Tc}) de este convertidor son comandadas por un controlador de corriente tipo delta. Esta técnica consiste en comandar las llaves de cada fase en función del muestreo periódico del signo del error de la corriente de esa fase. La frecuencia de conmutación está limitada por medio del citado muestreo. No se consideran en este modelo los tiempos de conmutación ni las pérdidas de las llaves del convertidor. En cada fase la llave superior se cierra cuando $e_T = 1$ y se abre cuando $e_T = 0$. La llave inferior actuará complementariamente.

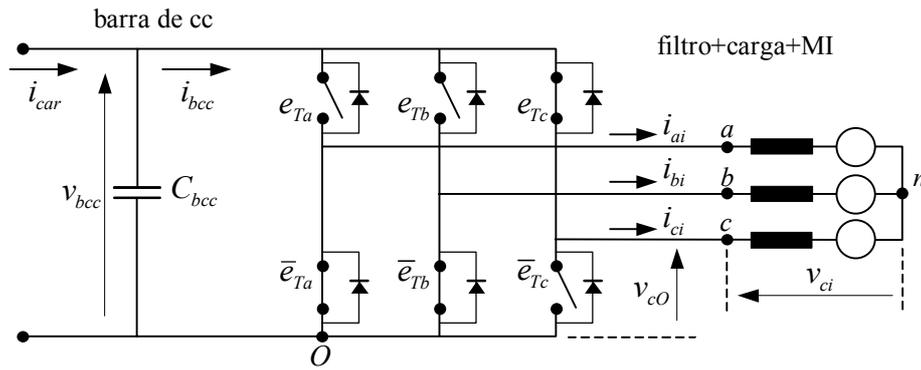


Figura 2.9 Circuito del convertidor CA↔CC.

El signo del error de corriente es,

$$\begin{aligned} e_a &= \text{sgn}(i_{ai}^* - i_{ai}) \\ e_b &= \text{sgn}(i_{bi}^* - i_{bi}) \\ e_c &= \text{sgn}(i_{ci}^* - i_{ci}) \end{aligned} \tag{2.51}$$

Donde i_{ai}^* , i_{bi}^* e i_{ci}^* son las referencias de corriente de fase del convertidor, i_{ai} , i_{bi} e i_{ci} son las corrientes reales y la función sgn se define como,

$$\text{sgn}(x) = \begin{cases} 1 & \text{si } x > 0 \\ 0 & \text{si } x \leq 0 \end{cases} \tag{2.52}$$

El muestreo y la retención del signo del error es,

$$\left. \begin{aligned} e_{Ta} &= e_a(kT) \\ e_{Tb} &= e_b(kT) \\ e_{Tc} &= e_c(kT) \end{aligned} \right\} \text{con } k \in \mathbb{N} / kT \leq t < (k+1)T \tag{2.53}$$

Donde T es el período de muestreo (se debe considerar que las corrientes y los errores son función del tiempo).

Considerando llaves ideales, la tensión de cada fase con respecto al negativo de la barra de CC (punto O en la Figura 2.9) es,

$$\begin{aligned} v_{aO} &= e_{Ta} v_{bcc} \\ v_{bO} &= e_{Tb} v_{bcc} \\ v_{cO} &= e_{Tc} v_{bcc} \end{aligned} \tag{2.54}$$

Donde v_{bcc} es la tensión de la barra de CC. La tensión de cada fase con respecto al neutro de una carga equilibrada [77], resulta,

$$\begin{aligned}
v_{ai} &= \frac{2}{3}v_{aO} - \frac{1}{3}(v_{bO} + v_{cO}) \\
v_{bi} &= \frac{2}{3}v_{bO} - \frac{1}{3}(v_{aO} + v_{cO}) \\
v_{ci} &= \frac{2}{3}v_{cO} - \frac{1}{3}(v_{aO} + v_{bO})
\end{aligned} \tag{2.55}$$

La corriente de la barra de CC queda definida por la posición de las llaves y las corrientes de fase,

$$i_{bcc} = e_{Ta} i_{ai} + e_{Tb} i_{bi} + e_{Tc} i_{ci} \tag{2.56}$$

Haciendo la suma de corrientes en la barra de CC, puede escribirse la ecuación que determina la dinámica de la barra de CC,

$$i_{bcc} = i_{car} - C_{bcc} \frac{d v_{bcc}}{dt} \tag{2.57}$$

En el caso de que la carga sea puramente resistiva (R_{ccc}), resulta,

$$i_{bcc} = -\frac{v_{bcc}}{R_{ccc}} - C_{bcc} \frac{d v_{bcc}}{dt} \tag{2.58}$$

2.6.3. Modelo simplificado

La relación entre las tensiones y corrientes de ambos lados del convertidor se puede deducir considerando nula la suma de las potencias del lado de CC, del lado de CA y las pérdidas. Por otra parte, las corrientes alternas están impuestas por el lazo de control de corriente, y las tensiones dependen de la dinámica de la máquina de inducción.

En el siguiente análisis se consideran nulas las pérdidas en el convertidor. Esto se justifica por el hecho de que éstas son, en la práctica, mucho menores que las de la máquina de inducción y si quisieran incorporarse aumentarían significativamente la complejidad de las ecuaciones.

Bajo la anterior hipótesis, la potencia instantánea en el lado de CA es igual a la potencia instantánea en el lado de CC,

$$\begin{aligned}
p_e &= v_{ai} i_{ai} + v_{bi} i_{bi} + v_{ci} i_{ci} = \frac{3}{2}(v_{di} i_{di} + v_{qi} i_{qi}) \\
&= i_{bcc} v_{bcc}
\end{aligned} \tag{2.59}$$

En consecuencia, se puede despejar de (2.59) la corriente de la barra de CC, como se muestra a continuación,

$$i_{bcc} = \frac{p_e}{v_{bcc}} \tag{2.60}$$

Donde la tensión v_{bcc} queda establecida por la dinámica de la barra de CC y de la carga. De esta manera el lado de CC del convertidor puede considerarse una fuente de corriente dependiente, gobernada por (2.60). La ecuación que determina la dinámica de la barra de CC, es la misma que se expresó en (2.57).

En la Figura 2.10 se muestra el circuito equivalente simplificado del convertidor en el referencial dq generalizado. El convertidor CA↔CC visto del lado de CA puede considerarse como una fuente de corriente controlada dado que se supone existe un lazo de control de corriente rápido y de alta ganancia, que sigue perfectamente la referencia.

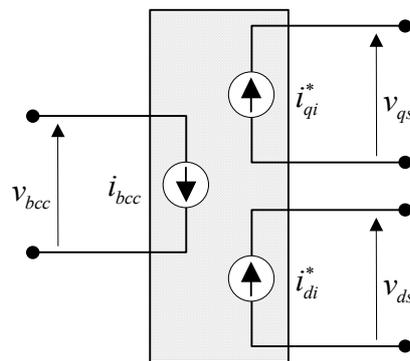


Figura 2.10 Circuito equivalente simplificado del convertidor CA↔CC.

Se debe notar que la corriente en el lado de CA del convertidor podrá ser controlada siempre que la tensión de ese lado esté convenientemente acotada. Para determinar la cota de tensión, se define al índice de modulación [80] como,

$$m = \frac{\sqrt{v_{di}^2 + v_{qi}^2}}{v_{bcc}} \frac{\pi}{2} \leq 1 \tag{2.61}$$

donde $m = 1$ corresponde a la operación en seis pulsos, que es cuando mayor tensión se puede obtener del lado de CA del convertidor para una dada tensión del lado de CC. Por lo tanto el módulo de la tensión del lado de CA del convertidor debe ser tal que el índice de modulación sea inferior a la unidad. Si se supera esa tensión, la corriente circula únicamente por los diodos del convertidor (ver Figura 2.9) y, en consecuencia, el convertidor se comporta como un rectificador pasivo.

2.7. CARGA de CC

2.7.1. Descripción

Para el análisis de los esquemas propuestos, se consideran dos cargas de CC. Una es un convertidor CC→CA para alimentar cargas de CA con tensión y frecuencia constantes. Esta carga no es controlada por el sistema de generación y depende de los requerimientos del consumidor. En este trabajo se simula por medio de una resistencia. La otra carga es un convertidor CC↔CC que alimenta un banco de baterías. Esta carga es controlada y bidireccional, esto es, que puede consumir o entregar energía.

2.7.2. Modelo completo

En la Figura 2.11 se puede observar el circuito del convertidor CC↔CC. Al igual que en el convertidor anterior, el estado de las llaves (e_T) es comandada por un controlador de corriente tipo delta. Este convertidor puede proveer corriente hacia o desde la batería, siempre que la tensión de la barra de CC sea mayor que el de la batería. Caso contrario, la corriente circulará únicamente por el diodo de la llave superior, sin posibilidad de controlarla.

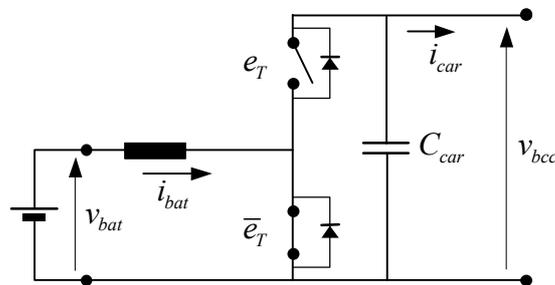


Figura 2.11 Circuito equivalente simplificado del convertidor CC↔CC.

El signo del error de corriente será,

$$e = \text{sgn}(i_{bat}^* - i_{bat}) \quad (2.62)$$

Dónde i_{bat}^* es la referencia de la corriente de la batería, i_{bat} es la corriente real, y la función signo se define cómo en (2.52).

El muestreo y la retención del signo del error es,

$$e_T = e(kT) \quad \text{con } k \in \mathbb{N} / kT \leq t < (k+1)T \quad (2.63)$$

Dónde T es el período de muestreo.

Considerando llaves ideales, la tensión de la batería resulta,

$$v_{bat} = e_T v_{bcc} - L_{bat} \frac{d i_{bat}}{dt} \tag{2.64}$$

Y la corriente en la barra de CC es,

$$i_{car} = e_T i_{bat} - C_{car} \frac{d v_{bcc}}{dt} \tag{2.65}$$

2.7.3. Modelo simplificado

Para obtener un modelo simplificado, se considera que la energía almacenada en la inductancia y el capacitor son despreciables. Cuando la frecuencia de conmutación de las llaves es elevada, las dimensiones de la inductancia y el capacitor son tales que justifica plenamente la consideración anterior. (Debe notarse que en el esquema completo C_{car} queda conectado en paralelo con C_{bcc} . La existencia de C_{car} es para poder analizar este convertidor por separado del resto del sistema y se puede considerar $C_{car} \ll C_{bcc}$). Por lo tanto se puede plantear la igualdad de potencias del lado de la barra de CC y del lado de la batería,

$$v_{bat} i_{bat} = i_{car} v_{bcc} \tag{2.66}$$

Y despejando la corriente del lado de la barra de CC queda expresado como,

$$i_{car} = \frac{i_{bat} v_{bat}}{v_{bcc}} \tag{2.67}$$

Donde v_{bcc} depende de la dinámica de la barra de CC y sus cargas o fuentes. Entonces, el lado de la barra de CC del convertidor se puede considerar como una fuente dependiente, como se muestra en la Figura 2.12.

En la Figura 2.12 se muestra un circuito equivalente simplificado del convertidor CC↔CC. Del lado de la batería, el convertidor se puede considerar como una fuente de corriente controlada bajo la hipótesis de que el lazo de control de corriente logra que la corriente siga idealmente a la referencia. Para esto se requiere que $v_{bcc} > v_{bat}$.

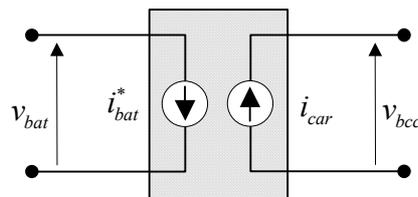


Figura 2.12 Circuito del convertidor CC↔CC.

2.8. CONTROLADORES

2.8.1. Descripción

Como se mencionó anteriormente, el principal objeto de estudio y síntesis de esta tesis son los controladores que operan sobre los esquemas propuestos. Los objetivos finales del sistema son la regulación de la tensión sobre las cargas y un funcionamiento eficiente de todo el sistema, considerando las limitaciones propias de cada parte. Para conseguir esto, se proponen los siguientes objetivos específicos de control:

- Regulación y limitación de la tensión y flujo de la máquina de inducción. La limitación del flujo, y por su intermedio de la tensión del estator, es un tema ampliamente tratado en la literatura [50][81][55]. El flujo debe ser limitado para evitar la saturación magnética y las consecuentes pérdidas. La tensión de estator debe ser asimismo limitada para asegurar el correcto funcionamiento del convertidor CA \leftrightarrow CC. Es práctica común regular los valores de flujo y tensión con el objetivo de que uno de ellos se mantenga en su valor máximo (flujo en su valor máximo para velocidad menor al nominal y tensión en su valor máximo para velocidad mayor al nominal). Sin embargo, en este trabajo se propone regular estas variables con otros objetivos, respetando asimismo los límites anteriormente citados. Estos objetivos son minimizar las pérdidas de la máquina [56], o en el caso del esquema de la Figura 2.2, regular la tensión del estator a los valores requeridos por la carga de CA.
- Regulación de la tensión de la barra de CC. Este es un objetivo de control fundamental cuando existen cargas de CC, ya que es lo que determina la calidad de la energía generada. Aunque la carga de CC no requiera una buena regulación de tensión (como es el caso del cargador de baterías), es necesario mantener esta tensión por encima del valor que permita el correcto funcionamiento de los convertidores, y por debajo de la máxima que toleren los componentes electrónicos.
- Optimización y limitación de la potencia y velocidad de la turbina eólica. Como se describe en la sección 2.3, el rendimiento de una turbina eólica depende altamente de la velocidad específica de la turbina. Por lo tanto, para maximizar la energía captada del viento, es necesario que la velocidad angular de la misma sea la óptima para cada velocidad de viento. Por otra parte, hay circunstancias en la cual se requiere reducir el rendimiento de la turbina. Estas circunstancias se presentan cuando se desea limitar la velocidad angular de la turbina o la potencia generada. La limitación de la velocidad angular es necesaria para evitar esfuerzos mecánicos que excedan las

condiciones de diseño. La limitación de potencia es necesaria para proteger al sistema de conversión de energía y para evitar convertir energía que no puede ser consumida o almacenada.

Las variables de actuación (manipuladas) que se disponen para alcanzar los objetivos específicos arriba mencionados, dependen de los esquemas eléctricos descritos en la sección 2.2, y son las siguientes:

- Corrientes de fase en el convertidor CA↔CC. Como se describió en la sección 2.6, el convertidor CA↔CC es del tipo fuente de tensión con un lazo de control de corriente (implementado por hardware), al cual se deben suministrar las referencias de las corrientes de fase. Debido a que no hay conexión del neutro, basta suministrar las referencias de dos de las corrientes, ya que la tercera se calcula como la resta de las otras dos (2.16). Las corrientes de fase del conversor son las corrientes de estator de la máquina de inducción o están directamente relacionadas con ellas (según sea el esquema del sistema de potencia considerado), por lo que son candidatas para servir a los objetivos de control relacionados con la máquina de inducción y la carga de CA.
- Corriente de la batería en el convertidor CC↔CC. Como se describió en la sección 2.7, el convertidor CC↔CC posee un lazo de control sobre la corriente de la batería, por lo que se debe suministrar la correspondiente referencia. Ésta controla la carga de CC considerada en este trabajo. La corriente de la batería tiene efecto directo sobre la barra de CC, e indirecto sobre la carga de la turbina.

Considerando los dos esquemas del sistema de potencia, presentados en la sección 2.2, los objetivos de control y las variables de actuación disponibles, se propone un esquema de control generalizado en tres niveles. El primer nivel consiste en el control de corriente de los convertidores CA↔CC y CC↔CC. Los mismos están implementados por hardware, y fueron descritos en las secciones 2.6 y 2.7. El segundo nivel corresponde al control de la máquina (generador) de inducción. Éste permite controlar dos variables fundamentales de la máquina, como ser la corriente de par y el flujo, o las corrientes activa y reactiva, manipulando las corrientes de fase del convertidor CA↔CC. El control de este nivel consiste esencialmente en un cambio de variables desde un referencial sincrónico a variables

de la máquina. El tercer nivel corresponde al controlador de tensión de la barra de CC, al controlador de tensión o flujo de la máquina de inducción, y al controlador de la turbina.

2.8.2. Diferentes esquemas de control.

Con el esquema generalizado de control, anteriormente descrito, se proponen diferentes esquemas particulares de control, los que se detallan a continuación. En las Figura 2.13 a Figura 2.15 se observan diferentes esquemas de control para una micro central eólica sin cargas de CA directamente conectas a la máquina de inducción (ver Figura 2.1). Se considera, en este caso, que las cargas de CA se alimentan desde un convertidor $CC \leftrightarrow CA$ conectado a la barra de CC.

En la Figura 2.13 se muestra el primer esquema de un control, en el que se pueden identificar los siguientes bloques,

- Regulador v_{bcc} (3° nivel): Tiene por objeto regular la tensión de la barra de CC. Las entradas son la referencia de tensión y la tensión sensada, la salida es el valor de referencia de la corriente en cuadratura.
- Limitación de flujo y tensión (3° nivel): Tiene por objeto mantener el flujo y la tensión de la máquina en sus valores máximos. Las entradas de este regulador son los valores de tensión de la barra de CC y velocidad del generador. La salida es el valor de referencia de la corriente directa.
- Control de la turbina (3° nivel): Tiene por objeto maximizar la potencia capturada por la turbina y limitar su potencia y velocidad. Las entradas son la velocidad del generador y la potencia o par de la turbina. La salida es el valor de referencia de la corriente de la batería, que indirectamente incide sobre la carga consumida al generador.
- Control de MI (2° nivel): El controlador de la máquina de inducción tiene por objeto transformar las corrientes en cuadratura (relacionada con la potencia, par y corriente activa) y directa (relacionada con el flujo y corriente reactiva) en corrientes de fase de la máquina. Las entradas de este controlador son los valores de referencia de las corrientes directa y en cuadratura del estator, generados por los bloques anteriores; las corrientes sensadas del estator y, según cual sea el controlador usado, la tensión del estator o la posición del rotor. Se debe considerar que el uso de sensores mecánicos de posición o velocidad aumentan la complejidad y reducen la robustez del sistema por lo cual deben ser evitados, ya sea por medio de estimadores [82] o

por controladores que no los requieran. Las salidas de este bloque son los valores de referencia de las corrientes de fase del convertidor CA↔CC.

En la Figura 2.14 se muestra otro esquema que se diferencia del anterior por el agregado de un algoritmo de optimización de la máquina de inducción (minimización de pérdidas). Este algoritmo actúa por medio del adecuado control del flujo. Para esto se requiere la realimentación de la corriente en cuadratura.

La tensión de la barra de CC depende de la potencia suministrada por el generador, la consumida por las cargas y la que consume o suministra el banco de baterías. Esto sugiere un esquema alternativo como el mostrado en la Figura 2.15 donde el regulador de tensión de la barra de CC actúa sobre la corriente de la batería, y el control de la turbina sobre la corriente en cuadratura de la máquina.

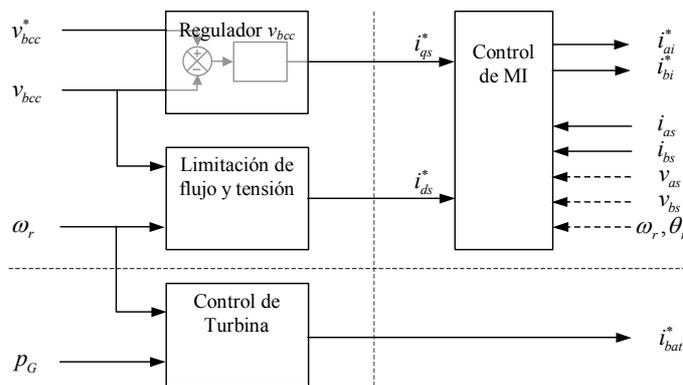


Figura 2.13 Esquema para la regulación de la tensión de la barra de CC, regulación del flujo y tensión de la máquina de inducción a sus valores máximos, y optimización de la potencia capturada por la turbina (incluyendo limitación de potencia y velocidad).

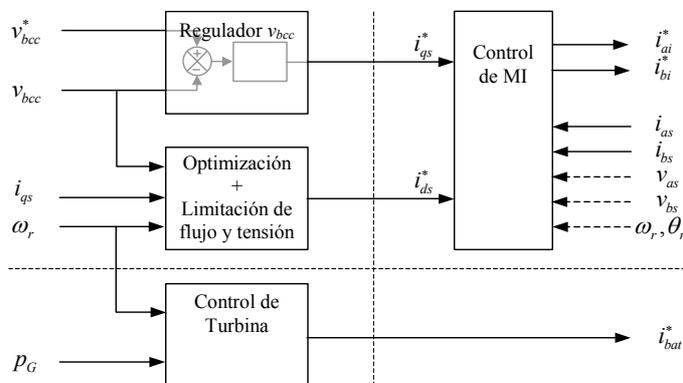


Figura 2.14 Inclusión de optimización del rendimiento de la máquina de inducción al esquema mostrado en Figura 2.13.

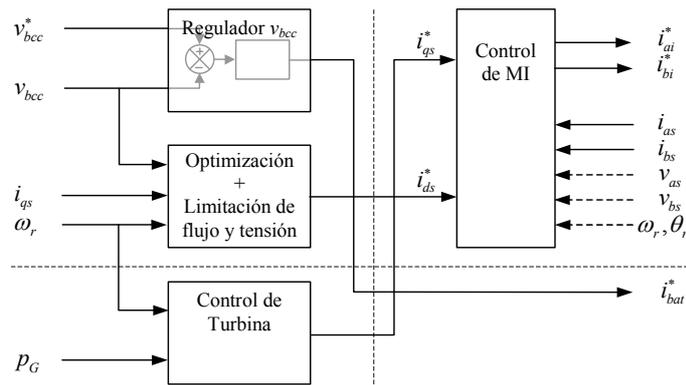


Figura 2.15 Esquema alternativo (en cuanto al uso de las variables de actuación) al mostrado en Figura 2.14.

En la Figura 2.16 se observa un esquema particular de control para una micro central eólica cuando se incluyen cargas de CA directamente conectas a la máquina de inducción (Ver Figura 2.2). Por medio de este esquema se regula la tensión de la barra de CC y la tensión de la máquina de inducción para adecuarla a la carga, y se optimiza la potencia capturada por la turbina (incluyendo limitación de potencia y velocidad). Este esquema se diferencia de los anteriores en dos aspectos; primero, el control de flujo se realiza aquí con el objetivo de regular el módulo de la tensión del estator y en consecuencia la de la carga de CA; y segundo, el control de la turbina no sólo debe considerar la potencia convertida a CC, sino también la consumida por las cargas de CA (directamente conectadas al estator de la máquina).

Finalmente, en la Figura 2.17 se presenta un esquema alternativo al anterior, en cuanto a la elección de las variables de actuación de los bloques del tercer nivel de control.

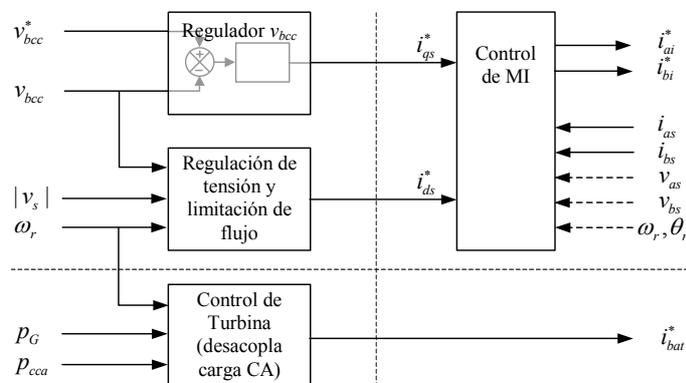


Figura 2.16 Esquema que permite acoplar cargas de CA directamente a la máquina de inducción. Para ello, basado en el esquema de la Figura 2.13, se incluye regulación de la tensión y desacoplamiento de la carga de CA.

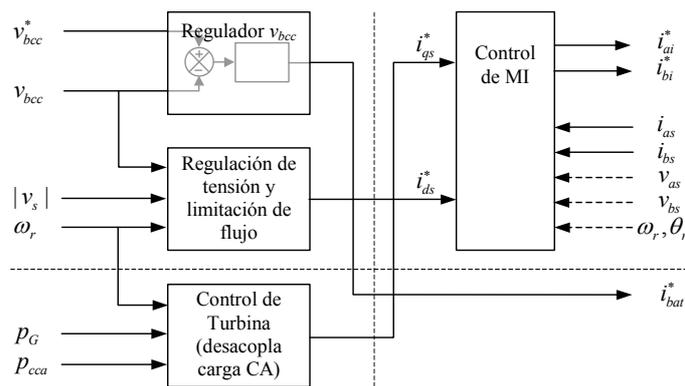


Figura 2.17 Esquema alternativo (en cuanto al uso de las variables de actuación) al mostrado en Figura 2.16.

Los esquemas de control de la Figura 2.13 y Figura 2.14 se desarrollan en detalle en el Capítulo 3. Se excluye el control de la turbina que por ser independiente será tratado por separado. La propuesta de este capítulo se basa en la técnica de orientación con el flujo.

El esquema de la Figura 2.16 se desarrolla en detalle en el Capítulo 4, donde nuevamente se excluye el tratamiento del control de la turbina. El control propuesto en este capítulo recurre a la teoría de la potencia reactiva instantánea. Adicionalmente, una propuesta desarrollada sobre la base del esquema de la Figura 2.16, pero usando la técnica de orientación con el flujo, fue publicada por el autor [83].

Finalmente, el esquema de la Figura 2.15 se desarrolla en el Capítulo 5 con énfasis en el control de la turbina.

2.9. RESUMEN

En este capítulo se establecieron las bases para el diseño de los controladores que son propuestos en los siguientes capítulos. Se presentaron dos esquemas del sistema de potencia para micro centrales eólicas, con el propósito de alcanzar los objetivos propuestos. Cada una de estas partes fue descrita en detalle y modelada matemáticamente. El modelado fue realizado con el propósito de diseñar el sistema de control que actúa sobre el sistema de potencia, dimensionar las partes adecuadamente, y realizar simulaciones numéricas del sistema. A modo de introducción al diseño del sistema de control, se presentaron los objetivos de control y las variables de actuación a ser utilizadas. Basado en lo anterior se propusieron diferentes esquemas generales de control, algunos de los cuales serán descritos detalladamente en los próximos capítulos.

CAPÍTULO 3

GENERADOR DE INDUCCIÓN CONTROLADO POR ORIENTACIÓN CON EL FLUJO

3.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo se presenta un controlador para generadores de inducción con el objetivo de regular la tensión de las cargas, conectadas por medio de la barra de CC, minimizando las pérdidas de la máquina. Para alcanzar estos objetivos se recurre a la técnica de orientación con el flujo. Esta técnica, ampliamente usada en accionamientos eléctricos con motores síncronos y de inducción pero no muy difundido en el control de generadores, consiste en transformar las variables electromagnéticas de la máquina a coordenadas (o referencial) orientadas con el flujo. Controladores para generadores de inducción por orientación con el flujo han sido publicados por el autor en [83] y [66]. Particularmente, en este capítulo, se expone en extenso el trabajo publicado en el segundo artículo.

Inicialmente se propone el estudio del modelo de la máquina de inducción, reducido a su dinámica dominante. Este modelo es transformado a coordenadas orientadas con el flujo para luego analizar la relación de las variables transformadas con los objetivos de control. Adicionalmente, para el estudio de las pérdidas, se reduce este modelo al régimen estacionario.

En el esquema eléctrico propuesto para la conexión de las cargas por medio de la barra de CC, las variables de actuación son las corrientes de fase del convertidor CA \leftrightarrow CC y en consecuencia las del estator de la máquina. Para poder manipular estas variables en el referencial orientado por el flujo, se presenta un esquema que las transforma a sus valores de fase.

Seguidamente, a partir de los modelos transformados de la máquina de inducción, del convertidor, y de la barra de CC, se deduce como actuar sobre la corriente del estator en el referencial orientado por el flujo para regular la tensión de la barra de CC y el flujo. En una primer instancia, como es presentado usualmente en la literatura, el flujo se regula con el

objetivo de mantenerlo al máximo valor que no produzca saturación magnética ni supere la tensión máxima admitida en el estator. En una segunda instancia se propone una mejor alternativa, que es regular el flujo con el objetivo de minimizar las pérdidas de la máquina, respetando igualmente las anteriores restricciones. Para ello se hace un análisis de las pérdidas en función de las variables de actuación y de la velocidad, y se propone un controlador que regula el flujo al valor óptimo que minimiza las pérdidas.

Se realizan simulaciones numéricas para verificar el controlador propuesto y realizar el ajuste de los compensadores. Finalmente, usando un prototipo experimental, cuya descripción se encuentra en el apéndice C.1, y se obtienen los resultados experimentales necesarios para comparar ambas alternativas y validar la propuesta.

3.2. MODELO SIMPLIFICADO DE LA MÁQUINA DE INDUCCIÓN

Debido a que las ecuaciones de la máquina de inducción mostradas en el Capítulo 2 resultan en un modelo demasiado complejo para deducir el algoritmo de control, se proponen ciertas simplificaciones, que para este fin, llevan a una aproximación suficientemente buena, como será demostrado luego.

3.2.1. Modelo simplificado de la máquina de inducción en referencial dq arbitrario

Consideraciones para la simplificación (reducción de orden):

- Se desprecian las inductancias de dispersión, por lo que las ecuaciones de flujo (2.27) a (2.30) se reducen a las siguientes ecuaciones,

$$\lambda_{ds} = \lambda_{dr} = \lambda_{dm} \quad (3.1)$$

$$\lambda_{qs} = \lambda_{qr} = \lambda_{qm} \quad (3.2)$$

Reemplazando (3.1) y (3.2) en las ecuaciones de tensión de la máquina de inducción (2.21) a (2.26), resultan,

Ecuaciones de tensión,

$$v_{ds} = R_s i_{ds} - \omega_{dq} \lambda_{qm} + \frac{d}{dt} \lambda_{dm} \quad (3.3)$$

$$v_{qs} = R_s i_{qs} + \omega_{dq} \lambda_{dm} + \frac{d}{dt} \lambda_{qm} \quad (3.4)$$

$$0 = R_r i_{dr} - (\omega_{dq} - \omega_r) \lambda_{qm} + \frac{d}{dt} \lambda_{dm} \quad (3.5)$$

$$0 = R_r i_{qr} + (\omega_{dq} - \omega_r) \lambda_{dm} + \frac{d}{dt} \lambda_{qm} \quad (3.6)$$

$$0 = R_{fe} i_{dfe} + \omega_{dq} \lambda_{qm} - \frac{d}{dt} \lambda_{dm} \quad (3.7)$$

$$0 = R_{fe} i_{qfe} - \omega_{dq} \lambda_{dm} - \frac{d}{dt} \lambda_{qm} \quad (3.8)$$

Ecuaciones de flujo.

$$\lambda_{dm} = M(i_m) i_{dm} \quad (3.9)$$

$$\lambda_{qm} = M(i_m) i_{qm} \quad (3.10)$$

Ecuaciones de corriente.

$$i_{ds} = i_{dfe} + i_{dm} - i_{dr} \quad (3.11)$$

$$i_{qs} = i_{qfe} + i_{qm} - i_{qr} \quad (3.12)$$

Par electromagnético.

$$T_e = \frac{3}{2} (\lambda_{qm} i_{dr} - \lambda_{dm} i_{qr}) \quad (3.13)$$

Potencia mecánica.

$$p_m = \frac{3}{2} \omega_r (\lambda_{qm} i_{dr} - \lambda_{dm} i_{qr}) \quad (3.14)$$

Potencia eléctrica.

$$p_e = \frac{3}{2} (v_{qs} i_{qs} + v_{ds} i_{ds}) \quad (3.15)$$

El circuito equivalente, correspondiente al modelo de las ecuaciones (3.3) a (3.12), se muestra en la Figura 3.1.

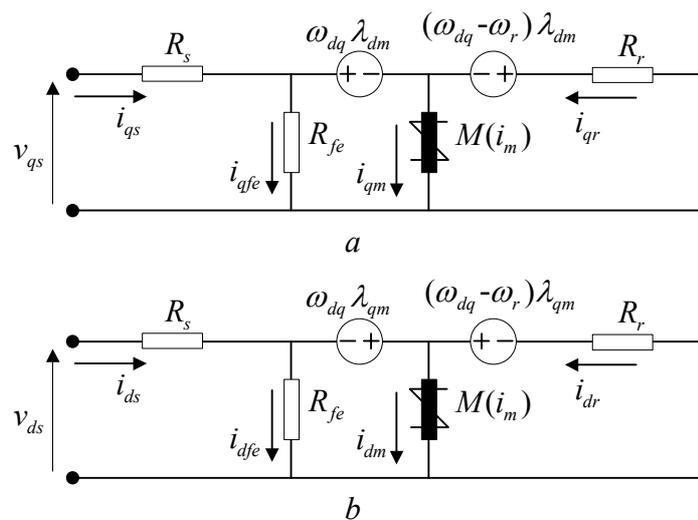


Figura 3.1 Circuito equivalente de la máquina de inducción en referencial dq arbitrario, cuando se desprecian las inductancias de dispersión. a) eje q . b) eje d .

3.2.2. Modelo simplificado de la máquina de inducción en referencial dq orientado por el flujo

Debido a las simplificaciones introducidas en la sección anterior (se despreciaron las inductancias de dispersión), los flujos del estator, del entrehierro y del rotor son iguales, por lo que serán representados por una única variable identificada con el subíndice m .

Como se mencionó más arriba, el control por orientación con el flujo consiste en actuar sobre dos componentes del vector corriente de estator, una alineada con el flujo y la otra en cuadratura [50]. Por tal motivo, para analizar el efecto de estas componentes, es conveniente expresar el modelo anterior (que está en un referencial dq arbitrario) en el referencial orientado por el flujo. En este nuevo referencial, la componentes d de las variables estarán alineadas con el flujo, mientras que la componente q estará en cuadratura con el mismo. En el caso particular del flujo, su componente alineada es igual al módulo del flujo,

$$\lambda_{dm} = M(i_{dm}) i_{dm} \quad (3.16)$$

mientras que la componente en cuadratura es nula. Esto se puede expresar como,

$$\lambda_{qm} \equiv 0 \quad (3.17)$$

en consecuencia,

$$\frac{d\lambda_{qm}}{dt} = 0 \quad (3.18)$$

y, además,

$$i_{qm} \equiv 0 \quad (3.19)$$

Reemplazando (3.16) a (3.19) en las ecuaciones de tensión del rotor (3.5) y (3.6) se puede obtener la dinámica de la corriente de magnetización en el nuevo referencial,

$$\omega_{dq} = \frac{d\rho}{dt} = \omega_r + \frac{R_r (i_{qs} - i_{qfe})}{\lambda_{dm}} \quad (3.20)$$

$$\frac{d\lambda_{dm}}{dt} = R_r (i_{ds} - i_{dfe} - i_{dm}) \quad (3.21)$$

donde ρ es la posición instantánea del flujo, o en este caso, del referencial.

Además, de (3.13) y (3.15), se obtiene,

$$T_e = \frac{3}{2} M(i_{dm}) i_{dm} (i_{qs} - i_{qfe}) \quad (3.22)$$

$$p_m = \frac{3}{2} \omega_r M(i_{dm}) i_{dm} (i_{qs} - i_{qfe}) \quad (3.23)$$

Reemplazando (3.16) a (3.21) en las ecuaciones de tensión del estator (3.3) y (3.4), y en las ecuaciones de la malla de pérdidas en el hierro (3.7) y (3.8), se las transforma al nuevo referencial,

$$v_{ds} = (R_r + R_s) i_{ds} - R_r (i_{dm} + i_{dfe}) \quad (3.24)$$

$$v_{qs} = (R_r + R_s) i_{qs} + M(i_m) i_{dm} \omega_r - R_r i_{qfe} \quad (3.25)$$

$$0 = R_r (i_{dm} + i_{dfe} - i_{ds}) + R_{fe} i_{dfe} \quad (3.26)$$

$$0 = R_r (i_{qfe} - i_{qs}) - M(i_m) i_{dm} \omega_r + R_{fe} i_{qfe} \quad (3.27)$$

El circuito equivalente, correspondiente al modelo de las ecuaciones (3.24) a (3.27), se muestra en la Figura 3.2.

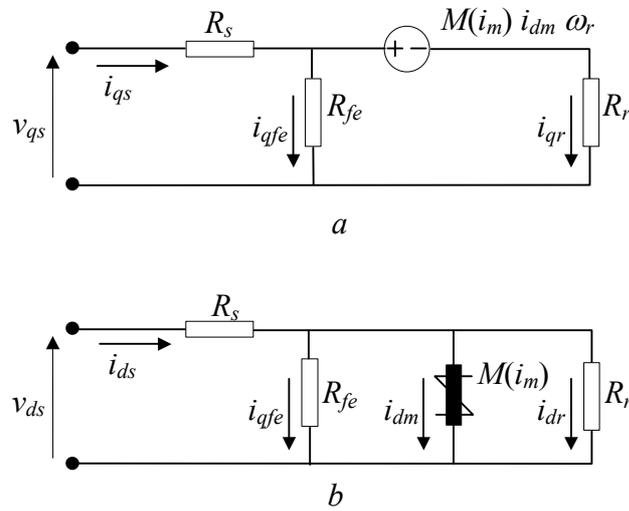


Figura 3.2 Circuito equivalente de la máquina de inducción en el referencial dq orientado por el flujo del rotor, cuando se desprecian las inductancias de dispersión. a) eje q . b) eje d .

Combinando las ecuaciones (3.26) y (3.27) en las ecuaciones (3.20) a (3.25), se pueden eliminar las corrientes i_{dfe} e i_{qfe} de estas últimas, obteniéndose así el siguiente modelo simplificado en variables orientadas por el flujo, que representa la dinámica de la máquina de inducción.

$$\frac{d \rho}{dt} = \frac{R_{fe}}{R_r + R_{fe}} \left(\omega_r + \frac{R_r i_{qs}}{M(i_{dm}) i_{dm}} \right) \quad (3.28)$$

$$\frac{d \lambda_{dm}}{dt} = Z_0 (i_{ds} - i_{dm}) \quad (3.29)$$

$$v_{ds} = R_s i_{ds} + Z_0 (i_{ds} - i_{dm}) \quad (3.30)$$

$$v_{qs} = Z_1 i_{qs} + \frac{R_{fe}}{R_{fe} + R_r} M(i_{dm}) i_{dm} \omega_r \quad (3.31)$$

$$T_e = \frac{3 i_{dm} M(i_{dm}) (i_{qs} R_{fe} - i_{dm} M(i_{dm}) \omega_r)}{2 (R_{fe} + R_r)} \quad (3.32)$$

$$= \frac{3}{2} \left[\frac{R_{fe}}{R_{fe} + R_r} M(i_{dm}) i_{qs} i_{dm} - \frac{M(i_{dm})^2 \omega_r}{R_{fe} + R_r} i_{dm}^2 \right]$$

$$p_m = \frac{3 i_{dm} M(i_{dm}) \omega_r (i_{qs} R_{fe} - i_{dm} M(i_{dm}) \omega_r)}{2 (R_{fe} + R_r)} \quad (3.33)$$

$$= \frac{3}{2} \left[\frac{R_{fe}}{R_{fe} + R_r} M(i_{dm}) \omega_r i_{qs} i_{dm} - \frac{(M(i_{dm}) \omega_r)^2}{R_{fe} + R_r} i_{dm}^2 \right]$$

$$p_e = \frac{3}{2} \left[\frac{R_{fe}}{R_{fe} + R_r} M(i_{dm}) \omega_r i_{qs} i_{dm} + Z_1 (i_{ds}^2 + i_{qs}^2) - Z_0 i_{ds} i_{dm} \right] \quad (3.34)$$

Donde,

$$Z_0 = \frac{R_{fe} R_r}{R_{fe} + R_r} \quad (3.35)$$

$$Z_1 = R_s + Z_0 = R_s + \frac{R_{fe} R_r}{R_{fe} + R_r} \quad (3.36)$$

3.2.3. Modelo en régimen estacionario de la máquina de inducción en el referencial dq orientado por el flujo.

En la sección anterior se consideraron nulas las inductancias de dispersión. Esto se justifica porque las inductancias de dispersión son del orden del 5% de la inductancia de magnetización en máquinas con potencias entre 1 y 10 kW y se reduce aún más en máquinas de potencias mayores. Que la inductancia de dispersión sea reducida implica dos efectos: que la caída de tensión que produce sea reducida y que su dinámica sea rápida. Entonces, debido a la simplificación propuesta en la sección anterior, se eliminaron las dinámicas rápidas quedando sólo una dinámica dominante relacionada con la inductancia de magnetización.

Para analizar las pérdidas de la máquina de inducción se propone despreciar también la dinámica más lenta, esto es considerar el modelo en régimen estacionario. Si se considera el modelo en el referencial orientado por el flujo, las magnitudes electromagnéticas

(corrientes, tensiones y flujos) son constantes en régimen estacionario dado que el referencial gira a velocidad síncrona.

Lo anterior implica que la derivada del flujo es cero, por lo tanto considerando esto en la ecuación dinámica correspondiente (3.29) se obtiene,

$$i_{dm} = i_{ds} \quad (3.37)$$

Substituyendo esta igualdad en las ecuaciones (3.30), (3.31), (3.33) y (3.34) se obtiene el siguiente modelo de la máquina de inducción en régimen estacionario en variables orientadas por el flujo.

$$v_{ds} = R_s i_{ds} \quad (3.38)$$

$$v_{qs} = Z_1 i_{qs} + \frac{R_{fe}}{R_{fe} + R_r} M(i_m) \omega_r i_{ds} \quad (3.39)$$

$$p_m = \frac{3 i_{ds} M(i_m) \omega_r (i_{qs} R_{fe} - i_{ds} M(i_m) \omega_r)}{R_{fe} + R_r} \quad (3.40)$$

$$= \frac{3}{2} \left[\frac{R_{fe}}{R_{fe} + R_r} M(i_m) \omega_r i_{qs} i_{ds} - \frac{(M(i_m) \omega_r)^2}{R_{fe} + R_r} i_{ds}^2 \right]$$

$$p_e = \frac{3}{2} \left[\frac{R_{fe}}{R_{fe} + R_r} M(i_m) \omega_r i_{qs} i_{ds} + R_s i_{ds}^2 + Z_1 i_{qs}^2 \right] \quad (3.41)$$

Las mismas ecuaciones se pueden obtener si se considera el circuito equivalente de la Figura 3.2 en régimen estacionario, esto es, cortocircuitando la inductancia de magnetización M , como se muestra en la Figura 3.3.

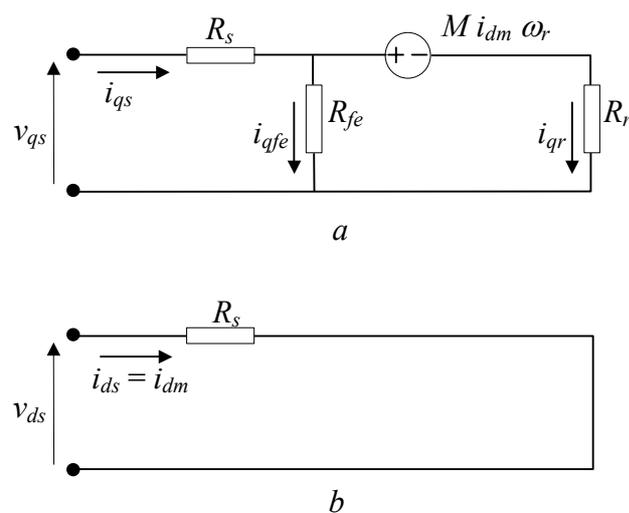


Figura 3.3 Circuito equivalente de la máquina de inducción en régimen estacionario y referencial dq orientado por el flujo. a) eje q . b) eje d .

3.3. ORIENTACIÓN CON EL FLUJO

Como se dijo anteriormente, el control por orientación con el flujo consiste en actuar sobre las componentes de la corriente de estator alineadas y en cuadratura con el flujo (i_{ds}, i_{qs}) [50]. Las variables de actuación disponibles en el sistema propuesto son las corrientes de fase del convertidor CA↔CC, que son las corrientes impuestas a la máquina. En consecuencia, el control de la máquina de inducción consistirá en la transformación de las referencias de corrientes de estator en el marco orientado por el flujo (i_{ds}^*, i_{qs}^*), a las referencias de corrientes de fase (i_{as}^*, i_{bs}^*).

En la Figura 3.4 se muestra el diagrama en bloques del control de la máquina de inducción, que implementa la transformación de las referencias usando la ecuación (2.19). Para realizar la transformación se requiere de la posición del flujo, que se obtiene por medio de un estimador de flujo.

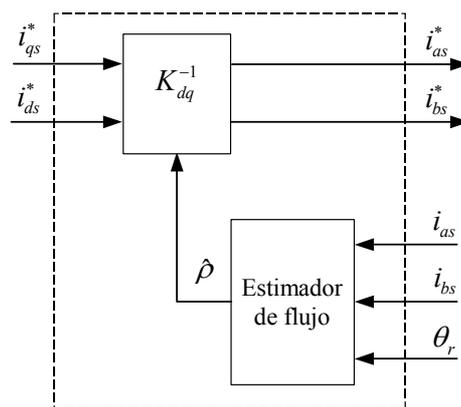


Figura 3.4 Esquema de orientación por el flujo.

3.3.1. Estimador

La forma inmediata para determinar la posición y magnitud del flujo sería por medio de la incorporación de sensores en la máquina de inducción. Esto implicaría la modificación de la máquina de inducción, el aumento de su costo y la disminución de la robustez del sistema. Una forma más sencilla y ampliamente usada para determinar la posición del flujo es por medio de estimadores [50].

Despreciando la saturación magnética, en consecuencia $M(i_{dm}) = M$, usando la transformación de referencial (2.17) e integrando (3.28) y (3.29) se pueden obtener las ecuaciones del estimador propuesto,

$$\begin{bmatrix} i_{ds} \\ i_{qs} \end{bmatrix} = K_{dq}(\rho) \begin{bmatrix} i_{as} \\ i_{bs} \end{bmatrix} \quad (3.42)$$

$$\hat{\rho} = \frac{R_{fe}}{R_r + R_{fe}} \left(\theta_r + \int_0^t \frac{R_r i_{qs}(\xi)}{M(i_{dm}(\xi)) i_{dm}(\xi)} d\xi \right) \quad (3.43)$$

$$\hat{i}_{dm} = \frac{Z_0}{M} \int_0^t (i_{ds}(\xi) - i_{dm}(\xi)) d\xi \quad (3.44)$$

Dónde, K_{dq} está definido en (2.18), $\hat{\rho}$ es el valor estimado de la posición angular del flujo e \hat{i}_{dm} es el valor estimado de la corriente de magnetización.

Este sistema se puede resolver iterativamente (por Euler) partiendo con valores iniciales de posición del flujo y corriente de magnetización [50].

Aunque no será tratado en esta parte de la tesis, es importante mencionar que se puede usar un estimador, que a partir de las variables eléctricas, determine simultáneamente el flujo y la velocidad del rotor para evitar así el sensor mecánico. Debido a que no se requiere que los generadores operen a bajas velocidades, se puede considerar un estimador de flujo y velocidad por modelo de referencia adaptivo como se propone en [84].

3.4. REGULACIÓN DE LA TENSIÓN DE LA BARRA DE CC, FLUJO Y TENSIÓN DEL ESTATOR.

3.4.1. Sistema máquina de inducción - convertidor CA↔CC - barra de CC.

Conectando los circuitos equivalentes de la máquina de inducción en el referencial dq orientado con el flujo, ver Figura 3.2, y del convertidor CA↔CC y la barra de CC, ver Figura 2.10, se obtiene el circuito equivalente del sistema de potencia propuesto que se muestra en la Figura 3.5.

En el sistema de potencia propuesto, el control del mismo actúa sobre las corrientes del estator, mientras que el objetivo de control es la regulación de la tensión sobre la carga y el funcionamiento eficiente del sistema. En la sección anterior se mostró el control de la máquina de inducción que permite el control independiente de las componentes directas y en cuadratura con el flujo. Por este motivo, es deseable expresar la dinámica del sistema de potencia en términos de las corrientes de estator.

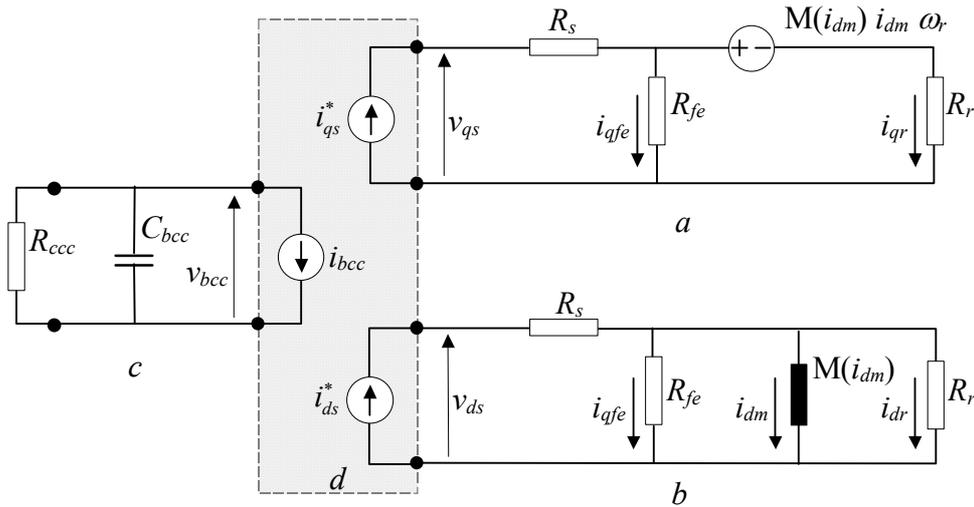


Figura 3.5 Circuito equivalente del sistema máquina de inducción - convertor CA↔CC a) eje q de la máquina de inducción, b) eje d de la máquina de inducción, c) barra de CC, y d) convertor con lazo de control de corriente.

Como se mostró en (2.58), Sección 2.6, la dinámica de la barra de CC se puede escribir cómo,

$$i_{bcc} = -C_{cc} \frac{d v_{bcc}}{dt} - \frac{v_{bcc}}{R_{ccc}} \quad (3.45)$$

Donde la corriente i_{bcc} que alimenta a la barra de CC se puede escribir, de (2.59) y (2.60), cómo,

$$i_{bcc} = \frac{3}{2} \frac{(v_{di} i_{di} + v_{qi} i_{qi})}{v_{bcc}} \quad (3.46)$$

Reemplazando las tensiones del convertor CA↔CC de la ecuación (3.46), por las tensiones del estator, expresiones (3.30) y (3.31), resulta,

$$i_{bcc} = \frac{1}{v_{bcc}} \left[\frac{R_{fe}}{R_{fe} + R_r} M(i_{dm}) \omega_r i_{qs} i_{dm} + Z_1 (i_{ds}^2 + i_{qs}^2) - Z_0 i_{ds} i_{dm} \right] \quad (3.47)$$

Reemplazando (3.47) en (3.45) se obtiene la dinámica de la barra de CC en función de las corrientes de la máquina de inducción,

$$\frac{d v_{bcc}}{dt} = -\frac{1}{v_{bcc} C_{cc}} \left[\frac{R_{fe}}{R_{fe} + R_r} M(i_{dm}) \omega_r i_{qs} i_{dm} \right] - \frac{1}{v_{bcc} C_{cc}} \left[Z_1 (i_{ds}^2 + i_{qs}^2) - Z_0 i_{ds} i_{dm} \right] - \frac{v_{bcc}}{C_{cc} R_{ccc}} \quad (3.48)$$

La dinámica del sistema considerado se completa con las ecuaciones (3.28) y (3.29), correspondientes a la dinámica de la posición y magnitud del flujo, las que se describen a continuación para facilitar la lectura,

$$\frac{d \rho}{d t} = \frac{R_{fe}}{R_r + R_{fe}} \left(\omega_r + \frac{R_r i_{qs}}{M(i_{dm}) i_{dm}} \right) \quad (3.49)$$

$$\frac{d \lambda_{dm}}{d t} = Z_0 (i_{ds} - i_{dm}) \quad (3.50)$$

3.4.2. Regla de control de la barra de CC.

La dinámica de la posición del flujo (3.49) se deja evolucionar libremente, pero se debe conocer para poder efectuar la transformación $dq \Rightarrow abc$ (ver sección 3.3). En (3.50) se observa que la dinámica del flujo, en consecuencia de la corriente de magnetización (i_{dm}), depende únicamente de la corriente de estator alineada con el flujo (i_{ds}).

En (3.48) se observan tres términos que contribuyen a la variación de la tensión de la barra de CC (v_{bcc}), variable a ser controlada. El primer término corresponde a la potencia mecánica transferida, el segundo término es el que corresponde a las pérdidas en el cobre y el hierro de la máquina de inducción, y el tercer término es el que corresponde a la potencia consumida por la carga. Por lo tanto, la única opción de controlar la tensión de la barra de CC es manipulando el primer término, ya sea con la corriente i_{qs} o, indirectamente, con la corriente i_{dm} por medio de i_{ds} .

El primer objetivo de control considerado es la regulación de la tensión de la barra de CC ante las perturbaciones producidas, principalmente, por variaciones de carga y variaciones de velocidad. Por lo tanto, dado que la corriente i_{qs} puede ser variada más rápidamente que la corriente de magnetización i_{dm} , se propone la primera como variable de control. La regulación de tensión de la barra de CC se puede efectuar por medio de un lazo de realimentación de tensión con un compensador PI, tal como se muestra en la Figura 3.6. La salida del controlador PI es la referencia de corriente i_{qs}^* . Esta referencia debe ser limitada de manera que el módulo de la corriente de estator no supere la máxima establecida para la máquina. El compensador se puede sintonizar basado en la linealización de (3.48) en un entorno de los puntos de operación de interés del sistema.

Se debe recordar que el sistema tiene dos variables independientes de control (i_{qs} e i_{ds}), lo que permite dos grados de libertad. Una de ellas (i_{qs}) se ocupa para la regulación de tensión, por lo que queda un grado de libertad (i_{ds}), el que puede ser utilizado para otros fines de control.

Si se recurre a la experiencia del control por orientación del flujo, utilizado en los motores de inducción, se concluye que se debe usar esta variable para mantener la corriente

de magnetización constante, en su valor máximo, para velocidades bajas (flujo constante). Para velocidades altas se debe reducir la corriente de magnetización de manera que la tensión del estator no supere al valor máximo admisible. Esto se conoce comúnmente como debilitamiento de campo [50][55].

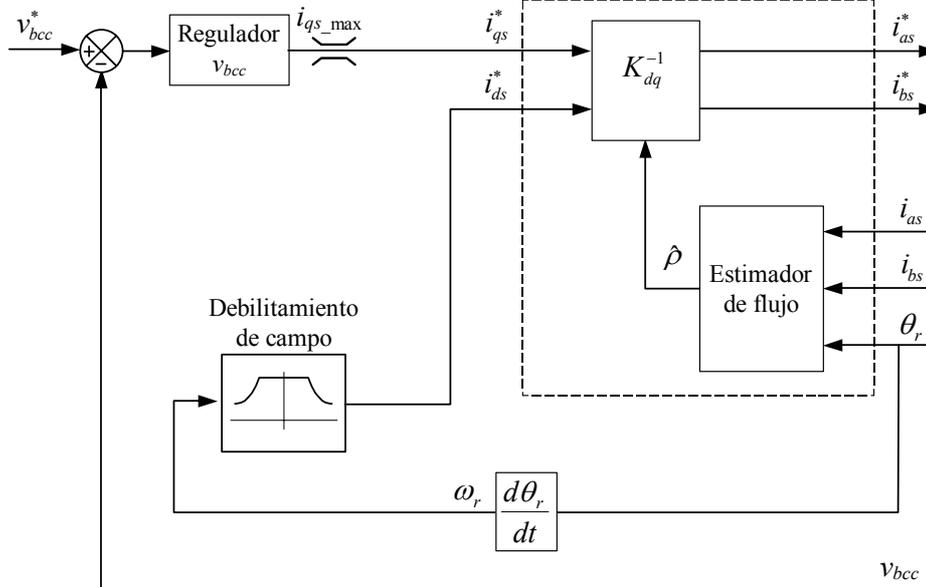


Figura 3.6 Esquema del controlador de tensión.

3.4.3. Limitación de flujo y tensión.

La corriente máxima de magnetización (i_{ds_max}) es aquella que para velocidad nominal y corriente en cuadratura nula, produzca la tensión nominal de estator. Este valor corresponde a la corriente del ensayo en vacío de la máquina de inducción.

La regla con la cual se reducirá la corriente de magnetización para velocidades superiores a la nominal se obtiene de la condición (2.61). El borde de esta condición queda expresado cómo,

$$\sqrt{v_{ds}^2 + v_{qs}^2} = v_{bcc} \frac{2}{\pi} \tag{3.51}$$

Esta condición corresponde a la operación del convertidor CA↔CC en seis pulsos. Para evitar las armónicas producidas por la operación en seis pulsos se puede reducir la constante $2/\pi$ para asegurar la operación con modulación senoidal.

Cuando la máquina de inducción se usa como generador, la tensión del estator será mayor cuando no tenga carga, esto es $i_{qs} = 0$. Por lo tanto, bajo esta condición e

incorporando las expresiones de tensión de estator en régimen estacionario (3.38) y (3.39) en (3.51), se puede obtener el valor de la corriente de magnetización para velocidades altas (No se considera la saturación magnética, $M(i_{dm}) = M$),

$$i_{ds_deb} = \frac{v_{bcc} 2(R_{fe} + R_r)}{\pi \sqrt{R_{fe}^2 R_s^2 + 2 R_{fe} R_r R_s^2 + R_r^2 R_s^2 + M^2 R_{fe}^2 \omega_r^2}} \quad (3.52)$$

pero si sólo se considera la tensión sobre el eje q , ya que la tensión sobre el eje d es muy reducida comparada con la del eje q , ver (3.38), puede obtenerse la siguiente aproximación de (3.52),

$$i_{ds_deb} = \frac{v_{bcc} 2(R_{fe} + R_r)}{\pi R_{fe} M \omega_r} \quad (3.53)$$

En la Figura 3.7 se muestra la curva de corriente de magnetización necesaria para no superar el flujo máximo, ni la tensión de estator máxima (para v_{bcc} nominal). La corriente de magnetización es igual al menor valor entre i_{ds_max} e i_{ds_deb} , calculado según (3.53), para cada valor de velocidad. La velocidad que establece el límite entre la corriente de magnetización constante y de debilitamiento de campo, es aquella en la que $i_{ds_deb} = i_{ds_max}$.

En la misma figura se muestran superpuestas las curvas de $|v_s|$ y v_{qs} que resultan de aplicar la corriente de magnetización mostrada (i_{ds_max} para la región de baja velocidad, e i_{ds_deb} calculado según (3.53) para la región de alta velocidad). Se observa que la diferencia entre $|v_s|$ y v_{qs} es apreciable sólo para velocidades bajas, o sea, donde se aplica la corriente i_{ds_max} , mientras que en la región en que se aplica i_{ds_deb} , ambas tensiones se superponen. Esto último justifica usar la ecuación (3.53) para obtener i_{ds_deb} , en vez de la ecuación (3.52).

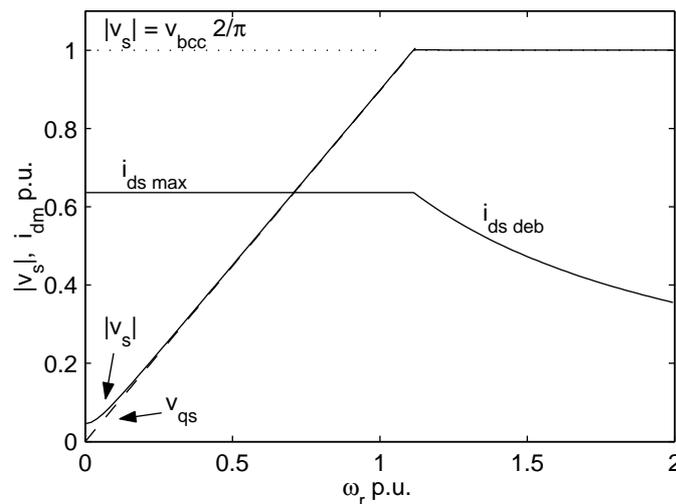


Figura 3.7 Curva de debilitamiento de campo. Corriente de magnetización y la tensión del estator, en función de la velocidad. (Régimen estacionario).

3.5. MINIMIZACIÓN DE PÉRDIDAS

Como se expresó anteriormente, el sistema tiene dos variables independientes de control (i_{qs} e i_{ds}), lo que permite dos grados de libertad. Una de ellas (i_{qs}) se ocupa del objetivo de regular la tensión, y la otra (i_{ds}) se regula en su máximo valor admisible, según la curva mostrada en la Figura 3.7.

Habiendo distintas combinaciones de las variables de control (i_{qs} e i_{ds}) que transformen la misma potencia mecánica, ver (3.40), se concluye que puede existir una que a su vez produzca las menores pérdidas.

3.5.1. Cálculo de las pérdidas de la máquina de inducción

Para determinar si existe una relación óptima que minimiza las pérdidas y deducir cual es, se analizará la expresión de las pérdidas en régimen estacionario en función de las variables de control. Esta expresión se obtiene haciendo la diferencia entre la potencia mecánica (3.40) y la potencia eléctrica generada (3.41).

$$\begin{aligned} p_p &= p_e - p_m \\ &= \frac{3}{2} \left[i_{qs}^2 Z_1 + i_{ds}^2 Z_2(\omega_r, i_{dm}) \right] \end{aligned} \quad (3.54)$$

Donde Z_l está definido por (3.36) y,

$$Z_2(\omega_r, i_{dm}) = \frac{M(i_m)^2 \omega_r^2}{R_{fe} + R_r} + R_s \quad (3.55)$$

Para ilustrar los valores de las pérdidas para distintas combinaciones de i_{qs} e i_{ds} se elaboraron las curvas de nivel, para distintas velocidades, mostradas en la Figura 3.8, Figura 3.9 y Figura 3.10, para una máquina de inducción de 4 kW (ver Apéndice A). En línea continua se muestran las pérdidas en relación con la potencia mecánica utilizada (o sea p_p / p_m), y en línea de trazos se muestra la potencia mecánica.

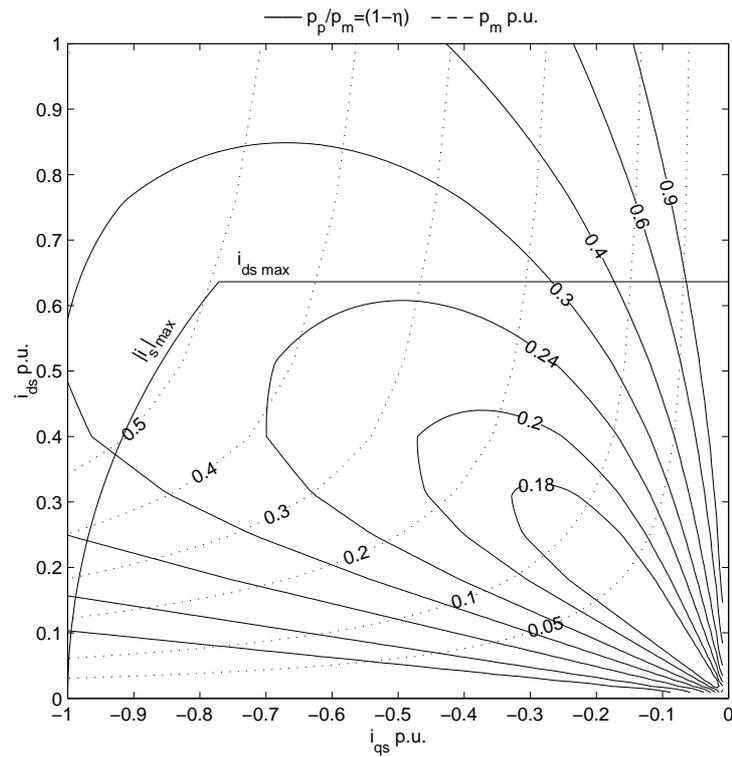


Figura 3.8 Pérdidas (relativa a la potencia mecánica) en línea continua y potencia mecánica en línea de trazos, cuando $\omega_r = 0.5$ PU.

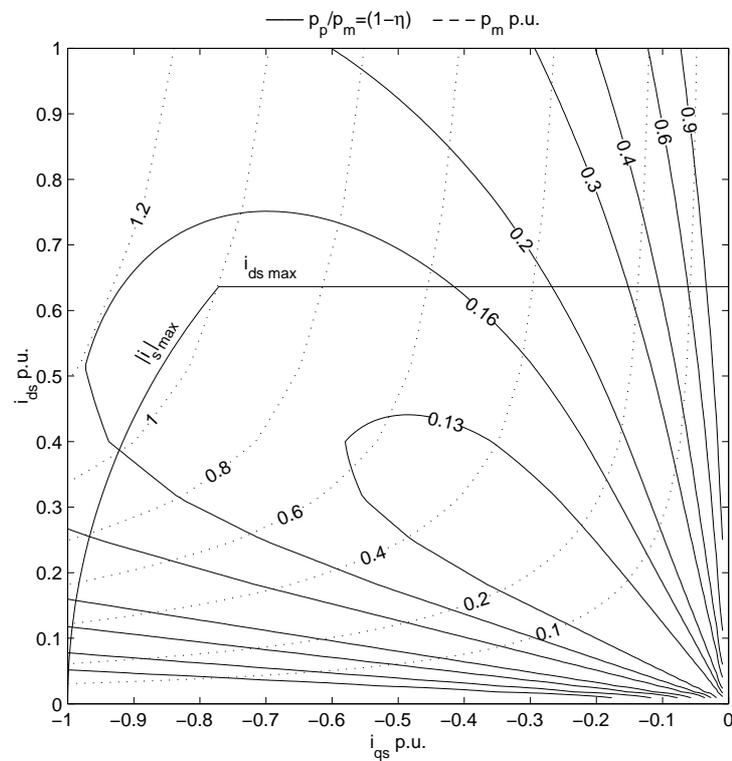


Figura 3.9 Pérdidas (relativa a la potencia mecánica) en línea continua y potencia mecánica en línea de trazos, cuando $\omega_r = 1$ PU.

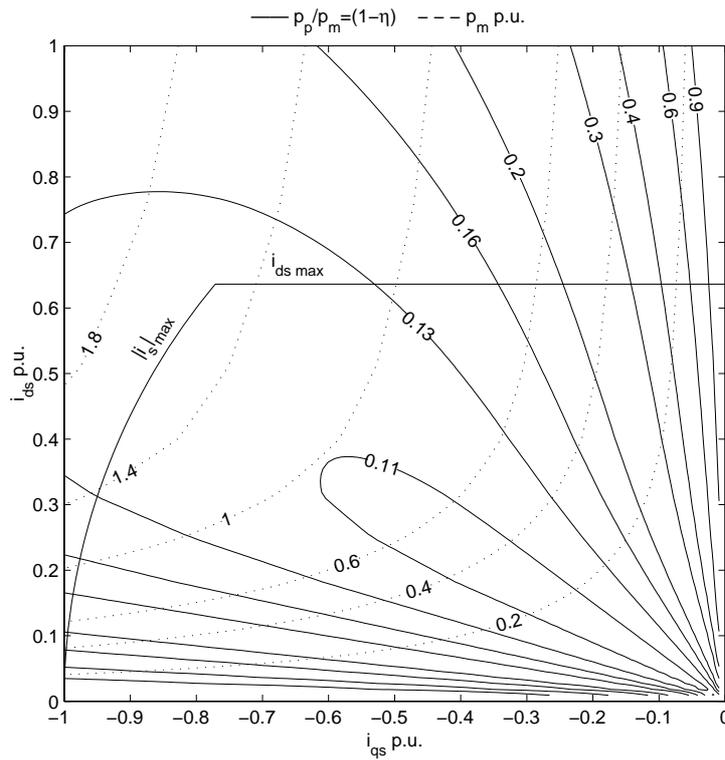


Figura 3.10 Pérdidas (relativa a la potencia mecánica) en línea continua y potencia mecánica en línea de trazos, cuando $\omega_r = 1.5$ PU.

Se observa en las curvas (Figura 3.8 a Figura 3.10) que con distintas combinaciones de las variables de control se puede transformar una misma potencia mecánica en eléctrica, pero con distintas pérdidas (o rendimientos).

Se pretende entonces encontrar la relación entre ambas variables de control que minimicen las pérdidas para una potencia mecánica dada. Los métodos para minimizar pérdidas en máquina de inducción se pueden separar en dos grandes grupos, los métodos de búsqueda y los métodos basados en el modelo.

Los métodos de búsqueda [85] [86] no requieren conocer el modelo de la máquina, por lo que también son insensibles a variaciones de los parámetros. Estos métodos son lentos en encontrar el punto óptimo de trabajo, por lo que solo son áptos cuando el sistema permanece largo tiempo en régimen permanente, y además presentan ripple de par.

Los métodos basados en el modelo [56] son rápidos y no presentan ripple de par, pero la optimización depende del modelo y de los valores de sus parámetros, los que nunca son conocidos en forma exacta.

En este trabajo se aplica el segundo método, por lo tanto, se busca la relación óptima entre las corrientes de estator, en función del modelo estacionario de la máquina de

inducción. Para ello se usa un método de optimización, donde la ecuación de las pérdidas (3.54) es la función objetivo y la potencia mecánica (3.40) la restricción.

3.5.2. Cálculo del punto de operación óptimo.

Para el siguiente análisis se usa una expresión aproximada de la potencia mecánica derivada de (3.23), despreciando las pérdidas en el hierro, $i_{qf}e=0$, y la saturación magnética, $M(i_{dm}) = M$,

$$p_m \cong \frac{3}{2} M \omega_r i_{ds} i_{qs} \quad (3.56)$$

El método de minimización usado consiste en incorporar la restricción a la función objetivo substituyendo una de las variables de control. Para esto se despeja la corriente i_{qs} de la expresión de la potencia mecánica (3.56) (restricción),

$$i_{qs}(i_{ds}) = \frac{2 p_m}{3 M \omega_r i_{ds}} \quad (3.57)$$

Substituyendo (3.57) en la expresión de las pérdidas dada por (3.54) resulta,

$$p_p = \frac{3}{2} \left[i_{qs}^2(i_{ds}) Z_1 + i_{ds}^2 Z_2(\omega_r) \right] \quad (3.58)$$

Una vez incorporada la restricción, se puede encontrar la corriente i_{ds} que minimiza p_p derivando (3.58) con respecto a i_{ds} e igualando a cero,

$$\begin{aligned} \frac{d p_p}{d i_{ds}} &= \frac{3}{2} \left[2 i_{qs}(i_{ds}) \frac{d i_{qs}(i_{ds})}{d i_{ds}} Z_1 + 2 i_{ds} Z_2(\omega_r) \right] = 0 \\ &= -\frac{2 i_{qs}^2 Z_1}{i_{ds}} + 2 i_{ds} Z_2(\omega_r) = 0 \end{aligned} \quad (3.59)$$

de esta condición resulta el valor óptimo de la corriente i_{ds} ,

$$i_{ds_opt} = \pm \left| i_{qs} \right| \sqrt{\frac{Z_1}{Z_2(\omega_r)}} \quad (3.60)$$

Se debe recordar que la variación de tensión en la barra de CC, expresada por (3.48), depende tanto de i_{qs} como de i_{ds} y que la primera se usa para regular la tensión por tener dinámica rápida, mientras que la segunda, que tiene una dinámica lenta, se mantiene constante.

Con el objetivo de minimizar las pérdidas, en vez de mantener constante la corriente i_{ds} , se propone actuar sobre ella con el valor obtenido en (3.60), como se muestra en la Figura 3.11. La variación de la corriente i_{ds} representa una perturbación para el lazo de

control de tensión, por lo que esta variación deberá ser suficientemente lenta para permitir que el regulador de tensión actúe rechazándola.

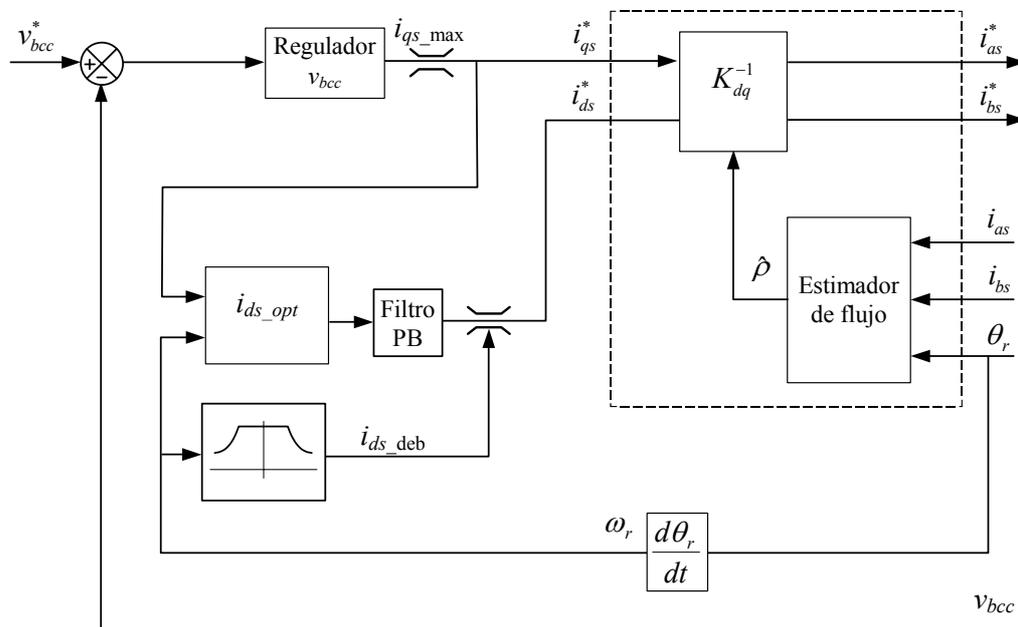


Figura 3.11 Esquema del controlador de tensión con minimización de pérdidas en la máquina de inducción y limitación de la tensión de estator.

Para asegurar que la variación de la referencia de la corriente de magnetización sea lenta, se incorpora un filtro pasabajos a la salida del bloque i_{ds_opt} como se observa en la Figura 3.11.

Al usar la segunda variable de control (i_{ds}) para minimizar las pérdidas de la máquina, no queda acotada la tensión del estator como en la propuesta de la sección 3.4.3, por ello se debe limitar la referencia de corriente de magnetización a los valores establecidos por la ecuación (3.53) como se muestra en la Figura 3.11.

3.6. RESULTADOS DE SIMULACIÓN Y EXPERIMENTALES

Para comprobar el desempeño del generador de inducción se realizó primeramente la simulación numérica del sistema. Los parámetros usados para la simulación, fueron los obtenidos de la máquina de inducción y convertidor CA↔CC del prototipo experimental.

Por medio de la simulación numérica se analizaron las siguientes situaciones: proceso de excitación, variación de la carga eléctrica y variación de velocidad. Los resultados obtenidos fueron usados para ajustar los parámetros de los controladores.

Luego de la simulación se realiza ensayos sobre un prototipo experimental. Los ensayos realizados son de dos tipos: ensayos en régimen estacionario para evaluar el rendimiento del generador de inducción y ensayos transitorios para evaluar el efecto del proceso de excitación, variación de la carga eléctrica y variación de velocidad.

3.6.1. Resultados de simulación

La simulación de la máquina de inducción se basó en el modelo en el referencial estacionario. Para ello se partió del modelo de la máquina de inducción en el referencial dq arbitrario descrito en la sección 2.4, definiendo a la velocidad de rotación del referencial $\omega_{dq} = 0$. Este modelo, expresado en forma de ecuaciones de estado, y otras consideraciones para la simulación se encuentran en el Apéndice B.

La simulación del resto del sistema se basó en el modelo del convertidor $CC \leftrightarrow CA$ descrito en la sección 2.6.2 y la barra de CC descrito por la ecuación (2.57).

Los parámetros de la máquina de inducción, conversor $CA \leftrightarrow CC$ y el controlador de corriente se encuentran en el Apéndice A.1.

Los resultados, tanto de simulación como los experimentales, se presentan en el sistema por unidad (p.u.), o sea, el cociente entre la variable y su valor base. En el Apéndice A.2 se presentan los valores de base para cada variable.

El principal objetivo de la simulación es evaluar el desempeño dinámico del generador de inducción controlado por el algoritmo propuesto para la minimización de pérdidas. Esta evaluación es importante debido a que el algoritmo se basó en un modelo que sólo considera la dinámica dominante.

Se realizaron, por simulación, los siguientes ensayos:

- Proceso de excitación: tiene como objetivo evaluar la capacidad que tiene el sistema de comenzar a generar con una excitación inicial mínima suministrada por una batería de baja tensión. Para iniciar el proceso de excitación se conecta a la barra de CC , por medio de un diodo, una batería de 24 V. El diodo tiene el objetivo de desconectar la batería, cuando su tensión es superada por la de la barra de CC .
- Variación de carga eléctrica: tiene como objetivo evaluar el efecto causado por las variaciones en el consumo de energía, que pueden ser muy bruscas, como en el caso de la conexión o desconexión total de la carga nominal. Esto determina el dimensionamiento del capacitor de la barra de CC y del lazo de control de tensión.
- Variación de velocidad: este ensayo pretende evaluar el efecto de las variaciones en la velocidad de la turbina eólica. Se debe considerar que el rango de velocidad puede ser

amplio, pero su variación relativamente lenta debido a la inercia elevada que tiene la turbina.

En las Figura 3.12 a Figura 3.15 se muestra el proceso de excitación del generador. El arranque se realiza con la máquina de inducción girando a velocidad nominal ($\omega_r = 1$ p.u.) y con una resistencia de carga nominal ($R_{ccc} = 1$ p.u.).

En tiempo $t = 0$ se enciende el sistema de control de tensión. La referencia inicial de tensión es igual a la de la batería (v_0) por lo que $i_{qs}^* = 0$, mientras que la corriente i_{ds}^* tiene un valor que se establece para que siempre exista un mínimo de flujo. En $t = 0.5$ se aplica una referencia de tensión como la que se muestra en línea de trazos en la Figura 3.12, que llega a un valor final igual al valor nominal. Para facilitar el arranque se aseguró, por medio de un filtro pasabajos, que la referencia de tensión no varíe bruscamente. Se debe tener en cuenta que el objetivo de este sistema es regular la tensión a un valor constante.

En la Figura 3.12 se muestra la evolución de la tensión de la barra de CC en línea continua y la referencia en línea de trazos. En la Figura 3.13 se muestra la corriente en la carga, que por ser una resistencia, sigue la misma dinámica que la tensión.

La Figura 3.14 muestra la evolución de las corrientes directa (i_{ds}) y en cuadratura (i_{qs}) con el flujo de la máquina. Para ambas corrientes, los valores reales se muestran en líneas continuas, mientras que sus referencias (i_{ds}^* e i_{qs}^*) se muestran en líneas de trazos. En la Figura 3.15 se muestra la evolución de la corriente de magnetización (i_{dm}) en línea continua y se observa que sigue con algún retraso a la referencia de corriente directa (i_{ds}^*) mostrada en línea de trazos. Para el régimen permanente, la corriente i_{dm} se superpone con la referencia i_{ds}^* , lo cual era una de las hipótesis usadas para determinar el punto óptimo de operación.

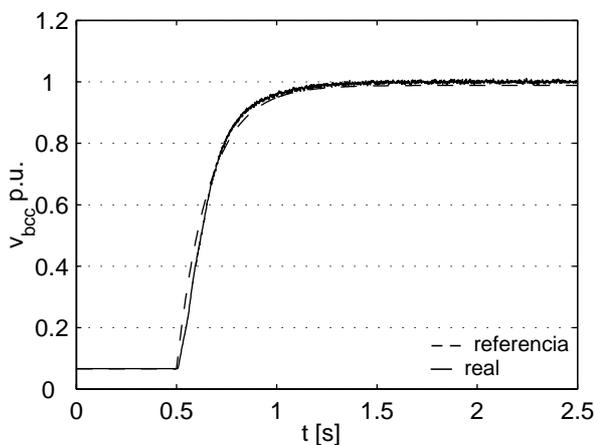


Figura 3.12 Tensión de la barra de CC durante el

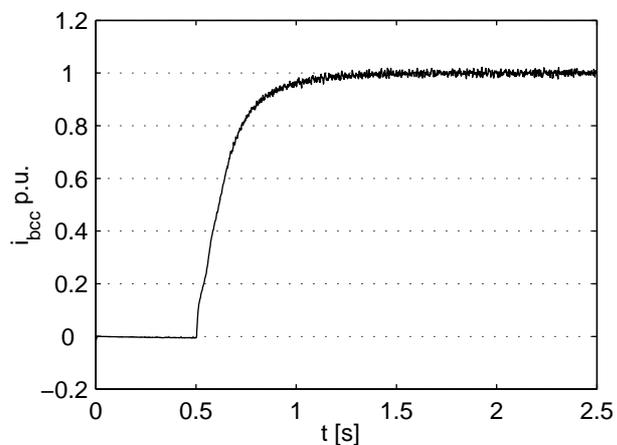


Figura 3.13 Corriente en la carga durante el arranque del

arranque del generador (simulación).

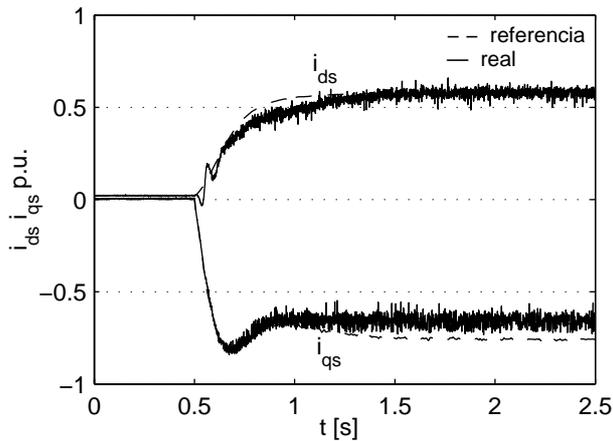


Figura 3.14 Corrientes del estator directa y en cuadratura, durante el arranque del generador (simulación).

generador (simulación).

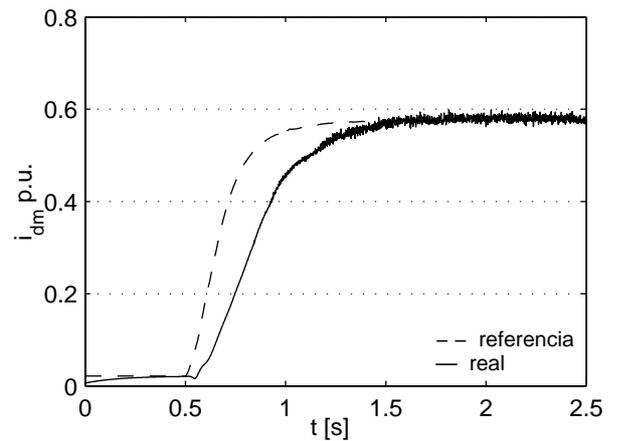


Figura 3.15 Corriente de magnetización durante el arranque del generador (simulación).

En las Figura 3.16 a Figura 3.19, se muestran los resultados correspondientes al ensayo de variación de la carga eléctrica. Esta simulación se realizó con la máquina de inducción girando a velocidad nominal ($\omega_r = 1$ p.u.), con la tensión establecida en el valor nominal ($v_{bcc} = 1$ p.u.) y con una carga de 0.25 p.u. ($R_{ccc} = 4$ p.u.). En tiempo $t = 0.3$ se incrementa la carga a 0.75 p.u. ($R_{ccc} = 1.33$ p.u.).

Se observa en la Figura 3.16 que la tensión de la barra de CC cae menos del 5% y se recupera en aproximadamente 100ms. En la Figura 3.17 se muestra la corriente que resulta de la variación de carga.

Como consecuencia de la variación de carga, las corrientes directa y en cuadratura del estator, evolucionan como muestra la Figura 3.18. Se observa la respuesta rápida de la corriente en cuadratura, y la respuesta lenta de la corriente directa. Para asegurar una respuesta dinámica rápida de la tensión v_{bcc} , incluso con carga nominal, se puede elevar el límite de la corriente en cuadratura por encima de su valor nominal durante el transitorio de la corriente directa.

La evolución de la corriente de magnetización se muestra en la Figura 3.19. La regulación dinámica de tensión se ve altamente afectada por el valor del capacitor de la barra de CC, por lo que se puede considerar aumentar su valor, si la aplicación requiriere una mejor regulación dinámica.

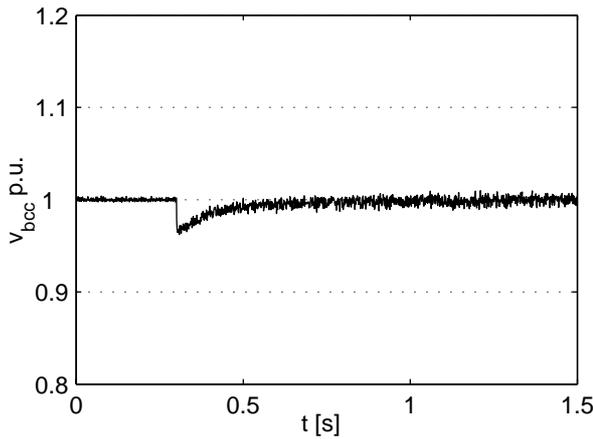


Figura 3.16 Tensión de la barra de CC cuando varía la carga (simulación).

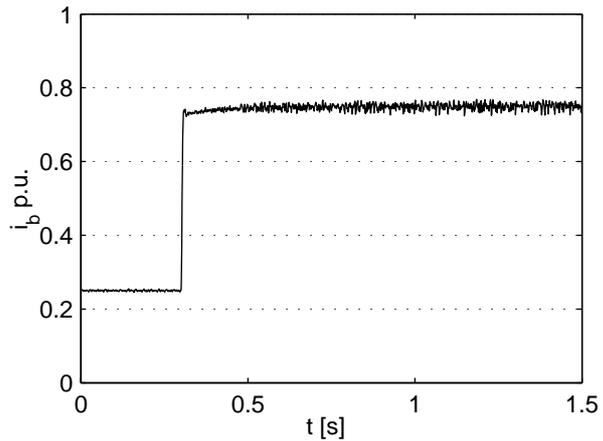


Figura 3.17 Variación de corriente de carga (simulación).

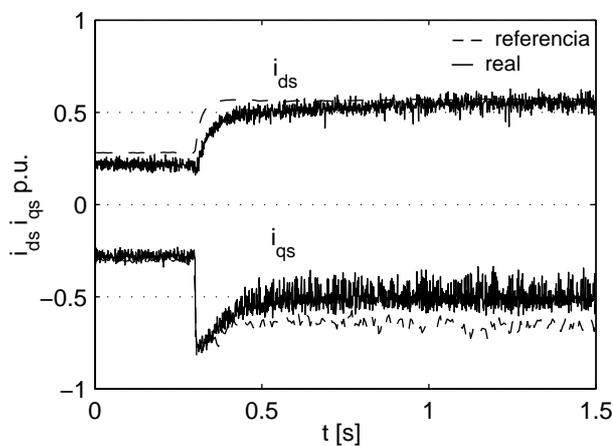


Figura 3.18 Corrientes del estator directa y en cuadratura, cuando varía la carga (simulación).

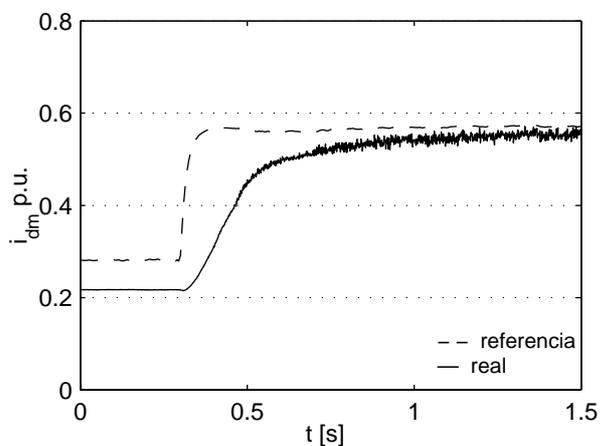


Figura 3.19 Corriente de magnetización cuando varía la carga (simulación).

En las Figura 3.20 a Figura 3.23 se muestran los resultados correspondientes al ensayo de variación de velocidad. Esta simulación se realiza con la tensión establecida en el valor nominal ($v_{bcc} = 1$ p.u.), con una carga de 0.5 p.u. ($R_{cc} = 2$ p.u.) y girando a $\omega_r = 1.25$ p.u.

En tiempo $t = 0.5$ se reduce la velocidad con una aceleración de -1.5 p.u./s (235 rad/seg²) hasta llegar a $\omega_r = 0.75$ p.u. como se muestra en Figura 3.21.

Si el sistema mecánico tiene un momento de inercia de 0.79 Nm s², como es el caso de la microcentral eólica experimental descrita en el Apéndice A.1.3, la máxima aceleración que se puede lograr con el par nominal de la máquina (o la turbina) será de 0.22 p.u./s (34.5 rad/seg²).

Se observa en la Figura 3.20 que la variación de tensión durante el transitorio de velocidad es despreciable. En las Figura 3.22 y Figura 3.23 se observa cómo evolucionan las corrientes del estator y de magnetización para mantener la potencia generada mientras varía la velocidad.

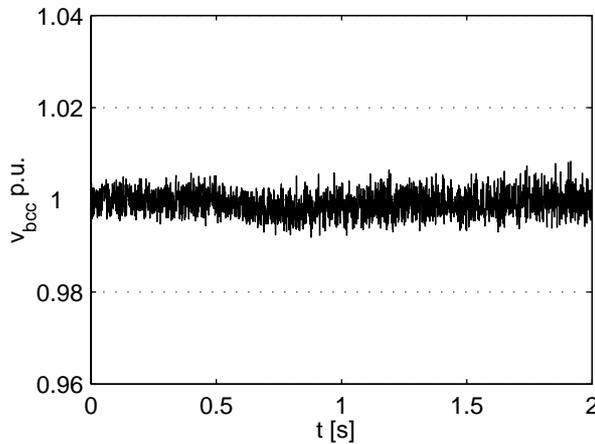


Figura 3.20 Tensión de la barra de CC ante variaciones de velocidad (simulación)..

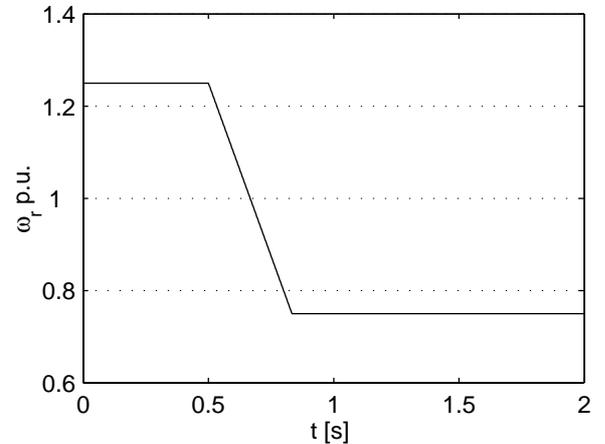


Figura 3.21 Variación de velocidad del rotor (simulación)..

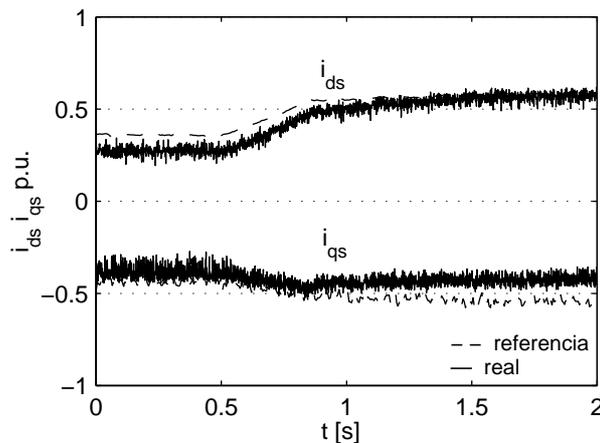


Figura 3.22 Corrientes del estator directa y en cuadratura, cuando varía la velocidad (simulación).

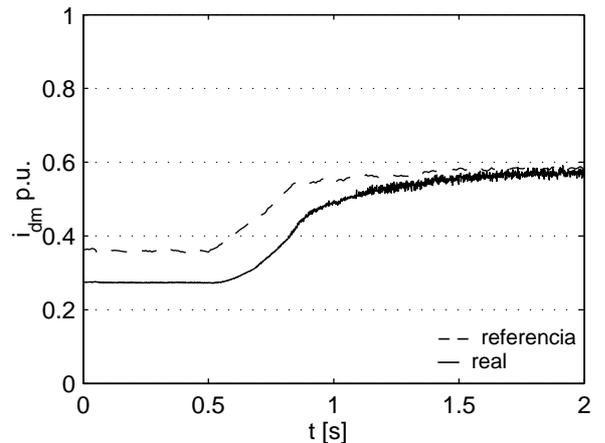


Figura 3.23 Corriente de magnetización cuando varía la velocidad (simulación).

De los resultados anteriores se observa un desempeño dinámico satisfactorio del generador de inducción usado en microcentrales, considerando que el algoritmo de control se propuso a partir de un modelo simplificado que sólo considera la dinámica dominante del sistema.

3.6.2. Resultados experimentales

El prototipo de laboratorio usado para la obtención de los resultados experimentales se describe en el Apéndice C.1. Los parámetros y valores base del sistema por unidad se muestran en el Apéndice A.

Para evaluar el desempeño del generador de inducción, en cuanto al rendimiento, se compararon los siguientes algoritmos de control:

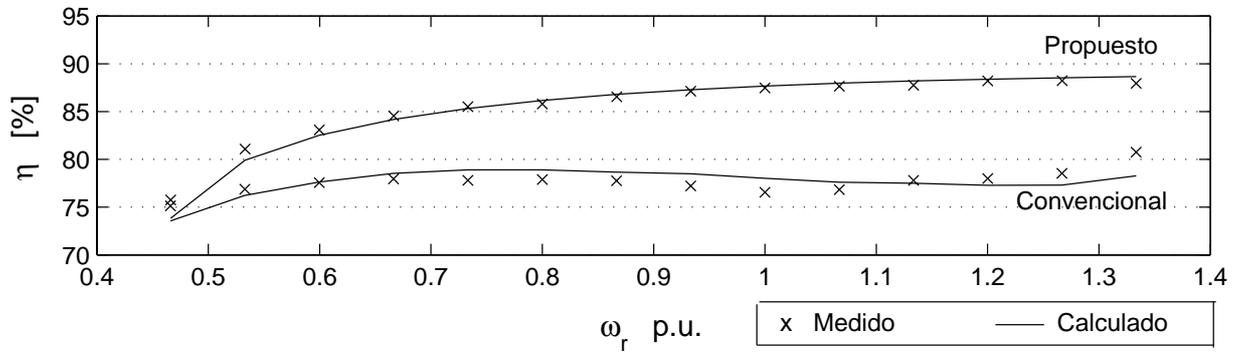
- Regulación de flujo y tensión en sus valores máximos: es el algoritmo convencional presentado en la sección 3.4.2, en el cual el flujo es regulado en su valor máximo o al que produzca la tensión máxima, según sea la velocidad del generador.
- Minimización de pérdidas: es el algoritmo propuesto en la sección 3.5.2, en el cual el flujo es regulado de manera que las pérdidas de la máquina de inducción sean mínimas.

Para ambos casos se midió el rendimiento en régimen estacionario en función de la velocidad. Para validar el modelo de la máquina de inducción (en cuanto a las pérdidas), también se calculó el rendimiento a partir de (3.54) usando las corrientes de estator medidas. Éste será llamado el rendimiento calculado por modelado. Se debe notar que aunque el cálculo de la corriente de magnetización óptima no considera el efecto de la saturación magnética, el rendimiento calculado por modelado si lo hace.

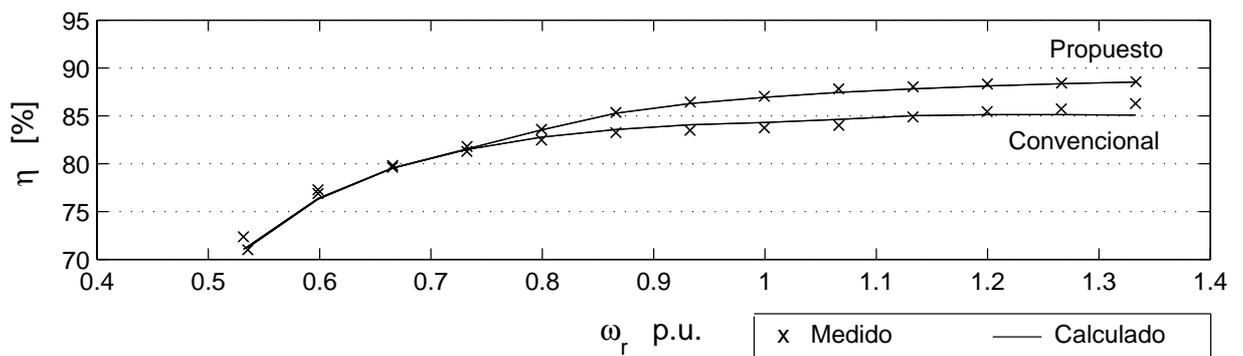
La Figura 3.24 muestra el rendimiento del generador de inducción, medido y calculado por modelo, en función de la velocidad de rotación. En esta figura se comparan ambos algoritmos de control operando con cargas de 0.25 p.u., 0.5 p.u. y 1 p.u. Se debe notar que el rango de velocidad queda acotado inferiormente por el límite de par máximo. Se puede observar en esta figura que los resultados calculados por modelado y los medidos se superponen satisfactoriamente, validando así el modelo propuesto. Además, en esta figura, se observa que el rendimiento obtenido usando el algoritmo de minimización de pérdidas es superior al convencional, en un amplio rango de velocidad, y especialmente si las cargas son reducidas. Para carga nominal, ambos algoritmos requieren el máximo flujo posible, y dado que los límites de flujo son iguales en ambos, no es posible mejorar el rendimiento.

En la Figura 3.25 se muestra la corriente de magnetización impuesta por ambos algoritmos, para el mismo ensayo que en la Figura 3.24. Se observa que el algoritmo de minimización de pérdidas requiere de menor corriente de magnetización, especialmente cuando la carga es reducida. Esta menor corriente de magnetización es la que logra el balance óptimo entre las pérdidas en el cobre y el hierro, para obtener las menores pérdidas.

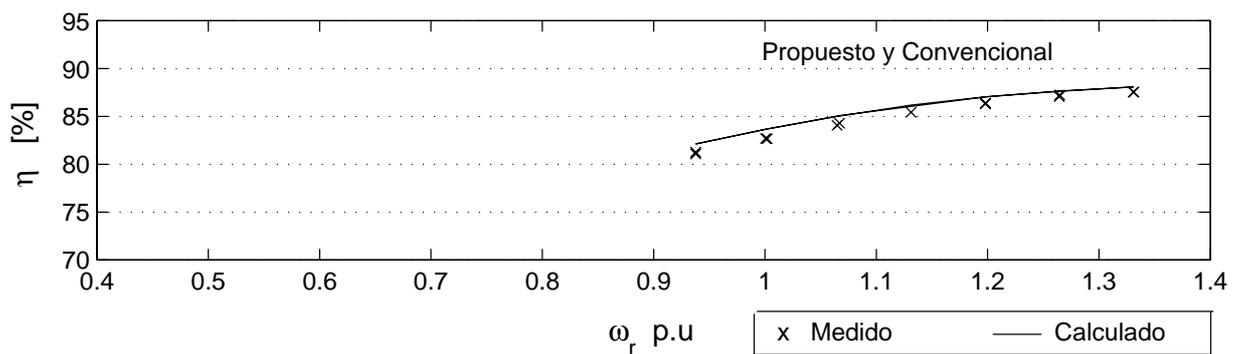
La Figura 3.26 muestra las pérdidas en el hierro y en el cobre calculadas por el modelo. Éstas se calculan a partir del modelo y las corrientes medidas, cuando se realizó el ensayo de la Figura 3.24.



(a)

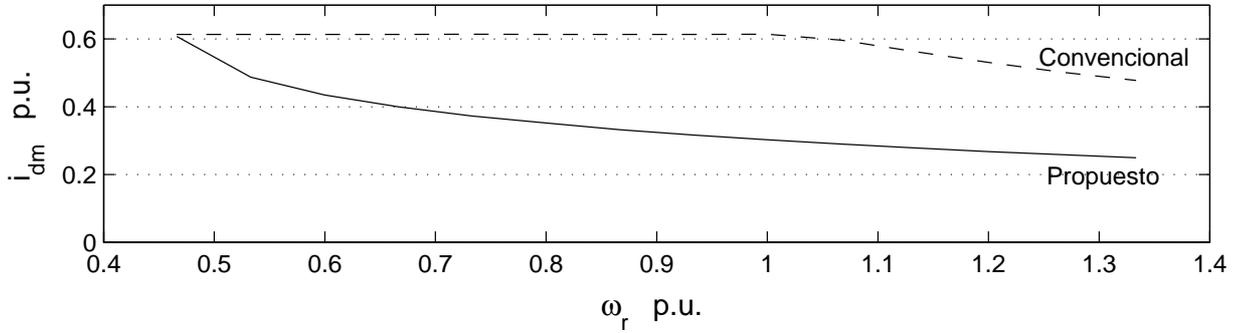


(b)

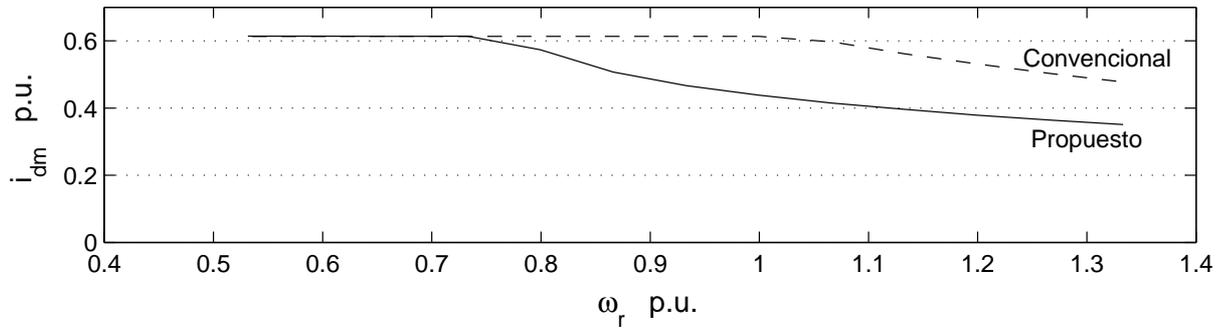


(c)

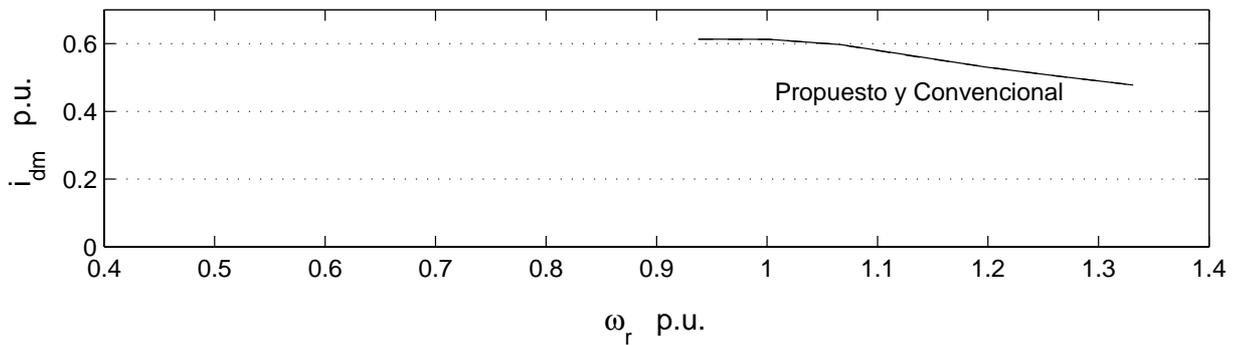
Figura 3.24 Rendimiento del generador de inducción, medido y calculado por modelo, cuando se usa el algoritmo convencional y el propuesto. Potencia de carga: a) 0.25 p.u., b) 0.5 p.u., c) 1 p.u.



(a)

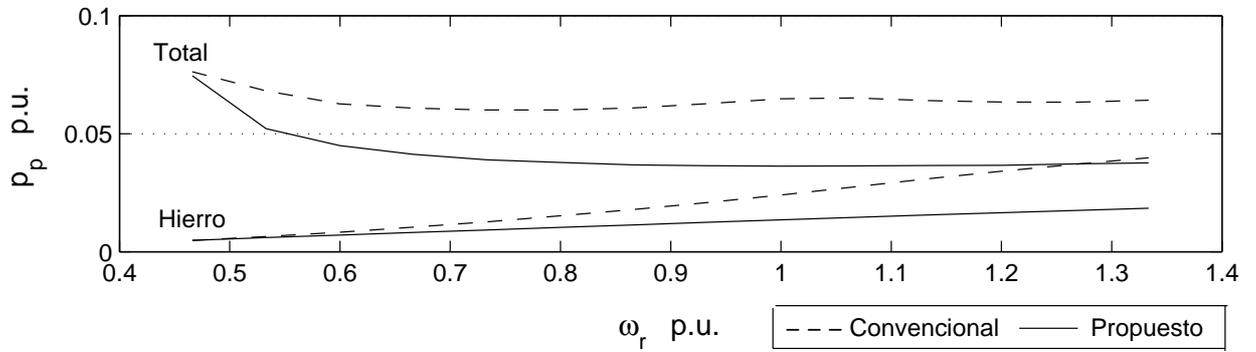


(b)

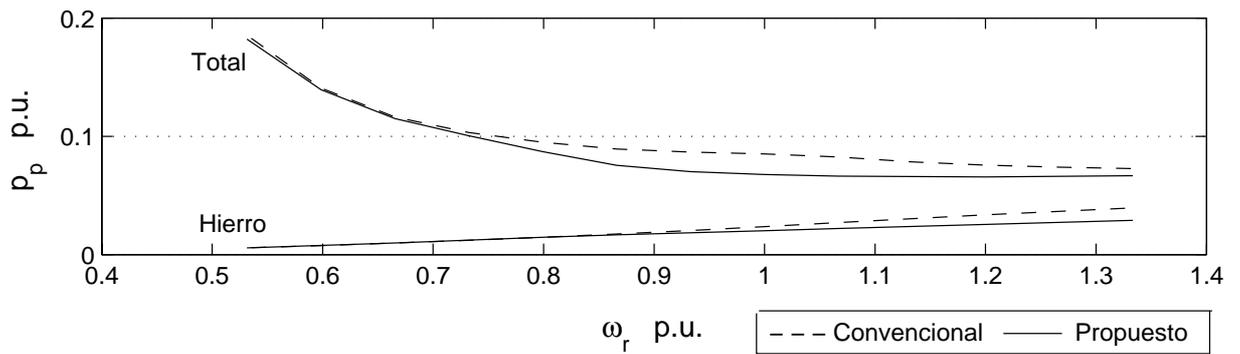


(c)

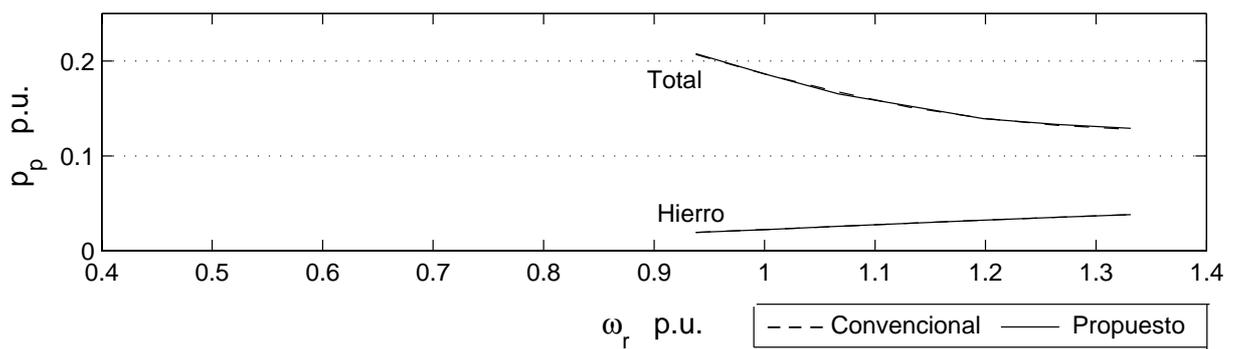
Figura 3.25 Corriente de magnetización cuando se usa el algoritmo convencional, y cuando se usa el algoritmo propuesto. Potencia de carga: a) 0.25 p.u., b) 0.5 p.u., c) 1 p.u.



(a)



(b)



(c)

Figura 3.26 Pérdidas desagregadas, calculadas por el modelo, cuando se usa el algoritmo convencional y el propuesto. Potencia de carga: a) 0.25 p.u., b) 0.5 p.u., c) 1 p.u.

Para validar los resultados obtenidos previamente por simulación, se realizaron experimentalmente los ensayos propuestos en la sección anterior. Estos son,

- Proceso de excitación
- Variación de carga eléctrica.
- Variación de velocidad.

En la Figura 3.27 y la Figura 3.28 se muestra el proceso de excitación del generador. El arranque se realizó con la máquina de inducción girando a velocidad nominal ($\omega_r = 1$ p.u.) y con una resistencia de carga $R_{ccc} = 2$ p.u. (equivalente a una carga de 0.5 p.u. cuando $v_{bcc} = 1$ p.u.). En la Figura 3.27 se muestra la referencia de tensión, que fue aplicada en $t = 0.2$ s, y cuyo valor final fue de $v_{bcc} = 1$ p.u. En la misma figura se muestra que la tensión real sigue a la de referencia con un retardo mínimo. En la Figura 3.28 se muestra la evolución de la corriente en cuadratura y de magnetización. La corriente en cuadratura, que tiene una dinámica más rápida, presenta un sobrepaso importante para tratar de elevar la tensión de la barra de CC. La corriente de magnetización evoluciona más lentamente, siguiendo la referencia del algoritmo de optimización.

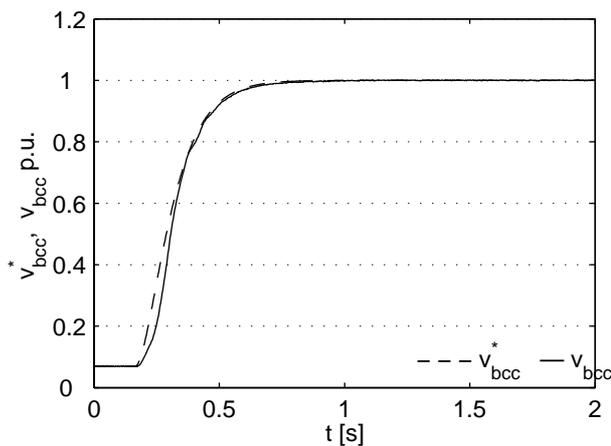


Figura 3.27 Tensión de la barra de CC durante el arranque del generador (experimental).

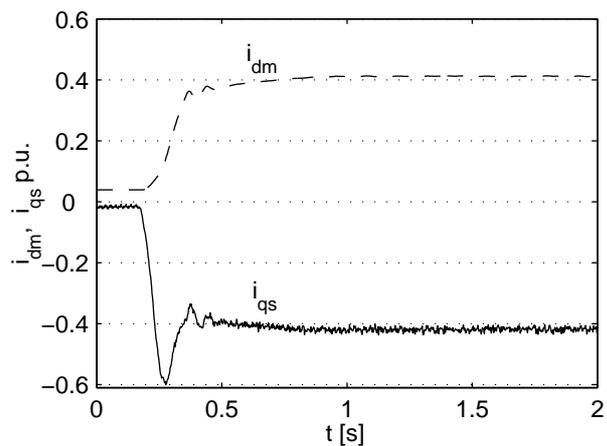


Figura 3.28 Corriente en cuadratura y corriente magnetizante durante el arranque del generador (experimental).

En las Figura 3.29 a Figura 3.31 se muestran los resultados correspondientes al ensayo de variación de la carga eléctrica. Este ensayo se realizó con la máquina de inducción girando a velocidad nominal ($\omega_r = 1$ p.u.), con la tensión establecida en el valor nominal ($v_{bcc} = 1$ p.u.) y con una carga de 0.25 p.u. ($R_{ccc} = 4$ p.u.). En tiempo $t = 0.5$ s se incrementó la carga a un valor de 0.75 p.u. ($R_{ccc} = 1.33$ p.u.). Se observa en la Figura 3.29 la evolución de la tensión de la barra de CC, que cae menos del 5% por un tiempo de aproximadamente

100 ms, y luego se recupera. Se debe considerar que la regulación de tensión se mejora si se incrementa el valor del capacitor de la barra de CC (C_{bcc}). En la Figura 3.30 se muestra la corriente que resulta de la variación de carga. En la Figura 3.31 se muestra la evolución de la corriente en cuadratura del estator y de la corriente de magnetización, para este ensayo.

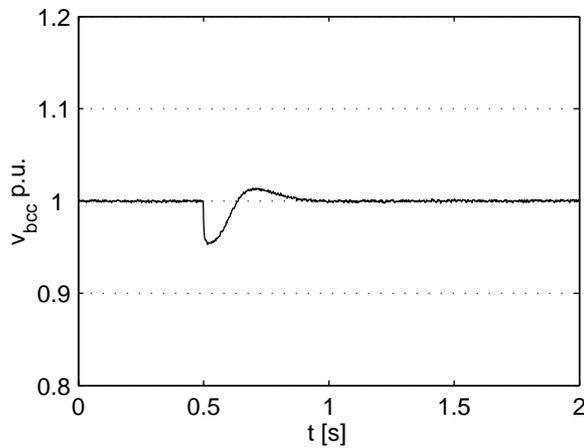


Figura 3.29 Tensión de la barra de CC cuando varía la carga (experimental).

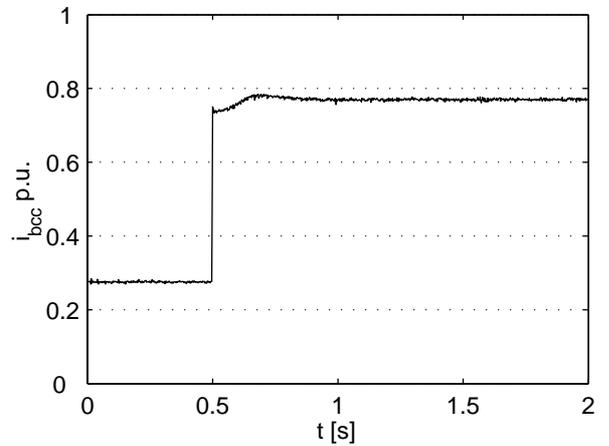


Figura 3.30 Variación de corriente de carga (experimental).

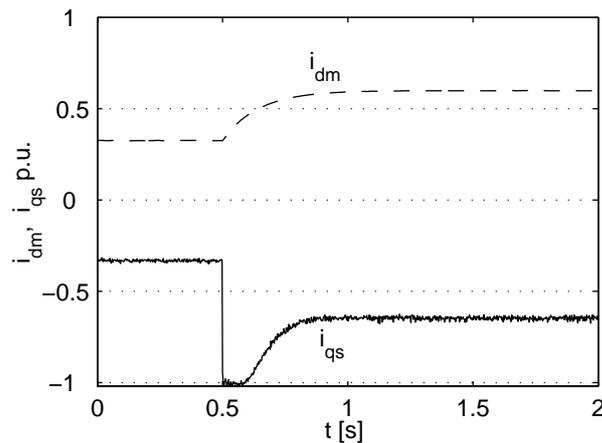


Figura 3.31 Corriente en cuadratura del estator y corriente de magnetización, cuando varía la carga (experimental).

En las Figura 3.32 a Figura 3.34 se muestran los resultados correspondientes al ensayo de variación de velocidad. Este ensayo se realizó con la tensión establecida en el valor nominal ($v_{bcc} = 1$ p.u.) y con una carga de 0.5 p.u. ($R_{ccc} = 2$ p.u.). En tiempo $t = 0.2$ s se redujo la velocidad de 1.33 p.u. a 0.67 p.u. como se observa en la Figura 3.33. Esta es la máxima variación de velocidad que se pudo obtener con el banco de ensayos disponible. Al igual que en la simulación, se observa en la Figura 3.32 que la variación de tensión durante el transitorio de velocidad es despreciable. En la Figura 3.34 se observa cómo evolucionan

las corrientes del estator y de magnetización para mantener la potencia generada mientras varía la velocidad.

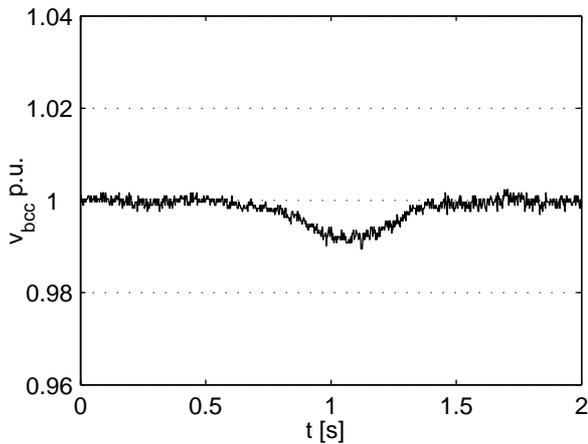


Figura 3.32 Tensión de la barra de CC ante variaciones de velocidad (experimental).

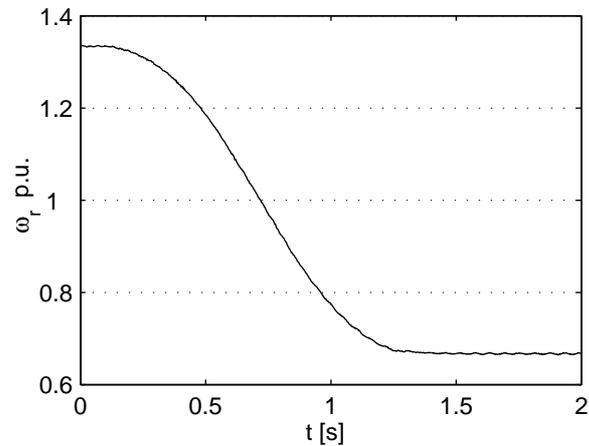


Figura 3.33 Variación de velocidad del rotor (experimental).

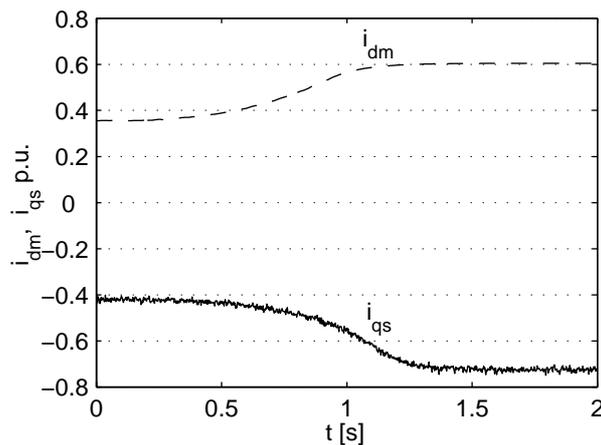


Figura 3.34 Corriente en cuadratura del estator y corriente de magnetización, cuando varía la velocidad (experimental).

Tanto en la simulación como en los resultados experimentales se observa que la regulación de tensión se ve más perjudicada por la variación de carga que por la variación de velocidad. Esto se debe principalmente a que las variaciones de carga pueden ser muy bruscas, mientras que las de velocidad están limitadas por el momento de inercia del sistema. La regulación dinámica de tensión puede ser mejorada significativamente si se admite que la corriente del estator supere al valor nominal durante períodos cortos de tiempo.

3.7. CONCLUSIONES

Se propuso en este capítulo un controlador para generadores de inducción, basado en la técnica de control por orientación con el flujo, con el objetivo de regular la tensión de las cargas minimizando las pérdidas de la máquina. Esta técnica permite actuar sobre dos variables, la corriente en cuadratura, relacionada con la potencia, y la corriente directa, relacionada con el flujo. Se propuso entonces manipular la primera para regular la tensión de la barra de CC. En cuanto a la segunda variable de actuación se plantearon dos alternativas. En la primera, basado en la experiencia del control por orientación con el flujo aplicado a accionamientos eléctricos, se propuso manipular la corriente directa para mantener el flujo y la tensión del estator en su cota máxima. En la segunda alternativa se propuso como objetivo manipular la corriente directa para minimizar las pérdidas de la máquina. A tal fin se estudiaron las pérdidas, se derivó una expresión de la corriente directa óptima y se propuso un esquema de control para implementarlo. Asimismo se previeron las medidas para respetar las cotas máximas del flujo y tensión de estator.

Por medio de un prototipo de laboratorio se obtuvieron resultados experimentales. Por un lado se realizaron ensayos para evaluar el desempeño dinámico, cuyos resultados mostraron una muy buena regulación de tensión ante variaciones bruscas de carga y velocidad del eje del generador. Por otro lado se realizaron ensayos experimentales en el estado estacionario para evaluar el rendimiento. Se comparó la alternativa convencional que mantiene al flujo y tensión en su cota máxima, con la nueva propuesta para minimización de pérdidas, mostrándose una clara ventaja de la segunda para cargas menores a la nominal.

CAPÍTULO 4

GENERADOR DE INDUCCIÓN CONTROLADO POR POTENCIA REACTIVA INSTANTÁNEA

4.1. INTRODUCCIÓN

En el presente capítulo se expone un controlador para generadores de inducción que operan con velocidad y carga variables, con el objetivo de regular la tensión de cargas de CA conectadas al estator de la máquina y cargas conectadas a la barra de CC. Para esto se propone el uso de la teoría de la potencia reactiva instantánea. Esta teoría fue presentada por Akagi en 1983 [87]. También llamada potencia imaginaria, proveyó una nueva herramienta para la corrección del factor de potencia y de armónicos en redes eléctricas [88][89][90]. Sin embargo, su aplicación a las máquinas eléctricas no se ha difundido. Esta teoría permite controlar la potencia reactiva de una línea trifásica, basado en mediciones instantáneas de tensión y corriente. Una propuesta para controlar generadores de inducción basado en la potencia reactiva instantánea fue publicado por el autor en [67] y [68]. En este capítulo se realiza un análisis detallado de esta propuesta.

Se define inicialmente la potencia activa y reactiva instantánea en una línea trifásica. Luego se plantean las coordenadas orientadas con la tensión, que definen la corriente activa y reactiva instantánea. El modelo reducido del sistema conformado por la máquina de inducción, el filtro, la carga de CA, el convertidor CA \leftrightarrow CC y la barra de CC, es transformado a las coordenadas orientadas por la tensión del estator. Este modelo es estudiado para establecer la relación entre la corriente activa y reactiva instantánea del convertidor y los objetivos de control. Para poder manipular la corriente del convertidor en términos de la corriente activa y reactiva instantánea, se presenta un esquema que implementa la conversión de éstas a las de fase, que son las variables de actuación del generador.

Como consecuencia del análisis anterior se propone un controlador que, actuando sobre la corriente reactiva instantánea del convertidor, permite regular el módulo del vector tensión de estator. Asimismo, se propone actuar sobre la corriente activa para regular la

tensión de la barra de CC. Se mostrará, que bajo la consideración que toda la potencia es consumida por la carga de CA, un adecuado dimensionamiento del banco de capacitores del filtro permite que el convertidor CA↔CC trabaje con corrientes significativamente menores a las de la máquina. Se presenta entonces también un criterio y método para dimensionar el banco de capacitores. Se debe considerar que la tensión de la carga de CA, directamente conectada al estator, es de frecuencia variable. Sin embargo, es de utilidad para determinadas aplicaciones como calefacción y bombeo de agua con la ventaja que se incrementa el rendimiento del sistema al evitar etapas de conversión.

Se realizan simulaciones numéricas para verificar el controlador propuesto y realizar el ajuste de los compensadores. Finalmente, usando un prototipo experimental, cuya descripción se encuentra en el apéndice C.1, se obtienen resultados experimentales con el objetivo de validar la propuesta.

4.2. DEFINICIONES DE POTENCIA REACTIVA INSTANTÁNEA

Usando la transformación de Park a un referencial arbitrario (Ver sección 2.4.2), las potencias activa p y reactiva q , son definidas a continuación [87][91],

$$p = \frac{3}{2}(v_x i_x + v_y i_y) \quad (4.1)$$

$$q = \frac{3}{2}(v_x i_y - v_y i_x) \quad (4.2)$$

Dónde v e i son las tensiones y corrientes, en una sección dada de una línea trifásica. Los subíndices x e y se refieren a los ejes directo y en cuadratura, respectivamente, en un referencial arbitrario (por ejemplo el referencial estacionario, en cuyo caso se usarán los subíndices α y β). Es importante enfatizar que los valores de p y q no dependen del referencial usado.

Para una potencia instantánea y tensión dadas, las correspondientes corrientes se pueden deducir a partir de (4.1) y (4.2), como se muestra a continuación,

$$i_x = \frac{2}{3} \frac{p v_x - q v_y}{v_x^2 + v_y^2} \quad (4.3)$$

$$i_y = \frac{2}{3} \frac{p v_y + q v_x}{v_x^2 + v_y^2} \quad (4.4)$$

Para el análisis de los sistemas eléctricos, desde el punto de vista de la potencia activa y reactiva instantánea, es conveniente usar el marco de referencia que está en cuadratura con la tensión de la sección considerada (sería equivalente usar el referencial

orientado con la tensión, sin embargo aquí se usa el que está en cuadratura para compatibilizar la nomenclatura con las técnicas orientas por el flujo).

Bajo este referencial, las componentes directa y en cuadratura de la tensión considerada son,

$$v_d \equiv 0 \quad (4.5)$$

$$v_q = |v| = \sqrt{v_x^2 + v_y^2} \quad (4.6)$$

Como las definiciones (4.3) y (4.4) son válidas para cualquier referencial, se pueden reemplazar los subíndices x e y por d y q . Si seguidamente se reemplazan las tensiones por las expresiones (4.5) y (4.6), se obtiene,

$$i_q = \frac{2}{3} \frac{p}{|v|} \quad (4.7)$$

$$i_d = \frac{2}{3} \frac{q}{|v|} \quad (4.8)$$

Donde se observa que i_q es solo consecuencia de la potencia activa, y por lo tanto se lo llama corriente activa. Mientras que i_d solo es consecuencia de la potencia reactiva, por lo que se lo llama corriente reactiva.

Combinando (4.7) y (4.8) con (4.3) y (4.4) se obtiene la transformación que relaciona las corrientes activa y reactiva con las corrientes en otro referencial,

$$i_x = \frac{i_q v_x - i_d v_y}{|v|} \quad (4.9)$$

$$i_y = \frac{i_q v_y + i_d v_x}{|v|} \quad (4.10)$$

Asimismo, combinando (4.7) y (4.8) con (4.1) y (4.2) se obtiene la transformación inversa, que relaciona las corrientes en un referencial arbitrario con las corrientes activas y reactivas,

$$i_q = \frac{v_x i_x + v_y i_y}{|v|} \quad (4.11)$$

$$i_d = \frac{v_x i_y - v_y i_x}{|v|} \quad (4.12)$$

4.3. MODELO SIMPLIFICADO DEL GENERADOR DE INDUCCIÓN

El control para la máquina de inducción, basado en la potencia reactiva instantánea, tal como se propone en este capítulo, actúa sobre el sistema de potencia que admite la conexión de cargas directamente sobre el estator de la máquina (Ver Figura 2.2). Por tal motivo, es de interés el modelado de la máquina de inducción, de la carga de CA, del filtro y del convertidor CA↔CC. A continuación se introducen ciertas simplificaciones al modelo de estas partes, principalmente para facilitar el análisis del efecto de las variables de control sobre los objetivos de control. Estas simplificaciones llevan a una aproximación suficientemente buena, como será demostrado más adelante.

4.3.1. Modelo simplificado de la máquina de inducción en referencial dq arbitrario.

Consideraciones para la simplificación (reducción de orden):

- Se desprecian las pérdidas en el hierro (consideración usual en la literatura del tema [50][77]). Bajo esta consideración resulta,

$$i_{dfe} = i_{qfe} = 0 \quad (4.13)$$

O, lo que es lo mismo, $R_{fe} = \infty$

- Se desprecian las inductancias de dispersión, por lo que las ecuaciones de flujo (2.27) a (2.30) se reducen a:

$$\lambda_{ds} = \lambda_{dr} = \lambda_{dm} \quad (4.14)$$

$$\lambda_{qs} = \lambda_{qr} = \lambda_{qm} \quad (4.15)$$

- Se desprecia la resistencia del estator ($R_s = 0$), debido a que su incidencia es reducida si no se opera a velocidades reducidas, como es en el caso del generador.

Bajo estas consideraciones, las ecuaciones de tensión de la máquina de inducción (2.21) a (2.26) resultan,

Ecuaciones de tensión

$$v_{ds} = -\omega_{dq} \lambda_{qm} + \frac{d}{dt} \lambda_{dm} \quad (4.16)$$

$$v_{qs} = \omega_{dq} \lambda_{dm} + \frac{d}{dt} \lambda_{qm} \quad (4.17)$$

$$0 = R_r i_{dr} - (\omega_{dq} - \omega_r) \lambda_{qm} + \frac{d}{dt} \lambda_{dm} \quad (4.18)$$

$$0 = R_r i_{qr} + (\omega_{dq} - \omega_r) \lambda_{dm} + \frac{d}{dt} \lambda_{qm} \quad (4.19)$$

Ecuaciones de flujo y corriente

$$\lambda_{dm} = \lambda_m(i_m) \frac{i_{dm}}{i_m} \quad (4.20)$$

$$\lambda_{qm} = \lambda_m(i_m) \frac{i_{qm}}{i_m} \quad (4.21)$$

$$i_m = \sqrt{i_{dm}^2 + i_{qm}^2} \quad (4.22)$$

$$i_{dm} = i_{ds} + i_{dr} \quad (4.23)$$

$$i_{qm} = i_{qs} + i_{qr} \quad (4.24)$$

De las ecuaciones (4.16) a (4.24), se pueden deducir los circuitos equivalentes mostrados en la Figura 4.1. Se puede llegar al mismo circuito, aplicando directamente las consideraciones de simplificación al circuito de la Figura 2.6.

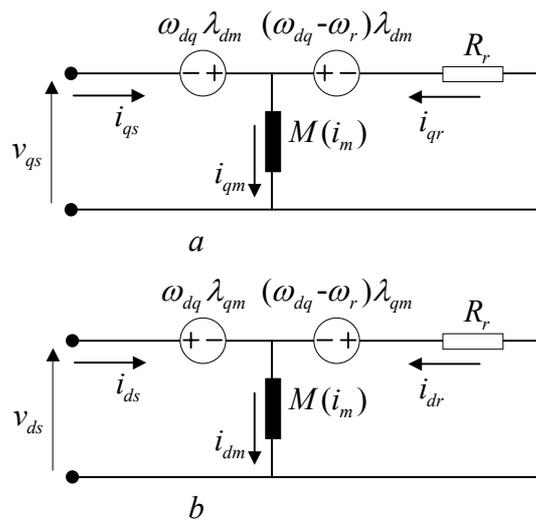


Figura 4.1 Circuito equivalente simplificado de la máquina de inducción en referencial dq arbitrario.

4.3.2. Modelo simplificado de la máquina de inducción en referencial dq orientado por la tensión del estator.

Como se mencionó en la sección 4.2, para el análisis de la potencia activa y reactiva instantánea, resulta conveniente usar el marco de referencia que está en cuadratura con la tensión considerada, en este caso particular, la tensión del estator de la máquina de inducción. Por tal motivo las ecuaciones simplificadas de la máquina de inducción se transforman a ese marco de referencia.

- El modelo de la máquina de inducción en el referencial orientado por la tensión del estator, se puede obtener reemplazando $v_{ds} \equiv 0$ en las ecuaciones (4.16) a (4.24).
- Se considera al sistema en estado estacionario.

Bajo estas consideraciones, las ecuaciones (4.16) a (4.24) se reducen a,

$$v_{qs} = R_r i_{qs} + \omega_r \lambda_{dm} \tag{4.25}$$

$$\lambda_{dm} = \lambda_m(i_{ds}) \tag{4.26}$$

$$\omega_{dq} = \omega_r + \frac{R_r i_{qs}}{\lambda_{dm}} \tag{4.27}$$

De las ecuaciones (4.25) a (4.27), se pueden deducir los circuitos equivalentes mostrados en la Figura 4.2.

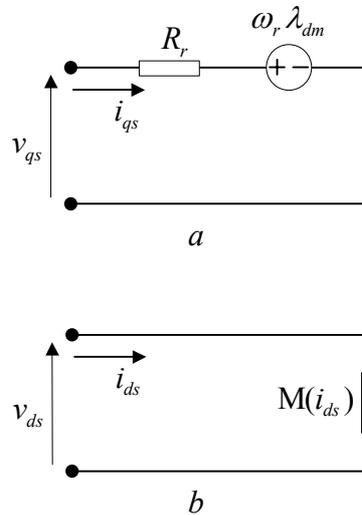


Figura 4.2 Circuito equivalente simplificado de la máquina de inducción en el referencial dq orientado por la tensión del estator.

4.3.3. Modelo simplificado del filtro y carga de CA en referencial dq orientado por la tensión del estator.

Para poder incorporar el filtro al modelo anterior de la máquina de inducción, también a éste se aplica la transformación al referencial en cuadratura con la tensión del estator.

- El modelo del filtro y la carga en el referencial orientado por la tensión del estator se puede obtener considerando $v_{ds} \equiv 0$ en las ecuaciones (2.47) a (2.50).
- Se considera al sistema en estado estacionario.

- El filtro está conectado a un convertidor CA↔CC con control de corriente. Por lo que el convertidor más las inductancias del filtro se pueden modelar como una fuente de corriente.

Bajo estas consideraciones, las ecuaciones (2.47) a (2.50) se reducen a,

$$i_{qs} = i_{qi} - \frac{v_{qs}}{R_{cca}} \tag{4.28}$$

$$i_{ds} = i_{di} + \omega_{dq} C_{ca} v_{qs} \tag{4.29}$$

$$v_{qi} = v_{qs} \tag{4.30}$$

$$v_{di} = 0 \tag{4.31}$$

De las ecuaciones (4.28) a (4.31), se pueden deducir los circuitos equivalentes mostrados en la Figura 4.3.

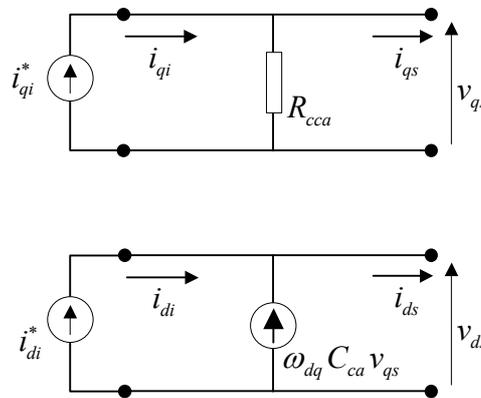


Figura 4.3 Circuito equivalente simplificado del filtro y carga de CA en referencial dq orientado por la tensión del estator.

4.4. CONTROL PROPUESTO

Para implementar el controlador del generador de inducción, se propone usar un esquema como el mostrado en la Figura 4.4.

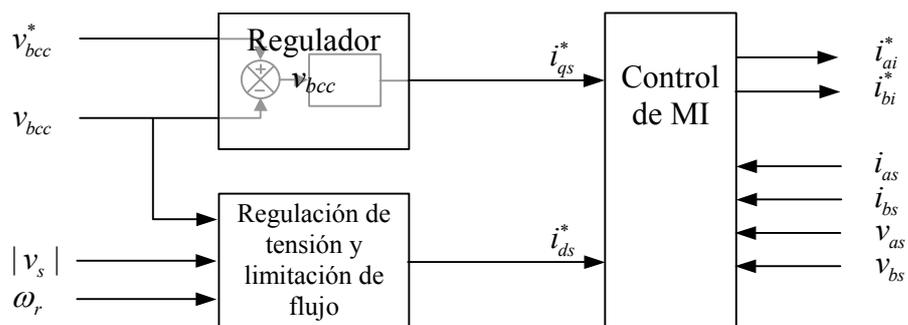


Figura 4.4 Esquema general de control.

El control de la máquina de inducción consiste en la transformación de las referencias de corrientes activa y reactiva en corrientes de fase. La corriente reactiva es controlada con el objetivo de regular el módulo del vector tensión del estator y limitar el flujo. La corriente activa es comandada para regular la tensión de la barra de CC. Para determinar el efecto de la corriente activa y reactiva sobre los objetivos de control se analiza a continuación el sistema completo, expresado en término de estas corrientes.

4.4.1. Sistema máquina de inducción - filtro - carga de CA - convertidor CA↔CC y barra de CC.

Conectando los circuitos equivalentes de la máquina de inducción, del filtro y de la carga de CA, en el referencial dq orientado por la tensión del estator, con el convertidor CA↔CC en el mismo referencial y la barra de CC (Ver sección 2.6), se obtiene el circuito equivalente del sistema de potencia considerado, que se muestra en la Figura 4.5.

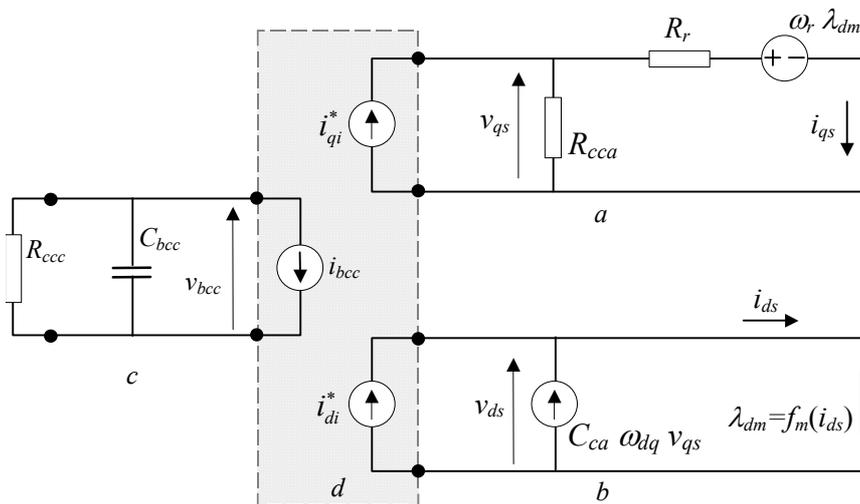


Figura 4.5 Circuito equivalente simplificado del sistema completo. a) y b) máquina de inducción, filtro y carga de CA en referencial dq orientado por la tensión de estator. c) barra de CC. d) convertidor CA↔CC.

Como se mostró en la Sección 2.6, Ecuación (2.58), la dinámica de la barra de CC se puede escribir cómo,

$$i_{bcc} = -C_{bcc} \frac{d v_{bcc}}{dt} - \frac{v_{bcc}}{R_{ccc}} \tag{4.32}$$

Donde, a partir de (2.59) y (2.60), y considerando las variables del lado de CA en el referencial orientado por la tensión del estator (4.5), la corriente i_{bcc} que alimenta a la barra de CC se puede escribir cómo,

$$i_{bcc} = \frac{3 v_{qs} i_{qi}}{2 v_{bcc}} \quad (4.33)$$

Incorporando esta ecuación en (4.32), resulta,

$$\frac{d v_{bcc}}{dt} = -\frac{3 v_{qs} i_{qi}}{2 C_{cc} v_{bcc}} - \frac{v_{bcc}}{C_{cc} R_{cc}} \quad (4.34)$$

Ésta será la única dinámica considerada en el sistema, por ser la más lenta.

4.4.2. Cambio de referencial.

Las variables de actuación en el sistema de potencia considerado son las corrientes de fase del convertidor CA↔CC. Dado que en este esquema de control se considera actuar sobre las corrientes activas y reactivas del convertidor, se deberá proveer un medio de conversión de éstas a las corrientes de fase del convertidor. En la Figura 4.6 se muestra un diagrama en bloques de la conversión implementada. Las referencias de corriente activa y reactiva, son transformadas al referencial estacionario $\alpha\beta$ usando las ecuaciones (4.9) y (4.10) y de allí a las corrientes de fase usando la transformación (2.19) con $\theta=0$. Las tensiones de estator son medidas y transformadas al referencial estacionario, debido a que se requieren para las ecuaciones (4.9) y (4.10).

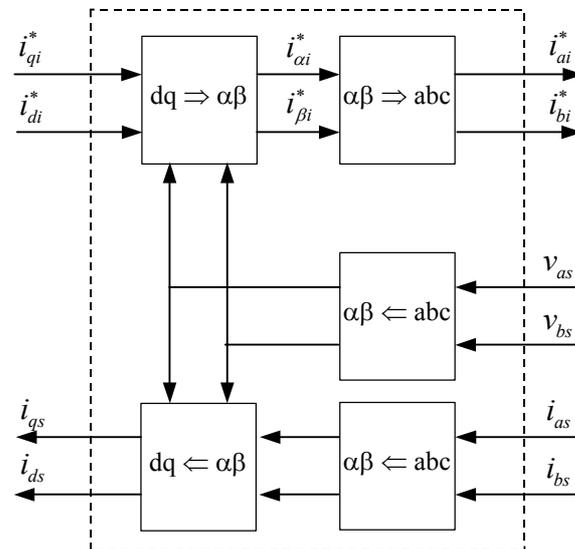


Figura 4.6 Diagrama en bloques del controlador de la máquina de inducción, regulador de tensión del estator y regulador de tensión de la barra de CC.

Adicionalmente, los controladores del nivel superior requerirán los valores medidos de la corriente activa y reactiva del estator de la máquina. Por tal motivo se miden las corrientes de fase del estator, son convertidas al referencial estacionario usando la

transformación (2.17), y éstas transformadas a los valores de corriente activa y reactiva usando las ecuaciones (4.11) y (4.12).

4.4.3. Controlador de tensión del estator y limitación de flujo.

El primer objetivo de control en este esquema es la tensión sobre la carga de CA, que es el módulo (del vector espacial) de la tensión del estator de la máquina de inducción ($|v_s|$). En el marco de referencia usado, la tensión directa del estator (v_{ds}) es nula, en consecuencia el módulo de la tensión es igual a la tensión en cuadratura (v_{qs}). Del circuito equivalente, mostrado en la Figura 4.5, se observa que la tensión en cuadratura del estator (v_{qs}) depende principalmente de la tensión de velocidad del eje q ($\omega_r \lambda_{dm}$). Por otro lado, el flujo λ_{dm} depende de la corriente reactiva del estator (i_{ds}). A su vez, la corriente reactiva del estator resulta de la suma de la corriente reactiva del banco de capacitores ($i_{dc} = \omega_{dq} C_{ca} v_{qs}$), y la corriente reactiva del convertidor CA \leftrightarrow CC (i_{di}), donde el primer sumando es una fuente dependiente de corriente, mientras que el segundo es una fuente controlada.

De lo anterior se deduce que se puede regular la tensión por medio de un lazo de control que actúe sobre la corriente reactiva del convertidor CA \leftrightarrow CC. Para asegurar que no se produzca saturación magnética de la máquina, que puede ocurrir por corriente reactiva excesiva proveniente del banco de capacitores, se agrega un lazo de control interno para regular la corriente reactiva del estator, y otro externo que regule la tensión actuando sobre la referencia del anterior, como se describe detalladamente a continuación.

En la Figura 4.7 se muestra un diagrama en bloques del esquema de control para la tensión del estator, considerando la limitación del flujo. En esta figura se observa que el módulo de la tensión del estator es comparado con la referencia. La diferencia de estos es la entrada a un regulador PI (bloque Regulador $|v_s|$) y su salida es la referencia de corriente reactiva del estator. Esta referencia es debidamente acotada para evitar la saturación magnética de la máquina de inducción. Luego, ésta es comparada con el valor medido y el error entre estos es la entrada a un regulador PI (bloque Regulador i_{ds}) cuya salida es la referencia de corriente reactiva del convertidor. Esta referencia es acotada a la máxima corriente admitida por el convertidor. El bloque Regulador i_{ds} deberá estar ajustado de manera que compense la corriente reactiva proveniente del banco de capacitores y de la carga (si ésta no es resistiva), la que deberá ser considerada una perturbación para este lazo de control. El ajuste de los compensadores se puede realizar basado en la linealización del modelo dinámico en un entorno de los puntos de operación de interés del sistema. El modelo

dinámico se obtiene de transformar (4.16) a (4.19) y (2.47) a (2.50) al referencial orientado por la tensión del estator.

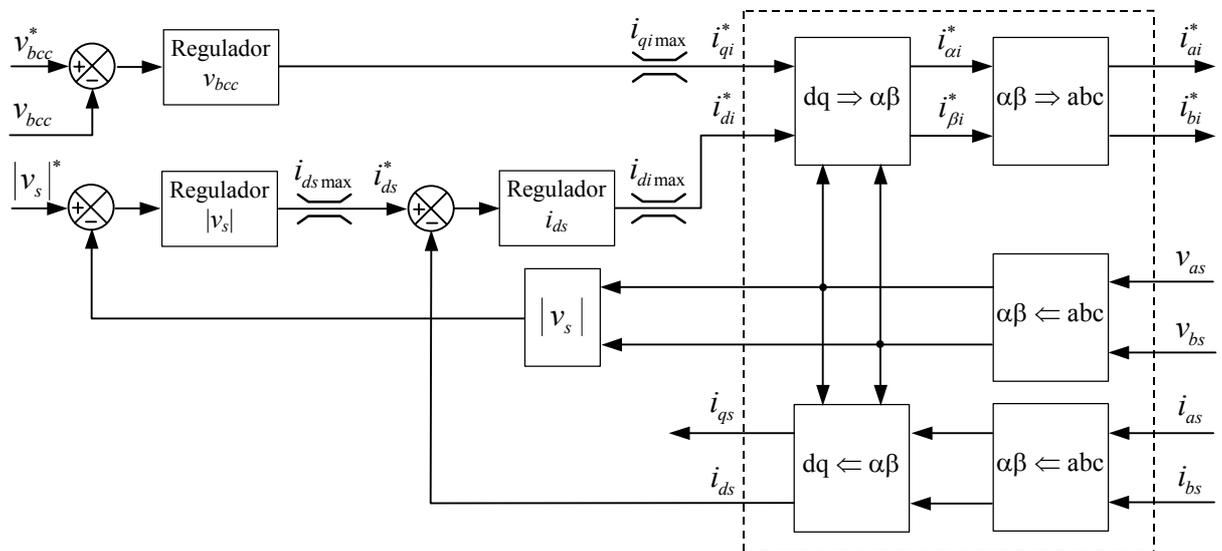


Figura 4.7 Diagrama en bloques del controlador de la máquina de inducción, regulador de tensión del estator y regulador de tensión de la barra de CC.

4.4.4. Controlador de tensión de la barra de CC.

Idealmente, si toda la potencia activa es consumida en la carga de CA, la corriente activa en el convertidor es nula. Sin embargo, para regular la tensión de la barra de CC es necesario agregar un lazo de control que actúe sobre la corriente activa del convertidor. La corriente activa será reducida, pero es necesaria para cubrir las pérdidas del convertidor. Adicionalmente, la regulación de tensión de la barra de CC permitirá extraer potencia por medio de cargas de CC.

En la Figura 4.7 se muestra este lazo de control, donde se compara la tensión de la barra de CC con la de su referencia. El error entre estos es la entrada a un regulador PI (bloque Regulador v_{bcc}) cuya salida es la referencia de corriente activa del convertidor. Esta corriente es acotada de manera que el módulo de corriente del conversor CA \leftrightarrow CC no supere el máximo admitido. El ajuste de este compensador se puede realizar basado en la linealización de (4.34) en un entorno de los puntos de operación de interés del sistema.

4.4.5. Dimensionado del banco de capacitores.

El convertidor CA \leftrightarrow CC es la fuente controlada de corriente reactiva usada para regular la tensión del estator. El banco de capacitores del filtro es una fuente de corriente reactiva que depende de la tensión y la frecuencia. A pesar de que no es controlada, si se

dimensiona adecuadamente, sirve para reducir la corriente reactiva que debe proveer el convertidor. El criterio propuesto para dimensionar el banco de capacitores es que éste provea la corriente reactiva (autoexcitación) necesaria para que en régimen estacionario, velocidad nominal de trabajo y sin carga, la tensión sea igual a la nominal.

Si se considera el modelo completo de la máquina de inducción, banco de capacitores y carga de CA (presentado en las secciones 2.4 y 2.5), el problema de encontrar una relación entre la tensión del estator, la velocidad y la dimensión del banco de capacitores requiere resolver numéricamente un sistema no lineal de dos ecuaciones algebraicas (con múltiples raíces). Diferentes métodos numéricos, para resolver este problema, han sido presentados por diversos autores en [92][93][94][95][27]. En este trabajo se propone dimensionar el banco de capacitores para que genere la tensión deseada sin cargas conectadas. Bajo esta hipótesis y usando un modelo simplificado de la máquina de inducción se presentará una ecuación cerrada que permite resolver (en forma aproximada) este problema.

Basado en el modelo de las ecuaciones (4.25) a (4.31), el criterio de selección implica que:

- Toda la corriente reactiva proviene del banco de capacitores, esto es $i_{di} = 0$;
- No hay cargas conectadas, esto es $i_{qs} = i_{qi} = 0$.

Bajo estas condiciones, y reemplazando la ecuación (4.27) en (4.29), la corriente reactiva del estator resulta,

$$i_{ds} = \omega_r C_{ca} v_{qs} \tag{4.35}$$

Considerando las mismas condiciones y reemplazando (4.26) en (4.25), se obtiene la siguiente expresión de la tensión del estator,

$$v_{qs} = \omega_r \lambda_m(i_{ds}) \tag{4.36}$$

La curva de magnetización se puede aproximar a una función lineal a tramos como en (2.38). Particularmente resulta de interés el tramo centrado en el punto de operación nominal, como se muestra en la Figura 4.8.

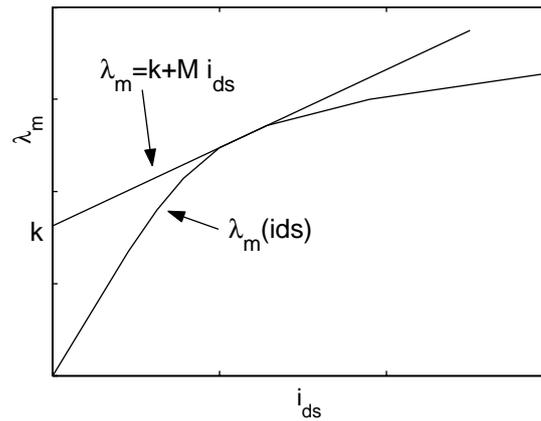


Figura 4.8 Función de magnetización real y aproximado.

La ecuación (2.38) valuada en la corriente reactiva, resulta,

$$\lambda_m(i_{ds}) = M_n i_{ds} + k_n \quad (4.37)$$

Dónde n corresponde al tramo centrado en un determinado punto de operación. Remplazando (4.37) y (4.35) en (4.36), se obtiene el valor de la tensión del estator en función de la capacidad y la velocidad,

$$v_{qs} = \frac{\omega_r k_n}{1 - \omega_r^2 M_n C_{ca}} \quad (4.38)$$

Despejando de la ecuación anterior el valor de la capacidad, resulta.

$$C_{ca} = \frac{v_{qs} - \omega_r k_n}{\omega_r^2 M_n v_{qs}} \quad (4.39)$$

4.5. RESULTADOS DE SIMULACIÓN Y EXPERIMENTALES

Para comprobar el desempeño del generador de inducción se realizaron primeramente simulaciones numéricas del sistema. Los parámetros usados para la simulación fueron los del prototipo experimental.

Por medio de la simulación numérica se analizaron las siguientes situaciones. En régimen estacionario se determinó la relación de distintas variables con la velocidad, considerando dos condiciones de carga. En cuanto a resultados transitorios, se simuló la variación de la carga y la variación de velocidad.

Luego de la simulación se realizaron ensayos sobre un prototipo experimental. Los ensayos realizados son los mismos y bajo las mismas condiciones que los de simulación. Adicionalmente se realizó un ensayo para determinar la relación entre la dimensión del

banco de capacitores y la tensión generada, cuando el convertidor no aporta corriente reactiva, para validar experimentalmente los resultados de la sección 4.4.5.

4.5.1. Resultados de simulación

La simulación de la máquina de inducción se basó en el modelo en el referencial estacionario. Para ello se partió del modelo de la máquina de inducción en el referencial dq arbitrario descrito en la Sección 2.4, definiéndose a la velocidad de rotación del referencial $\omega_{dq} = 0$. Este modelo expresado en forma de ecuaciones de estado, y otras consideraciones para la simulación se encontrarán en el Apéndice B.

La simulación del resto del sistema se basó en el modelo del convertidor CA \leftrightarrow CC descrito en la Sección 2.6.2, la barra de CC descrito por la ecuación (2.57), el filtro y cargas de CA descritos en la sección 2.5. Los parámetros del sistema se encuentran en el Apéndice A.1.

Los resultados, tanto de simulación como los experimentales, se presentan en el sistema por unidad (p.u.), o sea, el cociente entre la variable y su valor base. En el Apéndice A.2 se presentan los valores de base para cada variable.

En las Figura 4.9 a Figura 4.12 se muestran los resultados de simulación en régimen estacionario. En la Figura 4.9 se muestra el módulo de la tensión del estator en función de la velocidad del rotor. Se observa que para velocidades bajas no se puede regular la tensión como consecuencia de la limitación de corriente reactiva del estator, necesaria para evitar la saturación magnética. También se observa que para cargas reducidas, se puede mantener la regulación de tensión en un rango de velocidad algo mayor que cuando la carga es elevada. Esto se debe a las caídas de tensión causadas por la corriente activa sobre las resistencias e inductancias de dispersión.

La corriente reactiva del estator, en función de la velocidad, se muestra en la Figura 4.10 (corriente reactiva es negativa para capacitores y positiva para inductores). Allí se observa que para velocidades bajas, la corriente reactiva es limitada a su módulo máximo, impidiendo la regulación de la tensión. En cuanto se aumenta la velocidad, el módulo de la corriente reactiva necesaria para regular la tensión es menor que su límite máximo.

La corriente activa del estator, mostrada en la Figura 4.11, se debe principalmente a la carga de CA conectada al estator. Al no existir cargas de CC, la corriente activa del convertidor es muy reducida, y se debe a las pérdidas del mismo. Las cargas de CA consideradas son resistivas, por tal motivo se observa que la corriente activa es proporcional a la tensión.

La corriente reactiva del estator está dada por la suma de la proveniente del banco de capacitores y de la proveniente del convertidor CA↔CC. Como se observa en la Figura 4.12, la corriente reactiva del convertidor es casi nula para la velocidad nominal cuando la carga es reducida. Esto resulta del criterio adoptado para la selección del banco de capacitores. Para velocidades menores a la nominal, la corriente reactiva provista por el banco de capacitores no es suficiente para obtener la tensión deseada, por lo que el convertidor suministra la restante. Cuando la velocidad es mayor a la nominal, la corriente reactiva suministrada por el banco de capacitores es excesiva, por lo que el convertidor debe compensar suministrando corriente reactiva inductiva. Se observa además que para todo el rango de velocidad considerado (0.8 a 1.4 p.u.), la corriente del convertidor se mantuvo por debajo de 0.4 p.u. lo que requiere un convertidor más pequeño y económico que el necesario para procesar toda la corriente de la máquina.

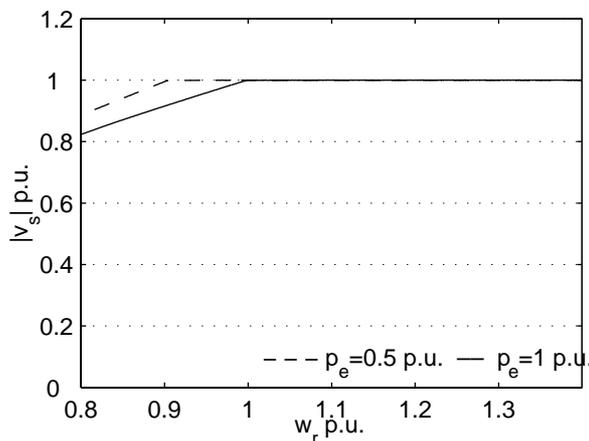


Figura 4.9 Tensión del estator en función de la velocidad del rotor (simulación).

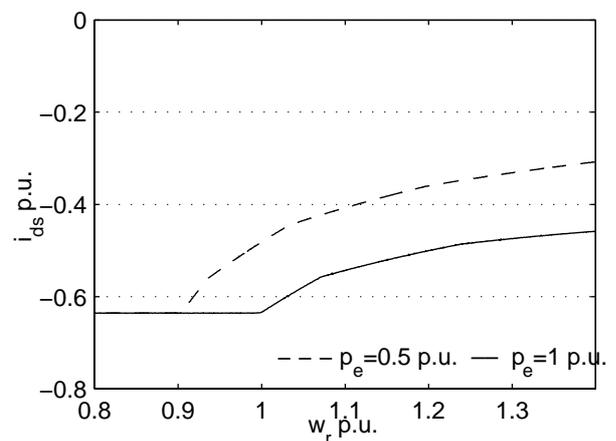


Figura 4.10 Corriente reactiva del estator en función de la velocidad del rotor (simulación).

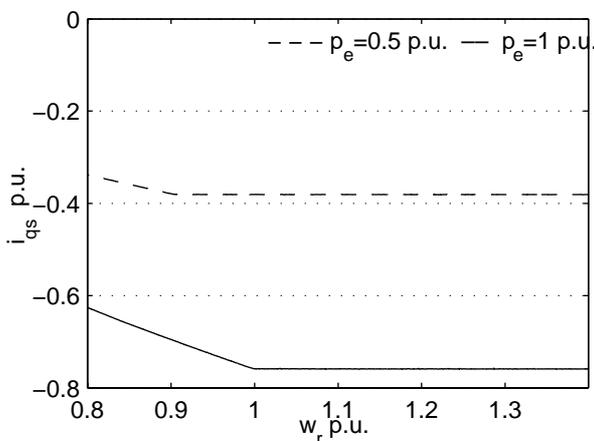


Figura 4.11 Corriente activa del estator en función de la velocidad del rotor (simulación).

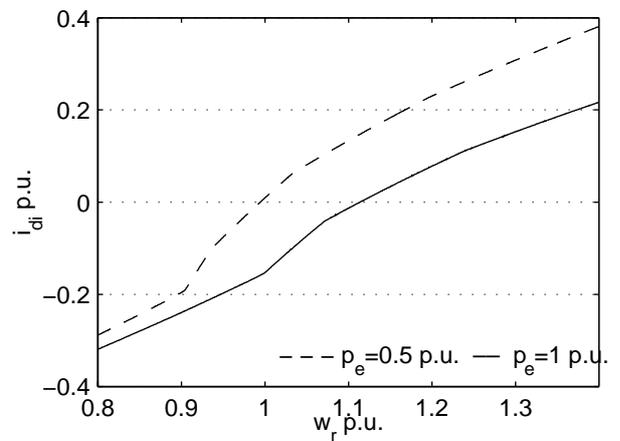


Figura 4.12 Corriente reactiva del convertidor en función de la velocidad del rotor (simulación).

El principal objetivo de la simulación es evaluar el desempeño dinámico del generador de inducción propuesto. Esta evaluación es importante debido a que el diseño de los controladores se basó en un modelo en régimen estacionario.

Se realizaron por simulación los siguientes ensayos:

- Variación de carga: tiene como objetivo evaluar el efecto causado por las variaciones en el consumo de energía, que pueden ser muy bruscas como en el caso de la conexión o desconexión total de la carga nominal.
- Variación de velocidad: este ensayo pretende evaluar el efecto de las variaciones en la velocidad de la turbina eólica. Se debe considerar que el rango de velocidad puede ser amplio, pero su variación es relativamente lenta por la inercia elevada que tiene la turbina.

En las Figura 4.13 a Figura 4.16 se muestran los resultados correspondientes al ensayo de variación de carga. Esta simulación se realiza cuando la máquina de inducción está girando a velocidad nominal ($\omega_r = 1$ p.u.), con la referencia de tensión en el valor nominal ($v_{ca} = 1$ p.u.) y con una carga de 0.25 p.u. ($R_{cca} = 4$ p.u.). En tiempo $t = 0.5$ se incrementa la carga a 0.75 p.u. ($R_{cca} = 1.33$ p.u.). En la Figura 4.13 se observa el valor del módulo de la tensión del estator. Al aumentar la carga éste cae aproximadamente 5% y se recupera rápidamente. En la Figura 4.14 se observa la corriente activa del estator que es la corriente consumida por la carga, que consiste en una resistencia trifásica. La corriente reactiva del estator y su referencia, se muestran en la Figura 4.15, y la corriente reactiva del convertidor en la Figura 4.16.

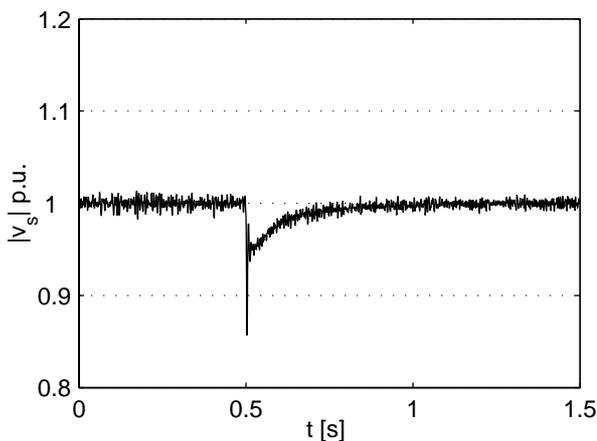


Figura 4.13 Tensión del estator cuando varía la carga (simulación).

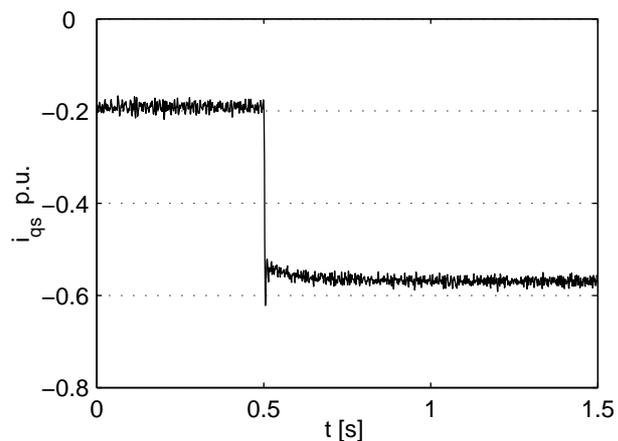


Figura 4.14 Corriente activa del estator debido a la variación de carga (simulación).

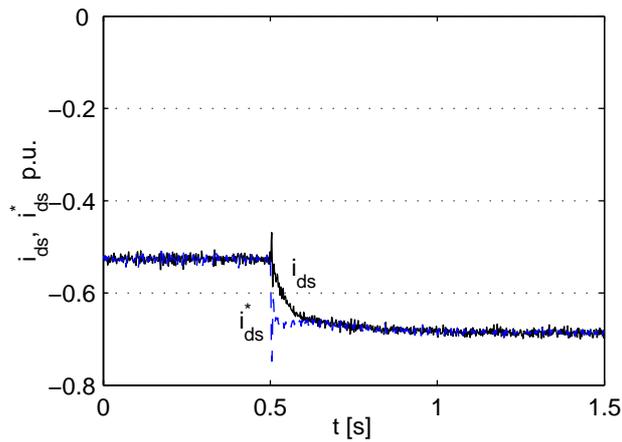


Figura 4.15 Corriente reactiva del estator y su referencia, cuando varía la carga (simulación).

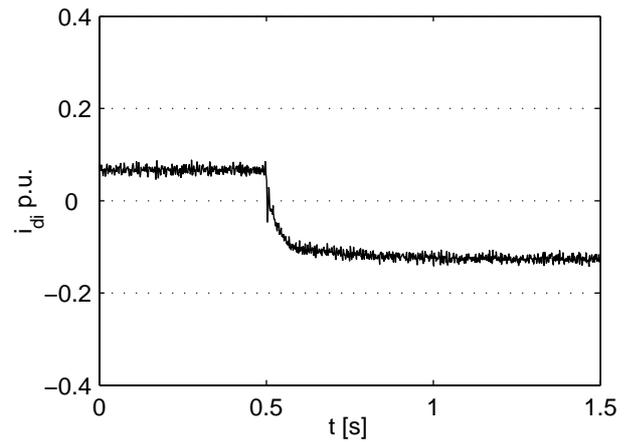


Figura 4.16 Corriente reactiva del convertidor y su referencia, cuando varía la carga (simulación).

En las Figura 4.17 a Figura 4.20 se muestran los resultados correspondientes al ensayo de variación de velocidad del rotor. Esta simulación se realiza con la referencia de tensión en el valor nominal ($v_{ca} = 1$ p.u.) y con una carga de 0.5 p.u. ($R_{cca} = 2$ p.u.). En tiempo $t = 0.5$ se reduce la velocidad de 1.25 p.u. a 1 p.u. con una aceleración de -0.7 p.u./s (110 rad/s^2). En la Figura 4.17 se observa el valor del módulo de la tensión del estator, que presenta un transitorio durante el tiempo que varía la velocidad. La variación de velocidad se muestra en la Figura 4.18. La corriente reactiva del estator y su referencia, se muestran en la Figura 4.19, y la corriente reactiva del convertidor en la Figura 4.20.

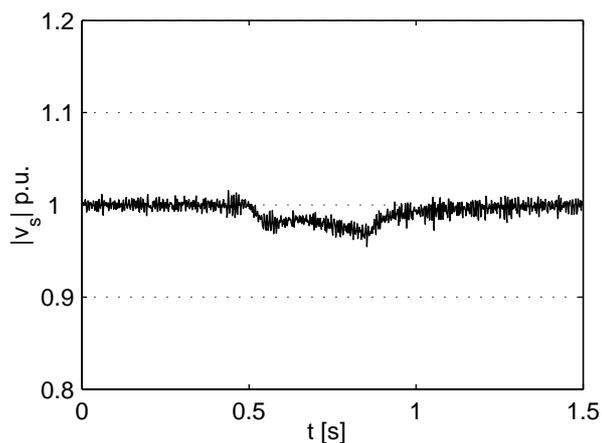


Figura 4.17 Tensión del estator cuando se varía la velocidad del rotor (simulación).

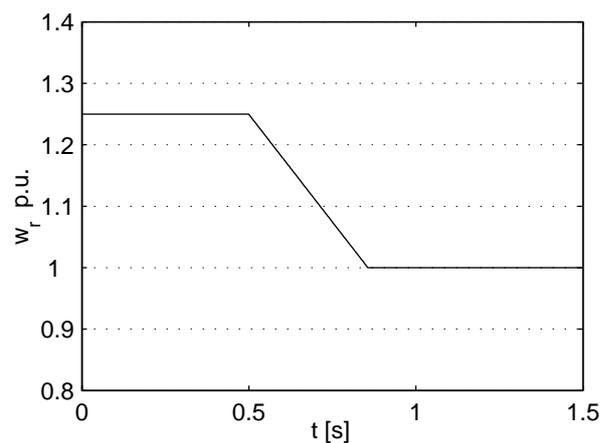


Figura 4.18 Velocidad impuesta a la máquina de inducción (simulación).

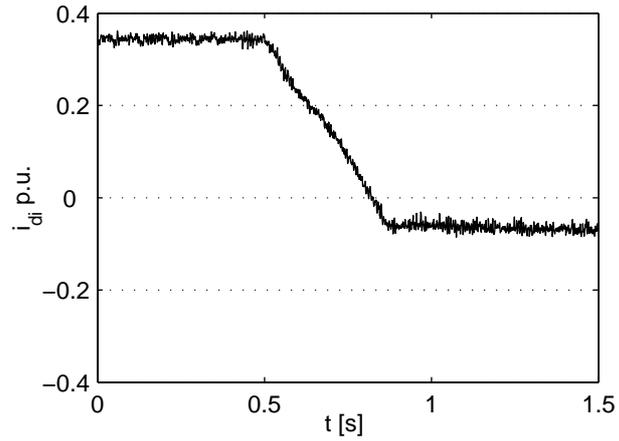
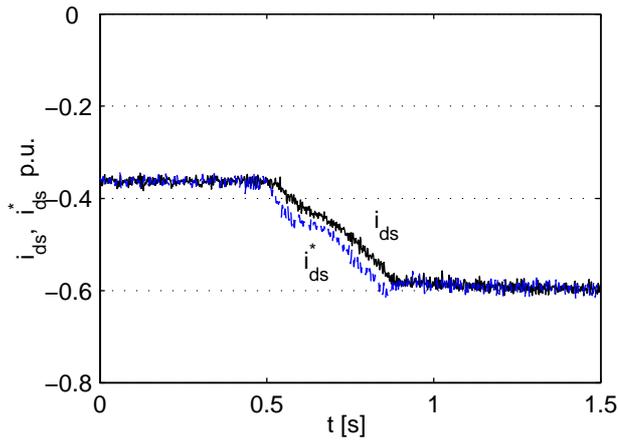


Figura 4.19 Corriente reactiva del estator y su referencia, cuando se varía la velocidad del rotor (simulación).

Figura 4.20 Corriente reactiva del convertidor, cuando se varía la velocidad del rotor (simulación).

4.5.2. Resultados experimentales

El prototipo de laboratorio usado para la obtención de los resultados experimentales se describe en el Apéndice C.1. Los parámetros y valores base del sistema por unidad se muestran en el Apéndice A.

Los resultados experimentales en régimen estacionario son presentados en las Figura 4.21 a Figura 4.25. En la Figura 4.21 se muestra la tensión de estator en función de la capacidad del banco de capacitores cuando el rotor gira a velocidad nominal, no hay carga conectada y el conversor CA↔CC no provee corriente. Estas condiciones son las usadas para el dimensionamiento del banco de capacitores. El objetivo de este ensayo es validar la aproximación usada en la sección 4.4.5. En la figura se muestran superpuestos los resultados experimentales con los resultados calculados por medio de la función aproximada de magnetización (4.37).

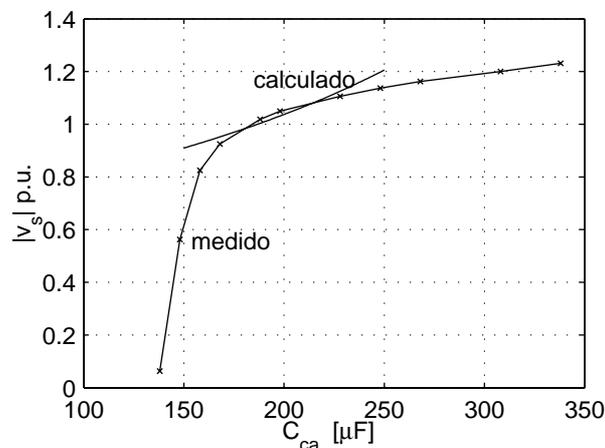


Figura 4.21 Tensión del estator en función de la capacidad del banco de capacitores.

Para validar los resultados en régimen estacionario obtenidos por simulación se realizaron con el prototipo experimental los mismos ensayos y bajo las mismas condiciones.

En la Figura 4.22 se muestra el módulo de la tensión del estator en función de la velocidad del rotor para 0.5 p.u. de carga y 1 p.u. de carga. En la Figura 4.23 y Figura 4.24, se muestran las corrientes reactiva y activa del estator, respectivamente, para las mismas condiciones de carga. Finalmente en la Figura 4.25, se muestran la corriente reactiva del convertidor CA \leftrightarrow CC, necesaria para lograr la regulación de la tensión del estator.

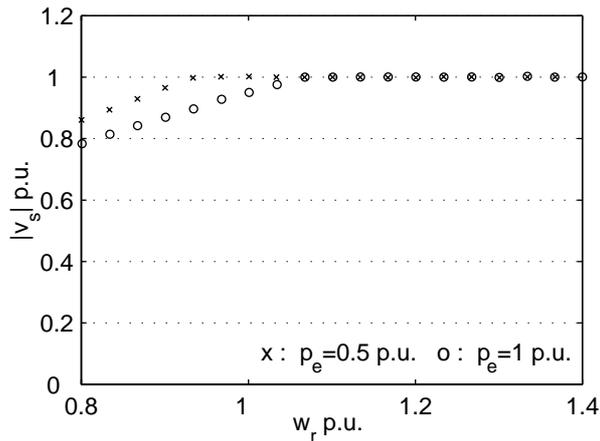


Figura 4.22 Tensión del estator en función de la velocidad del rotor (experimental).

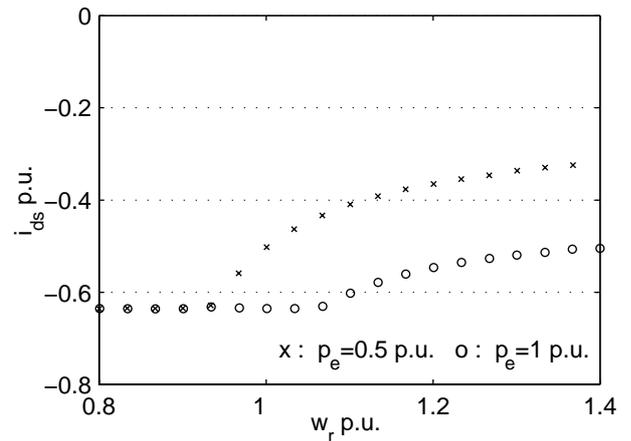


Figura 4.23 Corriente reactiva del estator en función de la velocidad del rotor (experimental).

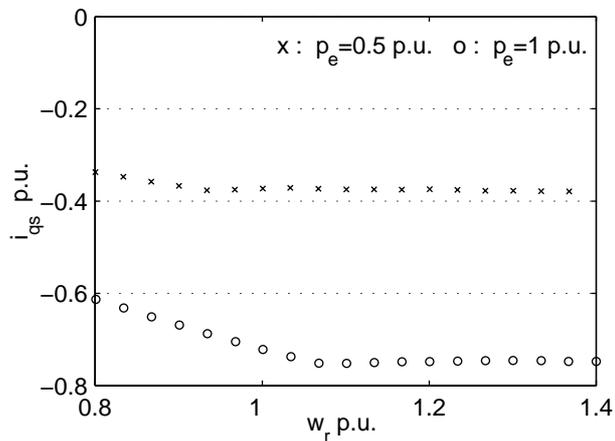


Figura 4.24 Corriente activa del estator en función de la velocidad del rotor (experimental).

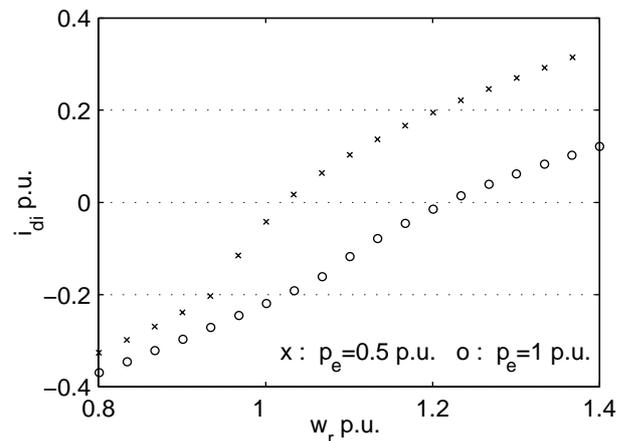


Figura 4.25 Corriente reactiva del convertidor en función de la velocidad del rotor (experimental).

Para validar los resultados del desempeño dinámico obtenidos por simulación se realizaron con el prototipo experimental los mismos ensayos y bajo las mismas condiciones. Estos ensayos corresponden a:

- Variación de carga.
- Variación de velocidad.

En las Figura 4.26 a Figura 4.29 se muestran los resultados correspondientes al ensayo experimental de variación de carga. Esta simulación se realiza cuando la máquina de inducción está girando a velocidad nominal ($\omega_r = 1$ p.u.), con la referencia de tensión en el valor nominal ($v_{ca} = 1$ p.u.) y con una carga de 0.25 p.u. ($R_{cca} = 4$ p.u.). En tiempo $t = 0.5$ se incrementa la carga a 0.75 p.u. ($R_{cca} = 1.33$ p.u.). En la Figura 4.26 se observa el valor del módulo de la tensión del estator. En forma similar que en la simulación, la tensión cae aproximadamente 5% al aumentar la carga. A diferencia de los resultados de simulación, aquí se observa un "ripple" en el módulo de la tensión debido a desequilibrios entre las fases del capacitor y/o la máquina. En la Figura 4.27 se observa la corriente activa del estator. La corriente reactiva del estator y su referencia se muestran en la Figura 4.28, y la corriente reactiva del convertidor en la Figura 4.29.

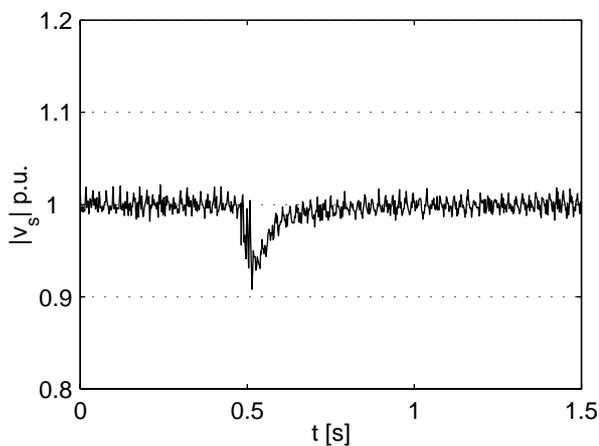


Figura 4.26 Tensión del estator cuando se varía la carga (experimental).

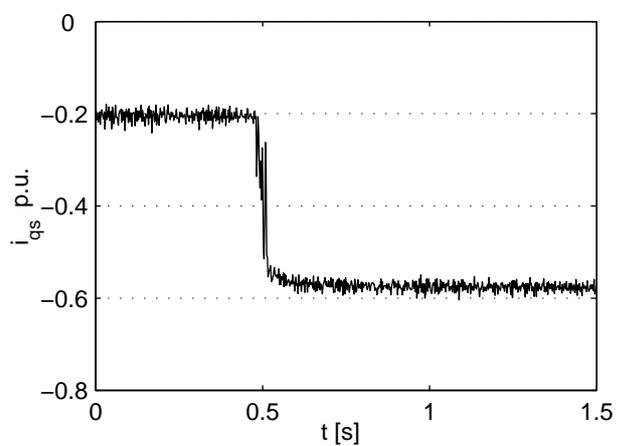


Figura 4.27 Corriente activa del estator debido a la variación de carga (experimental).

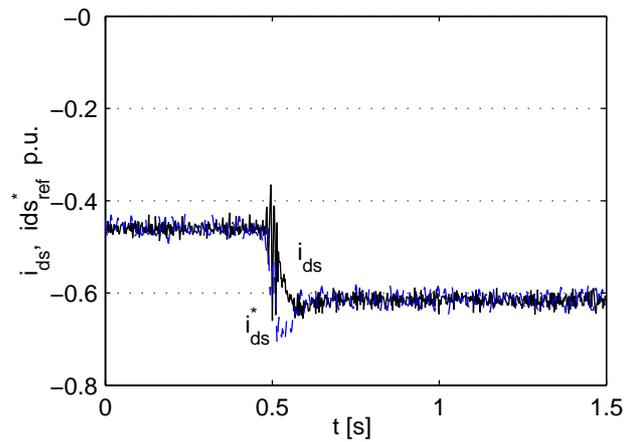


Figura 4.28 Corriente reactiva del estator y su referencia, cuando se varía la carga (experimental).

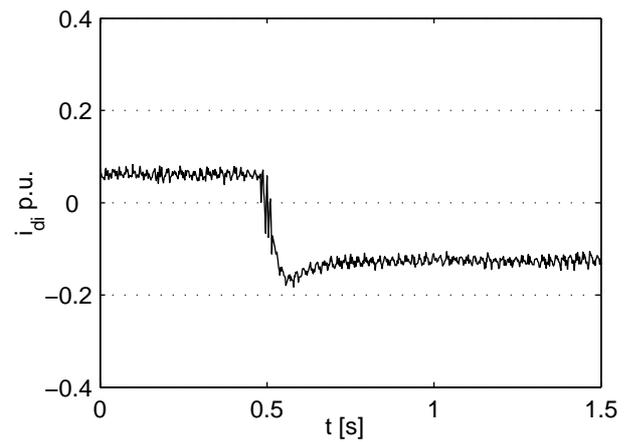


Figura 4.29 Corriente reactiva del convertidor, cuando se varía la carga (experimental).

En la Figura 4.30 a Figura 4.33 se muestran los resultados correspondientes al ensayo experimental de variación de velocidad del rotor. Este ensayo se realizó con la referencia de tensión en el valor nominal ($v_{ca} = 1$ p.u.) y con una carga de 0.5 p.u. ($R_{cca} = 2$ p.u.). En tiempo $t = 0.5$ se redujo la velocidad de 1.25 p.u. a 1 p.u. con una aceleración de -0.7 p.u./s (110 rad/s^2). En la Figura 4.30 se observa el valor del módulo de la tensión del estator, que presenta una reducción menor al 5% durante el tiempo que varía la velocidad. La variación de velocidad se muestra en la Figura 4.31. La corriente reactiva del estator y su referencia, se muestran en la Figura 4.32, y la corriente reactiva del convertidor en la Figura 4.33.

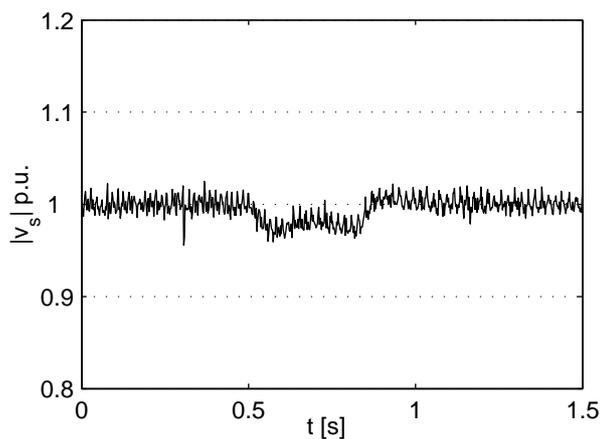


Figura 4.30 Tensión del estator cuando se varía la velocidad del rotor (experimental).

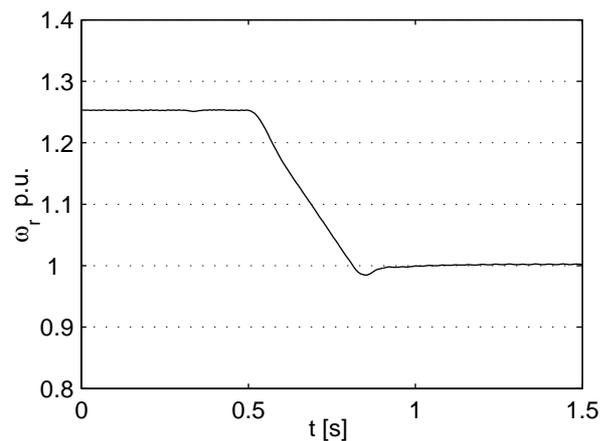


Figura 4.31 Velocidad impuesta a la máquina de inducción (experimental).

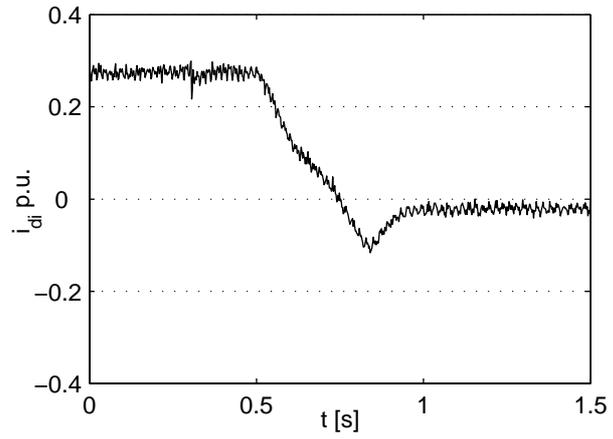
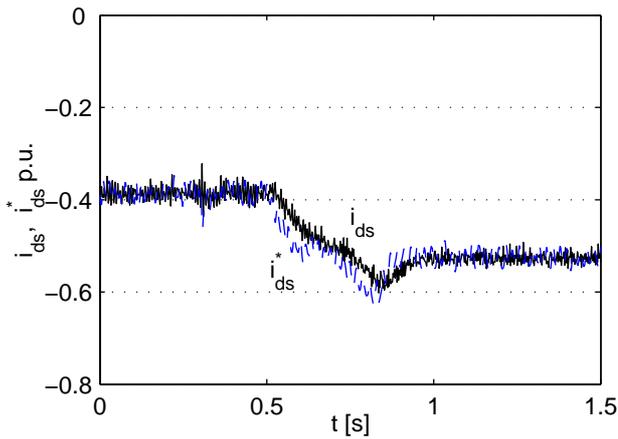


Figura 4.32 Corriente reactiva del estator y su referencia, cuando se varía la velocidad del rotor (experimental).

Figura 4.33 Corriente reactiva del convertidor, cuando se varía la velocidad del rotor (experimental).

Se observa en los ensayos experimentales realizados una muy buena correspondencia con los resultados de simulación, con lo que se consigue validar el modelo usado para la simulación, el modelo reducido usado para el controlador, y la estrategia de control.

4.6. CONCLUSIONES

Se propuso en este capítulo un controlador para generadores de inducción basado en la teoría de la potencia reactiva instantánea, con el objetivo de regular el módulo del vector tensión de las cargas de CA conectadas al estator de la máquina y la tensión de la barra de CC.

Se debe notar que el esquema presentado en este capítulo permite consumir la energía generada en forma de CC de tensión constante directamente de la barra de CC; en forma de CA de tensión constante y frecuencia constante por medio de un convertidor CC↔CA conectado a la barra de CC; y en forma de CA de tensión controlada y frecuencia variable, directamente del estator de la máquina. Esta última requiere de un filtro conectado entre el convertidor y la carga. Se mostró que el banco de capacitores de este filtro puede ser diseñado de maneta tal que, si la potencia es consumida sólo por cargas directamente conectadas al estator de la máquina, la corriente del convertidor es mucho menor que la del generador. También se propuso un criterio y método para el dimensionamiento de los capacitores.

Se realizaron simulaciones numéricas del sistema propuesto y también se implementó un prototipo de laboratorio con el cual se obtuvieron resultados experimentales.

Por un lado se realizaron ensayos para evaluar el desempeño dinámico, cuyos resultados mostraron una buena regulación de tensión de estator ante variaciones bruscas de carga y velocidad del eje del generador. Por otro lado se realizaron ensayos en estado estacionario para evaluar la excursión de las variables en función de la velocidad. Se mostró que con un rango de velocidades de 0.8 a 1.4 p.u., el convertidor sólo requiere manejar corrientes de hasta 0.4 p.u.

Se observa una buena correspondencia entre los resultados de simulación numérica y los resultados experimentales correspondientes. Esta correspondencia sirve para validar tanto los modelos como así la estrategia de control propuesta.

Una ventaja adicional del esquema propuesto en este capítulo, respecto del propuesto en el capítulo anterior, es que éste no requiere de la medición de la posición o velocidad del rotor de la máquina de inducción.

CAPÍTULO 5

CONTROL PARA LA OPTIMIZACIÓN DE TURBINAS EÓLICAS

5.1. INTRODUCCIÓN

Este capítulo está dedicado a la propuesta de un control para la optimización de turbinas eólicas por medio de la variación de velocidad. El objetivo es que la turbina convierta la energía del viento con el mayor rendimiento posible, respetando restricciones de velocidad angular y potencia. El método de control propuesto considera tres secciones. En la primera, cuando la velocidad del viento es baja, en consecuencia ni la velocidad ni la potencia alcanzan los límites máximos, se puede maximizar el rendimiento de la turbina. En la segunda sección, cuando la velocidad del viento es mayor, se requiere limitar la velocidad angular de la turbina. En la tercer sección, cuando la velocidad del viento es más elevada aún, se debe limitar la potencia generada. Parte del contenido de este capítulo se basa en resultados preliminares publicados por el autor en [69] y [70].

La estrategia de control propuesta en esta tesis está basada en el modelo de la turbina, a partir del cual se determina la trayectoria velocidad-par óptima para que la conversión de energía eólica sea máxima. Basado en esta estrategia, se propone un esquema de control de la microcentral eólica con la siguiente estructura: el control de la máquina de inducción se realiza por orientación con el flujo; la regulación del flujo se realiza actuando sobre la corriente directa de la máquina de inducción; la regulación de la tensión de la carga se realiza actuando sobre la corriente del banco de baterías; y la velocidad de la turbina se regula actuando sobre la corriente en cuadratura con el flujo de la máquina de inducción. Para la primer sección, la referencia de velocidad es generada por la trayectoria velocidad-par óptima de la turbina. Debido a la imposibilidad de medir el par de la turbina y la dificultad para medir la velocidad del viento, se propone un observador basado en el modelo mecánico de la microcentral.

La operación en la segunda y tercer sección también está basada en el modelo de la turbina y en el efecto de la variación de velocidad angular sobre la potencia generada. La velocidad se limita simplemente acotando la referencia de la misma. Para limitar la potencia se

actúa restándole un término a la referencia de velocidad en función del exceso de potencia en la turbina. Se debe considerar que el límite de velocidad será fijo, y dependerá de las características de diseño de la turbina y el generador. El límite de potencia dependerá de las características del generador y de la turbina, y además del consumo disponible. Cuando el consumo de potencia es reducido (el banco de baterías no admite más carga), la limitación de potencia deberá actuar a menores velocidades de viento, pudiendo ser incluso antes que actúe la limitación de velocidad. El límite de potencia puede ser generada a partir de un algoritmo que considere el consumo de potencia y carga de las baterías.

Por medio de simulaciones numéricas se verifica, inicialmente, el funcionamiento del controlador propuesto y se realiza el ajuste de los compensadores. Finalmente, usando la estación electro eólica experimental, cuya descripción se encuentra en el apéndice C.2, se realizan los ensayos necesarios para validar experimentalmente el desempeño de la estrategia propuesta para seguir la trayectoria óptima y limitar la velocidad y potencia.

5.2. CONTROL PROPUESTO

5.2.1. Trayectoria de máximo rendimiento

En la primer sección, que corresponde a velocidades de viento reducidas, se desea maximizar la conversión de energía. Si se considera el modelo de la turbina, presentado en la sección 2.3, se observa que la mayor potencia que se puede generar para una velocidad de viento determinada es cuando el coeficiente de potencia es máximo, lo que ocurre al valor de velocidad específica óptimo, $C_{p_max} = C_p(\lambda_{opt})$. En consecuencia, si se mantiene a la turbina con velocidad específica λ_{opt} , se maximiza la energía convertida. Si se conoce la velocidad del viento, se puede determinar por (2.4) la velocidad angular de la turbina para que la velocidad específica sea la óptima. Esto requiere la medición de la velocidad del viento o un estimador del mismo en función de otras variables de la turbina. Un estimador de este tipo resultaría no lineal y requiere conocer la curva característica completa de la turbina. Otra alternativa es restringir el funcionamiento de la turbina a una trayectoria par-velocidad angular que, independientemente de la velocidad del viento, mantiene a la turbina en la velocidad específica óptima. Esta técnica se describe a continuación.

Para eliminar la velocidad de viento de la ecuación del par de la turbina, se expresa la misma, a partir de (2.2), como,

$$v = \frac{\omega_T R}{\lambda} \tag{5.1}$$

Y reemplazando (5.1) en la expresión del par de la turbina (2.5), resulta,

$$T_T = 0.5 \rho \pi R^5 C_T(\lambda) \frac{\omega_T^2}{\lambda^2} \quad (5.2)$$

Esta ecuación define el par de la turbina en función de la velocidad angular y la velocidad específica. Si se reemplaza la velocidad específica λ por su valor óptimo λ_{opt} en (5.2), se obtiene el par óptimo en función de la velocidad angular, como se muestra a continuación,

$$T_{T_{opt}}(\omega_T) = \omega_T^2 \frac{\rho \pi R^5 C_{T_{opt}}}{2 \lambda_{opt}^2} \quad (5.3)$$

Donde,

$$C_{T_{opt}} = C_T(\lambda_{opt}) = \frac{C_{P_{max}}}{\lambda_{opt}} \quad (5.4)$$

La relación (5.3) se puede escribir para expresar la velocidad óptima en función del par de la turbina, para valores de par positivos como,

$$\omega_{T_{opt}}(T_T) = \sqrt{T_T} \frac{\sqrt{2} \lambda_{opt}}{\sqrt{\rho \pi R^5 C_{T_{opt}}}}, \quad \text{para } T_T \geq 0 \quad (5.5)$$

Se debe considerar que el generador es el actuador de la turbina, y la relación entre la velocidad de ambos está dada por (2.7),

$$\omega_G = nc \omega_T \quad (5.6)$$

Para restringir a la turbina a su trayectoria óptima, se puede comandar la velocidad del generador de la siguiente forma,

$$\omega_G^* = nc \omega_{T_{opt}}(T_T) \quad (5.7)$$

En la Figura 5.1 se observa la curva par-velocidad angular de la turbina para diferentes velocidades de viento (v_1 , v_2 y v_3), la trayectoria par-velocidad angular óptima del generador, y las hipérbolas de potencia constante (p_1 , p_2 y p_3). En esta figura se puede observar que la trayectoria óptima cruza la curva de la turbina en el punto de mayor transferencia de potencia para cada velocidad de viento. Seguidamente se analiza como la velocidad de la turbina converge a su punto de máximo rendimiento cuando el generador mantiene la relación (5.7). Suponiendo que la velocidad del viento es v_2 , y la velocidad angular inicial es ω_A , el par de la turbina es mayor que el del generador, por lo cual ésta

acelerará hasta que el par de ambos se igualen, lo que ocurre para ω_B . Si por algún motivo, la velocidad angular es mayor que la de equilibrio, por ejemplo ω_C , el par del generador es mayor que el de la turbina, produciendo una desaceleración del sistema, hasta que el par de ambos se iguale, lo que ocurrirá en ω_B . Si estando el punto de equilibrio en ω_B , la velocidad del viento aumentara súbitamente hasta v_3 , el par de la turbina será mayor que el del generador, produciendo una aceleración hasta la nueva velocidad de equilibrio ω_D .

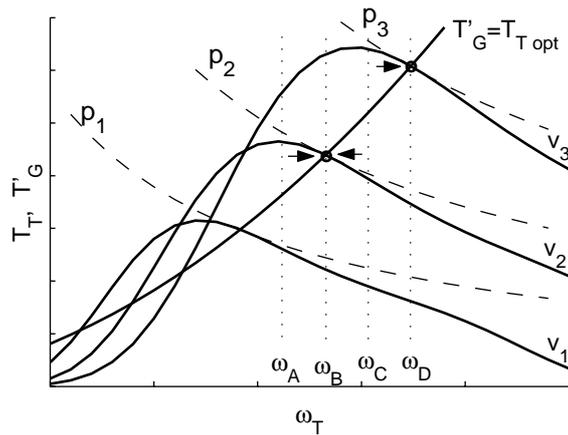


Figura 5.1 Par de la turbina y del generador en función de la velocidad angular.

El mismo análisis se puede realizar en la Figura 5.2, donde se observa la curva potencia-velocidad angular de la turbina para diferentes velocidades de viento, y la curva potencia-velocidad angular del generador, cuando se mantiene la relación (5.7).

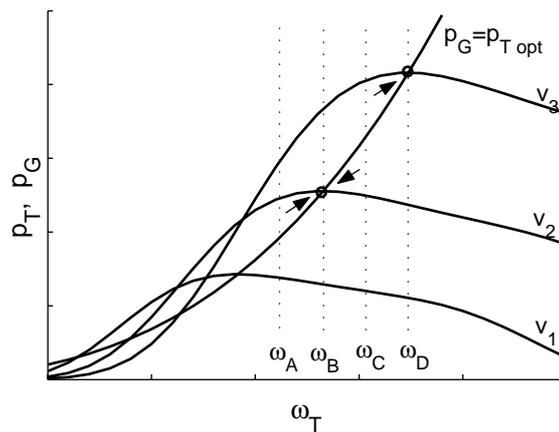


Figura 5.2 Potencia de la turbina y del generador en función de la velocidad angular.

5.2.2. Estimador del par de la turbina

El cálculo de la trayectoria óptima, usando la relación (5.7), requiere conocer el par de la turbina. Éste se puede calcular a partir de la ecuación dinámica del sistema mecánico (2.10),

$$T_T = \dot{\omega}_T (J_T + J'_G) + T'_G \quad (5.8)$$

Debido a la inconveniencia de calcular numéricamente la derivada de una variable medida, como en este caso la velocidad angular, se propone usar la misma ecuación dinámica del sistema mecánico para diseñar un estimador del par de la turbina. Se propone el siguiente estimador [96],

$$\hat{\dot{\omega}}_T = \frac{1}{J_T + J'_G} (\hat{T}_T - T'_G) + k_1 (\omega_T - \hat{\omega}_T) \quad (5.9)$$

$$\hat{T}_T = k_2 (\omega_T - \hat{\omega}_T) \quad (5.10)$$

donde las variables con "sombrero" indican que la variable es estimada. Las ganancias k_1 y k_2 determinan la dinámica del estimador. Debido a que el estimador es lineal, estas ganancias se pueden determinar fácilmente por ubicación de polos. Se propone ubicar los polos para que el sistema resulte con un factor de amortiguamiento mayor a 0.7 y con frecuencia natural superior al ancho de banda de la velocidad de viento efectiva (ver sección 2.3), y considerablemente menor a la frecuencia de muestreo usado en su implementación.

5.2.3. Control del generador

Para implementar la técnica de optimización, se propone usar un esquema de control como el mostrado en la Figura 2.15, que se repite aquí para mayor claridad.

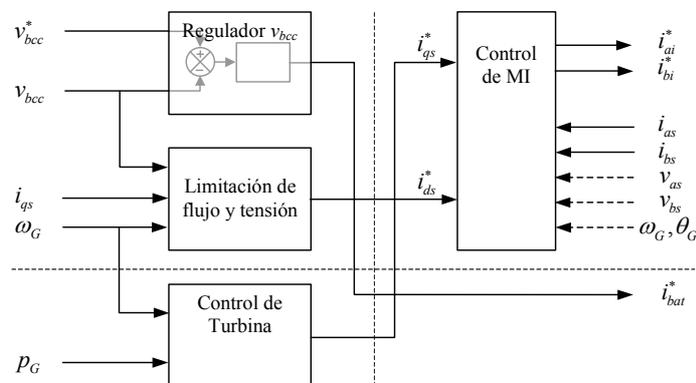


Figura 5.3 Esquema general de control.

El control de la máquina de inducción se realiza por orientación con el flujo (ver Capítulo 3) usando un estimador de flujo y velocidad para eliminar el sensor mecánico [84]. En la Figura 5.4 se muestra el esquema del estimador.

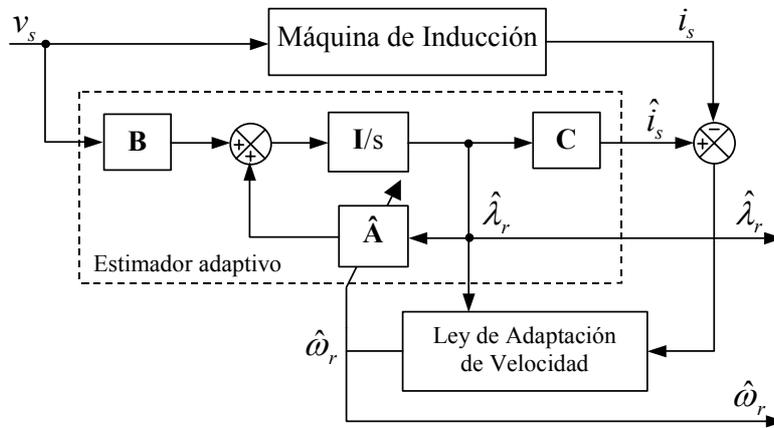


Figura 5.4 Esquema del estimador de flujo y velocidad.

Las ecuaciones correspondientes al estimador adaptivo se muestran a continuación.

$$\dot{\hat{x}}(t) = \mathbf{A}(\omega_r) \hat{x}(t) + \mathbf{B} u(t) \tag{5.11}$$

donde el vector de estados estimados, y el vector de entrada se definen como,

$$\hat{x} = \begin{bmatrix} \hat{i}_{\alpha s} & \hat{i}_{\beta s} & \hat{\lambda}_{\alpha r} & \hat{\lambda}_{\beta r} \end{bmatrix}^T, \tag{5.12}$$

$$u = \begin{bmatrix} v_{\alpha s} & v_{\beta s} \end{bmatrix}^T, \tag{5.13}$$

las matrices del estimador son,

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} -a\mathbf{I} & \frac{M}{bT_r}\mathbf{I} \\ \frac{M}{T_r}\mathbf{I} & \frac{-1}{T_r}\mathbf{I} \end{bmatrix} + \hat{\omega}_r \begin{bmatrix} \mathbf{0} & \frac{-M}{b}\mathbf{J} \\ \mathbf{0} & \mathbf{J} \end{bmatrix}, \tag{5.14}$$

$$\mathbf{B} = \begin{bmatrix} \frac{L_r}{b}\mathbf{I} & \mathbf{0} \end{bmatrix}^T, \tag{5.15}$$

donde,

$$\mathbf{I} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \tag{5.16}$$

$$\mathbf{J} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix}, \tag{5.17}$$

$$a = \frac{L_r^2 R_s + M^2 R_r}{b L_r}, \quad (5.18)$$

$$b = L_r L_s - M^2, \quad (5.19)$$

La ley de adaptación de velocidad es la siguiente,

$$\hat{\omega}_r = K_P (e_{i\alpha s} \hat{\lambda}_{\beta r} - e_{i\beta s} \hat{\lambda}_{\alpha r}) + K_I \int (e_{i\alpha s} \hat{\lambda}_{\beta r} - e_{i\beta s} \hat{\lambda}_{\alpha r}) dt, \quad (5.20)$$

donde $e_{i\alpha s} = i_{\alpha s} - \hat{i}_{\alpha s}$, $e_{i\beta s} = i_{\beta s} - \hat{i}_{\beta s}$, y las ganancias K_P y K_I son constantes positivas.

En el esquema control propuesto (ver Figura 5.3), la corriente alineada con el flujo es controlada con el objetivo de mantener el flujo al máximo valor que no produzca saturación magnética ni que la tensión del estator supere el valor máximo admitido (ver sección 3.4). La corriente en cuadratura es comandada por el control de la turbina. La corriente de la batería es manipulada para regular la tensión de la barra de CC.

En la Figura 5.5 se muestra con mayor detalle el sistema de control propuesto. La velocidad y el par del generador, convertidos por la relación de caja a sus valores equivalentes del lado de la turbina, son suministrados al estimador de par de la turbina, basado en las ecuaciones (5.9) y (5.10). El par del generador es calculado a partir de las corrientes del estator y del flujo estimado del rotor como se muestra a continuación ([50] [77]),

$$T_G = \frac{3}{2} \frac{M}{M + L_{lr}} (\hat{\lambda}_{\alpha s} i_{\beta s} - \hat{\lambda}_{\beta s} i_{\alpha s}) \quad (5.21)$$

El par estimado de la turbina es usado para calcular, a partir de la ecuación (5.5), la velocidad óptima de la misma. Este valor es la referencia de un control de velocidad angular de la turbina. La referencia de velocidad es comparada con la velocidad estimada y su diferencia es provista a un compensador cuya salida es la referencia de corriente en cuadratura. En la ecuación (3.22) se puede ver que la corriente en cuadratura es proporcional al par del generador, cuando la corriente de magnetización es constante, por tal motivo es usado para el control de velocidad.

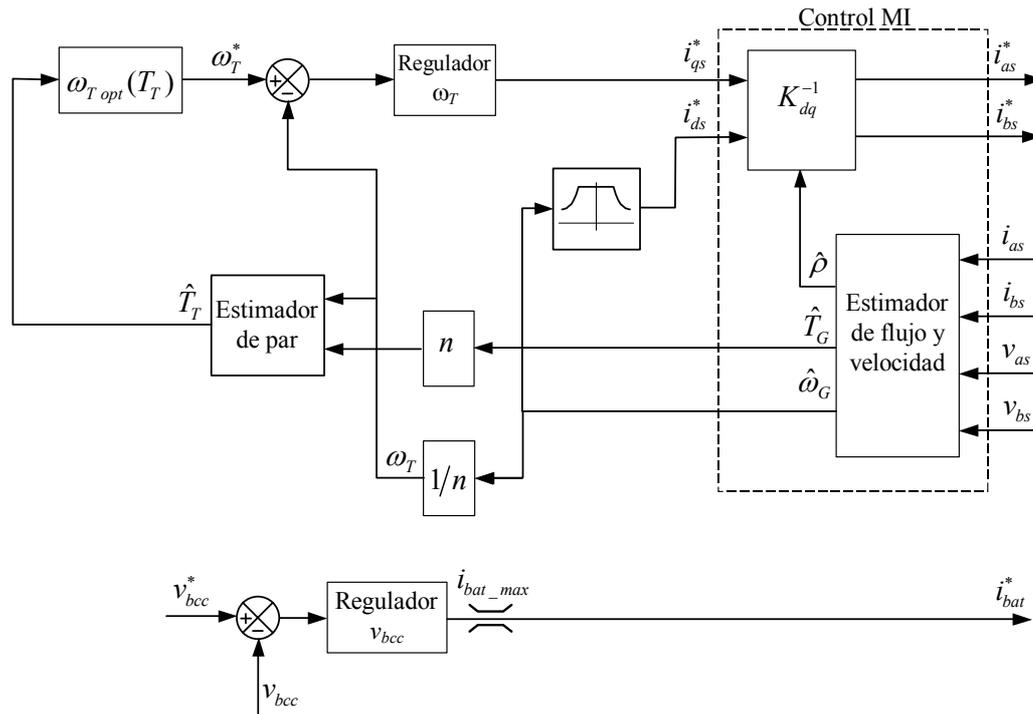


Figura 5.5 Diagrama en bloques del sistema de control propuesto.

La regulación de la tensión de la barra de CC se obtiene por medio de un lazo de control que comanda la corriente de la carga (batería). En la Figura 5.5 se muestra este lazo de control. La tensión de referencia es comparada con la tensión medida y su diferencia es suministrada a un regulador, cuya salida provee la referencia de corriente de batería del convertidor CC↔CC.

Tanto el regulador de tensión de la barra de CC como el regulador de velocidad son compensadores PI, y se pueden sintonizar considerando en el modelo linealizado en un entorno de los puntos de operación del sistema.

5.2.4. Limitación de velocidad y potencia

Para limitar la velocidad de la turbina, simplemente hay que limitar su referencia al máximo valor admitido. Si se desea llevar el punto de operación a uno de menor potencia, se deberá reducir adecuadamente la velocidad del generador de manera que el punto de equilibrio se desplace a uno de menor rendimiento. En la Figura 5.6 se muestra la curva par-velocidad angular de la turbina para una determinada velocidad de viento, y la curva par-velocidad angular impuesta por el controlador. En esta figura se observa que si el sistema está en su punto de operación óptimo, con velocidad ω_c , la potencia generada (p_1) será la máxima para el viento actual. Si se limita la velocidad al valor ω_b , el punto de equilibrio se

desplaza a uno de menor potencia (p_2). Si se desea reducir aún más la potencia se deberá reducir el límite de la velocidad de referencia, restándole un termino que sea función del exceso de potencia, por ejemplo, hasta la velocidad ω_A para que la potencia se reduzca a p_3 . Este mismo análisis se puede observar en el plano potencia-velocidad, mostrado en la Figura 5.7.

Cuando se reduce la velocidad, el generador deberá convertir adicionalmente la potencia causada por la reducción de la energía cinética de la turbina. Esto causará, en el generador, un transitorio con valores de potencia superior a la convertida por la turbina. En principio, esto no implica un problema para el generador, debido a que éste puede aceptar sobrecargas de dos a tres veces la nominal por varios segundos.

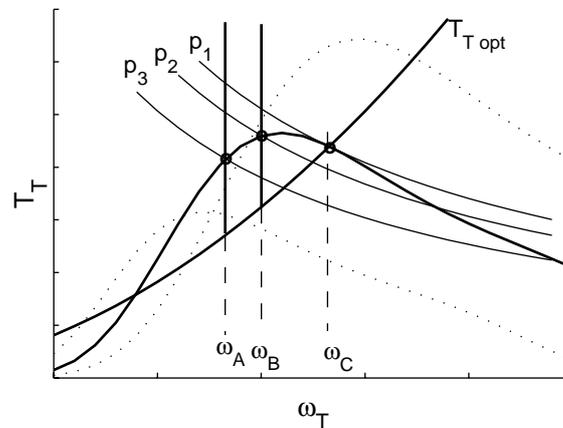


Figura 5.6 Curva par-velocidad. Efecto de la reducción de la velocidad de la turbina.

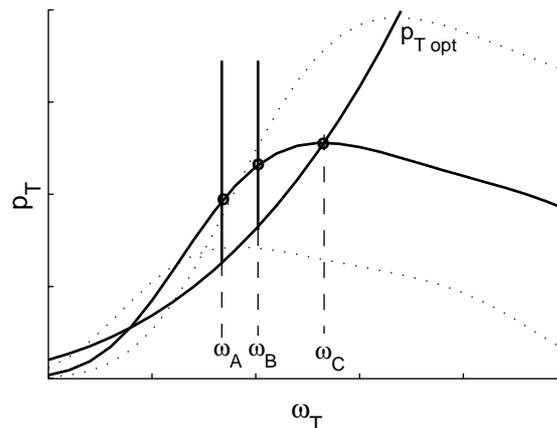


Figura 5.7 Curva potencia-velocidad. Efecto de la reducción de la velocidad de la turbina.

Considerando el criterio descrito anteriormente para la reducción de la velocidad y potencia de la turbina, se propone modificar el sistema de la Figura 5.5 con el objeto de limitar la velocidad y potencia máximas de la turbina. En la Figura 5.8 se muestra el nuevo

sistema, donde se incorpora una saturación a la referencia de velocidad. Adicionalmente, para limitar la potencia, se determina la diferencia entre la potencia de la turbina y la máxima admitida, limitada a valores mayores que cero. Este valor, que es el exceso de potencia, es suministrado a un compensador en atraso y su salida restada a la referencia de velocidad del generador. El uso de un compensador en atraso se debe a que la variable provista al compensador es mayor o igual a cero. Bajo esta circunstancia, un compensador PI presentaría el inconveniente que su integrador tendría salida creciente hasta saturar, manteniéndose en ese estado indefinidamente.

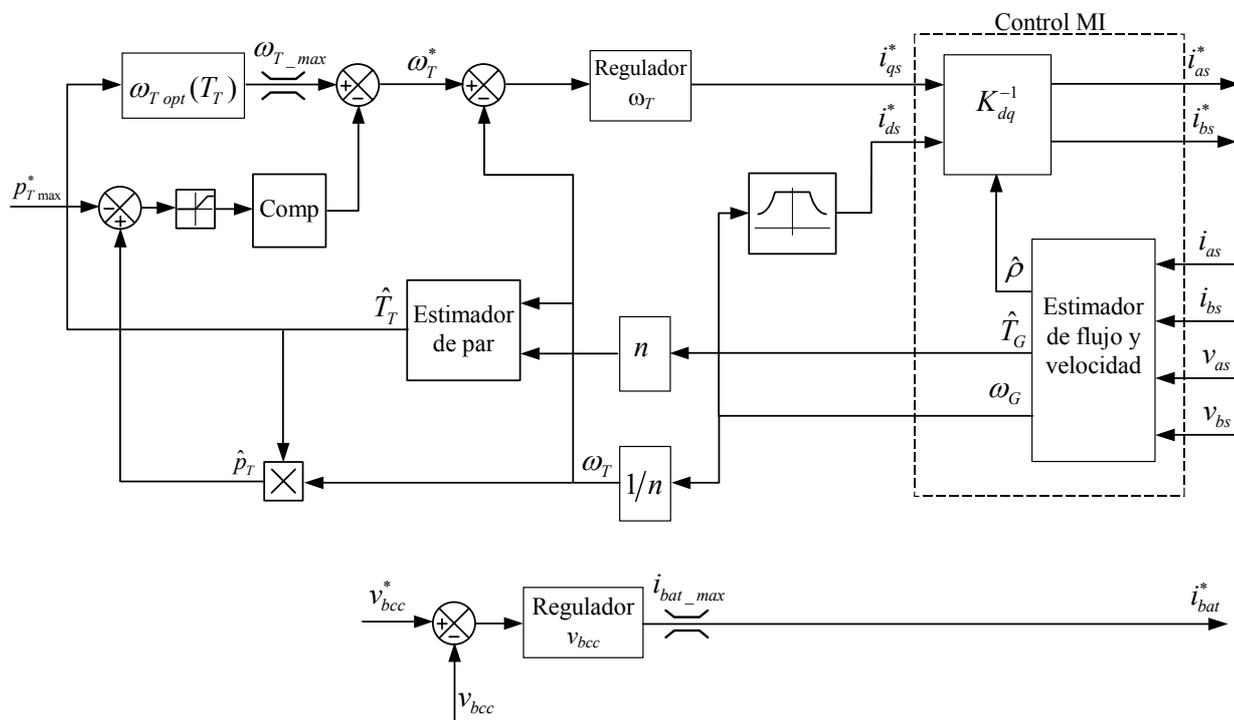


Figura 5.8 Diagrama en bloques de controlador propuesto, incluyendo limitación de velocidad y potencia.

5.3. RESULTADOS DE SIMULACIÓN Y EXPERIMENTALES

5.3.1. Resultados de simulación

La simulación de la turbina eólica se basa en el modelo descrito en la sección 2.3. El resto del sistema (máquina de inducción, convertor CA↔CC y controlador de la máquina de inducción) se considera ideal. Esto significa que, en la simulación, la corriente en cuadratura multiplicada por una constante es el par generador efectivo sobre el sistema mecánico (ver ecuación (3.22)). En la Figura 5.9 se muestra el esquema de simulación del sistema. Los parámetros de la turbina y generador de inducción se encuentran en el Apéndice A.1.

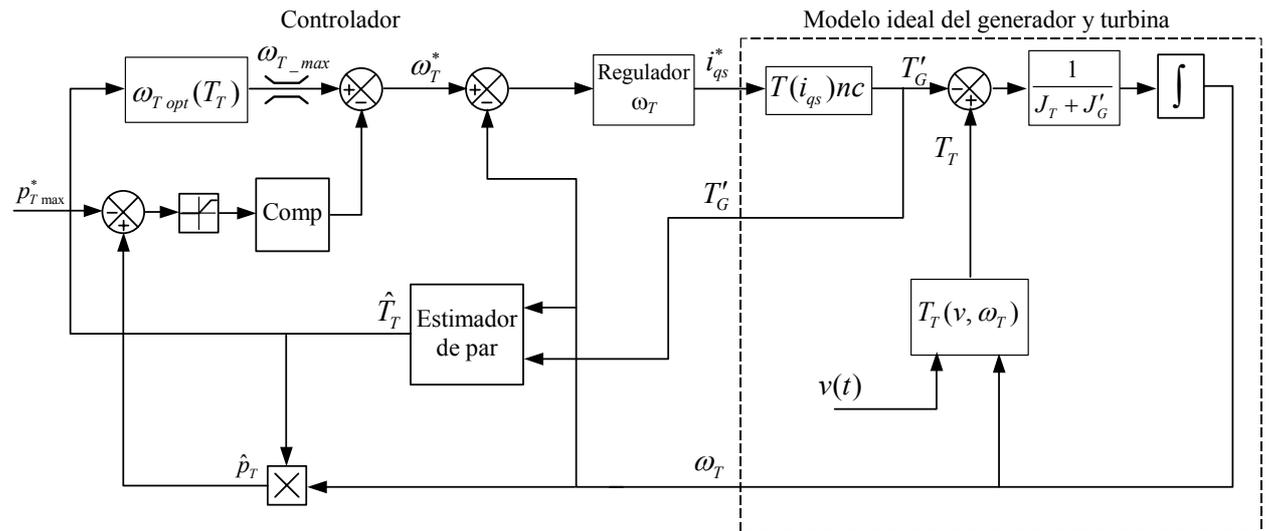


Figura 5.9 Esquema de simulación del sistema.

Para evaluar el desempeño del algoritmo de control propuesto, se realizó la simulación del sistema suministrando una rampa de viento como se muestra en la Figura 5.10. El límite de velocidad se establece en 1150 rpm y el límite de potencia en 4 kW.

En la Figura 5.11 a Figura 5.15 se muestra la evolución de las variables del sistema, en función del tiempo, cuando se aplica la curva de velocidad del viento mostrada en la Figura 5.10.

En la Figura 5.11 se muestra la velocidad angular del generador. En la primer sección, que transcurre desde $t = 0$ s hasta $t = 15.7$ s, no actúa ninguna limitación por lo que el generador sigue la velocidad angular óptima establecida por (5.7). En la segunda sección, desde $t = 15.7$ s ($v = 9.1$ m/s) hasta $t = 17.2$ s ($v = 9.7$ m/s) actúa la limitación de velocidad angular, por lo que ésta se mantiene constante en su valor máximo. En la tercer sección, a partir de $t = 17.2$ s ($v = 9.7$ m/s), la velocidad angular disminuye debido a la actuación de la limitación de potencia. La disminución de velocidad se debe al término que suma la salida del compensador de limitación de potencia a la referencia de velocidad. La señal de este compensador se muestra en la Figura 5.12. Nuevamente en la Figura 5.11 se observa que cuando la velocidad del viento disminuye, se repite una sección de velocidad constante desde $t = 42.8$ s hasta $t = 44.3$ s y luego una de velocidad óptima.

En la Figura 5.13 se muestra la potencia de la turbina y del generador. En esta figura se puede observar que en la primer sección, la potencia del generador es menor que la de la turbina, logrando así la aceleración necesaria para que la velocidad siga su valor óptimo. En la segunda sección, la potencia se iguala a la de la turbina para mantener la velocidad

constante en su valor límite. En la tercer sección, la potencia del generador supera transitoriamente a la de la turbina, para absorber la energía cinética y producir así la reducción necesaria de velocidad, con lo que se logra que la potencia de la turbina quede acotada al valor deseado.

En la Figura 5.14 se muestra el par de la turbina y del generador, donde se pueden observar las secciones correspondientes a la velocidad óptima, velocidad constante, y potencia de la turbina constante. Finalmente, en la Figura 5.15 se muestra la velocidad específica, donde se observa que cuando no actúa ninguna limitación, ésta se mantiene alrededor de su valor óptimo ($\lambda_{opt} = 7$). Cuando actúan las limitaciones de velocidad o potencia, la velocidad específica disminuye, produciendo así la reducción necesaria en la conversión de energía.

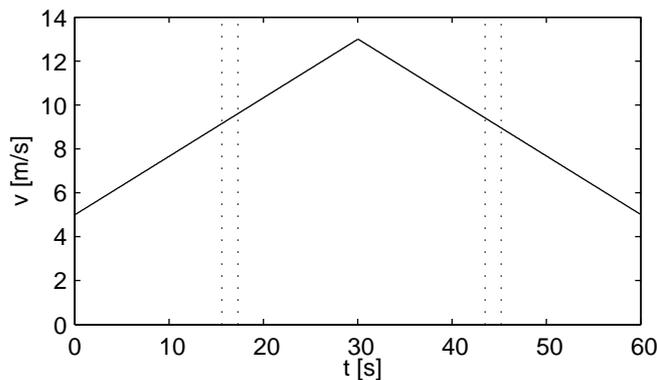


Figura 5.10 Velocidad del viento en función del tiempo.

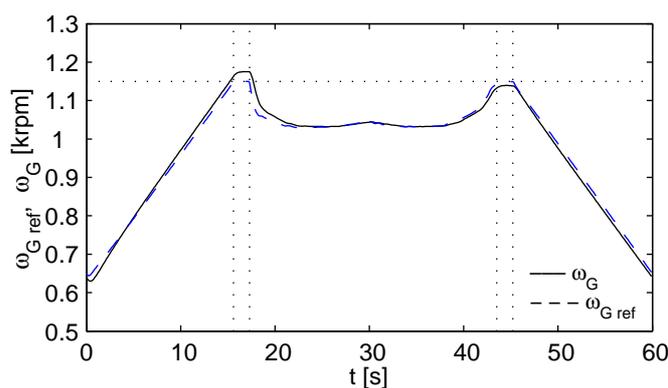


Figura 5.11 Velocidad angular real y de referencia del generador, en función del tiempo.

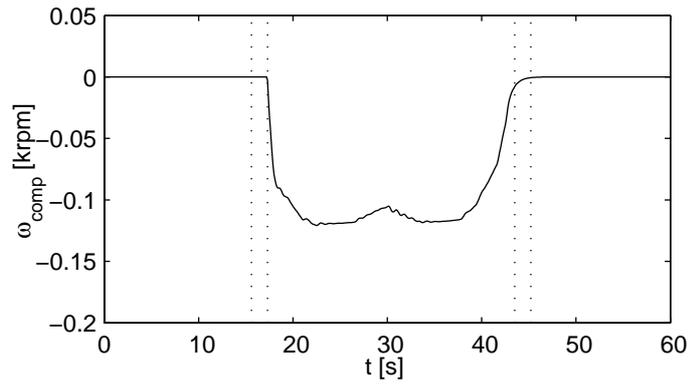


Figura 5.12 Salida del compensador de limitación de potencia en función del tiempo.

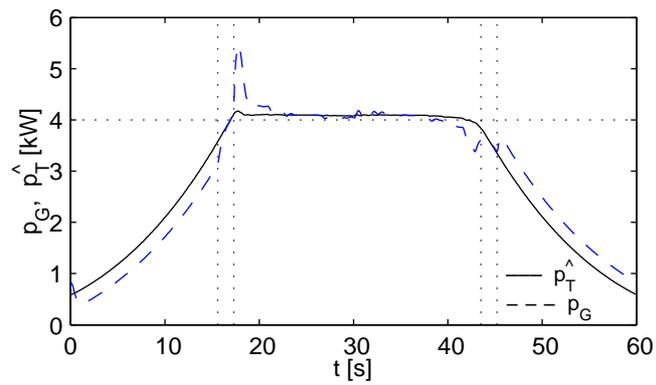


Figura 5.13 Potencia de la turbina y del generador en función del tiempo.

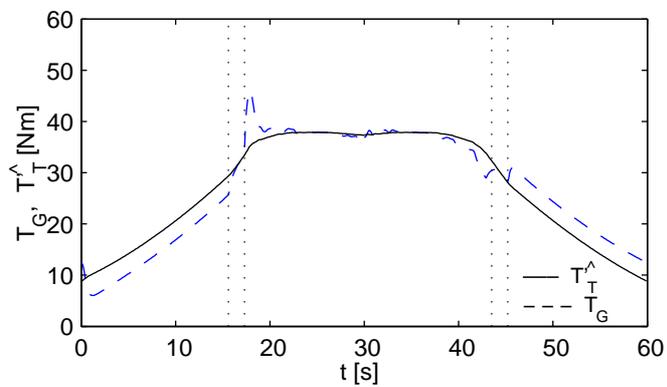


Figura 5.14 Par de la turbina y del generador en función del tiempo.

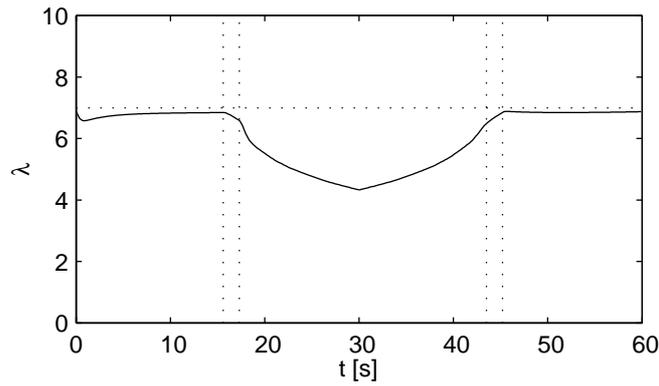


Figura 5.15 Velocidad específica en función del tiempo.

En la Figura 5.16 se muestra la trayectoria potencia de la turbina-velocidad angular, parametrizada por la velocidad del viento, y en la Figura 5.17 se muestra la trayectoria potencia del generador-velocidad angular. En estas figuras se pueden distinguir las tres secciones de la trayectoria, las que son función de la velocidad del viento. En la primer sección, que corresponde a velocidades de viento menores a 9.1 m/s, la potencia de la turbina sigue la trayectoria óptima, mientras que la potencia del generador es algo menor o mayor, según la velocidad de viento sea creciente o decreciente. En la segunda sección de la trayectoria, correspondiente a velocidades entre 9.1 y 9.7 m/s, tanto la potencia del generador como de la turbina siguen una trayectoria de velocidad constante, con un error de velocidad función de la pendiente de la velocidad del viento. Finalmente, en la tercer sección, correspondiente a velocidades mayores a los 9.7 m/s, la turbina sigue una trayectoria de potencia constante, mientras que el generador presenta un transitorio alrededor de la potencia límite, para poder acotar la anterior. Se observa que si bien el sobrepaso de potencia del generador es bastante elevado, transcurre en un tiempo reducido, tal como puede apreciarse por la separación de los puntos (muestreo de 0.1 s).

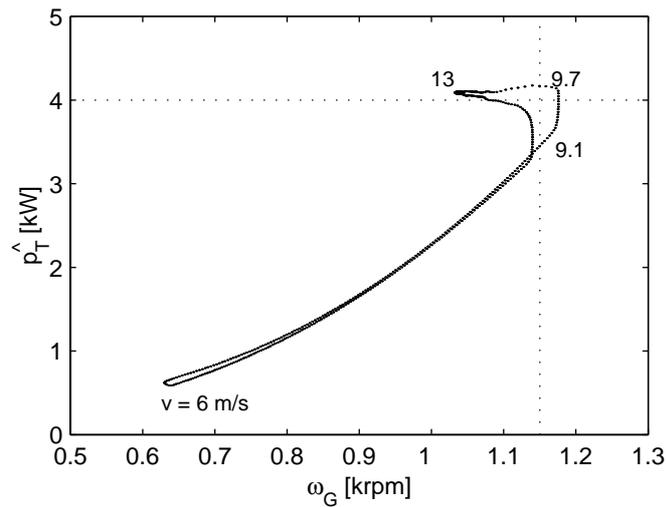


Figura 5.16 Trayectoria potencia de la turbina-velocidad angular, parametrizada por la velocidad del viento de la Figura 5.10.

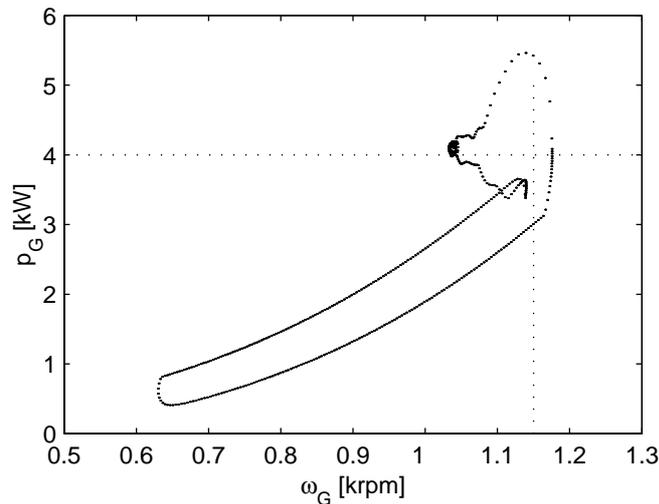


Figura 5.17 Trayectoria potencia del generador-velocidad angular.

Con el objeto de validar el modelo usado, se efectuó una nueva simulación correspondiente al ensayo experimental, realizado en la estación eólica. Para ello, durante los ensayos experimentales, se adquirió la velocidad del viento con una frecuencia de muestreo de 10 Hz, utilizando un anemómetro. La velocidad de viento se muestra en la Figura 5.18, donde se indica con línea de puntos la velocidad a la cual se alcanza el límite de velocidad angular (9.1 m/s) y la velocidad a la cual se alcanza el límite de potencia (9.7 m/s). Los resultados de simulación obtenidos se muestran en la Figura 5.19 a Figura 5.25.

En la Figura 5.19 se muestra la velocidad angular del generador en función del tiempo, que llega al límite de 1150 rpm para velocidades de viento entre 9.1 m/s y 9.7 m/s, y

se vuelve a reducir para velocidades mayores. El término de disminución de velocidad, generado por el compensador de limitación de potencia, se muestra en la Figura 5.20. En la Figura 5.21 se muestra la potencia de la turbina y del generador en función del tiempo. La potencia de la turbina queda acotada a un valor cercano a los 4 kW cuando la velocidad del viento supera los 9.1 m/s, en cambio, la potencia del generador supera transitoriamente hasta en un 50 % este valor para lograr lo anterior. Sin embargo, la media de la potencia del generador que supera al de la turbina resulta reducida. El par del generador y de la turbina se muestran en la Figura 5.22. En la Figura 5.23 se puede observar que la velocidad específica de la turbina se mantiene alrededor de su valor óptimo ($\lambda_{opt} = 7$) mientras no actúa ninguna limitación.

La variación de la referencia de velocidad se limitó, de manera tal que el control de velocidad pueda seguir su referencia sin esfuerzos de actuación excesivos. Esto se logró por medio del ajuste de la velocidad de convergencia del estimador de par de la turbina, considerando que la referencia de velocidad se calcula a partir de este valor estimado. Adicionalmente, el par de referencia se limitó a valores positivos. Esto trae como consecuencia que el control no puede seguir la trayectoria óptima cuando hay variación rápida de la velocidad del viento (ráfaga). En la Figura 5.18 se puede observar una variación rápida de la velocidad del viento en $t = 135$ s. En el mismo tiempo, en la Figura 5.22 se observa que el par del generador llega a su límite inferior, y en la Figura 5.23 se observa la disminución transitoria de la velocidad específica por tal causa.

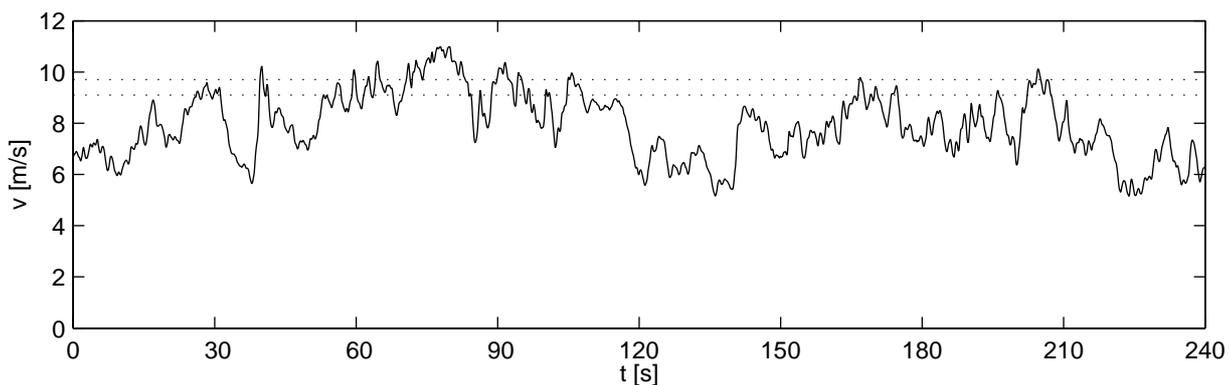


Figura 5.18 Velocidad de viento obtenida por medio del anemómetro.

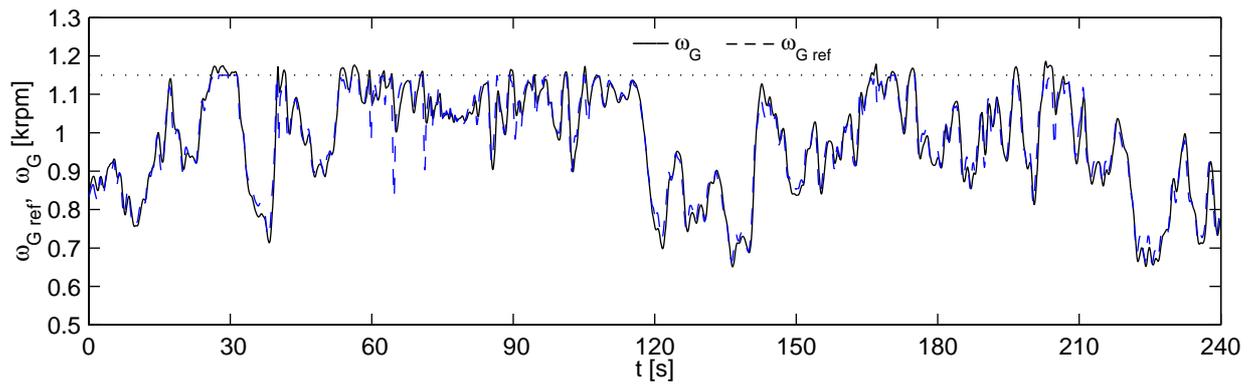


Figura 5.19 Velocidad angular real y de referencia del generador, en función del tiempo (simulación).

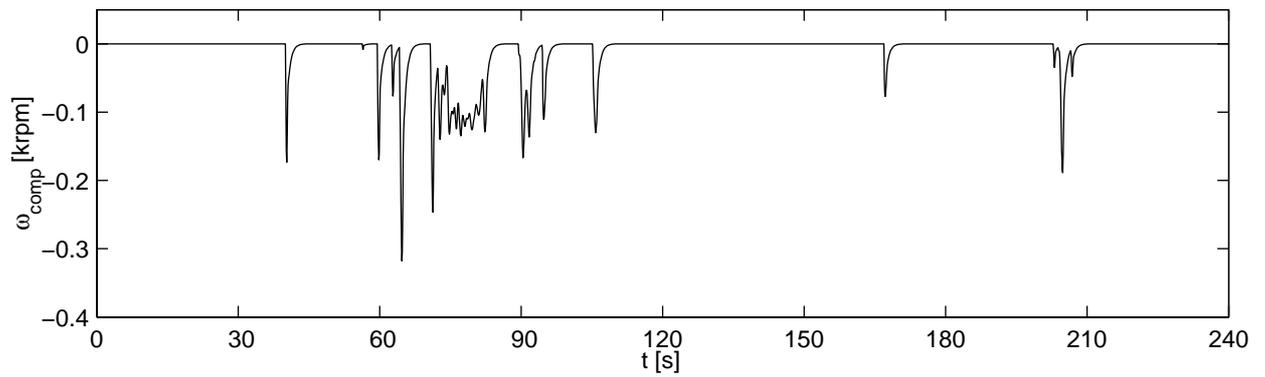


Figura 5.20 Salida del compensador de limitación de potencia en función del tiempo (simulación).

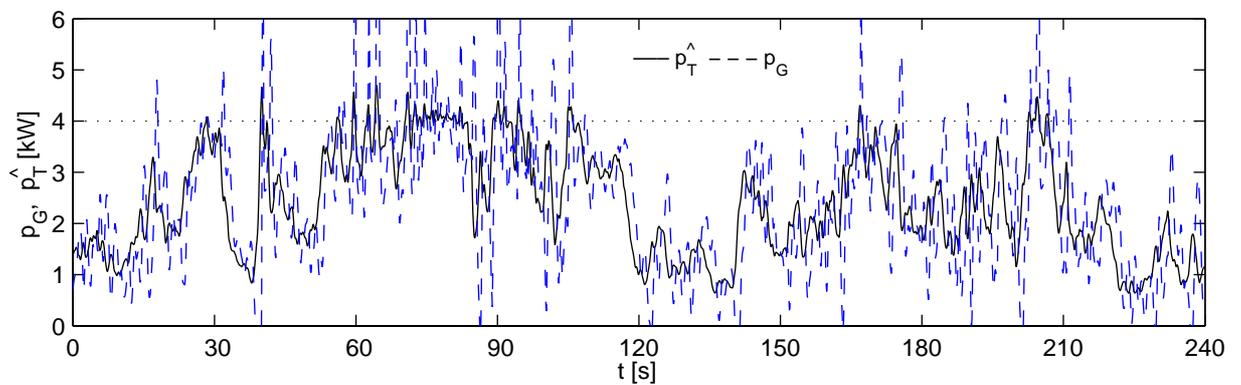


Figura 5.21 Potencia de la turbina y del generador, en función del tiempo (simulación).

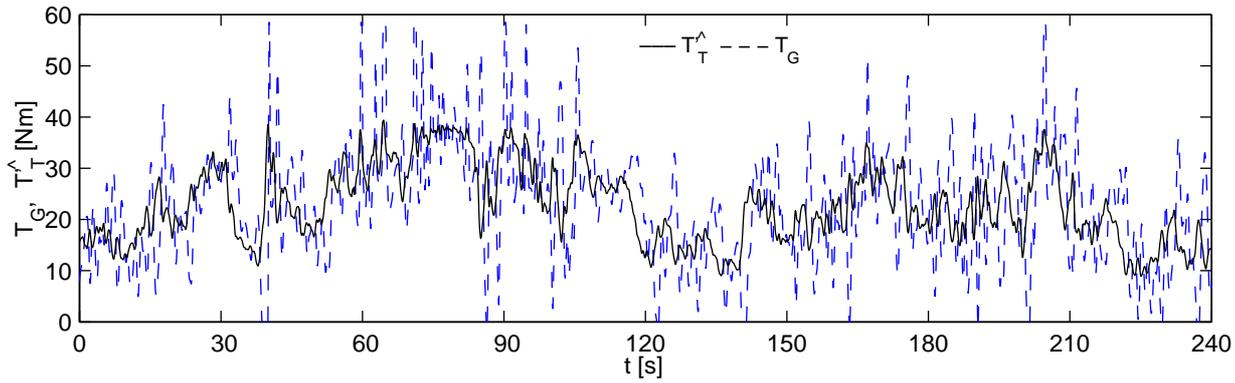


Figura 5.22 Par de la turbina y del generador, en función del tiempo (simulación).

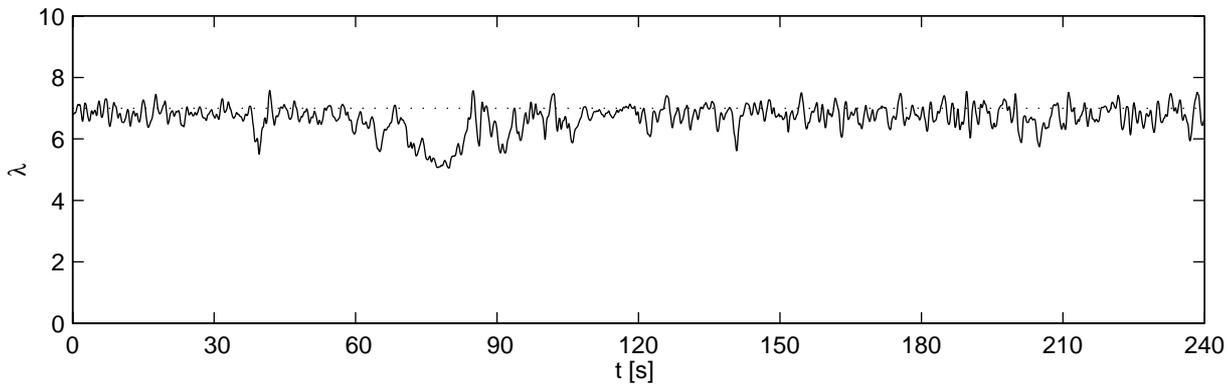


Figura 5.23 Velocidad específica en función del tiempo (simulación).

En la Figura 5.24 se muestra la trayectoria potencia de la turbina-velocidad angular, y en la Figura 5.25 se muestra la trayectoria potencia del generador-velocidad angular. En la trayectoria de la potencia de la turbina se pueden distinguir las tres secciones que son función de la velocidad del viento, la trayectoria óptima, la de velocidad constante y la de potencia constante. En la trayectoria de la potencia del generador, se observa una gran dispersión, necesaria para controlar la potencia de la turbina. En la segunda figura se puede observar el efecto de la limitación de par del generador, por la recta que forman los puntos de potencia máxima.

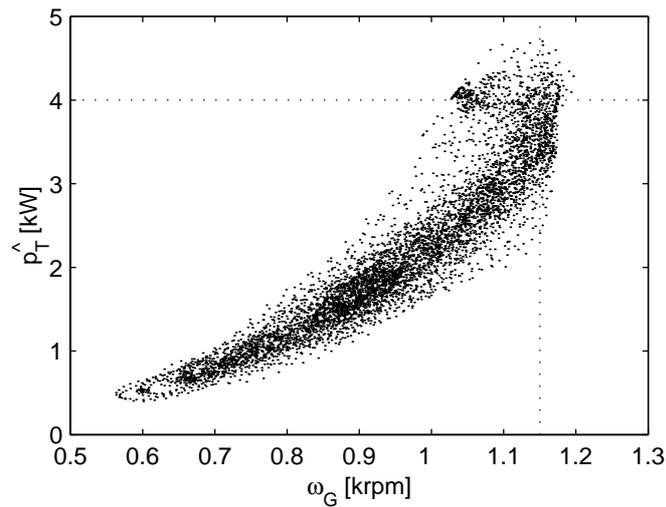


Figura 5.24 Trayectoria potencia de la turbina-velocidad angular (simulación).

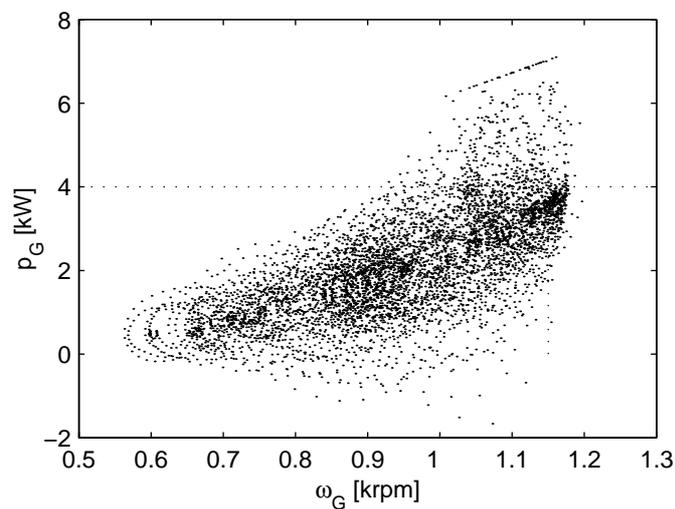


Figura 5.25 Trayectoria potencia del generador-velocidad angular (simulación).

5.3.2. Resultados experimentales

Para obtener resultados experimentales, bajo condiciones reales de operación, se utilizó la estación electro-eólica experimental mostrada en el apéndice C.2. El convertidor $CC \leftrightarrow CA$, barra de CC , carga de CC , sensores y controladores son los mismos que fueron usados en los bancos de ensayos, y se describen en el apéndice C.1. Adicionalmente se utilizó, para la adquisición de la velocidad del viento, un anemómetro ubicado a dos metros de distancia de la turbina y sobre el plano de la misma. Los parámetros de la turbina y generador de inducción se encuentran en el Apéndice A.

Con el objeto de evaluar los resultados experimentales, se adquirió la velocidad del viento durante el ensayo. La curva correspondiente se muestra en la Figura 5.26. Este dato es

adquirido solamente a efectos de análisis, ya que no es usado en el algoritmo de control. La curva de velocidad del viento adquirida se usó también en la simulación numérica, con el objeto de poder comparar los resultados de simulación y experimentales. Los parámetros de los controladores son los mismos que se usaron en la simulación. Particularmente, el límite de velocidad se estableció en 1150 rpm y el límite de potencia en 4 kW.

En la Figura 5.27 a Figura 5.31 se muestra la evolución de las variables del sistema, en función del tiempo, para el ensayo experimental, cuando el viento fue el mostrado en la Figura 5.26. En la Figura 5.27 se muestra la velocidad angular del generador, obtenida por medio del estimador de velocidad, y su referencia, en función del tiempo. Aquí se observa que la referencia queda acotada al límite de 1150 rpm, mientras que la velocidad estimada lo hace con cierto error. La señal de salida del compensador de limitación de potencia se muestra en la Figura 5.28. En la Figura 5.29 se muestra la potencia de la turbina y del generador en función del tiempo. Al igual que la velocidad, la potencia de la turbina queda acotada a 4 kW con cierto error. El par estimado del generador y de la turbina se muestran en la Figura 5.30. En la Figura 5.31 se puede observar que la velocidad específica de la turbina se mantiene alrededor de su valor óptimo ($\lambda_{opt} = 7$) mientras no actúa ninguna limitación. La velocidad específica mostrada en esta figura presenta un ruido de mayor amplitud que la mostrada en la simulación. Esto se debe principalmente a que existe una diferencia entre la velocidad obtenida por el anemómetro, usada para calcular la velocidad específica, y la velocidad efectiva sobre toda el área barrida por la turbina.

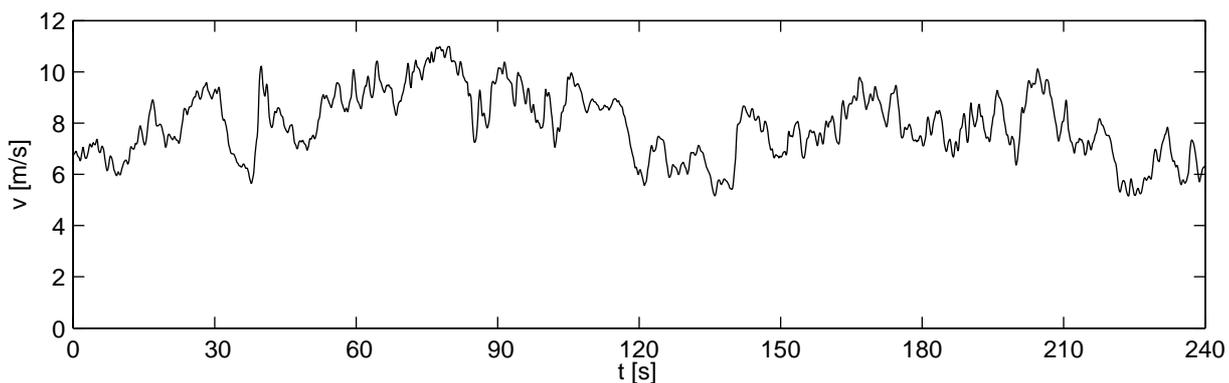


Figura 5.26 Velocidad de viento obtenida por medio del anemómetro.

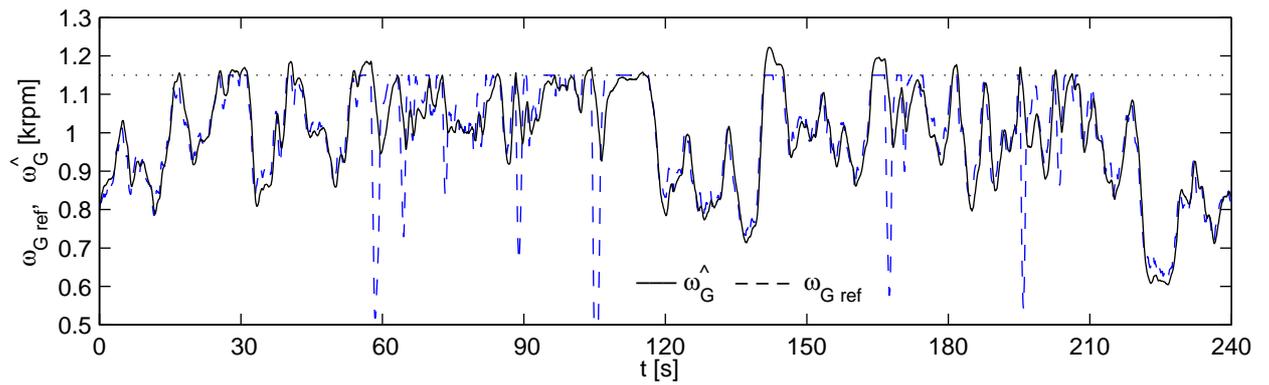


Figura 5.27 Velocidad estimada y de referencia del generador, en función del tiempo (experimental).

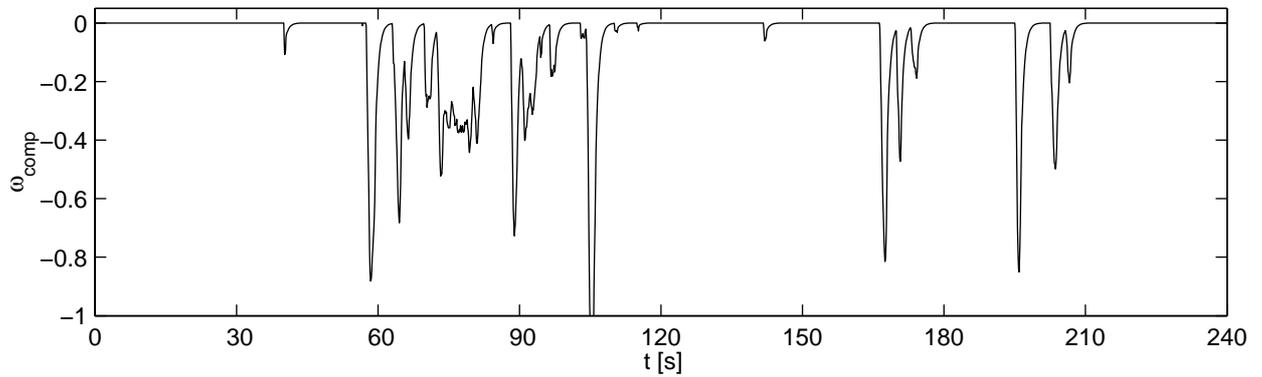


Figura 5.28 Salida del compensador de limitación de potencia en función del tiempo (experimental).

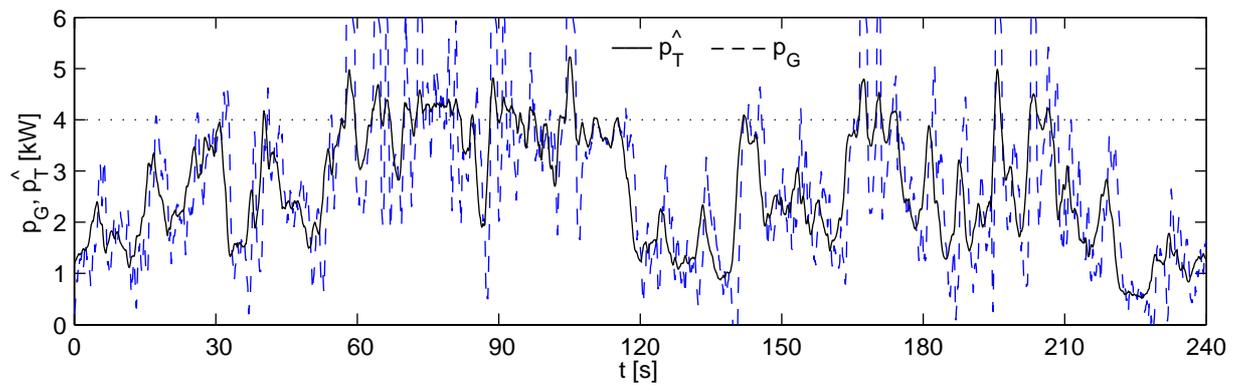


Figura 5.29 Potencia de la turbina y del generador, en función del tiempo (experimental).

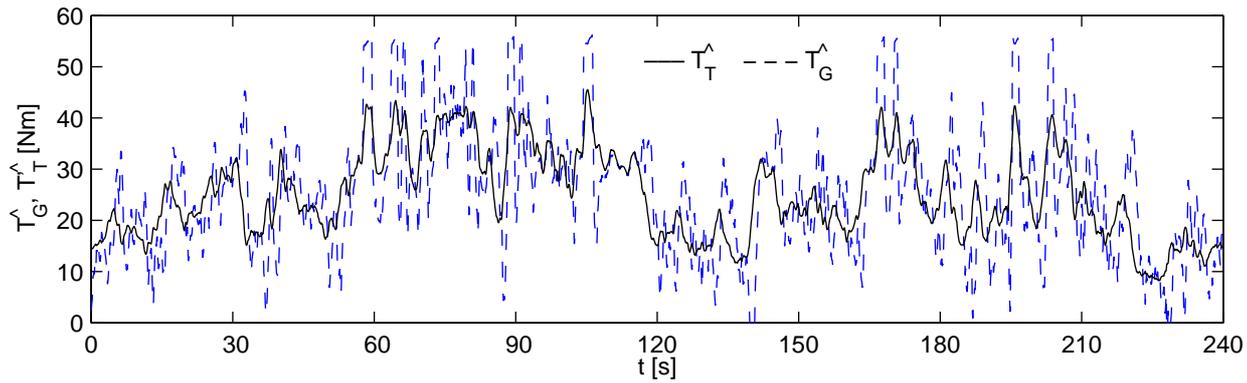


Figura 5.30 Par de la turbina y del generador, en función del tiempo (experimental).

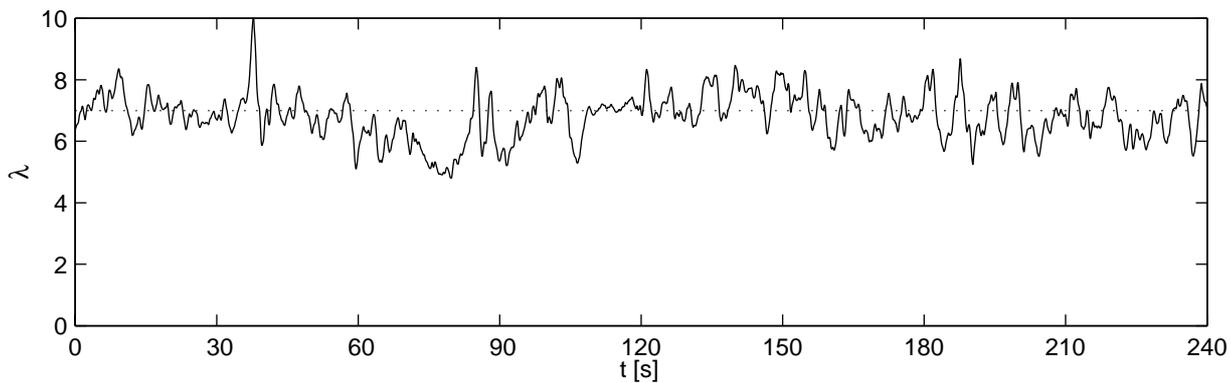


Figura 5.31 Velocidad específica en función del tiempo (experimental).

En la Figura 5.32a se muestra la trayectoria potencia de la turbina-velocidad angular para el ensayo experimental, y en la Figura 5.32b se repite la trayectoria simulada previamente. Comparando ambas figuras se observa que la trayectoria sigue a la óptima con menor dispersión en los resultados experimentales que en los de simulación. Este resultado refuerza la hipótesis que la velocidad específica está determinada por la velocidad de viento distribuida sobre las palas de la turbina y no por la velocidad de viento medida por el anemómetro. En la sección de potencia constante se observa que la trayectoria experimental llega a valores de menor velocidad que la trayectoria simulada. A partir de esta diferencia, se deduce que la curva característica real de la turbina tiene una cúspide más ancha que la usada para la simulación (ver Apéndice A.1.3).

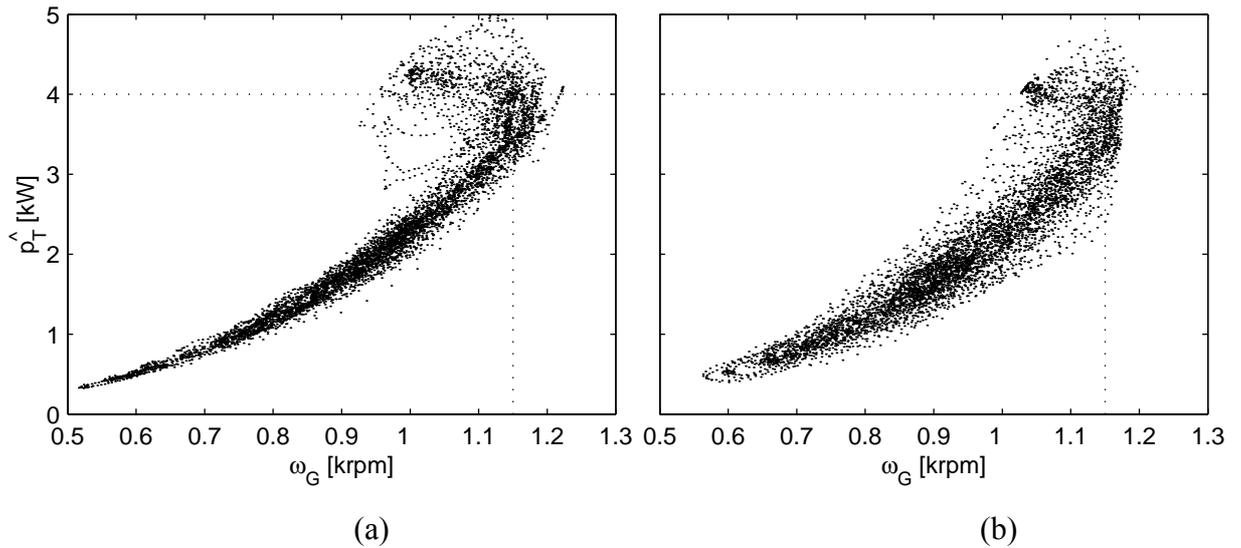


Figura 5.32 Trayectoria potencia de la turbina-velocidad angular. a) experimental. b) simulación.

En la Figura 5.33a se muestra la trayectoria potencia del generador-velocidad angular, para el mismo ensayo, y en la Figura 5.33b se repite la trayectoria obtenida por simulación. Aquí resulta difícil de distinguir las tres secciones de la trayectoria, debido a que el objetivo es que la turbina siga la trayectoria, para lo cual el generador debe actuar en forma adecuada para lograr el objetivo. Comparando ambas figuras se nota una mayor concentración de puntos de máxima potencia en los resultados experimentales. Esto se debe a que en la estación experimental se alcanza el límite de par con mayor frecuencia.

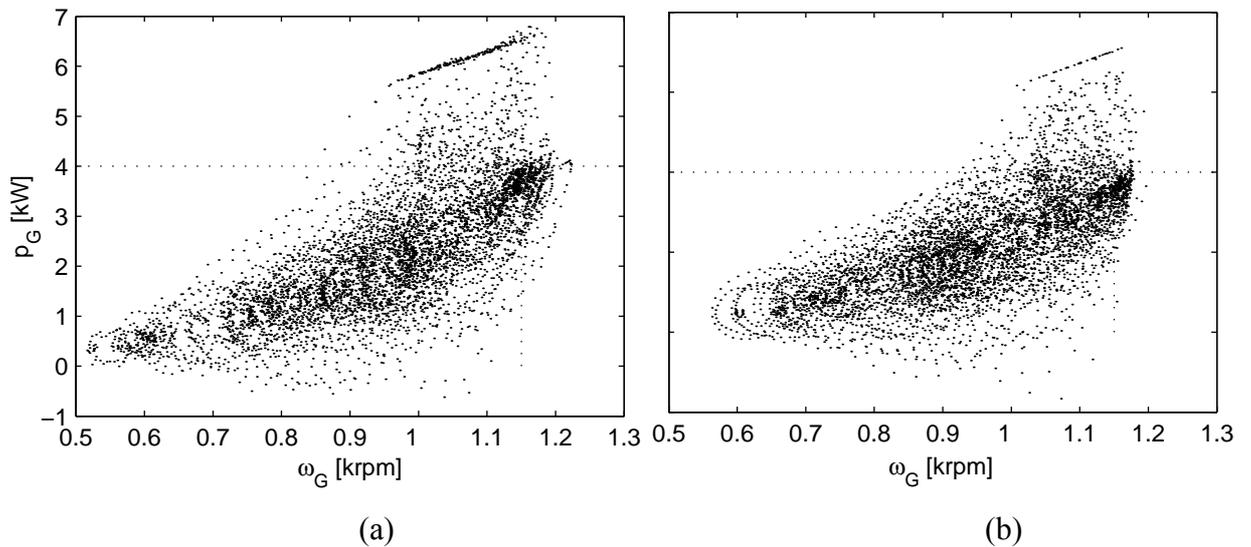


Figura 5.33 Trayectoria potencia del generador-velocidad angular. a) experimental. b) simulación.

5.4. CONCLUSIONES

En este capítulo se presentó un control para turbinas eólicas que, por medio de la variación de la velocidad, maximiza la conversión de la energía del viento, respetando las restricciones de velocidad angular y potencia. Para esto se propuso un esquema de control del generador por orientación con el flujo, con un lazo de control de velocidad. La referencia de la velocidad es provista con el valor que sigue la trayectoria óptima, calculado a partir del modelo y del par estimado de la turbina. Para ello se propuso un estimador de par de la turbina, basado en el modelo mecánico del sistema. La referencia de velocidad es acotada al valor máximo admitido, y se propuso un mecanismo para reducirla cuando la potencia de la turbina supera al valor deseado, reduciendo así el rendimiento. Se pudo observar que cuando se reduce la velocidad, el generador convierte la potencia adicional causada por la reducción de la energía cinética de la turbina. Por tal motivo, si bien la potencia de la turbina está perfectamente limitada, la potencia del generador puede resultar transitoriamente superior a este límite. Este fenómeno, que depende del momento de inercia de la turbina, debe ser considerada para el dimensionamiento de la máquina de inducción y del convertidor.

Se realizaron simulaciones numéricas para verificar el funcionamiento del controlador propuesto y realizar el ajuste de los compensadores. Las simulaciones se realizaron inicialmente con una rampa ideal de viento con el objeto de analizar y evaluar el desempeño de la estrategia de control propuesta. Para validar el modelo se realizó otra simulación utilizando la velocidad de viento obtenida durante el ensayo experimental.

Finalmente, usando una estación electro-eólica se realizaron ensayos experimentales, cuyos resultados fueron comparados con los objetivos propuestos y con los resultados de simulación. Del análisis y comparación de los resultados se concluye que el modelo usado representa con suficiente fidelidad al sistema físico y es adecuado para el ajuste de los compensadores. Tanto los resultados de simulación como los resultados experimentales demostraron que la estrategia de control propuesta satisface los objetivos formulados inicialmente. El esquema de control presenta una buena capacidad para seguir la trayectoria óptima velocidad-par de la turbina, y para limitar la velocidad y potencia máxima.

CAPÍTULO 6

DISCUSIÓN, CONCLUSIONES Y PROPUESTA PARA TRABAJO FUTURO

6.1. DISCUSIÓN Y CONCLUSIONES

En esta tesis se investigaron esquemas y estrategias de control para micro centrales eólicas autónomas de velocidad variable. Debido a que las micro centrales eólicas deben ser apropiadas para operar en sitios remotos, se centró el interés en un sistema robusto, que requiera poco mantenimiento y sea de bajo costo. Por otro lado, estas micro centrales deben suministrar energía eléctrica con calidad adecuada para viviendas familiares, estaciones de bombeo, establecimientos agrícolas, etc. Por ello, se propuso un esquema de micro central con turbina de paso fijo, generador de inducción, banco de baterías y convertidores electrónicos adecuados. Se consideraron distintas alternativas para consumir la energía: en forma de corriente continua de tensión controlada conectando la carga directamente a la barra de CC; en forma de corriente alterna de tensión y frecuencia controlada conectando la carga por medio de un convertidor $CC \leftrightarrow CA$ a la barra de CC; y en forma de corriente alterna de tensión controlada y frecuencia variable conectando la carga directamente al estator de la máquina de inducción.

El generador de inducción consta de una máquina de inducción trifásica convencional tipo jaula de ardilla y un sistema adecuado para excitarla. La máquina de inducción jaula de ardilla no tiene contactos móviles, ni bobinados en el rotor, ni materiales sinterizados, por lo cual es una de las máquinas eléctricas más robustas y económicas. Sin embargo, la excitación y el control resultan complejos, en especial si se desea generar energía con calidad adecuada cuando opera con velocidad y carga variable. Por otra parte, la turbina de paso fijo, no requiere ningún mecanismo complejo como la de paso variable, por lo cual resulta más robusta, de menor mantenimiento y de menor costo. En este caso, la potencia convertida por la turbina se controla por la variación de la velocidad, usándose el propio generador como actuador.

Lo anterior justificó poner el mayor énfasis en el control del generador de inducción. En esta tesis se propusieron dos estrategias para el control de generadores de inducción operando en micro centrales eólicas. La primer propuesta se basó en la técnica de orientación con el flujo,

y se propuso como objetivos la regulación de la tensión en la carga (barra de CC) y la minimización de las pérdidas en la máquina. Esta técnica permite actuar sobre dos variables independientes de la máquina, las corrientes alineada y en cuadratura con el flujo. El controlador propuesto manipula la corriente en cuadratura para regular la tensión de la barra de CC, y la corriente alineada para minimizar las pérdidas de la máquina. El valor óptimo de la corriente alineada se determinó por el modelo de la máquina y el punto de operación actual. Se realizaron simulaciones numéricas para evaluar inicialmente el desempeño de la estrategia propuesta. Luego, se implementó un prototipo de laboratorio, con el cual se obtuvieron resultados experimentales. Se realizaron ensayos experimentales, en régimen estacionario, para comparar al controlador propuesto con la práctica usual de mantener la corriente directa constante. Los resultados de estos ensayos mostraron una mejora significativa del rendimiento usando el controlador propuesto cuando la carga es menor a la nominal. Adicionalmente se realizaron ensayos experimentales que mostraron un buen desempeño dinámico en la regulación de la tensión de la barra de CC cuando se varía bruscamente la carga o la velocidad. Los resultados experimentales muestran coherencia con los resultados obtenidos por simulación, lo que demuestra la validez del modelo y la teoría propuesta.

La segunda propuesta para el control de generadores de inducción se basó en la teoría de la potencia reactiva instantánea, y se propuso como objetivo la regulación de la tensión de la barra de CC y de las cargas conectadas directamente al estator de la máquina de inducción. Esta propuesta logra los objetivos actuando sobre la corriente activa y reactiva instantánea de la máquina de inducción. Para poder consumir energía directamente del estator de la máquina, se requirió de un filtro entre ésta y el convertidor CA \leftrightarrow CC. Se mostró que si la energía es consumida solamente por cargas de CA directamente conectadas al estator de la máquina, un adecuado diseño del banco de capacitores del filtro permite reducir significativamente la corriente que debe manejar el convertidor CA \leftrightarrow CC. Si bien la tensión de estas cargas de CA es controlada, se debe considerar que su frecuencia es dependiente de la velocidad del rotor y del valor de la carga. Esta característica no dificulta la alimentación de cargas como calefacción y bombeo de agua. Por otro lado, esta estrategia tiene la ventaja de proveer mayor rendimiento del sistema al reducirse significativamente las etapas de conversión de energía. Se realizaron simulaciones numéricas para evaluar inicialmente el desempeño de la estrategia propuesta. Luego se implementó un prototipo de laboratorio, con el cual se obtuvieron resultados experimentales. Se realizaron ensayos, tanto de simulación como experimentales, en régimen estacionario para evaluar la excursión de las variables en función de la velocidad de operación y la carga de CA. Se mostró que dentro de cierto rango de velocidad se pueden alimentar cargas

de CA usando un convertidor de corriente nominal menor al 50% que la de la máquina. Adicionalmente se realizaron ensayos que mostraron un buen desempeño dinámico en la regulación de la tensión de la carga de CA cuando se varía la carga o la velocidad. Los resultados experimentales muestran coherencia con los resultados obtenidos por simulación, lo que demuestra la validez del modelo y la teoría propuesta.

El control propuesto usando orientación con el flujo requiere, en principio, el sensado de la posición del rotor por medio de un encoder. Este tipo de sensor es delicado y costoso, además de requerir la instalación de cables de señal desde la máquina hasta el controlador, aumentando en consecuencia la susceptibilidad a fallas y el costo del sistema. Si embargo, debido a que el generador no requiere trabajar a velocidades reducidas, resulta sencillo agregar un estimador que determina simultáneamente el flujo y la velocidad. Por otro lado el controlador propuesto por potencia reactiva instantánea no requiere sensor de velocidad o posición de modo alguno.

Finalmente, se propuso una estrategia para el control eficiente de la turbina eólica que, por medio de la variación de la velocidad, maximiza la conversión de la energía del viento, respetando las restricciones de velocidad angular y potencia. Esta estrategia se basa en un esquema de control por orientación con el flujo, con un lazo de control de velocidad del generador. Basado en el modelo de la turbina se determinó la trayectoria velocidad angular-par de la turbina que maximiza la conversión de energía eólica para toda velocidad de viento. Se propuso un estimador, basado en el modelo mecánico del sistema, para determinar el par de la turbina. A partir del par estimado de la turbina, y la trayectoria óptima, se obtuvo la velocidad de referencia para el control de velocidad. Para el caso en que la potencia estimada supere la máxima admitida o requerida, se propuso un mecanismo que reduce adecuadamente la velocidad para disminuir el rendimiento de la turbina y así reducir la potencia generada al valor deseado. La reducción de velocidad requiere que el generador convierta transitoriamente potencia adicional debido a la reducción de la energía cinética de la turbina. Esta potencia que supera transitoriamente a la de la turbina debe ser considerada en el dimensionamiento del generador y los convertidores. Se realizaron simulaciones numéricas para evaluar inicialmente el desempeño de la estrategia propuesta. Utilizando la estación electro-eólica del Grupo de Electrónica Aplicada de la UNRC, se obtuvieron resultados experimentales bajo condiciones reales de trabajo. Los resultados obtenidos muestran una buena capacidad del controlador para seguir la trayectoria óptima velocidad-par de la turbina, y para limitar la velocidad y potencias máximas. Adicionalmente, por la

comparación de los resultados experimentales con los de simulación se demuestra la validez del modelo y de la teoría propuesta.

6.2. TRABAJO FUTURO

El estudio realizado en esta tesis sobre las micro centrales eólicas, deja abierto una serie de temas de interés para trabajos futuros. Algunos de los temas que se proponen como continuación del presente trabajo, son los que se describen a continuación.

Existen ciertas cargas que conviene ser consideradas como parte integrante de las micro centrales. Este es el caso particular del bombeo de agua, debido a que el control integrado del mismo permitirá obtener ventajas adicionales principalmente por la facilidad de almacenar el agua extraída. Cuando hay potencia generada remanente, ésta puede ser usada para extraer y acumular agua. Cuando hay falta de energía, puede evitarse el bombeo por haber previsto la acumulación del agua, disponiendo así mayor energía para los consumidores que la requieren. Se puede estudiar entonces el funcionamiento complementario de la bomba y del banco de baterías, tanto cuando trabaja con velocidad variable no controlada por estar directamente conectado al generador, o cuando está alimentado por un convertidor $CC \leftrightarrow CA$ de frecuencia constante o de frecuencia variable controlada.

Las técnicas de control investigadas en esta tesis son fácilmente extensibles a sistemas de cogeneración. Se puede estudiar la conexión de la barra de CC con la red por medio de un convertidor $CC \leftrightarrow CA$ y el control del suministro de potencia activa y reactiva. Adicionalmente se puede analizar un sistema compuesto por varios generadores eólicos interconectados por la barra de CC y un sólo convertidor $CC \leftrightarrow CA$ para su interconexión con la red.

Otra propuesta de estudio es la consideración de las micro centrales dentro de un esquema generalizado tipo generador-almacenador-consumidor. Este esquema considera un sistema compuesto por uno o varios generadores, almacenadores, consumidores, y controladores del flujo de energía entre ellos. El estudio de este esquema generalizado permite obtener resultados de investigación fácilmente aplicables no solo a micro centrales eólicas, sino también a sistemas que comparten sus características como son las redes autónomas con generación térmica, hidráulica, solar, o una combinación de las anteriores (híbridas), o fuentes ininterrumpidas de energía eléctrica. El sistema generador-almacenador-consumidor requiere de la interacción coordinada de procesos continuos y de eventos discretos. Tradicionalmente, la supervisión, coordinación y control de ambos tipos de procesos fueron

tratados en forma separada e integrados al momento de su implementación. Se estima que el tratamiento en forma integrada de los procesos continuos y los eventos discretos (denominados Sistemas Híbridos [97][98]) permitirá una metodología de diseño sistemática que incluirá los aspectos de modelado, optimización y análisis de estabilidad del sistema completo. Con el objetivo de maximizar el rendimiento energético y la capacidad de responder a los requerimientos del consumidor, a través del control de los flujos de energía, es fundamental el papel de una estrategia de control centralizado. Estos objetivos pueden ser planteados como un problema de control óptimo sujeto a restricciones. Se puede determinar una estrategia óptima de gerenciamiento del flujo de energía en sistemas generadores-almacenadores-consumidores, utilizando métodos de programación dinámica [99].

REFERENCIAS

- [1] *Wind Power Today: Wind Energy Program Highlights 2001*. Office of Energy Efficiency and Renewable Energy (EERE) Brochure. (2002). 24 pp.; NICH Report No. BR-500-31583; DOE/GO-102002-1556. (<http://www.nrel.gov/publications/>)
- [2] R.D. Richardson, G.M. McNerney, "Wind energy systems", *Proceedings of the IEEE* , Vol. 81 N° 3, pp. 378 –389, March 1993
- [3] J. Jayadev, "Harnessing the wind", *IEEE Spectrum* , Vol. 32 N° 11, pp. 78 –83, Nov. 1995
- [4] S.R. Bull, "Renewable energy today and tomorrow", *Proceedings of the IEEE*, Volume: 89 Issue: 8, pp 1216 –1226, Aug. 2001
- [5] R. Swisher, C.R. De Azua, J. Clendenin, "Strong winds on the horizon: wind power comes of age", *Proceedings of the IEEE*, Vol. 89 N° 12, pp. 1757 -1764, Dec. 2001
- [6] M. Begovic, A. Pregelj, A. Rohatgi, C. Honsberg, "Green power: status and perspectives", *Proceedings of the IEEE*, Vol. 89 N° 12, pp. 1734 -1743, Dec. 2001.
- [7] D. Elliott, "Assessing the world's wind resources", *IEEE Power Engineering Review*, Vol. 22 N° 9, pp. 4 -9, Sept. 2002.
- [8] R. Spencer, "Untapped potential of wind power", *IEEE Power Engineering Review* , Vol. 22 N° 9, pp. 10 -11, Sept. 2002.
- [9] P.G. Migliore, S. D. Calvert, (1999). U.S. Department of Energy Wind Turbine Development Projects. 10 pp.; NICH Report No. CP-500-26151. (<http://www.nrel.gov/publications/>)
- [10] N. Hatziargyriou, A. Zervos, "Wind power development in Europe", *Proceedings of the IEEE*, Vol. 89 N° 12, pp. 1765 –1782, Dec. 2001.
- [11] R. Bakshi, "Wind energy in India", *IEEE Power Engineering Review*, Vol. 22 N° 9, pp. 16 -18, Sept. 2002.
- [12] *U.S. Small Wind Turbine Industry Roadmap*. (2002). 36 pp.; NICH Report No. BK-500-31958; DOE/GO-102002-1598. (<http://www.nrel.gov/publications/>)

- [13] R. Chedid, S. Rahman, "Unit sizing and control of hybrid wind-solar power systems" *IEEE Transaction on Energy Conversion*, Vol. 12, No. 1, pp. 79 -85, March 1997.
- [14] *Proyecto de Energías Renovables en Mercados Rurales (PERMER)*. Secretaría de Energía. Ministerio de Economía de la Nación Argentina. (<http://energia.mecon.gov.ar>).
- [15] L.L. Freris, *Wind Energy Conversion Systems*, Prentice Hall, United Kingdom, 1990.
- [16] W.E. Leithead, S.A. Salle and D. Reardon, "Pole and objectives of control for wind turbines", *IEE Proceeding C*, Vol 138, No. 2, 1991.
- [17] W.E. Leithead, S.A. Salle and D. Reardon, "Classical control of active regulation of constant speed horizontal axis wind turbines". *Int. Journal of Control*, Vol. 55 N° 4, pp 845-876, April 1992.
- [18] Y.H.A. Rahim, A.M.L. Al-Sabbagh, "Controlled power transfer from wind driven reluctance generator", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, Vol. 12 N° 4, pp. 275 - 281, Dec. 1997.
- [19] E. Muljadi, K. Pierce, P. Migliore, *Control Strategy for Variable-Speed, Stall-Regulated Wind Turbines*, 7 pp.; NICH Report No. CP-500-24311. (1998). (<http://www.nrel.gov/publications/>)
- [20] R. Chedid, F. Mrad, M. Basma, "Intelligent control of a class of wind energy conversion systems", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 14 N° 4, pp. 1597 –1604, Dec. 1999.
- [21] E. Muljadi, C.P. Butterfield, "Pitch-controlled variable-speed wind turbine generation", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 37 N° 1, pp. 240 –246, Jan.-Feb. 2001.
- [22] P. Vas *Electrical Machines and Drives*, Clarendon Press. Oxford, 1992.
- [23] E.D. Bassett and P.M. Potter, "Capacitive excitation for induction generator". *AIEE Transactions*, pp. 540-545, May 1935.
- [24] C. Wagner, "Self-Excitation of Induction Motors". *AIEE Transactions.*, Vol. 58, pp 47-51, Feb 1939.
- [25] J. M. Elder, J. T. Boys and Woodward, "The process of self excitation in induction generators" *Proceedings IEE. pt. B*, vol. 130, pp 103-107, March 1983.

- [26] S.S. Murthy, B.P. Singh, C. Nagamani, K.V.V. Satyanarayana, "Studies on the use of conventional induction motors as self-excited induction generators", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol.: 3 N° 4, pp. 842 -848, Dec. 1988.
- [27] S.P. Singh, B. Singh, M.P. Jain, "Performance characteristics and optimum utilization of a cage machine as capacitance excited induction generator", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 5 N° 4, pp. 679 -685, Dec. 1990.
- [28] K.E. Hallenius, P. Vas, J.E. Brown, "The analysis of a saturated self-excited asynchronous generator", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 6 N° 2, pp. 336 -345, June 1991.
- [29] L. Shridhar, B. Singh, C.S. Jha, "A step towards improvements in the characteristics of self excited induction generator", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 8 N° 1, pp. 40 -46, March 1993.
- [30] A.K. Al Jabri, A.I. Alolah, "Limits on the performance of the three-phase self-excited induction generators", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 5 N° 2, pp. 350 -356, June 1990.
- [31] N. Ammasaigounden, M. Subbiah, "Microprocessor-based voltage controller for wind-driven induction generators", *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, Vol. 37 N° 6, pp. 531 -537, Dec. 1990.
- [32] T.L. Maguire, A.M. Gole, "Apparatus for supplying an isolated DC load from a variable-speed self-excited induction generator", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 8 N° 3, pp. 468 -475, Sept. 1993.
- [33] R.M. Hilloowala, A.M. Sharaf, "A rule-based fuzzy logic controller for a PWM inverter in a stand alone wind energy conversion scheme", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 32 N° 1, pp. 57 -65. Jan.-Feb. 1996.
- [34] S.S. Murthy, "A novel self-induced self-regulated single phase induction generator. I. Basic system and theory", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 8 N° 3, pp. 377 -382, Sept. 1993.
- [35] Y.H.A. Rahim, A.I. Alolah, R.I. Al-Mudaiheem, "Performance of single phase induction generators", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 8 N° 3, pp. 389 -395, Sept. 1993.

- [36] T. Fukami, Y. Kaburaki, S. Kawahara, T. Miyamoto, "Performance analysis of a self-regulated self-excited single-phase induction generator using a three-phase machine", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 14 N° 3, pp. 622 -627, Sept. 1999.
- [37] E. Bim, J. Szajner, Y. Burian, "Voltage compensation of an induction generator with long-shunt connection", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 4 N° 3, pp. 526 -530, Sept. 1989.
- [38] L. Shridhar, B. Singh, C.S. Jha, B.P. Singh, S.S. Murthy, "Selection of capacitors for the self regulated short shunt self excited induction generator", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 10 N° 1, pp. 10 -17, March 1995.
- [39] Li Wang; Ching-Huei Lee, "Long-shunt and short-shunt connections on dynamic performance of a SEIG feeding an induction motor load", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 15 N° 1, pp. 1 -7, March 2000.
- [40] H. Frank and B. Landstrom, "Power Factor Correction with Thyristor Controlled Capacitors", *ASEA Journal*, Vol. 44, No. 6, 1971.
- [41] O. Chtchetinine, "Voltage stabilization system for induction generator in stand alone mode", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 14 N° 3, pp. 298 -303, Sept. 1999.
- [42] M. B. Brennen and A. Abbondanti, "Static exciters for induction generators", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 13, N° 5, pp 422-428, Sep/Oct. 1977.
- [43] S.S. Murthy and B. Singh, "Capacitive VAR Controllers for Induction Generators for Autonomous Power Generation", *Proc. of IEEE International Conf. on Power Electronics, PEDES'96*. Part 2, Vol. 2, New Delhi India. 1996.
- [44] J. Casel and H. Knitterscheidt, "Induction Generators for Generating and Emergency Power Supplies of the Future", *Electrotech, Z.ETZ*, N° 102, pp. 139-141, 1981.
- [45] J. Arrillaga and D.B. Watson "Static Power Conversion from Self-Excited Induction Generators", *IEE Proc.*, Vol. 125, No. 8, pp. 743-746, August 1978.
- [46] J.M. Elder, J.T. Boys and J.L. Woodward, "Self-Excited Induction Machine as a Small Low-Cost Generator", *IEE Proc. Pt. C*, Vol. 131, N°. 2, pp. 33-41, Feb. 1984.

- [47] R. Bonert and G. Hoops, "Stand alone induction generator with terminal impedance controller and no turbine controls", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 5 N° 1, pp. 28–31, March 1990.
- [48] M.S. Miranda, R.O.C. Lyra and S.R. Silva, "An alternative isolated wind electric pumping system using induction machines", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 14 N° 4, pp. 1611–1616, Dec. 1999.
- [49] S. Wekhande and V. Agarwal, "Simple control for a wind-driven induction generator", *IEEE Industry Applications Magazine*, Vol. 7 N° 2, pp. 44–53, March-April 2001.
- [50] W. Leonhard, *Control of Electrical Drives*, Springer-Verlag. 1985.
- [51] O. Ojo, I.E. Davidson, "PWM-VSI inverter-assisted stand-alone dual stator winding induction generator", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 36 N° 6, pp. 1604–1611, Nov.-Dec. 2000.
- [52] R.S. Pena, G.M. Asher, J.C. Clare and R. Cardenas, "A Constant Frequency Constant Voltage Variable Speed Stand Alone Wound Rotor Induction Generator", *IEE Conference Publication No 419 Opportunities and Advances in International Power Generation*, 18-20 March 1996, pp. 111-114.
- [53] E.G. Marra and J.A. Pomilio, "Induction-generator-based system providing regulated voltage with constant frequency", *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, Vol. 47 N° 4, pp. 908–914, Aug. 2000.
- [54] E.G. Marra, J.A. Pomilio, "Self-excited induction generator controlled by a VS-PWM bidirectional converter for rural applications", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 35 N° 4, pp. 877–883, July-Aug. 1999.
- [55] R. Krishnan, *Electric Motor Drives. Modeling, Analysis, and Control*, Prentice Hall. New Jersey. 2001
- [56] G.O. García, J. Luiz, R. Stephan and E. Watanabe, "An Efficient Controller for an Adjustable Speed Induction Motor Drive", *IEEE Trans. on Industrial Electronics* Vol. 41, No. 5, pp 533-539, October 1994.
- [57] I. Alan, T.A. Lippo, "Control of a Polyphase Induction Generator/Induction Motor Power Conversion System Completely Isolated from the Utility", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 30, No. 3. May-June 1994.

- [58] M.G. Simões, B.K. Bose and R.J. Spiegel, "Design and Performance Evaluation of a Fuzzy-Logic-Based Variable-Speed Wind Generation System", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 33, No. 4, July/August 1997.
- [59] R.M. Hilloowala and A.M. Sharaf, "A rule-based fuzzy logic controller for a PWM inverter in a stand alone wind energy conversion scheme", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 32 N° 1 , pp. 57 -65, Jan.-Feb. 1996.
- [60] R. Spee and J.H.R. Enslin, "Performance optimization for doubly fed wind power generation systems Bhowmik", *IEEE Trans. on Industry Applications*, Vol. 35 N° 4 , pp. 949 -958, July-Aug. 1999.
- [61] T. Thiringer and J. Linders, "Control by variable rotor speed of a fixed-pitch wind turbine operating in a wide speed range", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 8 N° 3, pp. 520 -526, Sept. 1993.
- [62] A. Miller, E. Muljadi and D.S. Zinger, "A variable speed wind turbine power control", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 12 N° 2 , pp. 181 -186, June 1997.
- [63] A.S. Neris, N.A. Vovos and G.B. Giannakopoulos, "A variable speed wind energy conversion scheme for connection to weak AC systems", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 14 N° 1, pp. 122 -127, March 1999.
- [64] A.M. De Broe, S. Drouilhet and V. Gevorgian, "A Peak Power Tracker for Small Wind Turbines in Battery Charging Applications", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 14, N°. 4, pp. 1630-1635, Dec. 1999.
- [65] G.O. García, R. Leidhold, D. Forchetti and G. Di Gianantonio. "Operational Method to Deduce Equivalent Circuit in dq0-Variables". *Latin American Applied Research*, Vol. 30, No. 2, pp. 119-124, Año 2000.
- [66] R. Leidhold, G.O. Garcia, and M.I. Valla, "Field-Oriented Controlled Induction Generator with Loss Minimization", *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, Vol. 49, N°. 1, pp: 147 - 156, Feb 2002.
- [67] R. Leidhold and G.O. García; "Parallel Capacitive and Electronics Excited Stand-alone Induction Generator", *Proceedings IEEE-IEMDC'99*, pp 631-633, May. 9-12, Seattle, Washington.

- [68] R. Leidhold, G.O. Garcia and M.I. Valla. "Induction Generator Controller Based on the Instantaneous Reactive Power Theory". IEEE - Transaction on Energy Conversion (ISSN 0885-8969) Vol. 17, No. 3, pp: 368-373, Sep.2002.
- [69] R. Leidhold, G.O. García y M.I. Valla; "Control de potencia y velocidad para generadores eólicos de velocidad variable", *Congreso Argentino de Control Automático (AADECA'2002)*, Septiembre de 2002 y CBA'2002, Congreso Brasileiro de Control Automático, Septiembre de 2002.
- [70] R. Leidhold, G.O. García and M.I. Valla, "Speed and power control for variable speed wind generators", *IEEE 28th Annual Conference of the Industrial Electronics Society (IECON'02)*, pp. 157-162, Sevilla, Spain. Nov. 5-8, 2002
- [71] Xin Ma, "Adaptive Extremum Control and Wind Turbine Control" May 1997. Thesis. Ph.D. in engineering. Institute of Mathematical Modelling (IMM), the Technical University of Denmark (DTU). (http://www.imm.dtu.dk/documents/ftp/phdliste/phd32_97.pdf)
- [72] R. Park, "Two-reaction theory of synchronous machines - Generalized method of analysis - Part I". *AIE Trans.*, Vol. 48, pp. 716-727, Jul. 1929.
- [73] H. Stanley, "An analysis of the induction motor". *AIEE Trans.*, Vol. 57 (Supplement), pp. 751-755, 1938.
- [74] G. Kron, *Equivalent circuit of electric machinery*, John Wiley and Sons, Inc., New York, 1951.
- [75] D. Bereton, D. Lewis and C. Young, "Representation of induction motor loads during power system stability studies", *AIEE Trans.*, Vol. 76, pp. 451-461, Aug. 1957.
- [76] C. Krause and C. Thomas, "Simulations of symmetrical induction machinery", *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, Vol. 84, pp. 1038-1053, Nov. 1965.
- [77] P. Krause, O. Wasynczuk and S. Sudhoff, *Analysis of electric machinery*, IEEE Press, New York, 1986.
- [78] G.O. García, "Controladores Eficientes para o Acionamento de Motores de Indução", Apr. 1994. PhD Thesis COPPE, UFRJ. Rio de Janeiro, Brasil.

- [79] D. Divan, T. Lipo and T. Habetler, "PWM Techniques for Voltage Source Inverters", *IEEE Power Electronics Society, Tutorial Notes - Power Electronics Specialist Conference'90 (PESC'90)*, San Antonio, USA. 1990.
- [80] J. Holtz, "Pulse Width Modulation for Electronic Power Converters". In: *Power Electronics and Variable Frequency Drives (Edited by Bimal K. Bose)*. pp. 138-208. IEEE Press, New York 1997.
- [81] D.W. Novotny and T.A. Lipo, *Vector Control and Dynamics of AC Drives*. Capítulo 9. Clarendon press, Oxford UK, (1998).
- [82] K. Rajashekara, A. Kawamura and K. Matsuse, *Sensorless Control of AC Motor Drives*, IEEE Press, New York, 1996.
- [83] R. Leidhold and G.O. García. "Variable Speed Field Oriented Controlled Induction Generator". *IEEE 33rd Annual Meeting of the Industrial Applications Society (IAS'98)*, St. Louis, USA, Oct. 1998.
- [84] H. Kubota, K. Matsuse and T. Nakano, "DSP-Based Speed Adaptive Flux Observer of Induction Motor" *IEEE Trans. Industry Applications*, Vol. 29, No. 2, pp. 344-348, March/April 1993.
- [85] D.S. Kirschen, D.W. Novotny and T.A. Lipo, "On-line efficiency optimization of a variable frequency induction motor drive", *IEEE Trans. Industry Applications*, Vol. 21, pp. 610-616, May/June 1985.
- [86] G.C.D. Sousa, B.K. Bose and J.G. Cleland, "Fuzzy logic based on-line efficiency optimization control of an indirect vector-controlled induction motor drive", *IEEE Trans. on Industrial Electronics*, Vol. 42 N° 2 , pp. 192 –198, April 1995.
- [87] H. Akagi, Y. Kanazawa and A. Nabae, "Generalized Theory of the Instantaneous Reactive Power in Three-Phase Circuits." *Proc. of the International Power Electronics Conference – (IPEC'83)*, pp. 1375-1381, Tokyo Apr. 1983.
- [88] H. Akagi, Y. Kanazawa and A. Nabae, "Instantaneous reactive power compensator comprising switching devices without energy storage componentes", *IEEE Trans. on Ind. Applications*, Vol. IA-20, N°. 3, May-June 1984.
- [89] M. Aredes, K. Heumann, E.H. Watanabe, "An universal active power line conditioner", *IEEE Trans. on Power Delivery*, Vol. 13 N° 2 , pp. 545 -551, April 1998.

- [90] V. Soares, P. Verdelho, G.D. Marques, "An instantaneous active and reactive current component method for active filters", *IEEE Trans. on Power Electronics*, Vol. 15 N° 4 , pp. 660-669, July 2000.
- [91] E.H. Watanabe, R.M. Stephan and M. Aredes, "New Concepts of Instantaneous Active and Reactive Powers in Electrical Systems with Generic Loads, " *IEEE Trans. Power Delivery*, Vol. 8, N° 2, pp. 697-703, Apr. 1993.
- [92] A.L. Alolah and M.A. Alkanhal, "Optimization-based steady state analysis of three phase self-excited induction generator", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 15 N° 1, pp. 61 –65, March 2000.
- [93] R.J. Harrington and F.M.M. Bassiouny, "New approach to determine the critical capacitance for self-excited induction generators", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, Vol. 13 N° 3, pp. 244 -249, Sept. 1998.
- [94] O. Ojo, "Minimum airgap flux linkage requirement for self-excitation in stand-alone induction generators", *IEEE Trans. on Energy Conversion*, Vol. 10 N° 3 , pp. 484 –492, Sept. 1995.
- [95] T.F. Chan, "Analysis of self-excited induction generators using an iterative method", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, Vol. 10 N° 3 , pp. 502 -507, Sept. 1995.
- [96] C.T. Chen, *Linear Systems Theory and Design* (Oxford Series in Electrical and Computer Engineering), 3rd. Edition, 1998.
- [97] *IEEE Transactions on Automatic Control, Special Issue on Hybrid Control Systems*. Vol. 43, No. 4, April 1998.
- [98] *IEEE Proceedings. Special Issue on Hybrid Control Systems*. Vol. 19, No. 4, August 1999.
- [99] E.S. Gavanidou and A.G. Bakirtzis, "Design of a stand alone system with renewable energy sources using trade off methods", *IEEE Transaction on Energy Conversion*, Vol. 7 No. 1, pp. 42-48, March 1992

APÉNDICE A

PARÁMETROS DEL SISTEMA

A.1. PARÁMETROS

A.1.1. Máquina de Inducción

El prototipo experimental de los capítulos 3 y 4 usa una máquina de inducción de 4 kW cuyos parámetros se muestran en la Tabla A.1. En el Capítulo 5 se usa una máquina de inducción de 5.5 kW cuyos parámetros se muestran en la Tabla A.2. Los parámetros de ambas máquinas se obtuvieron por medio de los ensayos con rotor bloqueado y en vacío. Las simulaciones se realizaron usando estos parámetros.

Tabla A.1 Parámetros de la máquina de inducción de 4 kW.

Parámetros		
R_{fe}	= 324	Ω
R_s	= 0.476	Ω
R_r	= 0.356	Ω
L_{ls}	= 2.217	mH
L_{lr}	= 2.217	mH
M	= 40.473	mH
n_p	= 2	
i_{qs} (nominal)	= 17	A
i_{ds} (nominal)	= 14	A

Valores de placa		
p_m	= 4	kW
v_s (línea eficaz)	= 220	V
i_s (eficaz)	= 15.5	A
Frecuencia	= 50	Hz

Tabla A.2 Parámetros de la máquina de inducción de 5.5 kW.

Parámetros			Valores de placa		
R_s	=	1.16 Ω	p_m	=	5.5 kW
R_r	=	0.4 Ω	v_s (línea eficaz)	=	380 V
L_{ls}	=	5.74 mH	i_s (eficaz)	=	11.1 A
L_{lr}	=	5.74 mH	Frecuencia	=	50 Hz
M	=	134.21 mH			
n_p	=	2			
i_{qs} (nominal)	=	13.85 A			
i_{ds} (nominal)	=	7.38 A			

Para la simulación y otros cálculos de las propuestas presentadas en los capítulos 3 y 4 se requieren de las curvas de magnetización y su inversa (Ver Apéndice B). En la Figura A.1 se muestra la curva de magnetización obtenida por medio del ensayo en vacío de la máquina de inducción de 4 kW. La función inversa de magnetización se muestra en la Figura A.2.

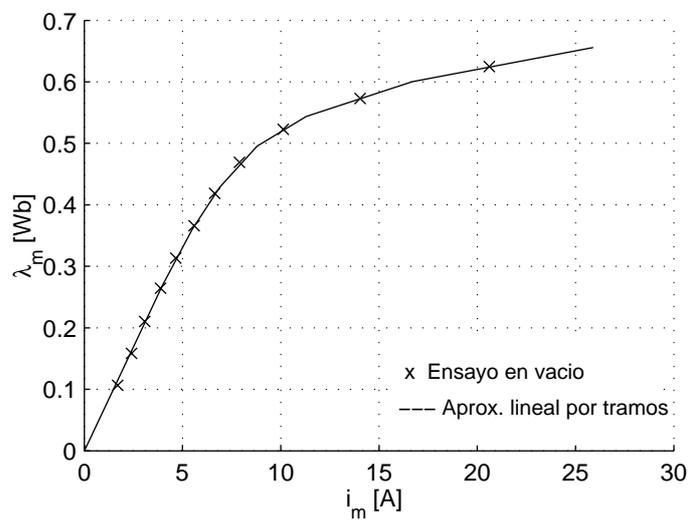


Figura A.1 Curva de magnetización (máquina de 4 kW).

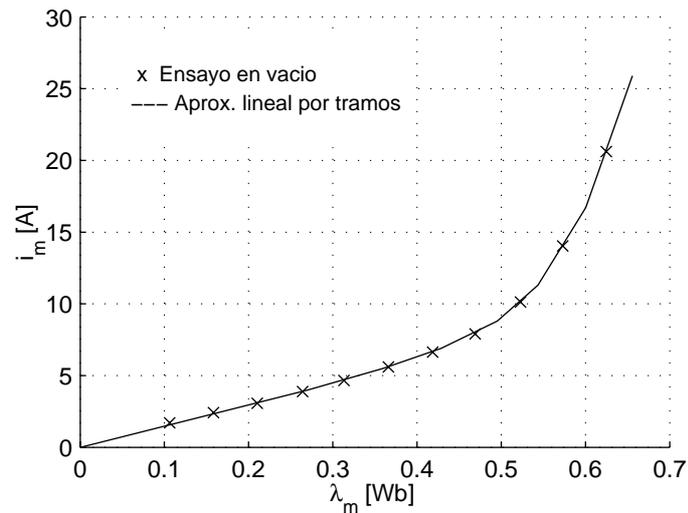


Figura A.2 Curva inversa de magnetización (máquina de 4 kW).

En las curvas de la Figura A.1 y Figura A.2 se muestra la aproximación por tramos que se puede expresar como,

$$\lambda_m(i_m) = M_n i_m + k_n \quad (\text{A.1})$$

Donde los valores de M_n y k_n se muestran en la Tabla A.3. El tramo correspondiente al flujo nominal es $n = 4$.

Tabla A.3 Curva de magnetización: Aproximación por tramos (máquina de 4 kW).

n	rango i_m		k_n	M_n
0	0	4	0	0.06755
1	4	5.5	0.029933	0.060067
2	5.5	6.9	0.091193	0.048929
3	6.9	8.8	0.18694	0.035053
4	8.8	11.3	0.32574	0.01928
5	11.3	16.7	0.42474	0.010519
6	16.7	25.9	0.49984	0.006021

A.1.2. Filtro, convertidores y barra de CC

En la Tabla A.4 se muestran los parámetros del filtro de CA usado en el prototipo experimental y en la simulación del sistema propuesto en el Capítulo 4. En la Tabla A.5 se muestran los parámetros de los convertidores y la barra de CC.

Tabla A.4 Parámetros del filtro.

C_{ca}	= 220	μF
L_i	= 15	mH

Tabla A.5 Parámetros de los convertidores.

C_{bcc}	= 800	μF
T	= 62.5	μs
v_{bcc} (inicial)	= 24	V

A.1.3. Turbina y sistema mecánico

En la Tabla A.6 se muestran los parámetros de la turbina y del sistema mecánico (caja multiplicadora) usados en el Capítulo 5.

Tabla A.6 Parámetros de la turbina y sistema mecánico.

nc	= 4.86	
J_T	= 18.28	Kg m^2
J_G	= 0.02	Kg m^2
R	= 2.5	m
λ_{opt}	= 7.0	
C_{p_max}	= 0.45	
C_{T_opt}	= 0.064	
Potencia nominal	= 5	KW
Velocidad nominal del viento	= 10	m/s
Velocidad nominal de la turbina	= 267	rpm

Para obtener la curva del coeficiente de par C_T se realizó un ensayo que consiste en mantener la velocidad angular de la turbina constante, adquiriendo la velocidad del viento y el par estimado en el generador de inducción. Los datos fueron adquiridos con un período de muestreo de 1 s. Cada período de 10 minutos se modificó la velocidad para cubrir todo el rango de trabajo. Este ensayo se realizó durante varios días con distintas condiciones de viento.

Por cada muestra obtenida de esta manera se calculó la velocidad específica y el coeficiente de par. Con estos datos se construyó el histograma bidimensional que se muestra en la Figura A.3, donde el color indica la frecuencia de ocurrencia. En puntos negros se muestran los máximos para cada velocidad específica, y éstos son los datos usados para aproximar a la siguiente función,

$$C_T = \exp(a_1\lambda^4 + a_2\lambda^3 + a_3\lambda^2 + a_4\lambda + a_5) \tag{A.2}$$

En la Tabla A.7 se muestran los coeficientes de la función (A.2), obtenidos con los datos experimentales.

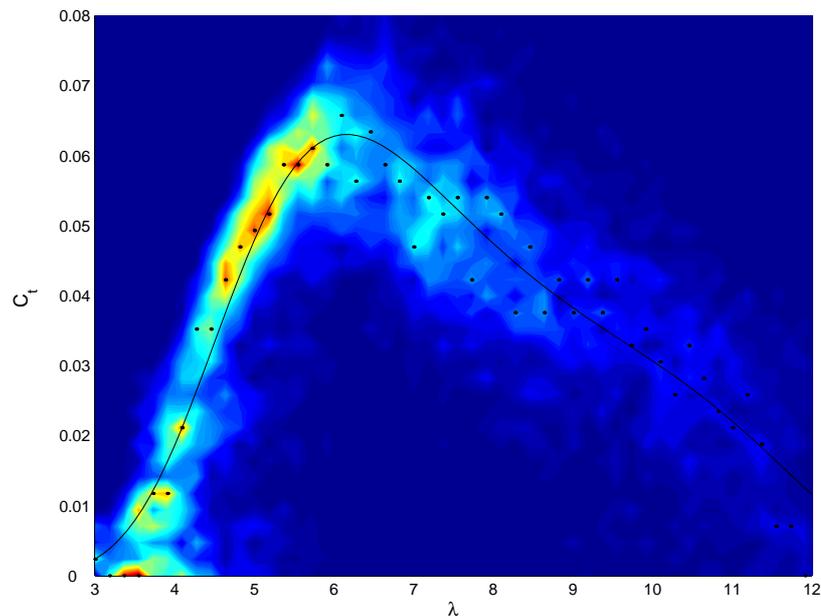


Figura A.3 Histograma bidimensional del coeficiente de par, y curva aproximada.

Tabla A.7 Coeficientes de la función del coeficiente de par.

a_1	= -0.00447571
a_2	= 0.153195
a_3	= -1.9597
a_4	= 10.889
a_5	= -24.842682

A.2. VALORES BASE DEL SISTEMA POR UNIDAD (P.U.)

Los resultados, tanto de simulación como experimentales, de los capítulos 3 y 4 se presentan en el sistema por unidad (p.u.), o sea, el cociente entre la variable y su valor base. En la Tabla A.1 se presentan los valores de base para cada variable de la máquina de inducción, convertidores y barra de CC.

Tabla A.8 Sistema por unidad (p.u.): Valores base.

VARIABLES	Valor base	Unidad
Corrientes de la máquina i_s, i_r, i_m	22	A
Tensión del estator v_s (Capítulo 3)	179	V
Tensión del estator v_s (Capítulo 4)	160	V
Flujo λ	0.57	Wb
Potencia p	4	kW
Velocidad angular ω_r	314	rad/s (eléctricos)
Tensión de la barra de CC v_{bcc}	360	V
Corriente de la barra de CC i_{bcc}	11.1	A

APÉNDICE B

CONSIDERACIONES PARA LA SIMULACIÓN

Para implementar las simulaciones de los capítulos 3 y 4 se consideró el sistema presentado en la Sección 2.2, cuyas partes principales son la máquina de inducción, el filtro de CA, la carga de CA, el convertidor CA↔CC, la barra de CC y las cargas de CC. La simulación de la máquina de inducción se basó en el modelo en el referencial estacionario. Para ello se partió del modelo en el referencial dq arbitrario descrito en la Sección 2.4, definiendo nula la velocidad de rotación del referencial ($\omega_{dq} = 0$). Para simplificar la incorporación de la saturación magnética en la simulación, se seleccionaron como variables de estado los flujos.

De las ecuaciones (2.27) a (2.34) se pueden escribir las corrientes en función de los flujos,

$$i_{ds} = \frac{(\lambda_{ds} - \lambda_{dm})}{L_{ls}} \quad (\text{B.1})$$

$$i_{qs} = \frac{(\lambda_{qs} - \lambda_{qm})}{L_{ls}} \quad (\text{B.2})$$

$$i_{dr} = \frac{(\lambda_{dr} - \lambda_{dm})}{L_{lr}} \quad (\text{B.3})$$

$$i_{qr} = \frac{(\lambda_{qr} - \lambda_{qm})}{L_{lr}} \quad (\text{B.4})$$

$$i_{dm} = f_{dm}^{-1}(\lambda_{dm}, \lambda_{qm}) \quad (\text{B.5})$$

$$i_{qm} = f_{qm}^{-1}(\lambda_{dm}, \lambda_{qm}) \quad (\text{B.6})$$

$$i_{dfe} = i_{ds} + i_{dr} - i_{dm} \quad (\text{B.7})$$

$$i_{qfe} = i_{qs} + i_{qr} - i_{qm} \quad (\text{B.8})$$

Substituyendo las ecuaciones (B.1) a (B.8) en las ecuaciones dinámicas (2.21) a (2.26) se obtienen las ecuaciones de estado,

$$\frac{d}{dt} \lambda_{ds} = v_{ds} - \frac{R_s}{L_{ls}} (\lambda_{ds} - \lambda_{dm}) \quad (\text{B.9})$$

$$\frac{d}{dt} \lambda_{qs} = v_{qs} - \frac{R_s}{L_{ls}} (\lambda_{qs} - \lambda_{qm}) \quad (\text{B.10})$$

$$\frac{d}{dt} \lambda_{dr} = -\frac{R_r}{L_{lr}} (\lambda_{dr} - \lambda_{dm}) - \omega_r \lambda_{qr} \quad (\text{B.11})$$

$$\frac{d}{dt} \lambda_{qr} = -\frac{R_r}{L_{lr}} (\lambda_{qr} - \lambda_{qm}) + \omega_r \lambda_{dr} \quad (\text{B.12})$$

$$\frac{d}{dt} \lambda_{dm} = R_{fe} \left[\frac{(\lambda_{ds} - \lambda_{dm})}{L_{ls}} + \frac{(\lambda_{dr} - \lambda_{dm})}{L_{lr}} - f_{dm}^{-1}(\lambda_{dm}, \lambda_{qm}) \right] \quad (\text{B.13})$$

$$\frac{d}{dt} \lambda_{qm} = R_{fe} \left[\frac{(\lambda_{qs} - \lambda_{qm})}{L_{ls}} + \frac{(\lambda_{qr} - \lambda_{qm})}{L_{lr}} - f_{qm}^{-1}(\lambda_{dm}, \lambda_{qm}) \right] \quad (\text{B.14})$$

Las funciones usadas en (B.5) a (B.6) y (B.13) a (B.14) se definen como,

$$f_{dm}^{-1}(\lambda_{dm}, \lambda_{qm}) = i_m(\lambda_m) \frac{\lambda_{dm}}{\lambda_m} \quad (\text{B.15})$$

$$f_{qm}^{-1}(\lambda_{dm}, \lambda_{qm}) = i_m(\lambda_m) \frac{\lambda_{qm}}{\lambda_m} \quad (\text{B.16})$$

donde la corriente de magnetización en función del flujo ($i_m(\lambda_m)$) se implementa con la función lineal por tramos mostrada en la Figura A.2.

La simulación del filtro de CA y la carga de CA se basa en las ecuaciones (2.47) a (2.50). El convertidor CA→CC, la barra de CC y las cargas de CC se simulan usando las ecuaciones (2.51) a (2.56) y (2.58).

APÉNDICE C

PROTOTIPO DE LABORATORIO

C.1. BANCO DE ENSAYOS

Para validar experimentalmente los sistemas propuestos en los capítulos 3 y 4 se desarrolló un prototipo en un banco de ensayos, donde la turbina eólica fue emulada por un accionamiento eléctrico comercial, controlada en velocidad. En la Figura C.4 se muestra un diagrama en bloques del prototipo de laboratorio.

El prototipo experimental y el banco de ensayos constan de las siguientes partes:

- Máquina de Inducción.

La máquina de inducción es trifásica del tipo jaula de ardilla convencional con dos pares de polos y 4 kW de potencia nominal.

- Filtro y carga CA.

El filtro de CA consta de una inductancia en serie con el convertidor, L_i , y un banco de capacitores en paralelo con la carga, C_{ca} . Para los ensayos que requieren cargas de CA se usó un banco de resistencias de potencia conectado por medio de una llave, R_{cca} .

- Convertidor CA↔CC y barra de CC.

El convertidor se construyó usando módulos de IGBTs de 100A 1200V. La barra de CC tiene un capacitor de 800 uF, C_{bcc} . El control de corriente se realiza por medio de modulación delta, con frecuencia de conmutación máxima de 16 kHz.

- Carga de CC.

La carga de CC consta de resistencias variables de potencia, R_{ccc} , conectadas a la barra de CC por medio de llaves.

- Controladores.

El control del sistema se implementó usando una PC Pentium de 133 MHz que cuenta con una placa de adquisición. La placa de adquisición posee: un conversor analógico digital (A/D) de 12 bits con tiempo de conversión de 12 μ s y entrada multiplexada por ocho; dos conversores digital analógico (D/A) de 12 bits; 24 líneas digitales que se pueden

programar para que operen como entradas o salidas; y temporizadores que permiten programar interrupciones a intervalos regulares. Los algoritmos de control requieren, según el caso, de la medición de las corrientes y tensiones de dos de las tres fases del estator, la tensión de la barra de CC, y la posición del rotor. Para relevar el rendimiento en régimen estacionario se adquiere el par aplicado sobre la máquina de inducción a través de un sensor que acopla mecánicamente el generador con el motor.

Se usó el sistema operativo en tiempo real QNX 6.1 y el lenguaje C para la programación de los algoritmos de control y adquisición de datos. La PC desarrolla tareas correspondientes al algoritmo de control y adquisición, que son ejecutados en tiempo real con máxima prioridad, y tareas correspondientes al almacenamiento, visualización, lectura de referencias, etc. que se ejecutan en forma asíncrona con menor prioridad. En los controladores propuestos en los capítulos 3 y 4 se realizaron las tareas en tiempo real en intervalos de 250 μ s. Para el esquema del Capítulo 5 se realizaron las tareas del control de la máquina de inducción en intervalos de 150 μ s y las tareas del control de la turbina en intervalos de 2 ms.

- Sensores.

Para la medición de corrientes y tensiones se usaron sensores aislados de efecto Hall de flujo cero. La posición se mide por medio de un encoder óptico de 1024 pulsos por revolución con dos fases de salida. El encoder conectado a un circuito dedicado permite determinar la posición relativa con una resolución de 4096 posiciones. El par se mide por medio de un sensor rotativo que entrega una señal analógica de tensión acondicionada para su adquisición.

- Batería plomo ácido.

Se usó una batería de 24 V como fuente de energía externa para iniciar la excitación cuando la máquina de inducción se desmagnetiza completamente.

- Máquina de inducción con accionamiento vectorial.

Como fuente de potencia mecánica se usó una máquina de inducción controlada por un accionamiento comercial con control vectorial. Este accionamiento puede ser programado para que siga una referencia de velocidad, o una referencia de par.

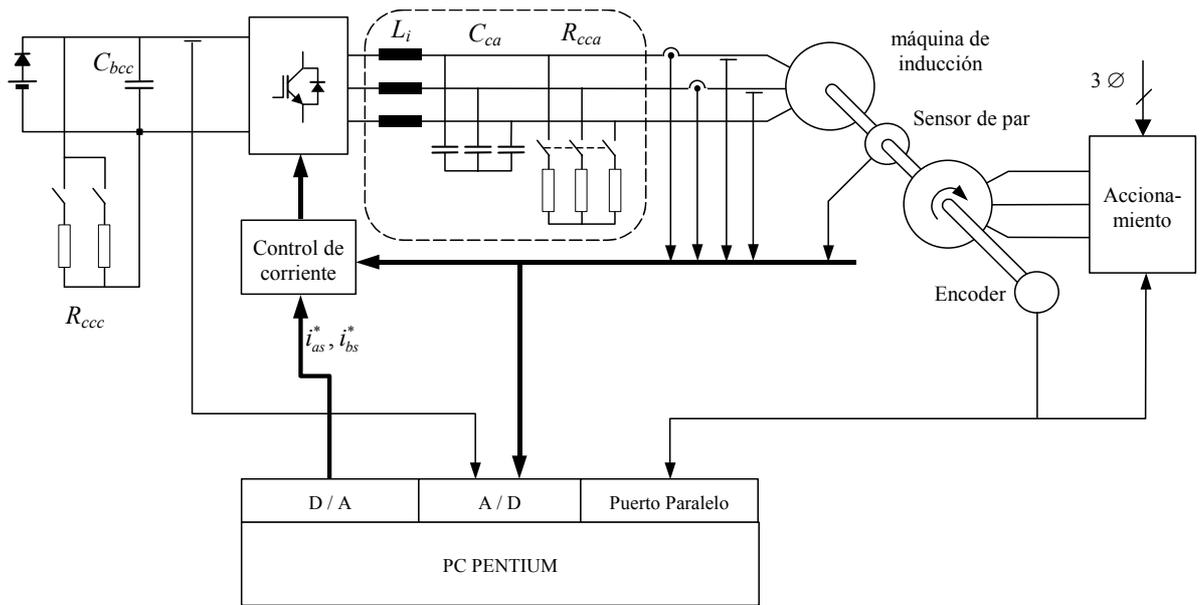


Figura C.4 Diagrama en bloques del prototipo experimental y del banco de ensayos.

Para obtener el rendimiento se midió la potencia mecánica (par por velocidad), y simultáneamente la potencia eléctrica que entrega la máquina de inducción. Debido a que las tensiones en el estator de la máquina de inducción son conmutadas a una frecuencia de 16 kHz, se requeriría un instrumento de gran ancho de banda para medir la potencia eléctrica. Por tal motivo se incorporó un filtro de CA, de manera que las tensiones del estator sean senoidales, pudiendo así medir la potencia eléctrica con los instrumentos disponibles. El cálculo del rendimiento se realizó entonces adquiriendo, a la frecuencia de muestreo del algoritmo de control (4 kHz), los valores de la tensión y corriente de dos fases, el par y la velocidad.

En las Figura C.5 se muestra una imagen del banco de ensayos donde se distingue el motor impulsor y la máquina de inducción con la cual se implementó el generador. En la Figura C.6 puede observarse el convertor CA↔CC y la barra de CC.



Figura C.5 Banco de ensayos del generador de inducción con el accionamiento eléctrico.

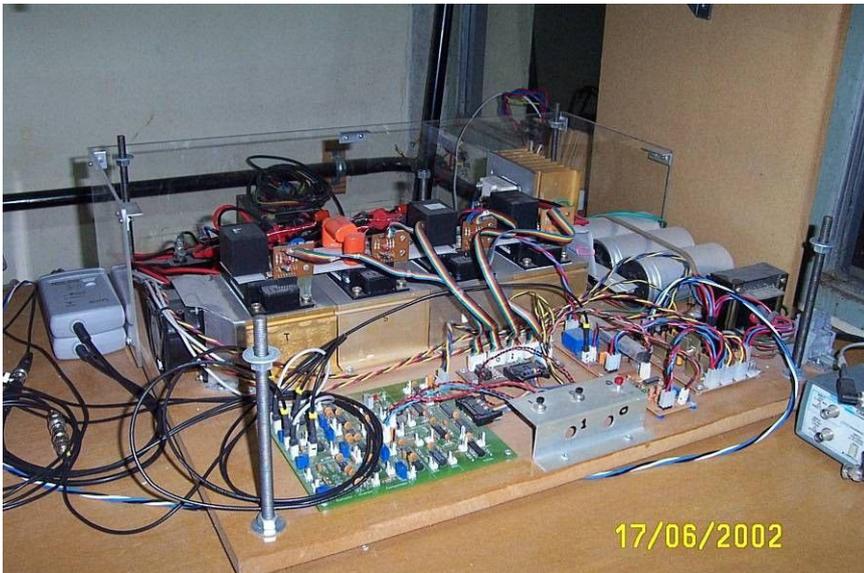


Figura C.6 Conversor CA↔CC y barra de CC.

C.2. ESTACIÓN ELECTRO EÓLICA

Para incluir a la turbina eólica en el prototipo experimental de los sistemas propuestos, se contó con una estación electro eólica de 5.5 kW, desarrollada en el ámbito del proyecto que da lugar a este trabajo de tesis. En la Figura C.7 se muestra una imagen de la estación electro eólica experimental y en la Figura C.8 el detalle del generador eólico. En la Figura C.9 se muestra a su vez el sistema mecánico del generador eólico. En ella se puede apreciar la maza de la turbina, caja de multiplicación, máquina de inducción y freno de seguridad.



Figura C.7 Estación electro-eólica experimental del Grupo de Electrónica Aplicada.



Figura C.8 Vista detallada del generador eólico.

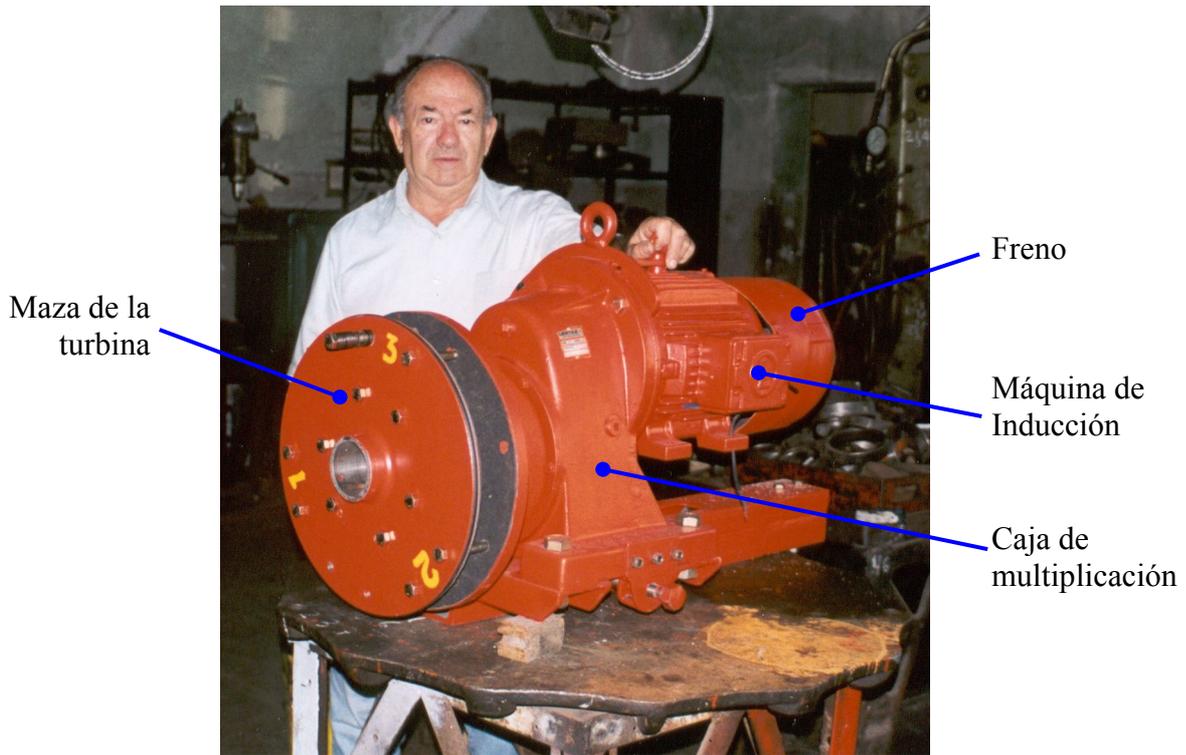


Figura C.9 Imagen del sistema mecánico compuesto por la maza de la turbina, caja de multiplicación, máquina de inducción y freno de seguridad.