



UNIVERSITAT
POLITÈCNICA
DE VALÈNCIA

DEPARTAMENTO DE
INGENIERÍA ELÉCTRICA

Tesis

SIMULADOR DE GENERADOR EÓLICO
DOBLEMENTE ALIMENTADO

Doctorando

Joaquín Safont Vivas

Director

Isidoro Segura Heras

Fecha

ENERO / 2016

Índice

| | |
|---|----|
| 1. Resumen | 7 |
| 2. Introducción | 13 |
| 3. Estado del arte | 19 |
| 3.1. La turbina eólica | 19 |
| 3.2. El multiplicador | 26 |
| 3.2.1. Par de rozamiento | 27 |
| 3.2.2. Dinámica de giro del aerogenerador | 28 |
| 3.2.3. Pares que intervienen y criterio de signos en la ecuación dinámica | 29 |
| 3.3. Máquina eléctrica usada como generador | 30 |
| 3.4. Modelo de circuito equivalente en las máquinas de inducción en régimen permanente | 32 |
| 3.4.1. Criterio de signos de potencias | 36 |
| 3.4.2. Determinación de potencias | 36 |
| 3.5. Régimen dinámico en la máquina de rotor bobinado | 39 |
| 3.5.1. Ejes bifásicos solidarios al estator ($\alpha\beta$) y solidarios al rotor ($\alpha'\beta'$) | 39 |
| 3.5.2. Ejes bifásicos móviles (dq) | 41 |
| 3.5.3. Enlaces de flujo | 42 |
| 3.5.4. Ecuación de tensiones con ejes fijos $\alpha\beta$ | 45 |
| 3.5.5. Ecuación de tensiones con ejes móviles dq | 46 |
| 3.5.6. Par y potencia electromecánica | 47 |
| 3.5.7. Simplificación de las ecuaciones | 48 |
| 3.6. Transitorios de maniobra y perturbaciones | 48 |
| 3.6.1. Transitorios de maniobra y operación | 48 |
| 3.6.2. Perturbaciones | 50 |
| 3.7. El convertidor Scherbius que alimenta el rotor | 54 |
| 3.7.1. Tipos de modulación sinusoidal (SPWM) | 57 |
| 3.7.2. Otros tipos de modulación | 59 |
| 3.7.3. Otros tipos de convertidores | 61 |
| 3.8. El control del inversor | 62 |
| 3.8.1. Regulador de corriente | 62 |
| 3.8.2. Regulador de velocidad | 65 |
| 4. Comportamiento del modelo en régimen permanente | 67 |
| 4.1. Justificación | 67 |
| 4.2. Desarrollo del modelo utilizado | 68 |

| | |
|--|------------|
| 4.2.1. Estimación de las pérdidas del hierro del rotor | 72 |
| 4.3. Balance de potencia del circuito equivalente | 73 |
| 4.3.1. Componentes de la potencia | 73 |
| 4.3.2. Fluctuaciones motoras del generador | 74 |
| 4.3.3. Funcionamiento del generador con bornes abiertos | 76 |
| 4.3.4. Funcionamiento a plena potencia | 79 |
| 4.3.5. Datos de partida | 82 |
| 4.3.6. Resultados | 83 |
| 5. Comportamiento del modelo en régimen dinámico | 97 |
| 5.1. Modelo de circuito con pérdidas en el núcleo | 97 |
| 5.2. Modelo de la red | 98 |
| 5.3. Conversiones prácticas | 99 |
| 5.3.1. Potencia con ejes $\alpha\beta$ o dq | 101 |
| 5.3.2. Par electromecánico | 102 |
| 5.4. Modelo dinámico de la turbina | 102 |
| 5.4.1. Respuesta de la turbina con el generador desconectado | 105 |
| 5.5. Modelo dinámico del generador | 107 |
| 5.5.1. Conexión del generador a la red | 112 |
| 5.5.2. Conexión del estator con el rotor abierto | 112 |
| 5.5.3. Conexión del rotor con el estator abierto | 112 |
| 5.5.4. Sincronización de la máquina con estator conectado a la red y rotor abierto | 115 |
| 5.6. Controlador | 125 |
| 5.6.1. Regulador de corriente y velocidad | 125 |
| 5.6.2. Diseño del regulador de potencia activa | 127 |
| 5.6.3. Diseño del regulador de potencia reactiva | 129 |
| 5.6.4. Otras características del regulador | 129 |
| 5.6.5. Transitorio de paso a plena carga | 130 |
| 5.6.6. Variación de la velocidad del viento | 140 |
| 5.6.7. Transitorio debido a un hueco equilibrado | 146 |
| 6. Desarrollo de un prototipo, resultados y conclusiones | 151 |
| 6.1. Características de las máquinas eléctricas utilizadas | 151 |
| 6.1.1. Motor simulador de Turbina | 151 |
| 6.2. Característica del control | 155 |
| 6.2.1. Esquema del montaje | 155 |
| 6.1. Características del inversor 2 | 158 |
| Esquema de modulación | 160 |

| | |
|---|------------|
| 6.1.1. <i>Análisis de armónicos</i> | 161 |
| 6.2. <i>Tarjeta de control FJ64GS</i> | 166 |
| 6.3. <i>Tarjeta de control F6010A</i> | 167 |
| 6.3.1. <i>Tarjeta sensora de corriente</i> | 170 |
| 6.3.2. <i>Tarjeta sensora de tensión</i> | 172 |
| 6.3.3. <i>Montaje de las tarjetas sensoras de corriente y tensión</i> | 173 |
| 6.3.4. <i>Encoder de cuadratura con índice de paso por cero</i> | 173 |
| 6.4. <i>Ordenador</i> | 176 |
| 6.4.1. <i>Ajustes y calibración</i> | 178 |
| 6.5. <i>Resultados prácticos obtenidos</i> | 179 |
| 6.5.1. <i>Tensión del rotor en vacío</i> | 179 |
| 6.5.2. <i>Característica en carga en régimen permanente</i> | 180 |
| 6.5.3. <i>Respuesta dinámica</i> | 184 |
| 6.5.4. <i>Conclusiones</i> | 188 |
| 6.5.5. <i>Mejora del sistema actual</i> | 191 |
| 6.5.6. <i>Líneas de investigación futuras</i> | 192 |
| 7. Anexos | 193 |
| 7.1. <i>Funciones m de Matlab ® utilizadas</i> | 193 |
| 7.2. <i>Funciones Embedded de Matlab ® utilizadas con Simulink</i> | 235 |
| 7.3. <i>Otras funciones utilizadas</i> | 245 |
| 8. Bibliografía | 249 |

Agradecimientos

Agradezco a mis hijos, Raúl, Álvaro y Miguel, a quienes, durante este tiempo, no he dedicado el tiempo necesario. Y sobre todo a Carola, mi esposa, sin la que todo esto hubiera sido imposible.

Gracias también a mis padres Isabel y Ezequiel, a mi suegra Anita, a mi abuelo Sento de 102 años, a mi tía Trinidad y, aunque ya no están entre nosotros, a mi suegro Joaquín y a mi tío Laureano.

Gracias a todo el Departamento de Ingeniería Eléctrica y, en especial, a los profesores y personal con los que he tenido más relación: Isidoro Segura, Saturnino Catalán, Pedro Lovera, Vicente Fuster, Vicente Donderis, Vicente Folch, Jaime Giner, Miguel Martínez, Soledad Bernal, Roser Sabater, Francisco Lluch, Cesar Cañas, Vicente León y Joaquín Montañana, Carlos Álvarez, José Roger, Carlos Roldan, Luis Serrano, Isabel Juan que siempre encuentra soluciones y María José Berga. También a Fernando Ibañez del Departamento de Ingeniería Electrónica.

Agradezco a todo el personal del Instituto Politécnico de Castellón, en especial a aquellos con los que he tenido una relación más estrecha: Fernando Franch, Juan Bort, Floreal Gracia, Santiago Ruiz, Miguel Andreu, Juan Fabegrat Luis Marza y Sebastián Segarra. También a los alumnos del ciclo superior de Instalaciones Electrotécnicas Nocturno con los que la docencia ha resultado muy gratificante.

1. Resumen

Este trabajo se inicia en un laboratorio del Instituto de Ingeniería Energética (IIE) de la UPV para poner en marcha un simulador eólico con un generador doblemente alimentado (DFIG) de 11 kW.

Los trabajos publicados que abordan este tipo de aerogeneradores trabajan mayoritariamente con modelos de generador de rotor bobinado en dos ejes que no contemplan las pérdidas en el hierro. En este trabajo se propone un modelo de circuito equivalente para el estudio en régimen permanente que contempla las pérdidas en el hierro del estator y las pérdidas variables en el hierro del rotor. Estas pérdidas son significativas en máquinas de pequeño tamaño, de potencia inferior a 30 kW [22]. Se comprueba que las resistencias equivalentes a las pérdidas del hierro pueden ubicar indistintamente junto a la reactancia magnetizante, o bien, en bornes del circuito.

El modelo permite obtener una expresión práctica para la potencia electromecánica. Se propone un procedimiento iterativo para obtener la potencia eléctrica generada. El procedimiento utiliza modelos de comportamiento de la turbina eólica contrastados.

Se determina la potencia reactiva consumida por el estator que optimiza la eficiencia del aerogenerador, lo que permite dimensionar la batería de condensadores apropiada para estas máquinas. Se observa que la conexión de esta batería al estator antes de la conexión a la red puede mejorar las condiciones de sincronización al reducir la tensión de rotor necesaria.

Un método de sincronización alternativo consiste en conectar primero el estator a la red, dejar que se establezca la corriente y conectar en convertidor. Este método es útil para prototipos de simuladores, pues permite maniobrar manualmente el interruptor que conecta el estator a la red. Los conmutadores electrónicos del convertidor actúan con mayor rapidez que un interruptor convencional, lo que, para la sincronización con un viento fuerte racheado, puede ser ventajoso para aerogeneradores pequeños de baja inercia.

Una ventaja de estos generadores es el uso de convertidores de potencia reducida (aprox. 1/3 de la potencia eléctrica del generador), Li [27]. El modelo planteado determina la velocidad máxima del generador que proporciona mayor eficiencia con una potencia del convertidor adecuada.

Los componentes electrónicos del convertidor son muy sensibles a sobre corrientes y sobretensiones. Así, se requiere un controlador que evite el funcionamiento en condiciones extremas que se dan en los transitorios. Los modelos dinámicos propuestos permiten analizar los transitorios más usuales.

El modelo dinámico de generador también contempla las pérdidas en el hierro mediante resistencias equivalentes en bornes de los circuitos, lo cual enlaza con el modelo de régimen permanente y permite determinar las condiciones iniciales. En los cálculos dinámicos se utilizan conversiones con factores orientadas a simplificar los cálculos de potencia.

Se propone un modelo de regulador simple y en Simulink de Matlab ® se analiza el comportamiento en diversas condiciones de funcionamiento normal: turbina con generador desconectado de la red, conexión con estator o rotor abierto, sincronización, paso a carga, régimen de viento variable. Se analiza la respuesta a un hueco de tensión y se compara el estándar E.ON.Netz 2006 con el procedimiento 12.3 de la Resolución 4/10/2006 de la Secretaria General de Energía.

El prototipo de simulador montado consta de un motor de inducción de jaula de ardilla y un generador de rotor bobinado, ambos de 600 W. El motor que simula la turbina se alimenta con variador de frecuencia. Se ha desarrollado un inversor para alimentar el rotor del generador que se alimenta directamente desde el embarrado de continua del variador y no se requiere un rectificador regenerativo que genere corriente continua. El prototipo incorpora 5 sensores de corriente, 3 de tensión y un encoder en cuadratura con índice que ha permitido contrastar algunos de los resultados obtenidos teóricamente.

Abstract

This work begins in a laboratory of the Instituto de Ingeniería Energética (IIE) of the UPV to launch a wind simulator with a doubly-fed generator (DFIG) of 11 kW.

The published works dealing with this type of wind turbine models work mostly with wound rotor generator on two axes that ignore the iron losses. This paper presents an equivalent circuit model for the steady state study considering the losses in the stator iron and iron losses variables rotor is proposed. These losses are significant in small machines, which power are less than 30 kW [22]. It is found that the equivalent iron loss resistances can be located either in parallel to the magnetizing reactance, or in circuit terminals.

The model allows having a practical expression to the electromechanical power. An iterative procedure is proposed for the generated electric power. The procedure uses known models of wind turbines from scientific literature.

Reactive power consumed by the stator to optimize the efficiency of the wind turbine is obtained, which allows determining the appropriate battery capacitors for these machines. It is noted that the connection of this battery to the stator before connecting to the grid can improve the synchronization because reduces the required rotor voltage.

An alternative synchronization method first connects the stator to the grid, then allows the current to stabilize and finally connects converter. This method is useful for prototyping simulators because it allows operating the switch that connects the stator to the grid manually. Electronic converter switches act faster than a conventional switch, which, for synchronization with a strong changing wind, may be advantageous for small wind turbines with low inertia.

An advantage of these generators is the use of reduced power converters (approx. 1/3 of the generator electric power), Li [27]. The proposed model determines the maximum speed of the

generator that provides greater efficiency with an adequate power converter.

Converter electronic components are very sensitive to over currents and over voltages. Therefore a controller that prevents operation in extreme conditions is required. These types of conditions are presented in the transients and the proposed dynamic models allow analyzing the most common transients in wind turbines.

The generator dynamic model also includes the iron losses by equivalent resistances at the terminals of the circuit, which links to the steady state model which determines the initial conditions. In dynamic calculations conversion factors designed to simplify power calculations are used.

A simple direct power control regulator model is proposed. It uses the targets of stator active power (P_s^*) and stator reactive power (Q_s^*). This model with the other proposed dynamic models allows analyzing the behavior under various conditions of normal operation: connection of converter with stator open, synchronization, synchronization to MPP transition or wind variation. The E.ON.Netz 2006 standard is compared with the procedure of Resolution 4/10/2006 12.3 of the General Secretariat of Energy and the response to a voltage sag is analyzed.

The assembled prototype simulator consists of an induction motor squirrel cage and wound rotor generator, both of 600 W. The motor that simulates the turbine is fed with a variable frequency drive. A custom inverter has been developed to feed the generator rotor that is powered directly from the DC bus of the variable frequency drive and, therefore, a regenerative rectifier is not required. The prototype which incorporates five current sensors, three voltage sensors and a quadrature encoder with index has allowed verify some of the results obtained with the models presented.

Resum

Aquest treball s'inicia en un laboratori de l'Institut d'Enginyeria Energètica (IEE) de la UPV per posar en marxa un simulador eòlic amb un generador doblement alimentat (DFIG) de 11 kW.

Els treballs publicats que aborden aquest tipus d'aerogeneradors treballen majoritàriament amb models de generador de rotor bobinat en dos eixos que no contemplen les pèrdues en el ferro. En aquest treball es proposa un model de circuit equivalent per a l'estudi en règim permanent que contempla les pèrdues en el ferro de l'estator i les pèrdues variables en el ferro del rotor. Aquestes pèrdues són significatives en màquines de mida petita, de potència inferior a 30 kW [22]. Es comprova que les resistències equivalents a les pèrdues del ferro poden situar-se indistintament al costat de la reactància magnetitzant, o bé, en borns del circuit.

El model permet obtenir una expressió pràctica per a la potència electromecànica. Es proposa un procediment iteratiu per obtenir la potència elèctrica generada. El procediment utilitza models de comportament de la turbina eòlica contrastats.

Es determina la potència reactiva consumida per l'estator que optimitza l'eficiència de l'aerogenerador, el que permet dimensionar la bateria de condensadors apropiada per a aquestes màquines. S'observa que la connexió d'aquesta bateria a l'estator abans de la connexió a la xarxa pot millorar les condicions de sincronització en reduir la tensió de rotor necessària.

Un mètode de sincronització alternatiu consisteix a connectar primer el estator a la xarxa, deixar que s'estabilitzi el corrent i connectar a convertidor. Aquest mètode és útil per a prototips de simuladors, ja que permet maniobrar manualment l'interruptor que connecta l'estator a la xarxa. Els commutadors electrònics del convertidor actuen amb més rapidesa que un interruptor convencional, que, per a la sincronització amb un vent fort a ratxes, pot ser avantatjós per aerogeneradors petits de baixa inèrcia.

Un avantatge d'aquests generadors és l'ús de convertidors de potència reduïda (aprox. 1/3 de la potència elèctrica del generador), Li [27]. El model plantejat determina la velocitat màxima del generador que proporciona major eficiència amb una potència del convertidor adequada.

Els components electrònics del convertidor són molt sensibles a sobre corrents i sobretensions. Així, es requereix un controlador que eviti el funcionament en condicions extremes que es donen en els transitoris. Els models dinàmics proposats permeten analitzar els transitoris més usals.

El model dinàmic de generador també contempla les pèrdues en el ferro mitjançant resistències equivalents en borns dels circuits, la qual cosa enllaça amb el model de règim permanent i permet determinar les condicions inicials. En els càlculs dinàmics s'utilitzen conversions amb factors orientades a simplificar els càlculs de potència.

Es proposa un model de regulador simple i en Simulink de Matlab ® s'analitza el comportament en diverses condicions de funcionament normal: turbina amb generador desconnectat de la xarxa, connexió amb estator o rotor obert, sincronització, pas a càrrega, règim de vent variable. S'analitza la resposta a un buit de tensió i es compara l'estàndard E.ON.Netz 2006 amb el procediment 12.3 de la Resolució 4/10/2006 de la Secretària General d'Energia.

El prototip de simulador muntat consta d'un motor d'inducció de rotor curtcircuitat i un generador de rotor bobinat, tots dos de 600 W. El motor que simula la turbina s'alimenta amb variador de freqüència. S'ha desenvolupat un inversor per alimentar el rotor del generador que s'alimenta directament des del embarrat de contínua del variador i no es requereix un rectificador regeneratiu que generi corrent continu. El prototip incorpora 5 sensors de corrent, a 3 sensors de tensió i un encoder en quadratura amb índex que ha permès contrastar alguns dels resultats obtinguts teòricament.

2. Introducción

Este trabajo se inicia para poner en marcha un simulador de generador eólico con un generador de rotor bobinado de dos pares de polos y 11 kW arrastrado por un motor de continua de 7,5 kW en un laboratorio del Instituto de Ingeniería Energética (IIE).

Al empezar el trabajo se quería conocer la tipología de los simuladores eólicos puestos en marcha por otros grupos de investigación con máquinas similares, recopilar aquellos aspectos del funcionamiento que estaban centrando la atención de los investigadores, revisar la tecnología y equipamiento necesario, así como las dificultades que podíamos encontrar en la puesta en marcha.

Algunos artículos como el de Peña y Clare [9] trataban con máquinas de tamaño similar pero estaban focalizados en la parte de control.

Para el análisis energético de la turbina eólica se han utilizado modelos de comportamiento propuestos por diversos autores. No obstante, el trabajo de investigación se ha centrado en el generador eléctrico de rotor bobinado doblemente alimentado. Los modelos mecánicos se han simplificado para su facilitar su implementación en un prototipos de simulador. En el prototipos la turbina puede simular con un motor de corriente continua, un motor de inducción de jaula de arcilla alimentado con un variador, o bien, con un motor de rotor bobinado alimentado con un variador y con resistencias en el rotor.

Así pues, el objetivo principal de la tesis es:

- Conseguir modelos de funcionamiento de un generador eléctrico asincrónico, doblemente alimentado por rotor y estator, de pequeño tamaño (<30kW) e intentar validar esos modelos, tanto en régimen permanente, como en transitorio.

Y como objetivo secundario:

2. Introducción

- Implementar esos modelos en un simulador.

La metodología utilizada ha consistido en:

- Primero: revisión del estado del arte, que incluye, por ejemplo, los diferentes tipos de transitorios a que se puede ver sometido un aerogenerador.
- Segundo: el estudio y propuesta de modelos en régimen permanente y transitorio adecuados para los aerogeneradores doblemente alimentados pequeños.
- Tercero: desarrollo de un prototipo que permita validar los modelos.
- Cuarto: Presentación y análisis de resultados obtenidos
- Quinto: Conclusiones y líneas de investigación futuras

En el Proyecto de Suficiencia Investigadora presentado en el 2011, se hizo un análisis energético en régimen permanente que fue contrastado con un prototipo de simulador utilizando una máquina de rotor bobinado de 600 W

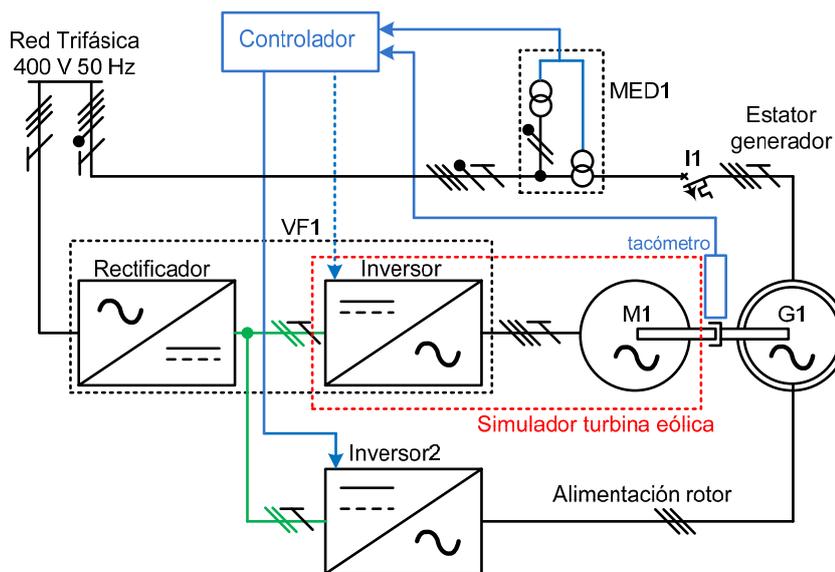


Figura. 2.1
Esquema eléctrico del prototipo desarrollado en trabajo
Suficiencia Investigadora

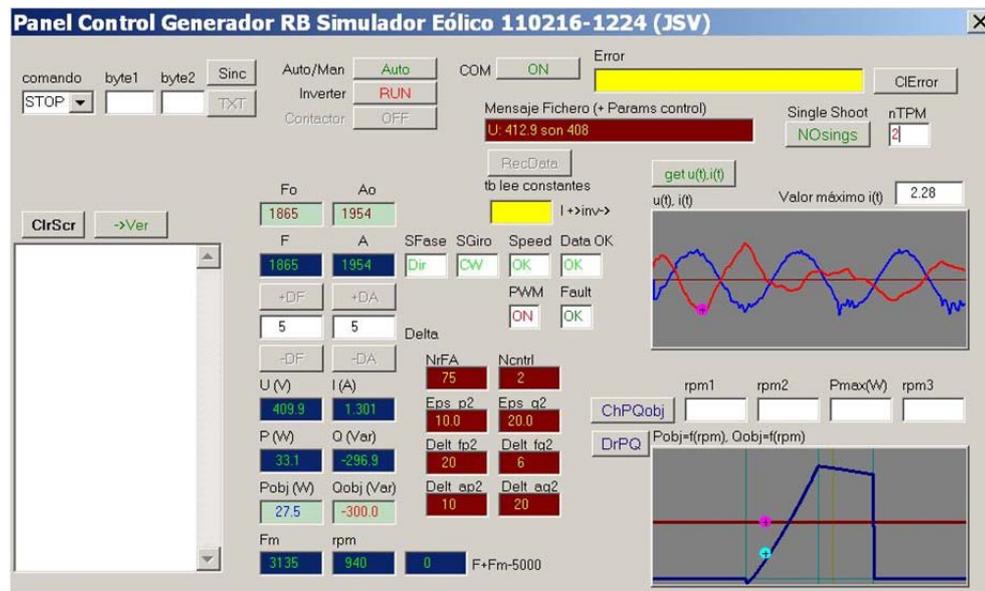


Figura. 2.2
Software de control y lectura de datos realizado en el trabajo de Suficiencia Investigadora

El trabajo se ha estructurado en 4 capítulos.

El **capítulo 3** revisa el estado del arte, viendo las características de cada uno de los componentes funcionales de un generador eólico, así como los efectos y las magnitudes que interesa analizar en el simulador.

Comienza con las características de la turbina, con diversas propuestas de coeficiente de potencia. Sigue con las características del multiplicador en donde se abordan las pérdidas de potencia globales de todo el aerogenerador y se introduce la potencia efectiva de la turbina.

Después se comparan las características de los tipos de generadores eléctricos actualmente utilizados en generadores eólicos.

A continuación se revisa el circuito monofásico equivalente utilizado para estudiar este tipo de máquinas. En el apartado de régimen dinámico se revisa el modelo de circuito dinámico comúnmente utilizado en este tipo de máquinas. Se revisan las transformadas de 3 a 2 ejes, en ejes fijos $\alpha\beta$ y móviles dq , y se proponen transformadas similares a las que aparecen en la bibliografía.

Se revisan las perturbaciones que pueden afectar a los generadores: contenido en armónicos, sobretensiones y subtensiones huecos de tensión y flicker. Finalmente, se revisa el tipo de convertidor utilizado, con los posibles esquemas de modulación, así como el tipo de regulador

En el **capítulo 4**, se proponen varios circuitos equivalentes monofásicos con las resistencias

equivalentes de pérdidas del núcleo, con una expresión que resulta útil para obtener la potencia electromecánica. Se presenta un procedimiento iterativo para determinar el punto de trabajo de la máquina eléctrica del aerogenerador funcionando a plena carga de la turbina. Los procedimientos presentados en este capítulo, se utilizan en el capítulo siguiente para determinar las condiciones iniciales de equilibrio en un transitorio.

Se estudia la influencia de la potencia reactiva, así como de la velocidad máxima del generador sobre el rendimiento del aerogenerador.

También se analiza el comportamiento del aerogenerador con el estator abierto, o bien con el rotor abierto. Estas condiciones se utilizan como etapa previa a la sincronización y, en esta línea, se analizan tres procedimientos para la sincronización.

Estos procedimientos se aplican a la máquina de rotor bobinado de 11 kW del laboratorio de IIE, con una hipotética turbina similar a la utilizada por Peña [9] que se simula con un motor de corriente continua de 7,5 kW.

En el **capítulo 5** propone unas transformadas sencillas que permiten cambiar de un sistema de ejes a otro con agilidad. Esto permite utilizar los resultados obtenidos en el capítulo 4 para calcular las componentes de enlace de flujo y de tensión del rotor que se requieren en las ecuaciones dinámicas de la máquina. Las componentes de los enlaces de flujo actúan como variables de estado en un sistema de espacio estado [20], y es necesario conocer su valor inicial.

Se utiliza un modelo con circuitos monofásicos en ejes dq con las resistencias equivalentes de pérdidas del hierro en bornes, y otro alternativo, que incluye la impedancia de la red, que tiene interés cuando se producen perturbaciones en ésta.

En el capítulo se exponen procedimientos para obtener la respuesta en régimen dinámico a varios transitorios habituales en el funcionamiento de los aerogeneradores: variación del ángulo de paso de pala de los álabes β con el rotor abierto, conexión del estator con el rotor en vacío, paso al punto de máxima potencia, variación de la velocidad del viento y huecos de tensión. Estos procedimientos se realizan con bloques en Simulink de Matlab.

Finalmente, el **capítulo 6** muestra los componentes y las características del simulador eólico con un generador doblemente alimentado de 600 W. Asimismo, muestra la respuesta en régimen permanente que se compara con la respuesta teórica utilizando los procedimientos descritos en el capítulo 4. También muestra la respuesta dinámica de conexión de rotor en sincronización, la respuesta dinámica a un incremento de velocidad del viento, así como la respuesta dinámica a una

perturbación de subtensión sin que actúe el controlador.

Al final del capítulo 6 están las conclusiones, propuestas para la mejora del simulador actual y líneas de investigación futuras.

3. Estado del arte

En este apartado se revisan todos los aspectos que se han tenido en cuenta a la hora de implementar el simulador o plantear modelos. Por claridad de la exposición y para no perder el hilo conductor, en algunos apartados de este capítulo, se plantean alternativas a las propuestas que aparecen en la bibliografía.

3.1. La turbina eólica

La turbina eólica convierte la energía cinética del viento en energía mecánica de rotación. La potencia ideal de la turbina, considerando que se puede convertir toda la energía cinética del viento es:

$$P_{wi} = \frac{1}{2} \rho \cdot A \cdot v_w^3 = \frac{1}{2} \rho \cdot \pi R^2 \cdot v_w^3 \quad [3.1]$$

Pero a nivel teórico solo se puede utilizar un 59,3% (factor de Betz) como muestra Lubosny [1] y otros como Ragheb [19] o Muyeen [50]

$$P_{w_teórico} = c_{pB} \cdot P_{wi} = 0,593 \cdot \frac{1}{2} \rho \cdot \pi R^2 \cdot v_w^3 \quad [3.2]$$

siendo:

| | |
|------------------|--|
| $P_{w_teórico}$ | Potencia teórica |
| c_{pB} | Coefficiente de potencia de Betz = 0,593 |
| ρ | densidad del aire |
| A | Área que abarca la turbina = $\pi \cdot R^2$ |
| R | Radio de la turbina = longitud de los álabes |
| v_w | velocidad del viento |

Las turbinas eólicas se pueden clasificar en turbinas de eje vertical (VAWT) y turbinas de eje horizontal (HAWT). Entre las primeras cabe destacar la turbina Savonius y la turbina Darrieus. Entre las segundas están las turbinas de los molinos de viento (Dutch windmill), la turbina americana (American wind turbine) que se ha utilizado fundamentalmente en explotaciones agrícolas para extraer agua y las turbinas actuales con varios álabes (blades). Los parques eólicos se sitúan principalmente en tierra (on shore), aunque se están diseñando, cada vez más, parques eólicos en el mar cerca de la costa (off shore) en donde la acción del viento es más constante.

Lubosny [1] compara el rendimiento de todas estas turbinas y destacan la mayor eficiencia de las turbinas de 3 álabes en los aerogeneradores grandes actuales. Este rendimiento está por debajo del límite teórico de Betz.

El buje de las turbinas de aerogeneradores permite orientar los álabes para que ofrezcan mayor o menor par resistente al paso del aire. La foto siguiente muestra un buje de aerogenerador., y la siguiente figura muestra el ángulo de paso de pala β (pitch angle) [22] respecto del plano de giro de la turbina.



Figura. 3.1

*Buje de aerogenerador. Foto de Andre Karwath en Wikipedia
Con indicación del movimiento del ángulo de paso de pala β*

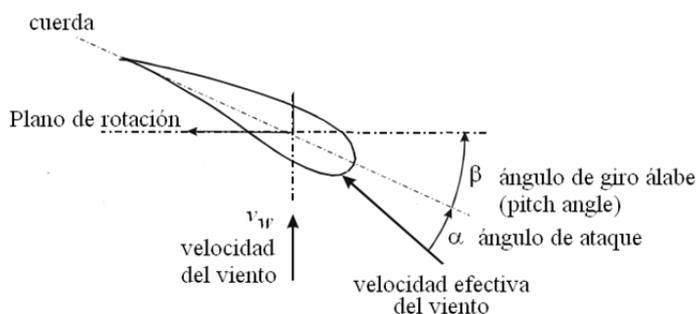


Figura. 3.2

Ángulo de paso de pala o giro del álabes (pitch angle) β

Ha de tenerse en cuenta que el ángulo de ataque varía a lo largo de álabe tal como muestra la figura siguiente.

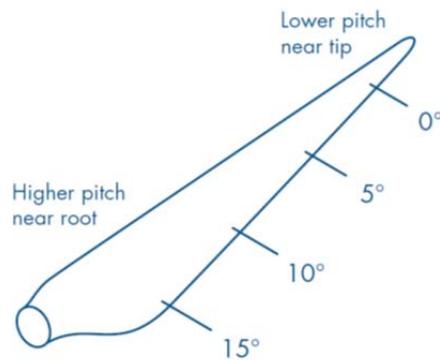


Figura. 3.3
Ángulo de ataque varía a lo largo del álabe

Piggot [59] da expresiones prácticas simples para diseñar y construir pequeñas turbinas eólicas. Otros, como Anibal y Gerald, en su proyecto de grado [60], presentan métodos de cálculo numérico para el mismo fin.

La expresión [13.1] indica que la potencia teórica de una turbina es proporcional al cubo de la velocidad del viento. Sin embargo, cuando no hay interés en generar energía, o cuando el viento supera umbrales que producen sobreesfuerzos excesivos, β se orienta de manera que los álabes ofrezcan menos resistencia al paso del aire. En el caso extremo los álabes se orientan en posición bandera de mínima resistencia al aire.

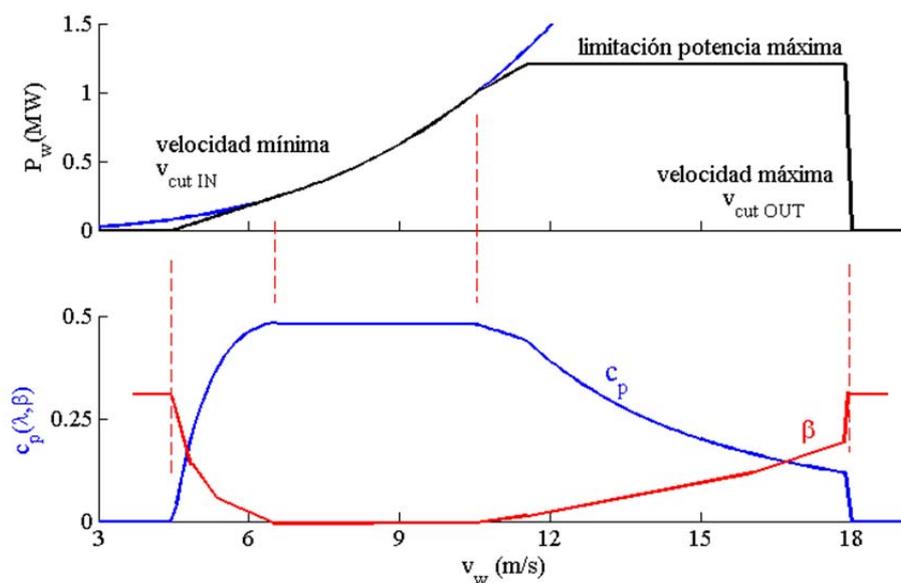


Figura. 3.4
Potencia de la turbina, C_p y β en función de la velocidad del viento

Tal como se indica en la figura el coeficiente de potencia depende del ángulo de paso de pala. Muyeen [50] propone una expresión para el coeficiente de potencia, c_p , de turbinas de velocidad fija:

$$c_p(\lambda, \beta) = \frac{1}{2}(\lambda - 0,022 \cdot \beta^2 - 5,6)e^{-0,17\lambda} \quad [3.3]$$

Para turbinas de velocidad variable, Lubosny [1], Muyeen [50] y Melicio [61] proponen otras expresiones que tienen más interés en este trabajo.

$$c_p(\lambda, \beta) = c_1(c_2 \cdot \Lambda - c_3 \cdot \beta - c_4 \cdot \beta^x - c_5)e^{-c_6 \cdot \Lambda} \quad [3.4]$$

Heier [62] propone:

$$c_p(\lambda, \beta) = c_1(c_2 \cdot \Lambda - c_3\beta - c_4)e^{-c_5 \cdot \Lambda} + c_6\lambda \quad [3.5]$$

con:

$$\Lambda = \frac{1}{\chi} = \frac{1}{\lambda + 0,08 \cdot \beta} - \frac{0,035}{1 + \beta^3} \quad [3.6]$$

$$\lambda = \frac{v_p}{v_w} = \frac{\omega_T \cdot R}{v_w} \quad \text{velocidad específica [22]} \quad [3.7]$$

siendo:

| | |
|------------|--|
| c_k | Coefficientes constantes experimentales en función de la turbina |
| β | Ángulo de paso de pala en grados sexagesimales |
| v_p | velocidad punta, máxima en la punta de los álabes = $\omega_T R$ |
| v_w | velocidad del viento |
| ω_T | velocidad de giro de la turbina |
| R | radio de la turbina |

Miller propone [23]:

$$c_p(\lambda, \beta) = \sum_{i=0}^4 \sum_{j=0}^4 \alpha_{ij} \cdot \beta^i \cdot \lambda^j \quad [3.8]$$

en la que los coeficientes α_{ij} y β_{ij} dependen del tipo de turbina.

Lubosny [1], para turbinas con N álabes:

$$c_p(\lambda, \beta) = \frac{16}{27} \left(1 - \frac{c_1}{N \cdot \lambda}\right)^2 \left(e^{\frac{c_2}{\lambda^{1,29}}} - \frac{c_d}{c_1} \lambda\right) \quad [3.9]$$

con:

| | |
|-------|-----------------------------|
| N | Número de álabes |
| c_k | coeficientes experimentales |

Según Lubosny [1] la densidad del aire a 15°C se puede estimar en función de la altitud

$$\rho = \rho_0 - 1,194 \cdot 10^{-4} \cdot h \quad [3.10]$$

y según Villarrubia [63]:

$$\rho = \rho_0 \cdot e^{\frac{h}{10263}} \quad [3.11]$$

siendo:

| | |
|----------|---|
| ρ_0 | la densidad del aire a 15°C a nivel del mar (h=0) $\rho_0 = 1,225 \text{ kg/m}^3$ |
| c_k | altitud (m) sobre el nivel del mar |

La densidad del aire se puede expresar en función de la presión atmosférica y de la temperatura ambiente [63]:

$$\rho = 3,4843 \cdot \frac{P}{T + 273} \quad [3.12]$$

con:

| | |
|-----|--|
| P | la presión atmosférica en kPa |
| T | temperatura ambiente en grados centígrados |

y también es posible estimar la temperatura en función de la altitud:

$$T = 15 - \frac{h}{153,7} \quad [3.13]$$

Utilizando los coeficientes $c_1=0,5176$; $c_2=116$; $c_3=0,4$; $c_4=5$; $c_5=21$ y $c_6=0,0068$ y el ángulo de paso de pala $\beta = 0^\circ, 5^\circ, 10^\circ, 15^\circ$ y 20° y utilizando, por ejemplo, la expresión [3.4], se obtiene el coeficiente de potencia c_p , ver figura 3.5. Se observa que, con los coeficientes seleccionados, el coeficiente de máxima potencia c_{pmax} es 0,48 y se obtiene para un ángulo $\beta = 0^\circ$ con una velocidad específica λ de 8.

A partir de [3.1], con el coeficiente de potencia obtenido se determina la potencia en función de la velocidad del viento:

$$P_w = c_p(\lambda, \beta) \cdot \frac{1}{2} \rho \cdot \pi R^2 \cdot v_w^3 \quad [3.14]$$

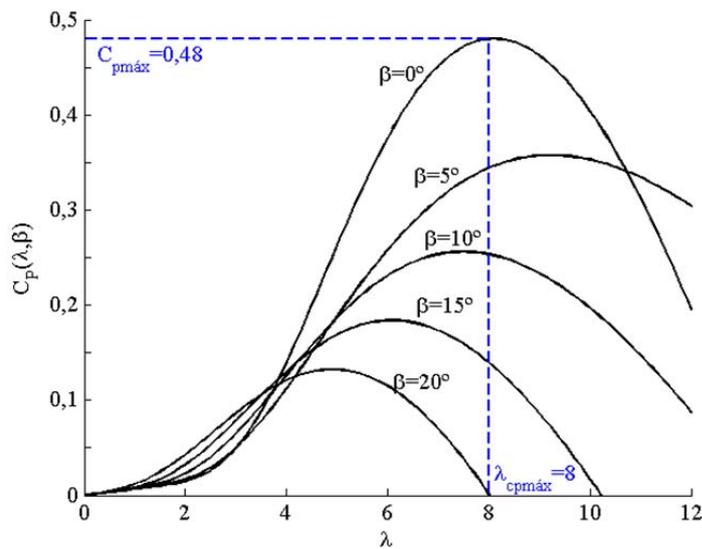


Figura. 3.5
Coeficiente de potencia c_p en función de λ y β

Que alcanza valores máximos con $c_p = c_{pmax}$:

$$P_{wmáx} = c_{pmáx} \cdot \frac{1}{2} \rho \cdot \pi R^2 \cdot v_w^3 \quad [3.15]$$

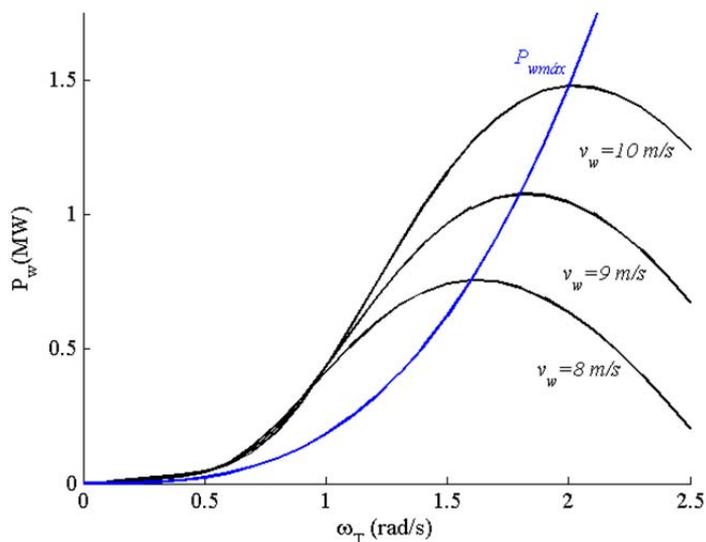


Figura. 3.6
Potencia obtenida en una turbina en función de la velocidad de giro ωT y de la velocidad del viento v_w

Teniendo en cuenta [3.6], la potencia se puede expresar en función de la velocidad de giro de la turbina:

$$P_w = \frac{c_p(\lambda, \beta)}{\lambda^3} \cdot \frac{1}{2} \rho \cdot \pi R^5 \cdot \omega_T^3 \quad [3.16]$$

$$P_{w\text{m}\acute{a}\text{x}} = \frac{c_{p\text{m}\acute{a}\text{x}}}{\lambda_{cp\text{m}\acute{a}\text{x}}^3} \cdot \frac{1}{2} \rho \cdot \pi R^5 \cdot \omega_T^3 \quad [3.17]$$

Esta relación se muestra en la figura 3.6 a distintas velocidades del viento.

Para obtener el máximo rendimiento la turbina debería trabajar con $c_{p\text{m}\acute{a}\text{x}}$ a $P_{w\text{m}\acute{a}\text{x}}$.

A partir de la potencia se obtiene el par:

$$T_w = \frac{P_w}{\omega_T} = \frac{c_p(\lambda, \beta)}{\lambda^3} \cdot \frac{1}{2} \rho \cdot \pi R^5 \cdot \omega_T^2 \quad [3.18]$$

Se observa en la figura 3.7, que los puntos de par máximo y potencia máxima no coinciden.

Los aerogeneradores de eje horizontal se pueden orientar a sotavento o a barlovento [22]. Los últimos son más habituales y están previstos para que el viento entre por la turbina y salga por el lado de la góndola. En ambos casos se deben orientar en la dirección del viento para maximizar su potencia. Para ello, los aerogeneradores grandes, disponen de un mecanismo de giro vertical (Yaw System). Los más pequeños utilizan una pala vertical en la parte trasera como una veleta.

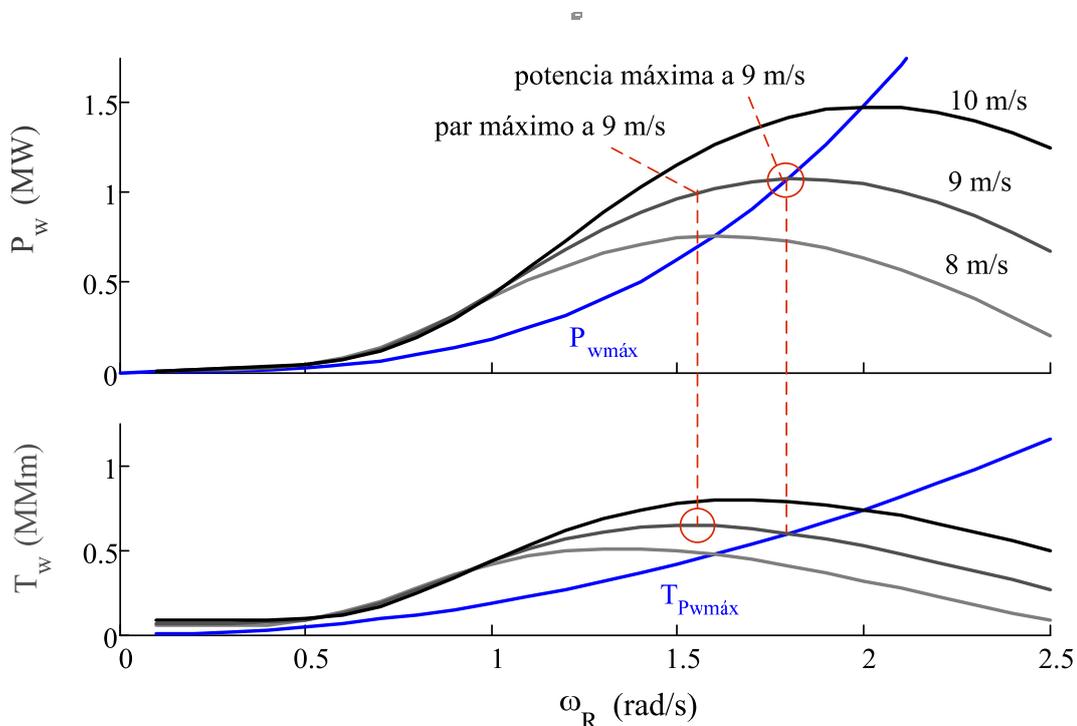


Figura. 3.7

Potencia y Par de una turbina para velocidades del viento de 8, 9 y 10 m/s.
Se observa que el punto de par máximo y potencia máxima no coinciden

3.2. El multiplicador

Tamura en el capítulo 2 de [24] analiza el tipo de multiplicador utilizado en los aerogeneradores. Estos pueden constar de una o más etapas. Cada etapa está formada básicamente por dos ruedas dentadas conductora o motora y conducida. El multiplicador (drive train) permite adaptar la velocidad de la turbina a la velocidad del generador. Esto permite utilizar generadores de 1500 rpm que son más baratos [51].

Generalmente la relación de transmisión máxima por etapa es de aproximadamente 6:1. La figura 3.8 muestra el rendimiento del multiplicador. Éste es prácticamente del 100% a la potencia nominal de la turbina.

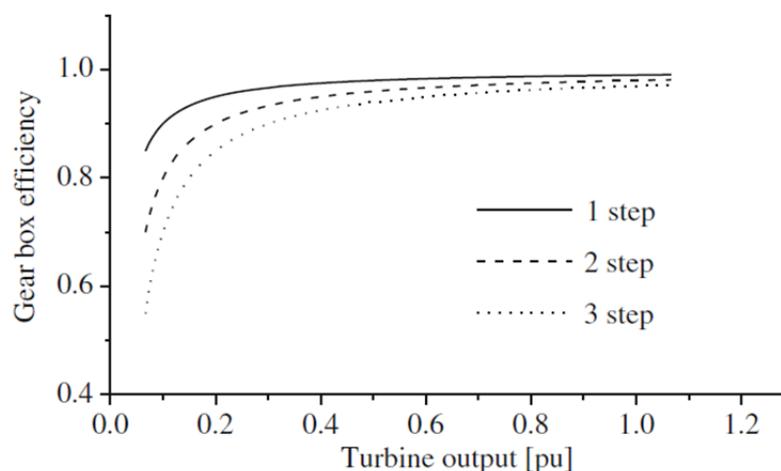


Figura. 3.8

Potencia y Par de una turbina para velocidades del viento de 8, 9 y 10 m/s.

Se observa que el punto de par máximo y potencia máxima no coinciden

La relación de transmisión es la relación entre las velocidades de giro del generador y de la turbina:

$$r_t = \frac{\omega_G}{\omega_T} \quad [3.19]$$

con:

ω_G velocidad de giro del generador

ω_T velocidad de giro de la turbina

Considerando pérdidas despreciables en el multiplicador, la potencia en el eje de la turbina es igual a la potencia en el eje del generador:

$$P_T = T_T \cdot \omega_T = T_G \cdot \omega_G = P_G \quad [3.20]$$

es decir:

$$\frac{T_G}{T_T} = \frac{\omega_T}{\omega_G} = \frac{1}{r_t} \quad [3.21]$$

en las anteriores expresiones:

| | |
|-------|----------------------------------|
| P_G | potencia en el eje del generador |
| P_T | potencia en el eje de la turbina |
| T_G | par en el eje del generador |
| T_T | par en el eje de la turbina |

Con el mismo supuesto de pérdidas despreciables en el multiplicador, la energía mecánica en el eje de la turbina es igual a la energía en el eje del generador, Moham [10]:

$$\frac{1}{2} \cdot J_{eqT} \cdot \omega_T^2 = \frac{1}{2} \cdot J_{eqG} \cdot \omega_G^2 \quad [3.22]$$

con:

| | |
|-----------|---|
| J_{eqT} | momento de inercia equivalente de todo el aerogenerador en el eje de la turbina |
| J_{eqG} | momento de inercia equivalente de todo el aerogenerador en el eje del generador |

en consecuencia:

$$\frac{J_{eqG}}{J_{eqT}} = \frac{\omega_T^2}{\omega_G^2} = \frac{1}{r_t^2} \quad [3.23]$$

3.2.1. Par de rozamiento

El par de rozamiento global de todo el aerogenerador se puede considerar que tiene la forma que indica Moham [10] que se representa en la figura 3.9.

El rozamiento estático en este trabajo no tiene interés, pues cuando la turbina gira muy despacio el rendimiento es muy bajo y se desconecta el generador tal como muestra la figura 3.4. Tampoco tiene interés considerar velocidad negativa, pues generalmente las aeroturbinas se diseñan para soportar esfuerzos de empuje en una sola dirección. En consecuencia, el par de rozamiento de un aerogenerador se puede expresar:

$$T_{fr} = k_{frv} \cdot \omega_T + k_{frc} \quad [3.24]$$

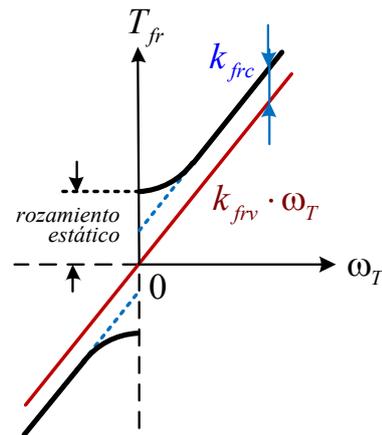


Figura. 3.9
Par de fricción

y la potencia de rozamiento

$$p_{fr} = T_{fr} \cdot \omega_T = k_{frv} \cdot \omega_T^2 + k_{frc} \cdot \omega_T \quad [3.25]$$

con:

- k_{frv} coeficiente de fricción viscoso
- k_{frc} coeficiente de fricción de Coulomb

El par de rozamiento global es la suma de los rozamientos propios de la turbina, del multiplicador y de la máquina eléctrica.

Considerando [3.20], el par de rozamiento global se puede expresar en función de la velocidad del generador

$$T_{frG} = \frac{k_{frv}}{r_t} \cdot \omega_T + \frac{k_{frc}}{r_t} \quad [3.26]$$

La potencia es la misma [3.24]

3.2.2. Dinámica de giro del aerogenerador

Se considera que los elementos mecánicos, la propia turbina, el eje de la turbina, el multiplicador y el eje del generador, son rígidos sin elasticidad y únicamente se considera el amortiguamiento que produce la fricción. Lubosny [1], Carrillo [22] y otros: [11], [50], [54], analizan con mayor profundidad este punto.

Los pares que intervienen en la dinámica se pueden expresar en el eje de la turbina o en el eje del generador:

$$T_{RT} = \sum_k T_{kT} = J_{eqT} \cdot \frac{d\omega_T}{dt} \quad [3.27]$$

$$T_{RG} = \sum_k T_{kG} = J_{eqG} \cdot \frac{d\omega_G}{dt} \quad [3.28]$$

con:

| | |
|----------|---|
| T_{RT} | par resultante en el eje de la turbina |
| T_{RG} | par resultante en el eje del generador |
| T_{kT} | pares equivalentes aplicados sobre el eje de la turbina |
| T_{kG} | pares equivalentes aplicados sobre el eje del generador |

Con las relaciones [3.18], [3.20] y [3.22], la relación [3.27] se puede convertir en [3.28] y viceversa.

3.2.3. Pares que intervienen y criterio de signos en la ecuación dinámica

En el aerogenerador el par motor lo proporciona la turbina y se considera positivo. El rozamiento es un par resistente y se considera negativo. El par electromecánico que ejerce la máquina eléctrica trabajando como motor, contribuiría a hacer girar el eje en el mismo sentido que gira la turbina. Sin embargo, el generador trabaja oponiéndose al movimiento de la turbina con un par resistente negativo. En consecuencia, el par resultante expresado en el eje de la turbina es:

$$T_{RT} = \sum_k T_{kT} = T_w - T_{fr} + r_t \cdot T_{em} \quad [3.29]$$

o bien, en el eje del generador

$$T_{RG} = \sum_k T_{kT} = \frac{T_w}{r_t} - \frac{T_{fr}}{r_t} + T_{em} \quad [3.30]$$

Para simplificar el desarrollo teórico posterior, se concentran las pérdidas globales de todos los elementos en la turbina. Por tanto, se supone que el único elemento con pérdidas mecánicas es la turbina; el resto de elementos: ejes, multiplicador y máquina eléctrica se consideran sin pérdidas mecánicas.

De esta forma, el par neto, que proporciona la turbina después de descontar las pérdidas se le llama *par efectivo* y la potencia neta, *potencia efectiva*:

$$T_{we} = T_{weT} = T_w - T_{fr} = \frac{P_{we}}{\omega_T} \quad [3.31]$$

$$P_{we} = P_w - p_{fr} \quad [3.32]$$

Ahora la potencia efectiva máxima no coincide exactamente con la potencia máxima [3.15] tal como muestra la figura 3.10.

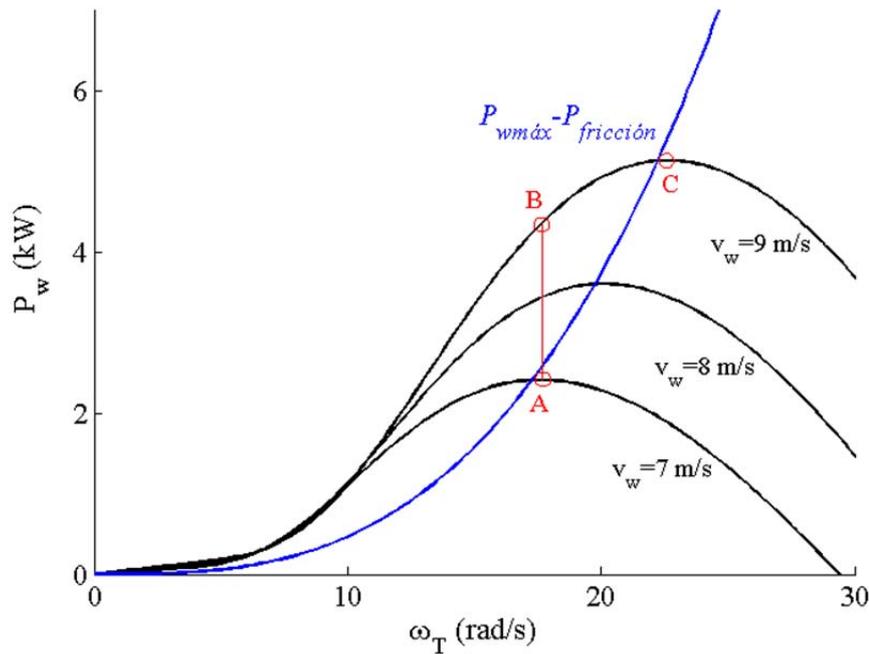


Figura. 3.10
 Potencia máxima efectiva (azul)
 Potencia máxima de la turbina (puntos A, C)

3.3. Máquina eléctrica usada como generador

Los generados eólicos, como cualquier otro generador rotativo, teóricamente, pueden utilizar cualquiera tipo de máquina giratoria como generador, Catalán [15], Serrano [3], Fraile [4]. Esto es, máquinas de corriente continua, máquinas de inducción o asíncronas, o bien maquinas síncronas, máquinas de síncronas, o máquinas de reluctancia, Valentine [8].

La excitación, tanto en las máquinas de continua, como en las síncronas puede estar constituida por devanados alimentados con corriente continua o por imanes permanentes. Los imanes permanentes se utilizan desde hace mucho tiempo en máquinas pequeñas de corriente continua, servomotores, motores brushless. El desarrollo de imanes permanentes de alta densidad de flujo (NdFeb), inicialmente orientados a la fabricación de cabezales de disco duro, ha permitido construir máquinas giratorias de mayor potencia (del orden de varios MW) que también se utilizan

como generadores eólicos, Pyrhönen [26] .

En la tabla 3.1 se dan las características de las máquinas eléctricas más utilizadas en aerogeneradores, Hansen [28], Li [27].

| | | |
|---|---|-----------------|
| <p>SCIG Squirrel Cage Induction Generator</p> | <p>Máquina de inducción con rotor de jaula de ardilla</p> <p>Velocidad de giro: velocidad fija (rango muy reducido) Consecuentemente aprovecha peor el régimen de viento variable (limited variable speed)</p> <p>Necesita la potencia reactiva de la red</p> <p>Requiere multiplicador para elevar velocidad de turbina.</p> <p>Máquina robusta. Por tanto, bajo requerimiento en el mantenimiento</p> <p>Variantes para aprovechar mejor el régimen de viento variable: - de dos velocidades con cambio de polos - de doble jaula (double cage) [1D].</p> | <p>~ 3 MW</p> |
| <p>DFIG Double Feed Induction Generator</p> | <p>Generador de inducción doblemente alimentado o Generador asincrónico de rotor bobinado</p> <p>Velocidad de giro: velocidad variable. Aprovecha mejor el régimen de viento variable (variable speed)</p> <p>Puede generar potencia reactiva</p> <p>Requiere multiplicador para elevar velocidad de turbina</p> <p>El rotor se alimenta a través de 3 anillos rozantes con escobillas.</p> <p>Requiere convertidor electrónico para alimentar el rotor a frecuencia variable ~ 33 % de la potencia del generador. Ciertas perturbaciones pueden destruir el convertidor por sobrecorriente si no se protege adecuadamente.</p> <p>Variantes: - BDFIG (brushless DFIG) variante sin anillos rozantes en el rotor - Con multiplicador de varias etapas incrementa la relación de transmisión y aprovecha mejor el régimen variable del viento</p> | <p>~ 5 MW</p> |
| <p>EESG Electrical Excited Synchronous Generator</p> | <p>Máquinas síncronas con devanado de excitación alimentado en corriente continua</p> <p>Velocidad de giro: velocidad variable con convertidor. Existen también aerogeneradores de velocidad fija sin convertidos conectados directamente a la red</p> <p>Con muchos polos no requiere multiplicador</p> <p>Puede generar potencia reactiva</p> <p>La excitación en el rotor se alimenta a través de 2 anillos rozantes con escobillas.</p> <p>Requiere convertidor electrónico para transformar el 100% de la potencia a las condiciones de la red. Esto hace que sea más</p> | <p>~ 4,5 MW</p> |

| | | |
|---|---|--------|
| | robusto frente a perturbaciones que DFIG. Variantes: - BEESG (brushless DFIG) variante sin anillos rozantes en el rotor | |
| PMSG Permanent Magnet Synchronous Generator | Máquina síncrona en la que la excitación se realiza con imanes permanentes de alta densidad de flujo magnético Velocidad de giro: velocidad variable Estas máquinas se construyen con muchos polos para evitar multiplicador Puede generar potencia reactiva Al igual que EESG requieren de convertidor electrónico del 100% de la potencia. Variantes: - RFPM máquina de flujo radial - AFPM máquina de flujo axial - TFPM máquina de flujo transversal. Esta máquina también podría considerarse dentro de las máquinas SR (Switched Reluctante) de reluctancia variable | ~ 5 MW |

*Tabla 3.1
Características de las máquinas eléctricas utilizadas en aerogeneradores*

Hay características propias de una máquina, según la tabla anterior, que se pueden encontrar en otros tipos de máquinas. Por ejemplo, aerogeneradores EEPM con multiplicador de varias etapas.

Aunque en los últimos años han evolucionado mucho las máquinas PMSG, las máquinas DFIG objeto de este trabajo, siguen siendo las más rentables Li [27].

3.4. Modelo de circuito equivalente en las máquinas de inducción en régimen permanente

Las máquinas trifásicas de rotor bobinado generalmente alimentan el estator con 6 bornes, que permiten realizar la conexión en estrella (Y) o triángulo (Δ). El devanado del rotor está internamente conectado en Y y, en consecuencia, solo hay 3 bornes para alimentarlo. Este devanado necesita de 3 anillos rozantes con escobillas que permiten conectar la caja de bornes fija con rotor móvil.

Por ahora se considera que la alimentación del estator se hace en Y con tensiones equilibradas de secuencia directa, a tensión y frecuencia nominal. Con esto la tensión en cada fase del estator es:

$$v_A = v_A(t) = V_m \cdot \text{sen}(\omega_s \cdot t) = \sqrt{2} \cdot V_s \cdot \text{sen}(\omega_s \cdot t) \quad [3.33]$$

$$v_B = \sqrt{2} \cdot V_s \cdot \text{sen}(\omega_s \cdot t - \kappa) \quad [3.34]$$

$$v_C = \sqrt{2} \cdot V_s \cdot \text{sen}(\omega_s \cdot t + \kappa) \quad [3.35]$$

con:

$$V_s = \frac{V_m}{\sqrt{2}} = \frac{V_L}{\sqrt{3}} \quad \text{tensión de fase (} V_L \text{ es la tensión de línea; } V_m \text{ valor de cresta)} \quad [3.36]$$

$$\kappa = \frac{2 \cdot \pi}{3} \quad \text{ángulo entre fases en sistemas trifásicos equilibrados} \quad [3.37]$$

$$\omega_s = 2 \cdot \pi \cdot f_s \quad \text{velocidad síncrona. } f_s = \text{frecuencia síncrona} = 50 \text{ Hz} \quad [3.38]$$

t tiempo

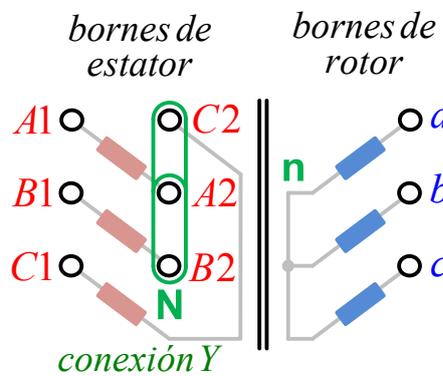


Figura. 3.11

Bornes de conexión de una máquina de rotor bobinado con el estator conectado en Y

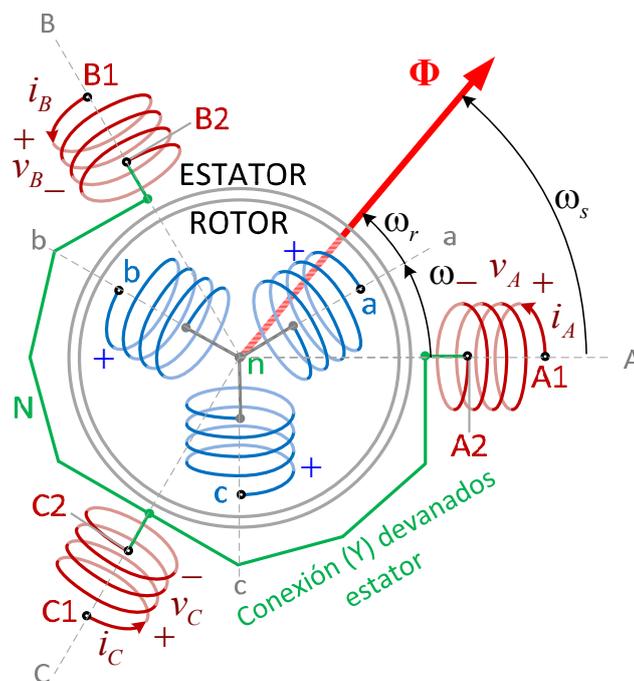


Figura. 3.12

Esquema de los devanados del estator (en conexión Y) y del rotor

Las figuras 3.11 y 3.12 muestran respectivamente el esquema de conexión de la caja de bornes y los devanados del estator y del rotor en conexión Y, Cortes [64], Fraile [4], León [29]:

Los devanados de estator y rotor están acoplados magnéticamente de forma similar a los devanados de un transformador y, al igual que en estos, se define la relación de transformación entre estator y rotor:

$$m = \frac{N_{se}}{N_{re}} \quad [3.39]$$

con:

N_{se} Número de espiras equivalente por fase en el estator
 N_{re} Número de espiras equivalente por fase en rotor

En una máquina con un par de polos, cuyo rotor gira a una velocidad ω , el campo magnético resultante gira a la velocidad síncrona ω_s (frecuencia de alimentación del estator). En consecuencia:

$$\omega_r = \omega_s - \omega \quad [3.40]$$

con:

ω_s velocidad del campo magnético respecto del estator
 ω_r velocidad del campo magnético respecto del rotor
 $\omega_r = 2 \cdot \pi \cdot f_r$. Siendo f_r la frecuencia de las corrientes rotóricas. [3.41]
a ω_r también se llama **deslizamiento** (slip)
 ω velocidad del rotor del rotor en máquinas con un par de polos

El deslizamiento es la diferencia entre la velocidad síncrona ω_s y la velocidad del rotor ω y se suele expresar en términos relativos respecto de la velocidad síncrona:

$$\delta = \frac{\omega_s - \omega}{\omega_s} = \frac{\omega_r}{\omega_s} \quad [3.42]$$

Si la máquina tiene más de un par de polos, las velocidades anteriores son velocidades eléctricas y se miden en radianes eléctricos por segundo. Siendo:

$$\omega = p \cdot \omega_G \quad [3.43]$$

con:

| | |
|------------|---|
| ω | velocidad del rotor en rad/s eléctricos |
| ω_G | velocidad mecánica del rotor en rad/s |
| p | número de pares de polos de la máquina |

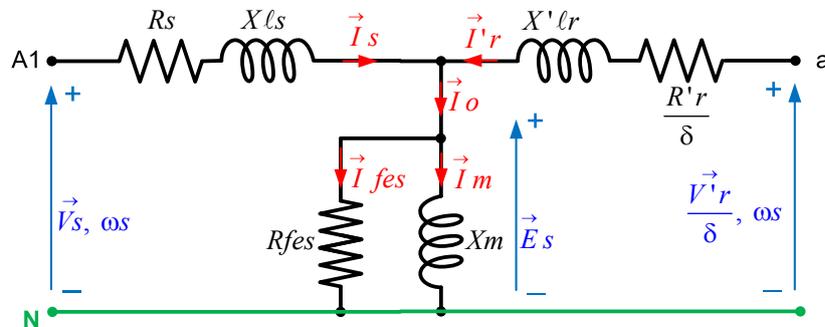


Figura. 3.13
Esquema circuito monofásico equivalente Yy

El cálculo de circuito en régimen estacionario sinusoidal y equilibrado se simplifica con ayuda del circuito monofásico equivalente de la figura 3.13, utilizando fasores temporales, ver, p.ej., Tamura [24] o León [29]. A partir de las expresiones [3.33] a [3.35], la tensión de alimentación del estator es:

$$\vec{V}_A = V_s \cdot e^{j \cdot 0} = V_s | \underline{0} \quad [3.44]$$

$$\vec{V}_B = \vec{V}_A \cdot 1 | \underline{-\kappa} \quad [3.45]$$

$$\vec{V}_C = \vec{V}_A \cdot 1 | \underline{\kappa} \quad [3.46]$$

Las magnitudes y elementos que llevan prima (') están reducidos al lado del estator utilizando la relación de transformación m .

$$R'_r = m^2 \cdot R_r \quad \text{resistencia del rotor por fase} \quad [3.47]$$

$$X'_{lr} = m^2 \cdot X_{lr} \quad \text{reactancia del rotor por fase} \quad [3.48]$$

$$L'_{lr} = m^2 \cdot L_{lr} \quad \text{coeficiente inducción de dispersión del rotor por fase} \quad [3.49]$$

$$i'_r = \frac{i_r}{m} \quad \text{corriente del rotor por fase} \quad [3.50]$$

$$\psi'_r = m \cdot \psi_r \quad \text{enlace del flujo del rotor por fase} \quad [3.51]$$

$$v'_r = m \cdot v_r \quad \text{tensión del rotor por fase} \quad [3.52]$$

3.4.1. Criterio de signos de potencias

Se ha elegido el criterio de potencias eléctricas positivas entrantes. Éste es acorde con los sentidos de corriente mostrados en la figura 3.13.

Sin embargo, se considera la potencia electromecánica positiva saliente (criterio de potencia de motor), según se ha visto en el punto 3.2.3. Además, tal como se ha descrito en el mismo punto, esta potencia es ideal sin pérdidas mecánicas, pues las pérdidas de fricción del generador están incluidas en las pérdidas globales de fricción que se asignan a la turbina. Por tanto, cuando la máquina trabaja como generador, ejercerá un par y una potencia resistente negativa contraria al movimiento de la turbina.

3.4.2. Determinación de potencias

Las potencias se pueden obtener una vez resuelto el circuito equivalente monofásico utilizando fasores temporales:

POTENCIA CONSUMIDA POR EL ESTATOR

$$\vec{S}_s = 3 \cdot \vec{V}_s \cdot \vec{I}_s^* \quad [3.53]$$

$$P_s = \text{Re}(\vec{S}_s) \quad [3.54]$$

$$Q_s = \text{Im}(\vec{S}_s) \quad [3.55]$$

con:

$$\vec{A}^* = a - jb = A \underline{|\phi_A|} = \text{conjugado de } \vec{A} = a + jb = A \underline{|\phi_A|}$$

POTENCIA CONSUMIDA POR EL ROTOR

$$\vec{S}_r = 3 \cdot \vec{V}_r \cdot \vec{I}_r^* = 3 \cdot \vec{V}'_r \cdot \vec{I}'_r^* \quad [3.56]$$

$$P_r = \text{Re}(\vec{S}_r) \quad [3.57]$$

$$Q_r = \text{Im}(\vec{S}_r) \quad [3.58]$$

PÉRDIDAS EN LOS DEVANADOS DEL ESTATOR Y ROTOR

$$p_s = 3 \cdot R_s \cdot I_s^2 \quad [3.59]$$

$$p_r = 3 \cdot R_r \cdot I_r^2 = 3 \cdot R'_r \cdot I'^2_r \quad [3.60]$$

POTENCIA REACTIVA DE DISPERSIÓN EN DEVANADOS DE ESTATOR Y ROTOR

$$q_{\ell_s} = 3 \cdot \omega_s \cdot L_{\ell_s} \cdot I_s^2 = 3 \cdot X_{\ell_s} \cdot I_s^2 \quad [3.61]$$

$$q_s = 3 \cdot \omega_r \cdot L_{\ell_r} \cdot I_r^2 = 3 \cdot \delta \cdot \omega_s \cdot L_{\ell_r} \cdot I_r^2 = 3 \cdot \delta \cdot X_{\ell_r} \cdot I_r^2 = 3 \cdot \delta \cdot X'_{\ell_r} \cdot I'^2_r \quad [3.62]$$

PÉRDIDAS EN EL NÚCLEO MAGNÉTICO (PÉRDIDAS DE HISTÉRESIS Y FOUCAULT)

$$p_{fe} = 3 \cdot \frac{E_s^2}{R_{fe}} \quad [3.63]$$

POTENCIA REACTIVA DE MAGNETIZACIÓN

$$Q_m = 3 \cdot \frac{E_s^2}{X_m} \quad [3.64]$$

Asociando los términos de potencia anteriores el circuito se puede descomponer como sigue:

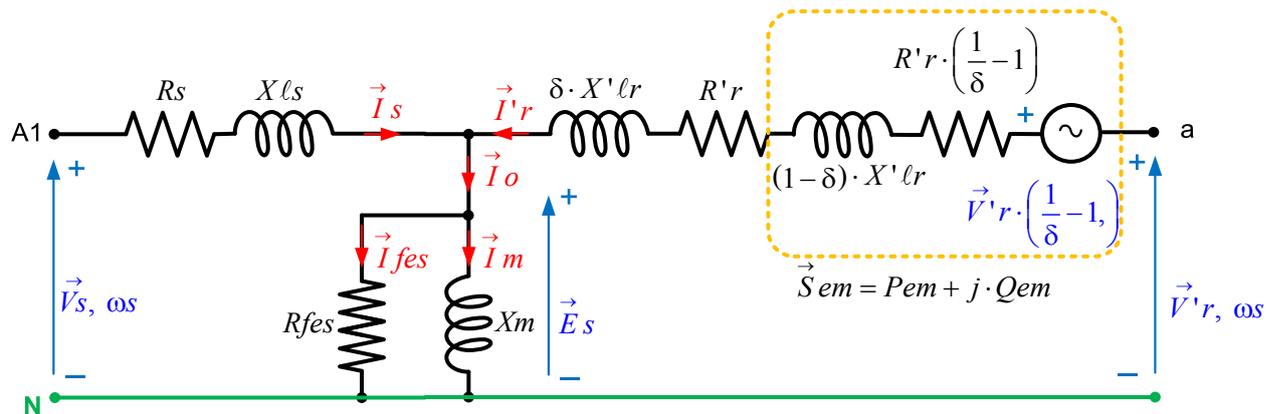


Figura. 3.14
Esquema monofásico equivalente Yy descompuesto

POTENCIA INTERNA O ELECTROMECAÁNICA MOTORA

$$P_{em} = 3 \cdot \left(\frac{1}{\delta} - 1\right) \cdot \left(R'_r \cdot I'^2_r + \vec{V}'_r \cdot \vec{I}'_r^*\right) = \left(\frac{1}{\delta} - 1\right) \cdot (3 \cdot R'_r \cdot I'^2_r + P_r) \quad [3.65]$$

POTENCIA REACTIVA GENERADA

$$Q_{em} = \left(\frac{1}{\delta} - 1\right) \cdot (3 \cdot \delta \cdot X'_{\ell_r} \cdot I'^2_r + Q_r) \quad [3.66]$$

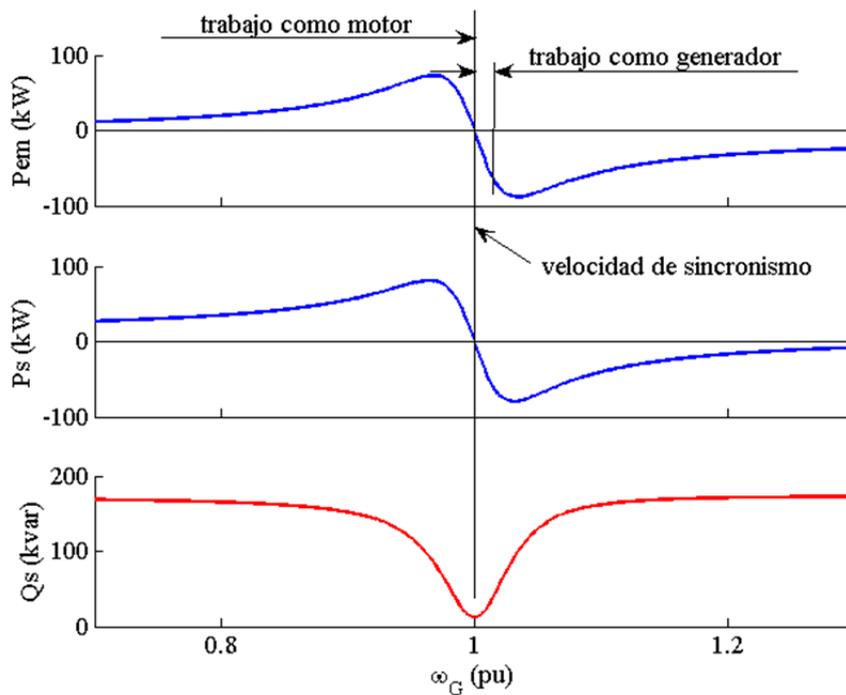


Figura. 3.15

Potencias consumidas por una máquina de rotor bobinado con el rotor cortocircuitado ($V_r=0$):

- 1) Potencia electromecánica motora que cede que absorbe la máquina (+)
- 2) Potencia activa que absorbe o consume el estator (+)
- 3) Potencia reactiva que absorbe o consume el estator (+)

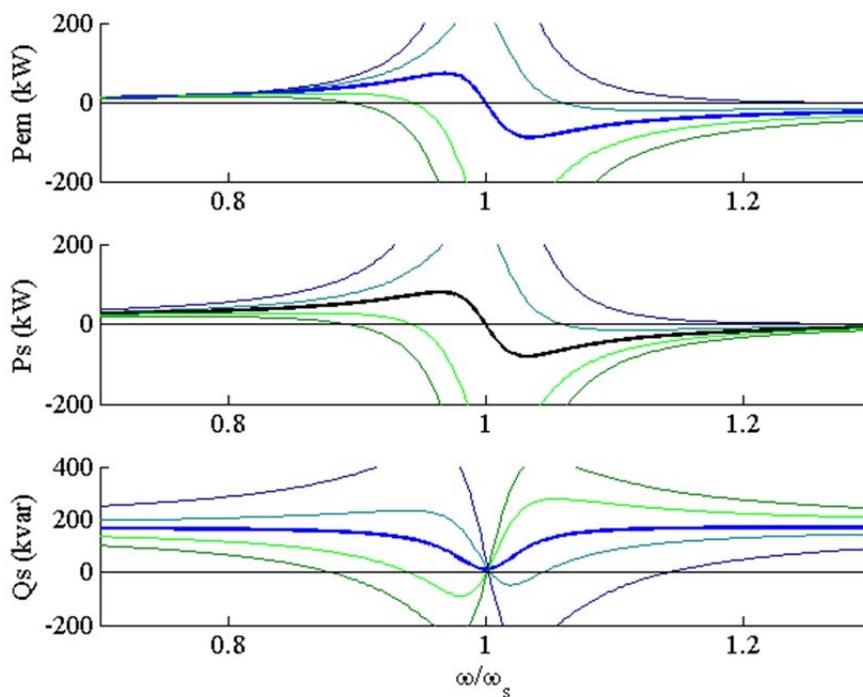


Figura. 3.16

Potencias consumidas por una máquina de rotor bobinado aplicando tensión al rotor. Ahora es posible trabajar en un rango mayor de velocidad e inyectar reactiva a la red

La figura 3.15 muestra la potencia electromecánica, la potencia activa y reactiva de este tipo de máquinas cuando trabaja con el rotor cortocircuitado ($V_r = 0$), Tennakoont [39], Stumpf [40], Tamura [24]:

Como generador, esta máquina debe trabajar con una velocidad próxima a la de sincronismo tal como muestra la figura 3.15, que es el modo de trabajo de las máquinas SGIG de velocidad fija.

Sin embargo, si se hace variar la tensión y frecuencia del rotor, la máquina puede generar potencia en un rango más amplio de velocidad y es capaz de suministrar potencia reactiva a la red tal como se muestra en la figura 3.16, Li [65], Tennakoont [39]. No es usual que este tipo de máquinas suministre potencia reactiva a la red y lo normal es disponer de baterías de condensadores para compensar el factor de potencia, Hansen [28]

3.5. Régimen dinámico en la máquina de rotor bobinado

El comportamiento dinámico de las máquinas trifásicas generalmente se analiza utilizando modelos de máquinas equivalentes de dos ejes ortogonales. El hecho de considerar devanados desfasados 90° hace que el flujo inducido de un devanado sobre el otro resulte nulo y, esto simplifica el procedimiento de cálculo [10].

3.5.1. Ejes bifásicos solidarios al estator ($\alpha\beta$) y solidarios al rotor ($\alpha'\beta'$)

La figura 3.17 muestra los ejes trifásicos y los ejes bifásicos que se van a utilizar en este trabajo, ver Moham [10], Leonhard [6]. La figura 3.18 muestra el vector espacial de tensión del estator, considerando las tensiones instantáneas [3.33] a [3.35] y el vector espacial correspondiente a la misma tensión de estator pero con las componentes en los ejes $\alpha\beta$. Con las transformadas que se presentan más adelante los vectores espaciales tienen la misma dirección pero módulo distinto tal como se ve en la figura 3.18.

En un sistema trifásico equilibrado en régimen estacionario sinusoidal el módulo del vector espacial vale según Catalán [15] y Fraile [4]

$$|\mathbf{V}_{ABC}| = \frac{3}{2} \cdot V_m = \frac{\sqrt{18}}{2} \cdot V_s = \frac{\sqrt{6}}{2} \cdot V_L \quad [3.67]$$

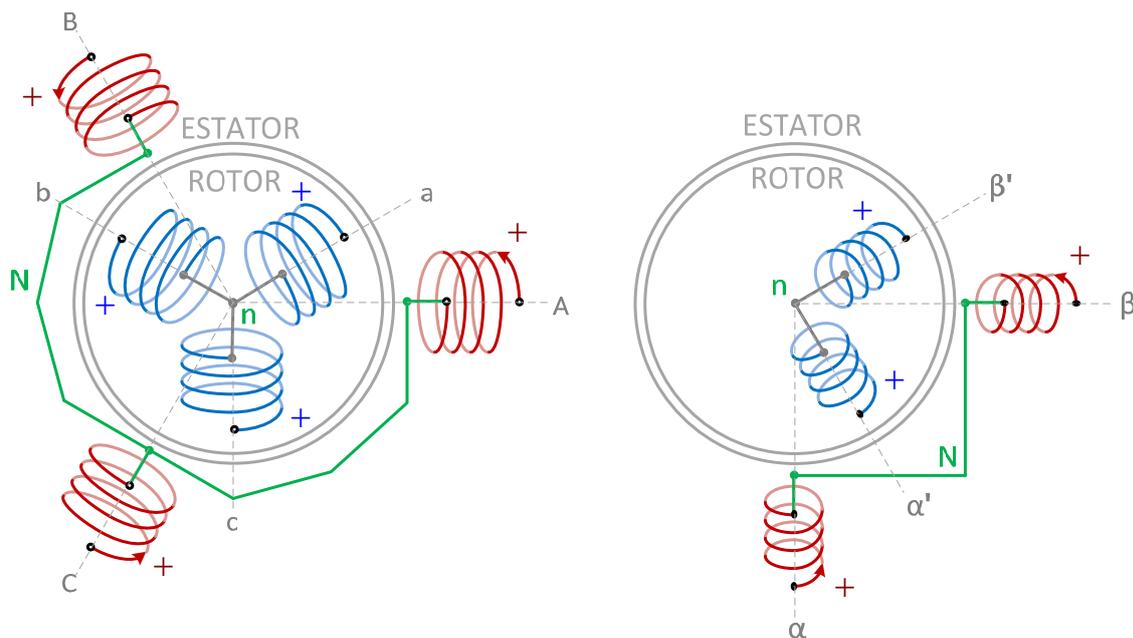


Figura. 3.17
Ejes trifásicos del estator ABC y del rotor abc.
Ejes bifásicos del estator αβ y del rotor α'β'

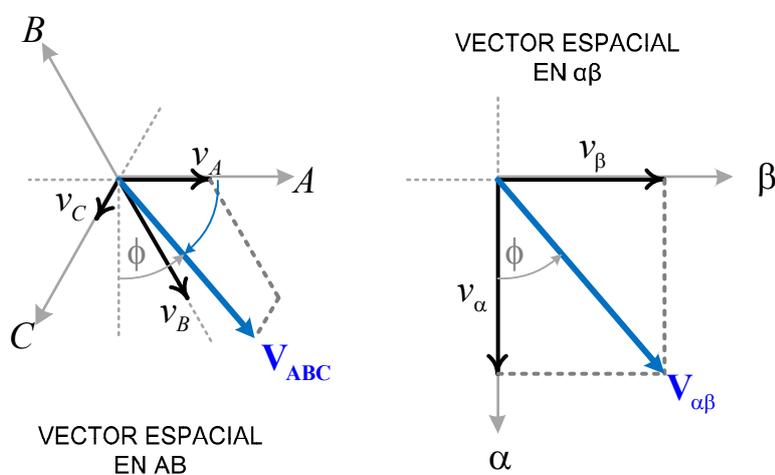


Figura. 3.18
Componentes de un vector espacial en ejes trifásicos y en ejes bifásicos

Como la potencia consumida por un receptor resistivo trifásico sometido a la tensión trifásica es:

$$P = 3 \cdot \frac{V_A^2}{R} = \frac{V_L^2}{R} \quad [3.68]$$

Y la potencia en un sistema bifásico es:

$$P = 2 \cdot \frac{V_α^2}{R} \quad [3.69]$$

Para que la potencia en ambos sistemas sea igual, se aplica un factor de escala a las tensiones y corrientes del sistema bifásico $\alpha\beta$:

$$\frac{V_\alpha}{V_A} = \sqrt{\frac{3}{2}} = \frac{\sqrt{6}}{2} \quad [3.70]$$

Por otra parte, en un sistema trifásico equilibrado una de las componentes es linealmente dependiente de las otras dos. Esto permite expresar las magnitudes en función de dos componentes, p.ej., A y B :

$$v_A + v_B + v_C = 0 \Rightarrow v_C = -v_A - v_B = \begin{bmatrix} -1 & 0 \\ 0 & -1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_A \\ v_B \end{bmatrix} \quad [3.71]$$

Con todo lo anterior se obtiene la transformación de ejes trifásicos AB(C) a ejes bifásicos $\alpha\beta$, [93]:

$$\mathbf{V}_{\alpha\beta} = \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \frac{\sqrt{6}}{2} \begin{bmatrix} -\frac{1}{\sqrt{3}} & -\frac{2}{\sqrt{3}} \\ 1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_A \\ v_B \end{bmatrix} = \mathbf{M}_{A2\alpha} \cdot \mathbf{V}_{AB} \quad [3.72]$$

Y la transformación inversa:

$$\mathbf{V}_{AB} = \begin{bmatrix} v_A \\ v_B \end{bmatrix} = \frac{2}{\sqrt{6}} \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -\frac{\sqrt{3}}{2} & -\frac{1}{2} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \mathbf{M}_{\alpha2A} \cdot \mathbf{V}_{\alpha\beta} = \quad [3.73]$$

Las transformaciones en los ejes del rotor son iguales realizando las siguientes modificaciones: $AB \rightarrow ab$; $\alpha\beta \rightarrow \alpha'\beta'$:

3.5.2. Ejes bifásicos móviles (dq)

Estos ejes se orientan a conveniencia para simplificar las ecuaciones resultantes y facilitar su resolución. Por ejemplo, es usual orientar el vector espacial de tensión del estator con el eje d (SVO), o bien, orientar el flujo del estator con el eje d (SFO); en el rotor, es usual orientar el flujo con el eje d (RFO). Hay autores que en lugar orientar el eje d , orientar el eje q . Para resolver el circuito y obtener sus magnitudes es posible trabajar con varios sistemas de ejes a la vez, cada cual con sus simplificaciones, Xiao [31], Moham [11]

Las transformaciones de ejes fijos $\alpha\beta$ a ejes móviles dq es:

$$\mathbf{V}_{dq} = \mathbf{V}_{\alpha\beta} \cdot e^{-j\theta_s} = \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta_s & \sin \theta_s \\ -\sin \theta_s & \cos \theta_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \mathbf{M}_{\alpha2d}(\theta_s) \cdot \mathbf{V}_{\alpha\beta} \quad [3.74]$$

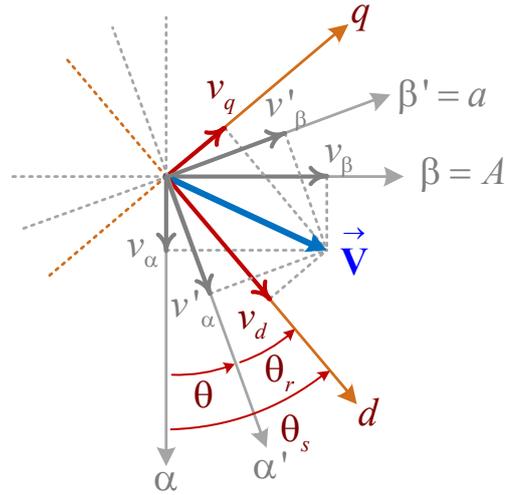


Figura. 3.19

Componentes de un vector espacial en ejes bifásicos fijos y móviles

Y la transformación inversa:

$$\mathbf{V}_{\alpha\beta} = \mathbf{V}_{dq} \cdot e^{+j\theta_s} = \begin{bmatrix} v_\alpha \\ v_\beta \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \cos \theta_s & -\sin \theta_s \\ \sin \theta_s & \cos \theta_s \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} = \mathbf{M}_{d2\alpha}(\theta_s) \cdot \mathbf{V}_{dq} \quad [3.75]$$

Las transformaciones de ejes $\alpha'\beta'$ a ejes dq son iguales cambiando:

$$\alpha'\beta' \rightarrow \alpha\beta; \theta_s \rightarrow \theta_r.$$

Teniendo en cuenta las transformaciones $\mathbf{M}_{A2\alpha}$ y $\mathbf{M}_{\alpha2A}$ vistas en el punto 3.5.1, las transformaciones de ejes fijos AB(C) a ejes móviles dq son:

$$\mathbf{V}_{dq} = \mathbf{M}_{\alpha2d}(\theta_s) \cdot \mathbf{M}_{A2\alpha} \cdot \mathbf{V}_{AB} \quad [3.76]$$

$$\mathbf{V}_{AB} = \mathbf{M}_{\alpha2A} \cdot \mathbf{M}_{d2\alpha}(\theta_s) \cdot \mathbf{V}_{dq} \quad [3.77]$$

$$\mathbf{V}_{dq} = \mathbf{M}_{\alpha2d}(\theta_r) \cdot \mathbf{M}_{A2\alpha} \cdot \mathbf{V}_{ab} \quad [3.78]$$

$$\mathbf{V}_{ab} = \mathbf{M}_{\alpha2A} \cdot \mathbf{M}_{d2\alpha}(\theta_r) \cdot \mathbf{V}_{dq} \quad [3.79]$$

Este tipo de transformadas, comenzaron a ser utilizadas por Clarke y Park a en la primera mitad del siglo pasado.

3.5.3. Enlaces de flujo

La figura 3.20 muestra los acoplamientos de flujo magnético o enlaces de flujo entre el estator y el rotor, Moham [11], Leonhard [6]:

$$\Psi_s = \Psi_m + \Psi_{\ell_s} = N_{se} \cdot (\Phi_m + \Phi_{\ell_s}) \quad [3.80]$$

$$\Psi_r = \Psi_m + \Psi_{\ell r} = N_{re} \cdot (\Phi_m + \Phi_{\ell s}) \quad [3.81]$$

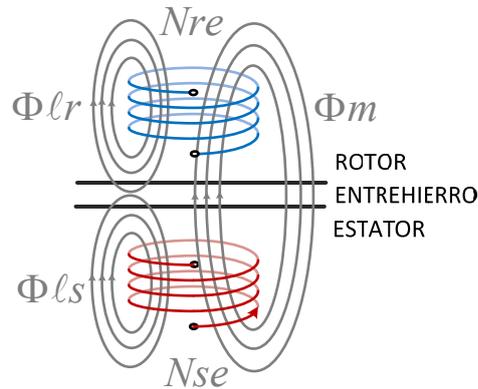


Figura. 3.20
Flujo magnético en estator y rotor

con:

- Ψ_s flujo enlazado o concatenado con el devanado del estator
- Ψ_r flujo enlazado con el devanado del rotor
- Ψ_m flujo enlazado mutuo común a los dos devanados
- $\Psi_{\ell s}$ flujo de dispersión (leakage) enlazado con el devanado del estator
- $\Psi_{\ell r}$ flujo de dispersión enlazado con el devanado del rotor

Usando los ejes bifásicos fijos $\alpha\beta$, el vector espacial flujo resultante enlazado con el estator se pueden descomponer en los dos ejes:

$$\Psi_s = \Psi_{s\alpha} + j \cdot \Psi_{s\beta} \quad [3.82]$$

Las componentes de flujo del estator:

$$\Psi_{s\alpha} = L_m \cdot (i_{s\alpha} + i'_{r\alpha}) + L_{\ell s} \cdot i_{s\alpha} = L_s \cdot i_{s\alpha} + L_m \cdot i'_{r\alpha} \quad [3.83]$$

$$\Psi_{s\beta} = L_m \cdot (i_{s\beta} + i'_{r\beta}) + L_{\ell s} \cdot i_{s\beta} = L_s \cdot i_{s\beta} + L_m \cdot i'_{r\beta} \quad [3.84]$$

con:

- Ψ_s vector espacial flujo enlazado en estator
- $\Psi_{s\alpha}, \Psi_{s\beta}$ componentes $\alpha\beta$ del flujo enlazado en el estator
- L_m coeficiente de inducción mutua entre rotor y estator
- $L_{\ell s}$ coeficiente de inducción del flujo de dispersión en estator
- L_s coeficiente de inducción de estator: $L_s = L_m + L_{\ell s}$ [3.85]
- $i_{s\alpha}, i_{s\beta}$ componentes $\alpha\beta$ de la corriente de estator
- $i'_{r\alpha}, i'_{r\beta}$ componentes $\alpha\beta$ de la corriente de rotor reducidas al estator

Considerando el flujo resultante enlazado en el rotor reducido al estator, con las expresiones [3.47] a [3.52] el vector espacial flujo enlazado en el rotor, de forma similar al vector flujo de estator, se puede expresar:

$$\Psi'_r = \Psi'_{r\alpha} + j \cdot \Psi'_{r\beta} \quad [3.86]$$

$$\Psi'_{r\alpha} = L_m \cdot (i'_{r\alpha} + i_{s\alpha}) + L'_{\ell r} \cdot i'_{r\alpha} = L'_r \cdot i'_{r\alpha} + L_m \cdot i_{s\alpha} \quad [3.87]$$

$$\Psi'_{r\beta} = L_m \cdot (i'_{r\beta} + i_{s\beta}) + L'_{\ell r} \cdot i'_{r\beta} = L'_r \cdot i'_{r\beta} + L_m \cdot i_{s\beta} \quad [3.88]$$

con:

| | | |
|-----------------------------------|--|--------|
| Ψ'_r | vector espacial flujo enlazado en rotor reducido | |
| $\Psi'_{r\alpha}, \Psi'_{r\beta}$ | componentes $\alpha\beta$ del flujo enlazado en rotor reducido | |
| $L'_{\ell r}$ | coeficiente de inducción del flujo de dispersión en rotor reducido | |
| L'_r | coeficiente de inducción de estator: $L'_r = L_m + L'_{\ell r}$ | [3.89] |

Las relaciones [3.83] a [3.88] se pueden expresar en forma matricial:

$$\begin{bmatrix} \Psi_{s\alpha} \\ \Psi_{s\beta} \\ \Psi'_{r\alpha} \\ \Psi'_{r\beta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_s & 0 & L_m & 0 \\ 0 & L_s & 0 & L_m \\ L_m & 0 & L'_r & 0 \\ 0 & L_m & 0 & L'_r \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_{s\alpha} \\ i_{s\beta} \\ i'_{r\alpha} \\ i'_{r\beta} \end{bmatrix} \quad [3.90]$$

y en forma más compacta

$$\Psi_{\alpha\beta} = \mathbf{M}_{i2\psi} \cdot \mathbf{I}_{\alpha\beta} \quad [3.91]$$

La matriz inversa permite obtener las corrientes cuando se conocen los flujos:

$$\mathbf{I}_{\alpha\beta} = \mathbf{M}_{\psi 2i} \cdot \Psi_{\alpha\beta} \quad [3.92]$$

con:

$$\mathbf{M}_{\psi 2i} = \frac{1}{L_m^2 - L_s L'_r} \begin{bmatrix} -L'_r & 0 & L_m & 0 \\ 0 & -L'_r & 0 & L_m \\ L_m & 0 & -L_s & 0 \\ 0 & L_m & 0 & -L_s \end{bmatrix} \quad [3.93]$$

En los ejes móviles dq estas conversiones coinciden, pues el razonamiento es el mismo. No obstante:

$$\begin{aligned} \Psi_{dq} &= \begin{bmatrix} \mathbf{M}_{a2d}(\theta) & \mathbf{M}_0 \\ \mathbf{M}_0 & \mathbf{M}_{a2d}(\theta) \end{bmatrix} \Psi_{\alpha\beta} = \mathbf{M}_{a2d}(\theta) \cdot \Psi_{\alpha\beta} = \mathbf{M}_{a2d}(\theta) \cdot \mathbf{M}_{i2\psi} \cdot \mathbf{I}_{\alpha\beta} = \\ &= \mathbf{M}_{i2\psi} \cdot \mathbf{M}_{a2d}(\theta) \cdot \mathbf{I}_{\alpha\beta} = \mathbf{M}_{i2\psi} \cdot \mathbf{I}_{dq} \end{aligned} \quad [3.94]$$

con:

\mathbf{M}_0 matriz nula 2x2

3.5.4. Ecuación de tensiones con ejes fijos $\alpha\beta$

Utilizando los ejes fijos $\alpha\beta$ se puede obtener las componentes de la tensión en bornes del circuito, pues no hay enlaces de flujo entre los dos ejes al estar desfasados 90° y, no hay variación de flujo debido al desplazamiento de los ejes por estar fijos, Moham [11].

Las componentes $\alpha\beta$ de la tensión del estator son::

$$v_{s\alpha} = R_s \cdot i_{s\alpha} + \frac{d\psi_{s\alpha}}{dt} \quad [3.95]$$

$$v_{s\beta} = R_s \cdot i_{s\beta} + \frac{d\psi_{s\beta}}{dt} \quad [3.96]$$

y las componentes $\alpha\beta$ de la tensión en el rotor:

$$v'_{r\alpha} = R'_r \cdot i'_{r\alpha} + \frac{d\psi'_{r\alpha}}{dt} \quad [3.97]$$

$$v'_{r\beta} = R'_r \cdot i'_{r\beta} + \frac{d\psi'_{r\beta}}{dt} \quad [3.98]$$

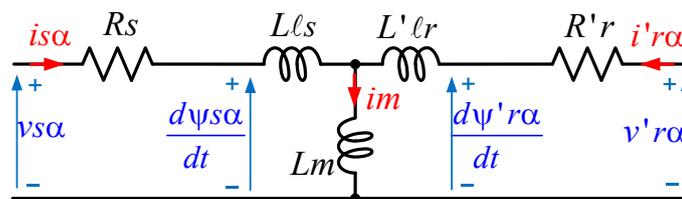


Figura. 3.21
Circuito equivalente en eje α fijo (solidario a estator)

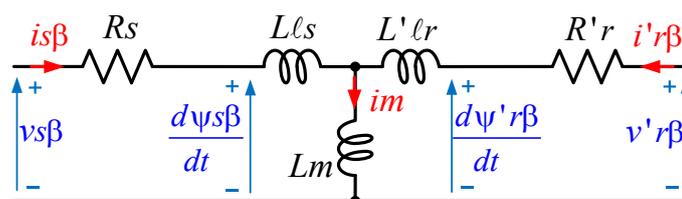


Figura. 3.22
Circuito equivalente en eje β fijo (solidario a estator)

Los circuitos equivalentes de las figuras 3.21 y 3.22 representan estas relaciones. Las expresiones anteriores se pueden escribir en forma de vectores espaciales:

$$\mathbf{V}_{s\alpha\beta} = v_{s\alpha} + j \cdot v_{s\beta} = R_s \cdot \mathbf{I}_{s\alpha\beta} + \frac{d}{dt} \Psi_{s\alpha\beta} = R_s \cdot \mathbf{I}_{s\alpha\beta} + \Psi_{s\alpha\beta}^{\circ} \quad [3.99]$$

$$\mathbf{V}'_{r\alpha\beta} = v'_{r\alpha} + j \cdot v'_{r\beta} = R'_r \cdot \mathbf{I}'_{r\alpha\beta} + \frac{d}{dt} \Psi'_{r\alpha\beta} = R'_r \cdot \mathbf{I}'_{r\alpha\beta} + \Psi'_{r\alpha\beta}^{\circ} \quad [3.100]$$

3.5.5. Ecuación de tensiones con ejes móviles dq

Teniendo en cuenta que los ejes dq están desplazados un ángulo θ_s respecto de los ejes $\alpha\beta$ (ver figura 3.19), la expresión vectorial de la tensión en el estator es:

$$\begin{aligned} \mathbf{V}_{s\alpha\beta} &= \mathbf{V}_{sdq} \cdot e^{j\theta_s} = R_s \cdot \mathbf{I}_{s\alpha\beta} + \frac{d \Psi_{s\alpha\beta}}{dt} = R_s \cdot \mathbf{I}_{sdq} \cdot e^{j\theta_s} + \frac{d(\Psi_{sdq} \cdot e^{j\theta_s})}{dt} = \\ &= R_s \cdot \mathbf{I}_{sdq} \cdot e^{j\theta_s} + \frac{d \Psi_{sdq}}{dt} \cdot e^{j\theta_s} + j \cdot \Psi_{sdq} \cdot e^{j\theta_s} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} \end{aligned} \quad [3.101]$$

dividiendo por $e^{j\theta_s}$:

$$\mathbf{V}_{sdq} = R_s \cdot \mathbf{I}_{sdq} + \frac{d \Psi_{sdq}}{dt} + j \cdot \Psi_{sdq} \cdot \frac{d\theta_s}{dt} = R_s \cdot \mathbf{I}_{sdq} + \Psi_{sdq}^{\circ} + j \cdot \Psi_{sdq} \cdot \omega_s \quad [3.102]$$

con:

$$\omega_s = \frac{d\theta_s}{dt} = \dot{\theta}_s \quad \text{velocidad de los ejes } dq \text{ respecto de los ejes fijos } \alpha\beta \quad [3.103]$$

Las componentes dq del vector tensión son:

$$v_{sd} = R_s \cdot i_{sd} + \frac{d\Psi_{sd}}{dt} - \omega_s \cdot \Psi_{sq} = R_s \cdot i_{sd} + \Psi_{sd}^{\circ} - \omega_s \cdot \Psi_{sq} \quad [3.104]$$

$$v_{sq} = R_s \cdot i_{sq} + \frac{d\Psi_{sq}}{dt} + \omega_s \cdot \Psi_{sd} = R_s \cdot i_{sq} + \Psi_{sq}^{\circ} + \omega_s \cdot \Psi_{sd} \quad [3.105]$$

Con un razonamiento idéntico, repitiendo todo proceso desde el punto 3.5.1; partiendo ahora de los ejes $\alpha'\beta'$ solidarios al rotor (se puede imaginar una máquina con el rotor fijo y el estator dando vueltas al revés), se obtienen las componentes de la tensión en el rotor:

$$v'_{rd} = R'_r \cdot i'_{rd} + \frac{d\Psi'_{rd}}{dt} - \omega_r \cdot \Psi'_{rq} = R'_r \cdot i'_{rd} + \Psi'_{rd}^{\circ} - \omega_r \cdot \Psi'_{rq} \quad [3.106]$$

$$v'_{rq} = R'_r \cdot i'_{rq} + \frac{d\Psi'_{rq}}{dt} + \omega_r \cdot \Psi'_{rd} = R'_r \cdot i'_{rq} + \Psi'_{rq}^{\circ} + \omega_r \cdot \Psi'_{rd} \quad [3.107]$$

con:

$$\omega_r = \frac{d\theta_r}{dt} = \dot{\theta}_r \quad \text{velocidad de ejes } dq \text{ respecto de ejes móviles } \alpha'\beta' \quad [3.108]$$

Los circuitos equivalentes de las figuras 3.23 y 3.24 sintetizan las ecuaciones del estator [3.104] y [3.105] (lado izquierdo de los circuitos) y las ecuaciones del rotor [3.106] y [3.107] (lado derecho de los circuitos).

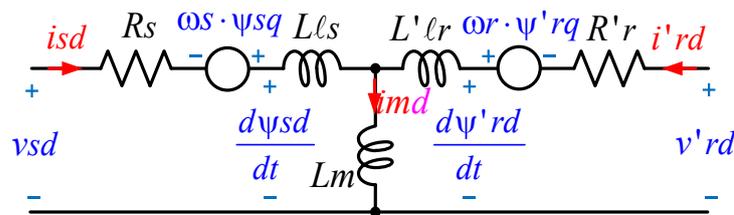


Figura. 3.23
Circuito equivalente en eje d

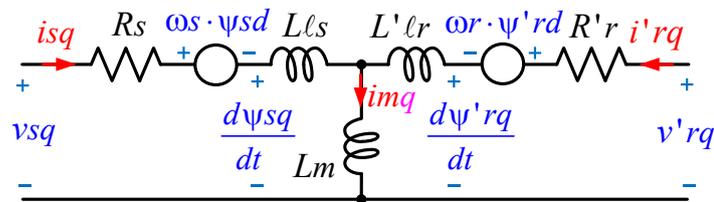


Figura. 3.24
Circuito equivalente en eje q

3.5.6. Par y potencia electromecánica

El par electromecánico es consecuencia de los esfuerzos de alineación entre fuerzas magnetomotrices (f_{mm}) de estator y las fuerzas magnetomotrices del rotor. Si se consideran los ejes dq las fuerza de alineación se producen entre la componente d de la f_{mm} de estator ($f_{mm_{sd}}$) y la componente q de la f_{mm} del rotor ($f_{mm_{rq}}$), o bien, entre $f_{mm_{sq}}$ y $f_{mm_{rd}}$, esto es, entre f_{mm} de ejes distintos.

El par de giro es proporcional al número de pares de polos p y se considera positivo, en sentido de giro anti horario, es decir entre $f_{mm_{rd}}$ y $f_{mm_{sq}}$, y negativo, entre $f_{mm_{rq}}$ y $f_{mm_{sd}}$.

$$T_{em} = k \cdot p \cdot (f_{mm_{sq}} \cdot f_{mm_{rd}} - f_{mm_{sd}} \cdot f_{mm_{rq}}) \quad [3.109]$$

Serrano [2], Fraile [4], Leonhard [6] y Moham [10] deducen expresiones prácticas del par electromecánico:

$$T_{em} = p \cdot L_m (i_{sq} \cdot i'_{rd} - i_{sd} \cdot i'_{rq}) = p \cdot (\psi'_{rq} \cdot i'_{rd} - \psi'_{rd} \cdot i'_{rq}) \quad [3.110]$$

En el punto 3.2.3 se ha visto que, en generación, T_{em} es un par resistente negativo que se opone al par motor que proporciona la turbina. La potencia electromecánica es:

$$P_{em} = P_{em} \cdot \omega_G \quad [3.111]$$

3.5.7. Simplificación de las ecuaciones

Si la tensión de alimentación del estator es estable y se orienta con el eje d con un sistema SVO se tiene $v_d = V_L$ y $v_q = 0$

Si el flujo de estator se considera estable y se orienta con el eje d , sistema SFO, las ecuaciones [3.104] y [3.105] se simplifican notablemente puesto que desaparecen las derivadas.

Si se orienta el flujo del rotor con el eje d , sistema RFO, se simplifica la expresión del par [3.110].

Ya se ha indicado que mediante giros se puede trabajar simultáneamente con varios sistemas, cada cual con sus simplificaciones.

3.6. Transitorios de maniobra y perturbaciones

3.6.1. Transitorios de maniobra y operación

En la operación normal de un generador eólico se producen varios tipos transitorios: conexión y desconexión del generador y fluctuaciones de la velocidad y dirección del viento.

La secuencia usual de conexión a la red de un generador doblemente alimentado es la siguiente. Primero, con el estator abierto, el convertidor proporciona progresivamente la tensión al rotor tal que, en el estator abierto se den las mismas condiciones de tensión, frecuencia y fase que en la red, [33]. Cuando sucede esto, se conecta el estator a la red. De esta forma, las corrientes transitorias que se producen en la red son despreciables. Seguidamente el convertidor con ayuda de un regulador proporciona gradualmente la tensión y frecuencia necesaria para llevar al generador al punto de trabajo deseado.

Para realizar la desconexión se sigue el orden inverso con lo que la corriente de desconexión es muy pequeña. Los transitorios de conexión a red del aerogenerador son analizados, entre otros por Jungwoo [41].

La permanente fluctuación del viento en velocidad y dirección también crea oscilaciones en el funcionamiento del generador. El control del convertidor debe adaptar permanentemente el punto de trabajo variando la velocidad de giro del generador y la orientación β de los álabes.

Lubosny [32], Mohit [54], Lu[1] analiza este tipo de transitorios.

En la figura siguiente se muestran datos de la velocidad y dirección del viento del parque eólico de Sotavento en Galicia.

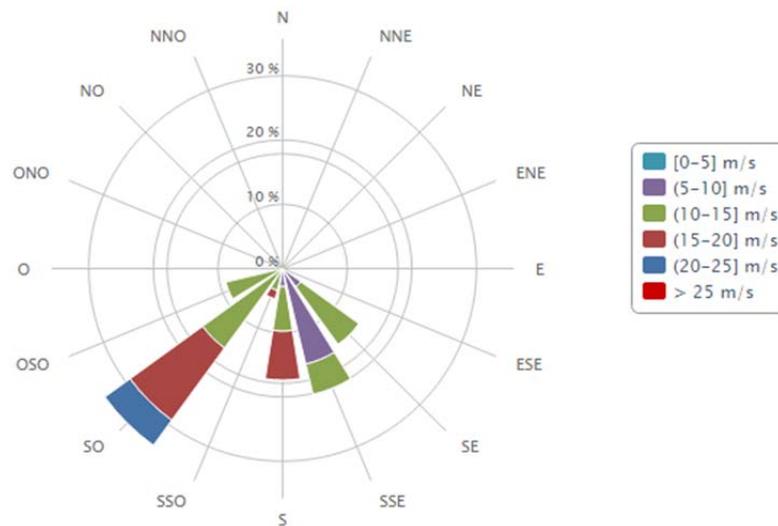


Figura. 3.25

Dirección del viento. Rosa de los vientos correspondiente al 15/09/2015 en Sotavento muestra la dirección del viento y su duración (longitud del radio)

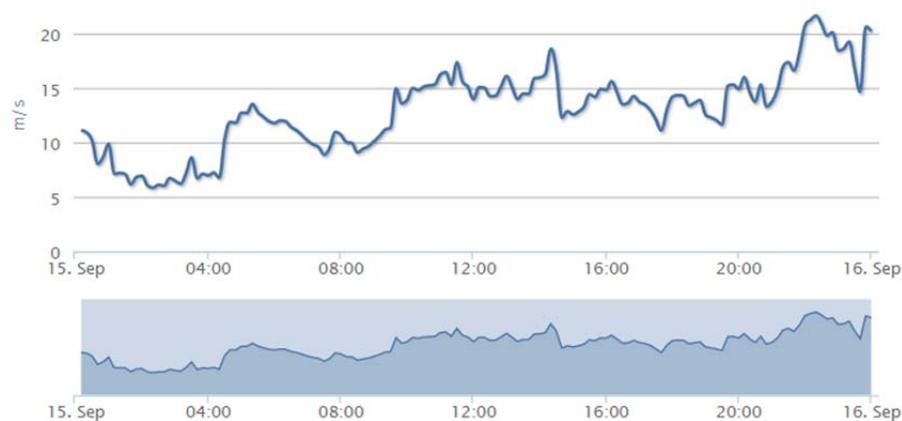


Figura. 3.26

Velocidad del viento correspondiente al 15/09/2015 en Sotavento

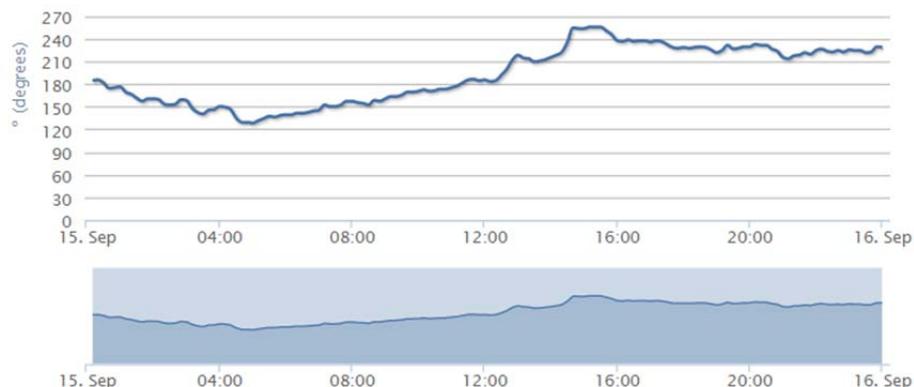


Figura. 3.27
Dirección del viento correspondiente al 15/09/2015 en Sotavento

Según E.ON [51], una desviación de la orientación de la turbina 10° respecto de la dirección del viento reduce la potencia aproximadamente en el 6% y una desviación de 20° , aproximadamente un 17%.

3.6.2. Perturbaciones

ARMÓNICOS

La norma EN-50160:2010, así como IEC-61000 fijan una tasa máxima de distorsión armónica de tensión THD_V del 8% (del armónico 2 al armónico 40). Además la amplitud relativa respecto de la componente fundamental para el armónico 2 al 25 es la mostrada en la figura siguiente:

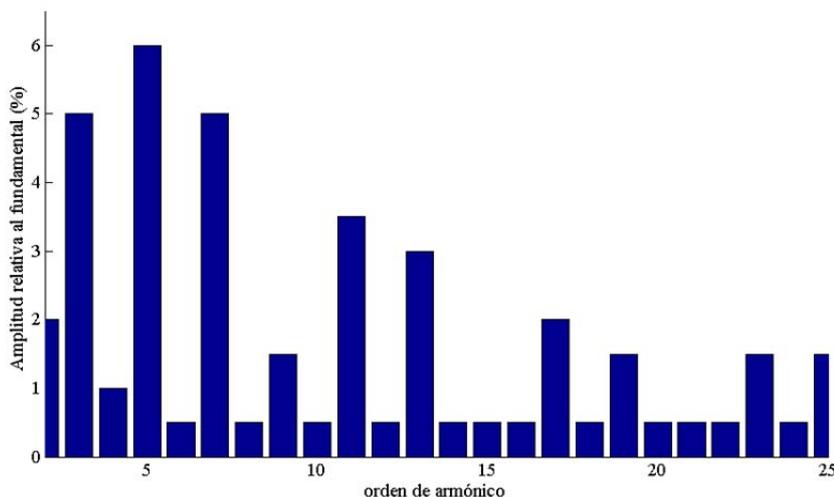


Figura. 3.28
Detalle del límite de armónicos del 2 al 25 según EN50160:2010

Parámetros de medida de armónicos

Los parámetros comúnmente utilizados para cuantificar los armónicos, Fuster [58], Ras [7], son:

$$THD = \frac{\sqrt{\sum_{n=2} V_n^2}}{V_1} = \sqrt{\sum_{n=2} \left(\frac{V_n}{V_1}\right)^2} \quad \text{tasa de armónicos} \quad [3.112]$$

$$f_n = \frac{\sqrt{\sum_{n=2} V_n^2}}{V'_{ef}} = \sqrt{\frac{\sum_{n=2} V_n^2}{\sum_{n=1} V_n^2}} = \frac{THD}{\sqrt{1 + THD^2}} \quad \text{factor de armónicos} \quad [3.113]$$

$$f_1 = \frac{V_1}{V'_{ef}} = \frac{1}{\sqrt{1 + THD^2}} \quad \text{factor de onda fundamental} \quad [3.114]$$

DESEQUILIBRIOS

Según EN-50160:2010, utilizando un promedio semanal, el valor eficaz de la tensión de la componente de secuencia inversa debe ser inferior al 2% del valor eficaz de la componente de secuencia directa.

Iwanski [87] indica como los desequilibrios pueden hacer que aumente considerablemente la tensión que debe suministrar el convertidor al rotor.

FLICKER

Lubosny [1] indica que la norma EN-50160 limita la oscilación de la potencia debida a la variación de la velocidad y dirección del viento porque podría causar parpadeo o flicker, especialmente en receptores de iluminación

FRECUENCIA

Según EN-50160:2010, durante el 99,5% de tiempo la frecuencia será de $50 \pm 1\%$ Hz, sin que en ningún caso puede sobrepasar los límites de $49,5 \pm 5,5$ Hz.

HUECOS Y SOBRENTENSIONES

Los huecos se producen cuando se generan tensiones inferiores al 90% de la tensión nominal y las sobrentensiones, cuando se producen tensiones superiores al 110%. Ambos con una duración inferior a un minuto.

En España, El RD661/2007 obliga a los productores a cumplir el procedimiento de operación PO 12.3 que aparece en la Resolución 4/10/2006 de la Secretaria General de Energía, en el que se indica cómo debe responder la planta de generación eólica ante huecos de tensión.

Este estándar también señala el tiempo de respuesta así como la potencia reactiva que debe inyectar el generador para minimizar la inestabilidad.

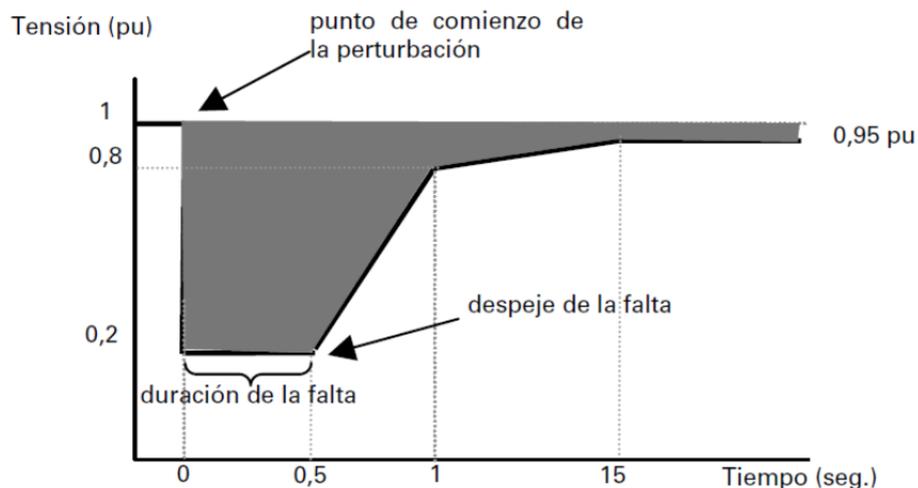


Figura. 3.29
 Respuesta en función de la amplitud y duración del hueco según PO 12.3

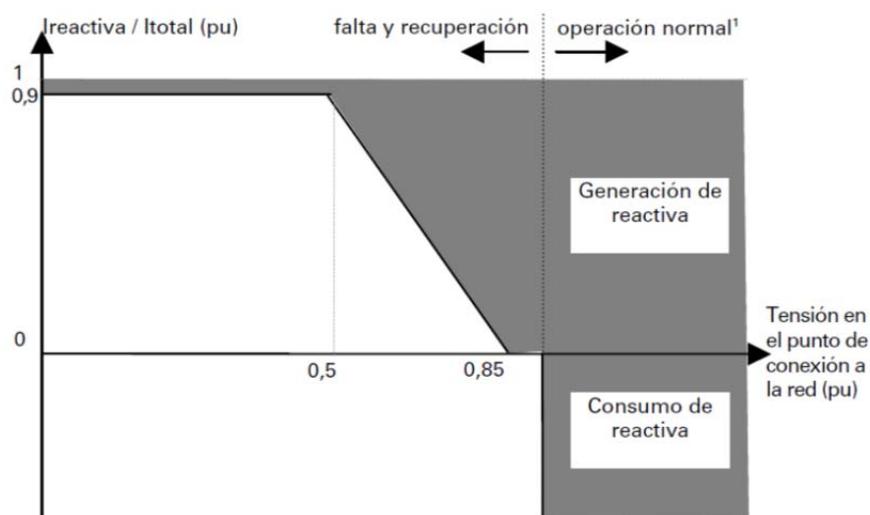


Figura. 3.30
 Inyección de potencia reactiva (corriente reactiva en el gráfico) en caso de falta según PO 12.3

El estándar de conexión a red E.ON.Netz 2006, [52], es muy citado en la bibliografía consultada [34], [36], [42], [43] especifica igualmente la respuesta de los generadores frente a huecos. También especifica la respuesta en frecuencia, tensión y la corriente reactiva que debe proporcionar la planta generadora durante el fallo y su recuperación.

Ante un hueco profundo se producen corrientes muy altas en el rotor que pueden causar daños, tanto en la máquina, como en el sistema de control, [45], [46].

Para proteger el sistema frente a estas corrientes se propone un sistema de interruptores estáticos que cortocircuitan (crowbar), o bien las fases del rotor, o bien el bus de continua del convertidor [42], [36], [49] .

Otra alternativa es utilizar convertidores de plena potencia, que aguanten estas condiciones,

además de controladores rápidos capaces de reaccionar para evitar esas sobrecorrientes, [47] y [48]

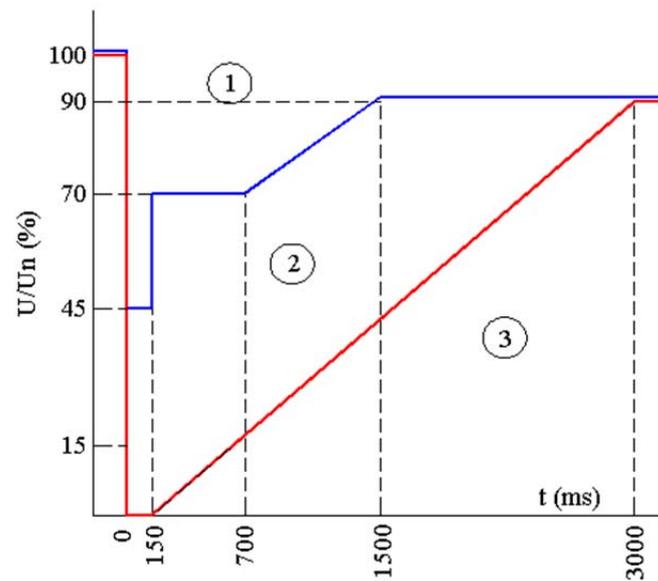


Figura. 3.31

Detalle del límite de zonas de funcionamiento ante huecos según estándar E-ON.Netz 2006 para plantas de tipo 2

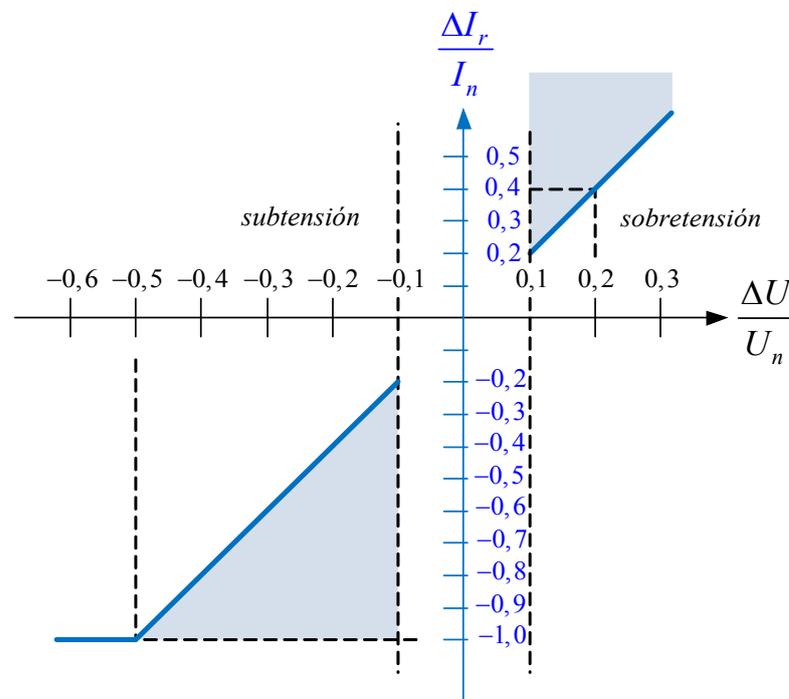


Figura. 3.32

Corriente reactiva que debe suministrar el generador frente a huecos y sobretensiones según estándar E-ON.Netz

3.7. El convertidor Scherbius que alimenta el rotor

Los aerogeneradores doblemente alimentados utilizan convertidores para alimentar el rotor de una potencia reducida o potencia parcial de aproximadamente $1/3$ de la potencia del generador (partial rated converters), este sistema es más barato pero, bajo la influencia de perturbaciones, no siempre cumplen los patrones que especifican los estándares de calidad [51]. En consecuencia la tendencia es utilizar convertidores de plena potencia.

Los convertidores inversores pueden ser de fuente de voltaje (VSI), cuando genera una forma de onda de tensión, o de fuente de corriente (CSI) cuando generan una forma de onda de corriente [27]. Actualmente lo más usual es utilizar un controlador VSI

La etapa de potencia de los convertidores consta de un rectificador que convierte trifásica alterna en continua y un inversor que convierte la continua en alterna a otra frecuencia y amplitud. La corriente puede fluir, de la red al rotor (en régimen subsíncrono), o al revés (en régimen supersíncrono). Esto requiere que el rectificador sea regenerativo con una configuración similar al inversor, es decir, debe tener capacidad para devolver energía a la red. Esto requiere el uso de las bobinas L que muestra la figura 3.33 [9], [21].

Esta configuración también permite que el convertidor contribuya a compensar el factor de potencia, suministrando o consumiendo potencia reactiva a la red. Usualmente tanto el inversor como el rectificador constan de 3 semipuentes, cada uno de los cuales llevan dos conmutadores. Los dispositivos de conmutación todo-nada utilizados normalmente en estas etapas, se muestran en la tabla 3.2. [27]. La forma de onda que se genera está modulada en ancho de pulso PWM, tal como se muestra en 3.7.1.

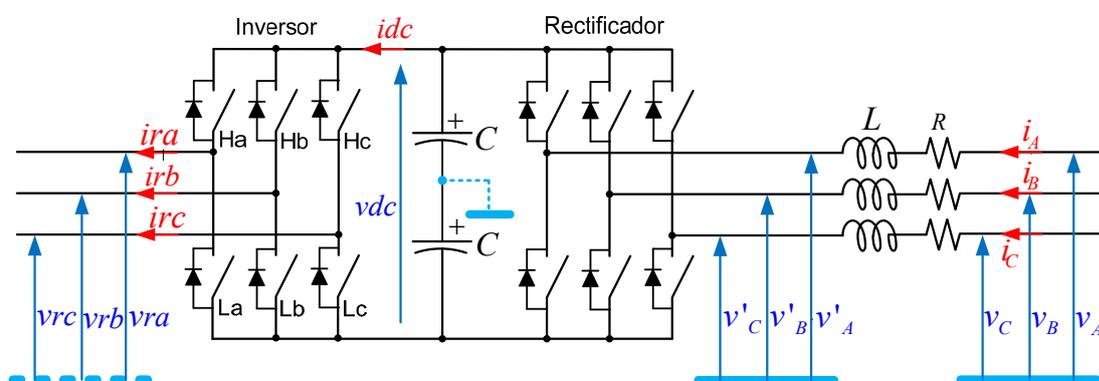


Figura. 3.33

Esquema de convertidor usual para alimentar el rotor

Esta onda PWM contiene más o menos armónicos en función de la frecuencia de muestreo (onda

portadora) y del índice de modulación.

El índice de modulación es el cociente entre la amplitud máxima de la onda patrón correspondiente a la tensión que se quiere reproducir y la tensión máxima de la onda portadora [70]. La onda de tensión generada se distorsiona, es decir, tiene más armónicos, cuando este índice es superior a la unidad. Peña [9] indica que el índice de modulación condiciona la velocidad máxima del generador.

Los armónicos se pueden atenuar montando bobinas en el lado del rotor, aunque ello reduce la amplitud de la tensión en el rotor y, según [9], podría reducir la velocidad máxima. Si se trabaja con redes equilibradas y los dos condensadores mostrados en esquema de figura 3.33 son iguales, la tensión del punto común a los dos condensadores coincide con la tensión de neutro de la red. Sin embargo, en función del tipo de modulación, la tensión del neutro del rotor que se genera podría ser distinta.

| Dispositivo | Tensión (V) | Corriente (A) | Tiempo conmutación (μ s) | Ancho de banda (kHz) |
|-------------|-------------|---------------|-------------------------------|----------------------|
| GTO | 6000 | 4000 | de 10 a 25 | de 0,2 a 1,0 |
| IGBT | 4500 | 2000 | de 2 a 5 | de 1,0 a 3,0 |
| BJT | 1200 | 800 | de 15 a 25 | de 0,5 a 5,0 |
| MOSFET | 1000 | 28 | de 0,3 a 0,5 | de 5 a 100 |

Tabla 3.2

Características de dispositivos de conmutación utilizados en los convertidos

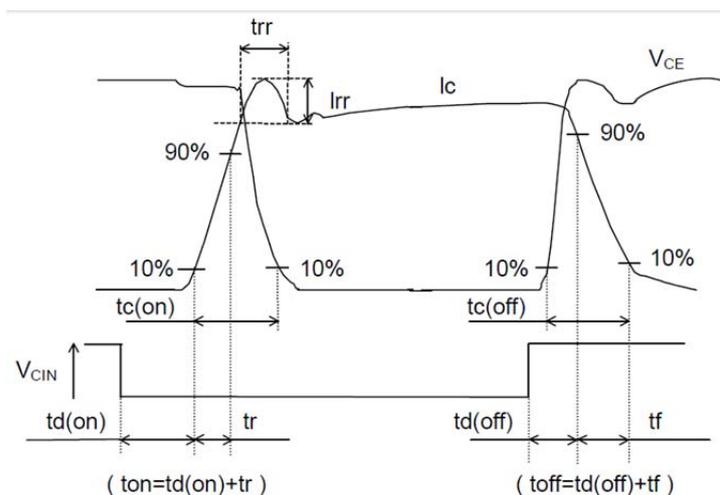


Figura. 3.34

Corriente y tensión en un IGBT de Mitsubishi [FUENTE: MITSUBISHI PM]

Debido a los retardos de conmutación que se dan en estos dispositivos (ver figura 3.34) y, para impedir el cortocircuito en las ramas (o semipuentes) del inversor, se introduce un tiempo muerto (dead time), t_{dt} , ver figura 3.35, en el que los dos conmutadores de la rama están abiertos. Los tiempos muertos incrementan los armónicos.

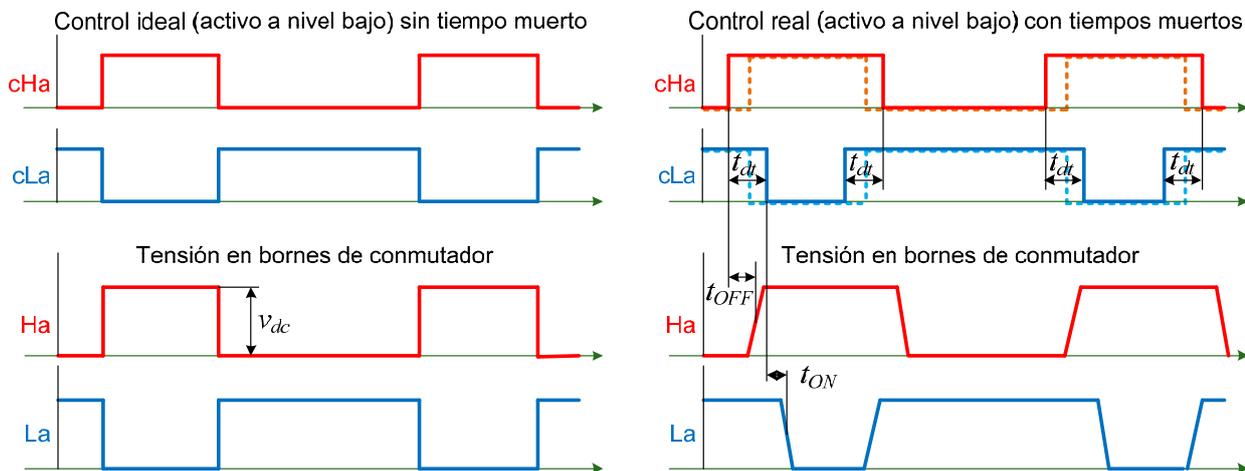


Figura. 3.35
Tiempos muertos con señales de control activas a nivel bajo

Las pérdidas de potencia del inversor son debidas a conducción (efecto Joule) y la conmutación. Durante el transitorio de conmutación, tanto la corriente, como la tensión cambian progresivamente de nivel, ver figura 3.34, lo que provoca una disipación de potencia correspondiente al producto de las dos magnitudes. Las pérdidas se pueden estimar como:

$$p_{csw} \approx 6 \cdot R_{CE} \cdot I_r^2 \quad \text{pérdidas de conducción} \quad [3.115]$$

con:

- R_{CE} resistencia en conducción (zona lineal) = V_{CE} / I_{CE}
- I_r corriente eficaz del rotor

$$p_{ssw} \approx \frac{v_{dc} \cdot I_r}{1,6} \cdot (t_{ON} + t_{OFF}) \cdot N_c \cdot f_c \quad \text{pérdidas de conmutación} \quad [3.116]$$

con:

- v_{dc} tensión bus de continua
- N_c número de conmutaciones por ciclo de muestreo
- f_c frecuencia de muestreo o potadora

Con cargas inductivas no es posible cambiar bruscamente la corriente. Si un conmutador abre, la

corriente seguirá circulando a través de los diodos en antiparalelo, tal como muestran las figuras 3.36 y 3.37

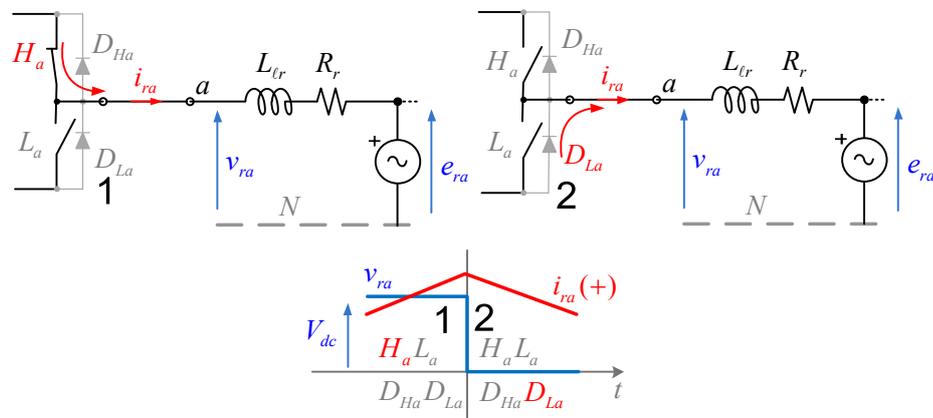


Figura. 3.36

1: conmutador H_a conduce

2: después de abrir H_a la bobina impide el corte brusco de corriente que circula por el diodo D_{La}

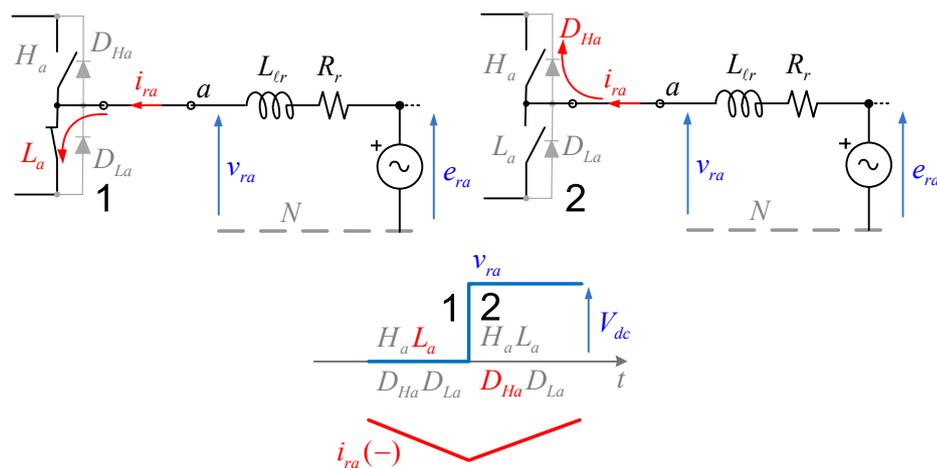


Figura. 3.37

1: conmutador L_a conduce

2: después de abrir L_a , la bobina impide el corte brusco de corriente que circula por el diodo D_{Ha}

3.7.1. . Tipos de modulación sinusoidal (SPWM)

En este caso la onda patrón es sinusoidal y la onda portadora u onda de muestreo tiene forma triangular. Teóricamente, cuanto mayor es la frecuencia portadora, menor es el contenido de armónicos de la onda generada. La limitación está en la velocidad de los dispositivos de conmutación y el tiempo muerto que requieren.

MODULACIÓN IRREGULAR ASIMÉTRICA

Forma tradicional de obtener el PWM mediante un circuito que compara la onda patrón sinusoidal y la onda portadora según se muestra en la figura 3.38 [6].

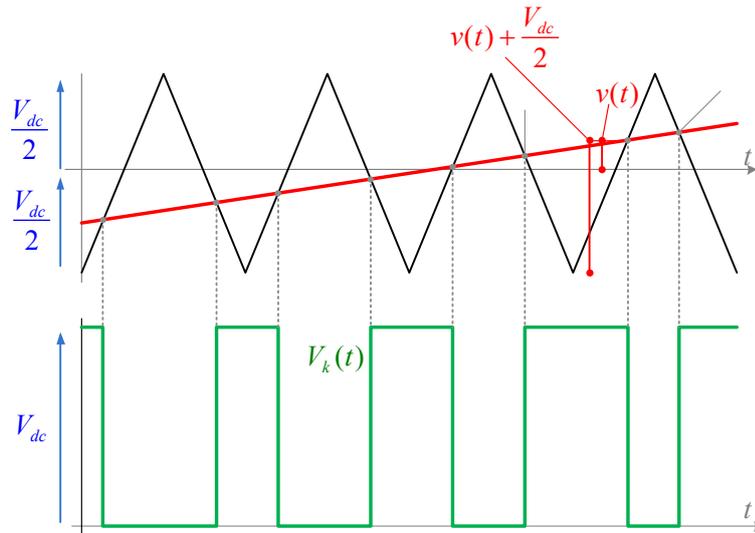


Figura. 3.38

Modulación Irregular Asimétrica: (negro)= onda portadora, (rojo)=onda patrón sinusoidal; (verde)=onda PWM generada

MODULACIÓN REGULAR SIMÉTRICA

Se genera muestreo a intervalos regulares de tiempo: $t_{k-3}, t_{k-2}, t_{k-1} \dots$ y se genera un ancho de pulso que corresponde a ese instante de muestreo. Esta forma de modulación resulta fácil de implementar con el software de los microcontroladores. La figura 3.39 muestra este tipo de modulación y la desviación respecto de la modulación irregular asimétrica.

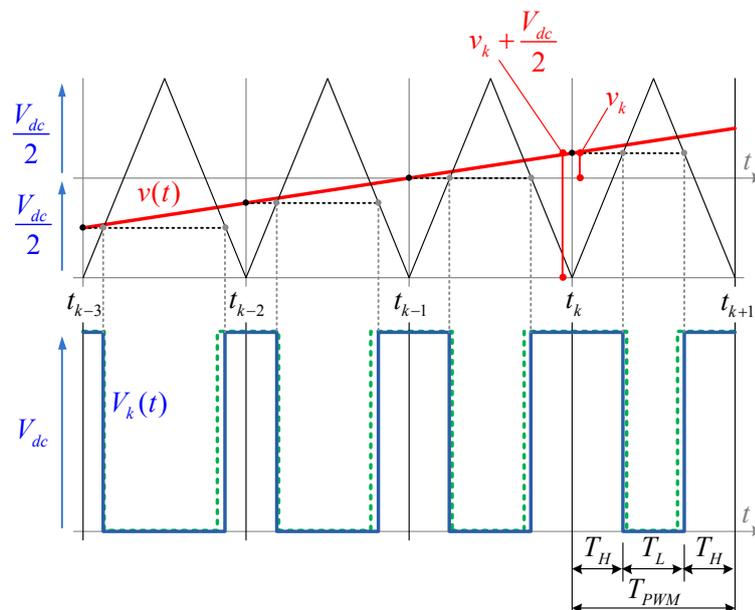


Figura. 3.39

Modulación Regular Simétrica: (negro)=onda portadora; (rojo)= onda patrón sinusoidal; (verde)= onda PWM generada con modulación irregular asimétrica; (azul)=onda PWM generada con modulación regular simétrica.

MODULACIÓN REGULAR ASIMÉTRICA

Más parecido al irregular asimétrico. También se puede implementar en software pero requiere el doble de frecuencia de muestreo tal como muestra la figura 3.40.

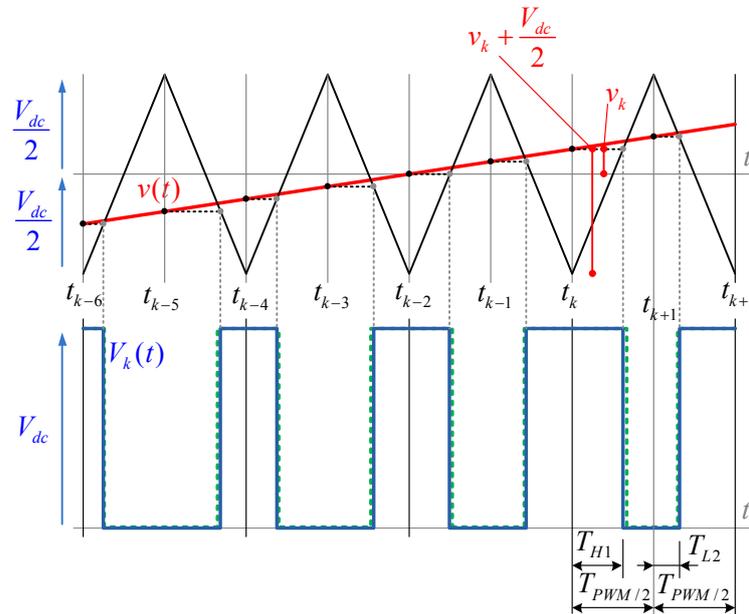


Figura. 3.40

Modulación Regular Asimétrica: (negro)=onda portadora; (rojo)=onda patrón sinusoidal; (verde): onda PWM generada con modulación irregular asimétrica; (azul)=onda PWM generada con modulación regular simétrica.

Con la modulación sinusoidal, la tensión eficaz fase – neutro máxima que puede generar es del 35,4 % de la tensión del bus de continua, V_{dc} , o bien, considerando un rectificador ideal, del 86,6 % de la tensión fase – neutro de la red que alimenta el convertidor. Es decir, si se alimenta el regulador con una tensión de línea trifásica de 400 V, la mayor tensión eficaz fase – neutro que puede generar el inversor es de $0,866 \cdot 230 = 200$ V. Esta tensión se puede incrementar aumentando el índice de modulación a costa de generar más armónicos [27].

3.7.2. . Otros tipos de modulación

MODULACIÓN PWM A 60°

En una onda sinusoidal la máxima amplitud se produce con un ángulo de 90° . Si la máxima amplitud de la onda portadora coincide con la amplitud de la onda sinusoidal a 60 grados el índice de modulación es $1 / \sin(60^\circ) = 1,155$. De esta manera, se consigue una tensión eficaz de aproximadamente el 100 % de la tensión fase – neutro de la red con bastantes más armónicos, [70], [8].

MODULACIÓN DE TERCER ARMÓNICO

Con esta técnica también se obtiene una tensión eficaz fase – neutro de aproximadamente el 100% de la tensión fase – neutro de la red. Consiste en incrementar el valor eficaz de la tensión añadiendo armónicos de orden 3 impares, de forma que la componente fundamental sea lo mayor posible, sin que la onda resultante sobrepase la amplitud máxima de la portadora. Como los armónicos múltiplos de tres no pueden circular por la máquina conectada a 3 hilos, salvo corrientes parásitas, la única componente que circula es la componente fundamental, [70], [8].

MODULACIÓN DE 6 ETAPAS

Este tipo de modulación utiliza consecutivamente las 6 etapas o estados V1, V2, V3, V4, V5 y V6 que se muestran en la parte izquierda de la figura 3.41, generando ondas cuadradas en cada fase con alto contenido en armónicos. La amplitud es invariable y su valor eficaz fase – neutro es del 123 % de la tensión eficaz fase – neutro que alimenta el inversor [8].

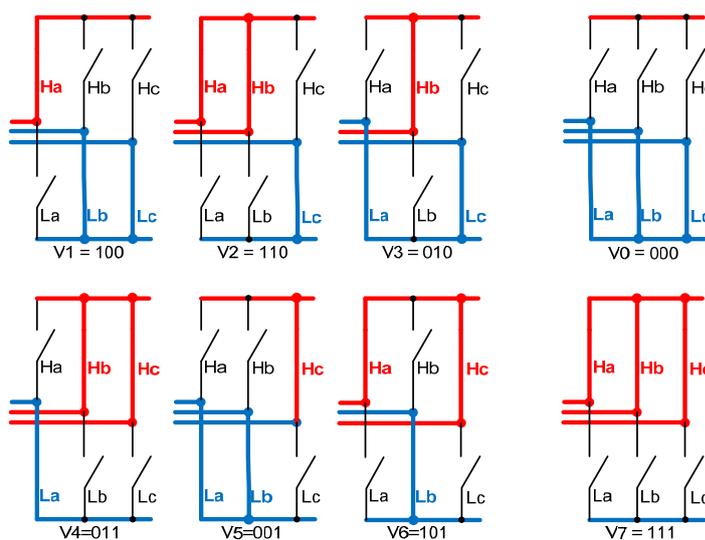


Figura. 3.41
izquierda: estados posibles en la modulación de 6 etapas,
derecha: estados de tensión nula

MODULACIÓN VECTORIAL (SVM)

Se relaciona muy bien con el concepto de vector espacial de tensión y, probablemente este hecho ha contribuido a su expansión en la industria [8]. Aparte de los 6 estados mostrados en el punto anterior utiliza los dos estados de tensión nula mostrados en la parte derecha de la figura 3.41.

Se caracteriza porque reduce el número de conmutaciones, tiene bajo contenido en armónicos y produce tensiones eficaces fase – neutro de aproximadamente 100 % de la tensión fase – neutro de la red que alimenta el inversor (e incluso tensiones mayores incrementando el índice de

modulación, a costa de más armónicos, En el caso límite trabajaría como la modulación de 6 etapas), [70], [8].

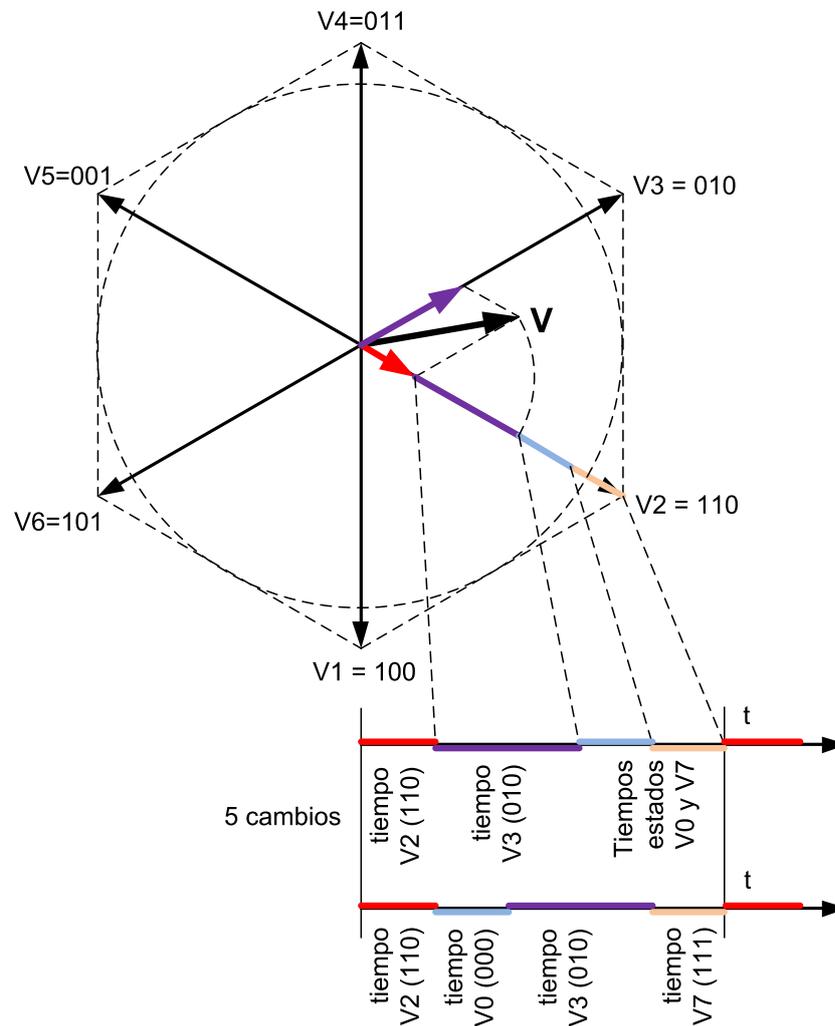


Figura. 3.42
Modulación SVM

A partir del vector espacial V se determinan los tiempos correspondientes a los dos estados contiguos (en este caso, V_2 y V_3) y los estados nulos (V_0 y V_7).

3.7.3. . Otros tipos de convertidores

Otras propuestas de convertidores que aparecen frecuentemente en la bibliografía son el convertidos multinivel que dispone de varios buses o embarrados de tensiones continuas diferentes. La etapa inversora que, consta de varios inversores, determina en cada momento con qué nivel trabaja. Hansen [28]

En las figuras 3.36 y 3.37 se ha visto como los conmutadores del inversor no impiden la conducción en sentido inverso. A diferencia de esto, el conversor matricial, Patrick [71], Peña [72], Lipo [73], utiliza conmutadores de doble dirección que permiten conectar, en cualquier

momento, cualquier fase de la salida con cualquier fase de entrada. En este caso no un hay bus de continua como antes y no se requieren condensadores, al menos tan grandes, para el almacenamiento de energía. Este convertidor utiliza un número mayor de conmutadores electrónicos.

3.8. El control del inversor

El control en lazo cerrado funciona con una variables de consigna con el objetivo de conseguir una determinada respuesta, por ejemplo, una determinada velocidad de giro y un par determinado, o bien una potencia activa o reactiva. La variable consigna se compara con la señal de realimentación, que se mide en el captador. A la salida de los comparadores se aplica un filtro o regulador PI (proporcional integral) que impide que haya oscilaciones bruscas en la respuesta. A la salida del regulador se pueden añadir señales de compensación o perturbaciones.

En un control de estas características puede haber varios reguladores PI y pueden actuar en cascada uno a continuación del otro. Lo más habitual es encontrar reguladores de par o de corriente en combinación con reguladores de velocidad. Hay bastante bibliografía con el control directo de par (DTC) que utiliza este tipo de reguladores, por ejemplo, Pena [9]. Otros utilizan como control directo de potencia (DPC), en el cual la consigna es la potencia activa o reactiva, como Junkwoo [66], siendo el tipo de reguladores muy similar a los anteriores. También se encuentran reguladores predictivos con control directo de potencia (PDPC), predictivos de control directo de par (PDTC), reguladores predictivos de control directo de par virtual (PDVTC)...

3.8.1. Regulador de corriente

Para abordar el regulador PI de corriente se considera que el flujo del estator se orienta con el eje d (SFO) y la corriente de magnetización es constante, [9], con lo cual

$$\Psi_s = \Psi_{sd} = L_s i_{sd} + L_m i'_{rd} = L_m i_{sm} \Rightarrow i_{sd} = \frac{L_m}{L_s} (i_{sm} - i'_{rd}) \quad [3.117]$$

$$\Psi_{sq} = 0 \Rightarrow L_s i_{sq} + L_m i'_{rq} = 0 \Rightarrow i_{sq} = \frac{-L_m}{L_s} i'_{rq} \quad [3.118]$$

Con esto se obtiene

$$\Psi'_{rd} = L_m i_{sd} + L'_r i'_{rd} = \sigma L'_r i'_{rd} + \frac{L_m^2}{L_s} i_{sm} \quad [3.119]$$

$$\psi'_{rq} = L_m i'_{sq} + L'_r i'_{rq} = \sigma L'_r i'_{erq} \quad [3.120]$$

con:

$$\sigma = 1 - \frac{L_m^2}{L_s L'_r} \quad \text{factor de dispersión} \quad [3.121]$$

Con ello las expresiones [3.106] y [3.107] se transforman en:

$$v'_{rd} = R'_r \cdot i'_{rd} + \psi'_{rd} - \omega_r \cdot \psi'_{rq} = R'_r \cdot i'_{rd} + \sigma L'_r i'_{rd} - \omega_r \sigma L'_r i'_{rq} \quad [3.122]$$

$$v'_{rq} = R'_r \cdot i'_{rq} + \psi'_{rq} + \omega_r \cdot \psi'_{rd} = R'_r \cdot i'_{rq} + \sigma L'_r i'_{rq} + \omega_r \cdot \sigma L'_r i'_{rd} + \omega_r \cdot \frac{L_m^2}{L_s} i'_{sm} \quad [3.123]$$

y se pueden descomponer en la forma:

$$v'_{rd} = v'_{rd_pi} + v'_{rd_comp} \quad [3.124]$$

$$v'_{rq} = v'_{rq_pi} + v'_{rq_comp} \quad [3.125]$$

con:

$$v'_{rd_pi} = R'_r \cdot i'_{rd} + \sigma L'_r i'_{rd} \quad [3.126]$$

$$v'_{rq_pi} = R'_r \cdot i'_{rq} + \sigma L'_r i'_{rq} \quad [3.127]$$

$$v'_{rd_comp} = -\omega_r \sigma L'_r i'_{rq} \quad [3.128]$$

$$v'_{rq_comp} = \omega_r \cdot \left(\sigma L'_r i'_{rd} + \frac{L_m^2}{L_s} i'_{sm} \right) = \omega_r \cdot (L'_r i'_{rd} + L_m i'_{sd}) \quad [3.129]$$

Los términos v_{pi} son los que controla con el regulador PI y dependen únicamente de la corriente correspondiente a su propio eje y de su derivada, [10]. Los otros dos términos se consideran perturbaciones y, en el lazo de control, se compensan después del regulador PI. Esta compensación permite utilizar el regulador PI aunque no se den las condiciones de partida en el diseño del regulador, en este caso, corriente magnetizante constante.

En el dominio de la transformada de Laplace, los primeros términos resultan:

$$v'_{rd_pi}(s) = (R'_r + s \cdot \sigma L'_r) \cdot i'_{rd}(s) \quad [3.130]$$

$$v'_{rq_pi}(s) = (R'_r + s \cdot \sigma L'_r) i'_{rq}(s) \quad [3.131]$$

Para determinar los parámetros del regulador PI se considera el lazo de control siguiente:

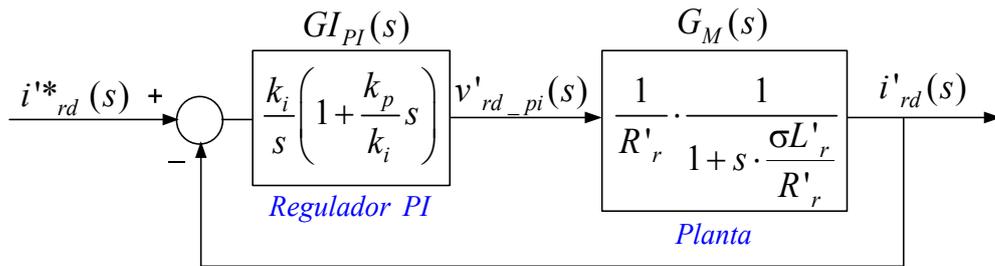


Figura. 3.43

Lazo para el diseño del regulador PI de corriente

La función de transferencia de cada bloque es:

$$GI_{PI} = k_p + \frac{k_i}{s} = \frac{k_i}{s} \left(1 + \frac{k_p}{k_i} s \right) \quad [3.132]$$

$$G_M = \frac{1}{R'_r + \sigma L'_r s} = \frac{1}{R'_r} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\sigma L'_r}{R'_r} s} \quad [3.133]$$

La ganancia en lazo abierto:

$$G_{LA} = GI_{PI} \cdot G_M = \frac{k_i}{s} \left(1 + \frac{k_p}{k_i} s \right) \cdot \frac{1}{R'_r} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\sigma L'_r}{R'_r} s} \quad [3.134]$$

Y la ganancia en lazo cerrado:

$$G_{LC} = \frac{G_{LA}}{1 + G_{LA}} \quad [3.135]$$

La obtención de las constantes del regulador PI se puede hacer utilizando los diagramas de Bode. En lazo abierto la frecuencia con ganancia de 0 dB es la frecuencia de corte. El margen de fase se obtiene restando -180° al ángulo de fase correspondiente a la frecuencia de corte. El margen de fase debería ser superior a 60° para que un sistema fuese estable sin oscilaciones. El margen de ganancia es la ganancia que se obtiene con la frecuencia correspondiente a una fase de -180° .

En lazo cerrado la frecuencia correspondiente a -3 dB es el ancho de banda que, para este tipo de sistemas suele coincidir prácticamente con la frecuencia de corte. Para que no interfiera la frecuencia de conmutación de los convertidores electrónicos en el control, el ancho de banda debería ser bastante menor que la frecuencia de conmutación (p. ej., 4 veces).

En este caso la ganancia de planta tiene un polo que se puede compensar directamente con el polo del regulador; esto es:

$$\frac{k_p}{k_i} = \frac{\sigma L'_r}{R'_r} \quad [3.136]$$

La constante k_i se elige de manera que la respuesta sea lo más rápida posible, esto es, que el ancho de banda sea lo mayor posible.

3.8.2. Regulador de velocidad

La ecuación dinámica [3.28] indica que un incremento de par produce incremento de velocidad. En el control de motores de inducción se asume que el par depende la componente de corriente estática i_{esq} . Considerando la ecuación de par [3.137] y que los generadores de rotor bobinado se controlan a través del rotor, se puede asumir que el par depende de la componente rotórica i'_{erd} . Teniendo en cuenta además [3.120], la expresión del par es:

$$T_{em} = p\sigma L'_r i'_{rq} \cdot i'_{erd} = k_T \cdot i'_{erd} \quad [3.138]$$

Con esto, el lazo que se utiliza para determinar el regulador PI es:

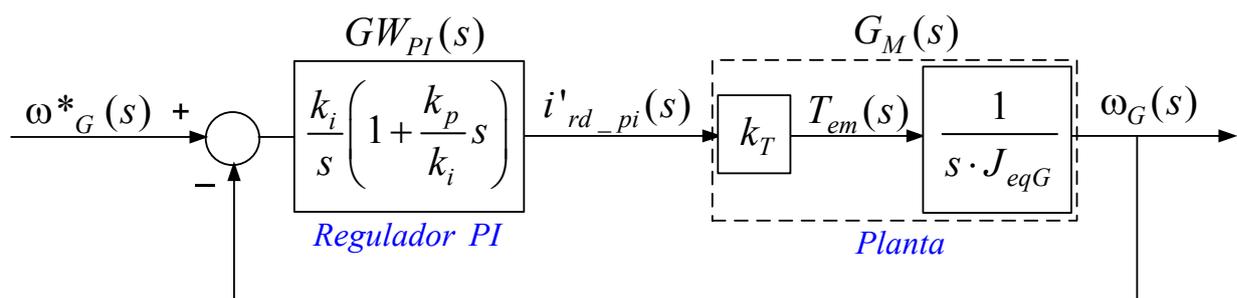


Figura. 3.44

Lazo para el diseño del regular PI de velocidad

El procedimiento para obtener las constantes del regulador es similar al del regulador de corriente, aunque en este caso no hay compensación de polo.

El regulador debe ser más lento que el regulador de corriente, pues este último utiliza la respuesta del primero.

4. Comportamiento del modelo en régimen permanente

4.1. Justificación

En este capítulo se desarrolla una herramienta de análisis del aerogenerador en régimen permanente que permite estudiar cualquier punto de funcionamiento. Se analiza en detalle la eficiencia del generador eléctrico y su relación con la potencia reactiva consumida por el estator. Esto permite seleccionar la batería de condensadores más idónea.

También se estudian el régimen de trabajo con el estator abierto, que es usualmente el paso previo a la sincronización o conexión a red del estator, o bien, la desconexión de red. En este punto se analiza igualmente el resultado de realizar la sincronización con una batería de condensadores previamente conectada al estator.

Se estudia asimismo el trabajo del generador con el estator conectado a la red y el rotor abierto que puede utilizar igualmente como paso previo de otro método de sincronización.

Los modelos dinámicos extensamente utilizados para analizar el comportamiento de los aerogeneradores doblemente alimentados no suelen tener en cuenta las pérdidas en el núcleo magnético o pérdidas en el hierro y consideran en siguiente modelo de circuito equivalente monofásico

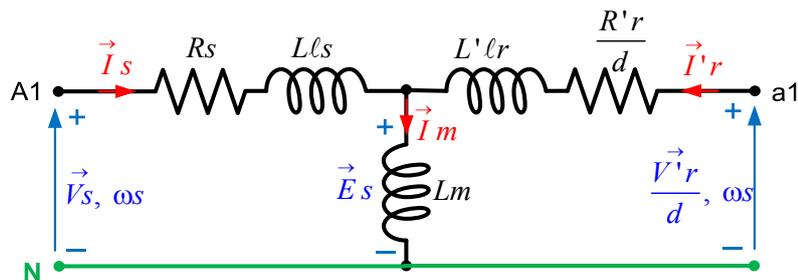


Figura. 4.1
Circuito equivalente de máquina de rotor bobinado
sin pérdidas en el núcleo magnético

Además, al trabajar con velocidad variable, se deberían tener en cuenta las pérdidas variables en el núcleo magnético del rotor que usualmente no se consideran en motores.

En los generadores grandes la resistencia equivalente a las pérdidas en el núcleo es pequeña en comparación con la reactancia magnetizante y podría estar justificado el uso los modelos sin pérdidas magnéticas, pero no ocurre lo mismo cuando se trata de máquinas medianas y pequeñas como se confirma en este capítulo.

Al final del capítulo, en el punto 83, se ofrecen resultados para el generador de rotor bobinado del IIE de 11 kW con una hipotética turbina de 7,5 kW. No obstante, el mismo desarrollo puede ser aplicado a los aerogeneradores doblemente alimentados y ser utilizado como herramienta de diseño.

4.2. Desarrollo del modelo utilizado

Se considera una tensión equilibrada y estable en la red trifásica de 400 V y 50 Hz. La nomenclatura utilizada es la indicada en el punto 3.4, y el convenio de signos el indicado en el punto 3.4.1. El esquema monofásico de una fase de la máquina se muestra en las figuras siguientes.

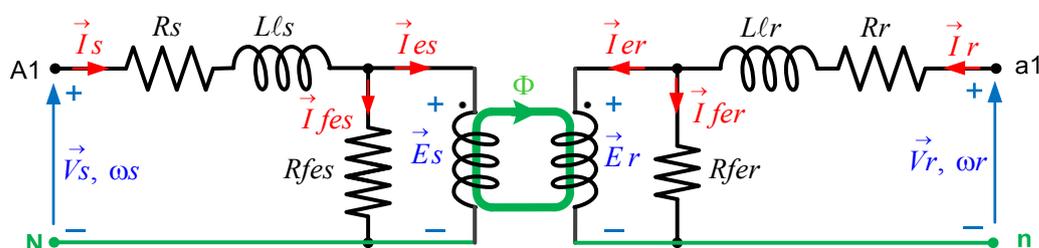


Figura. 4.2
Circuito equivalente de la fase Aa de la máquina de rotor bobinado

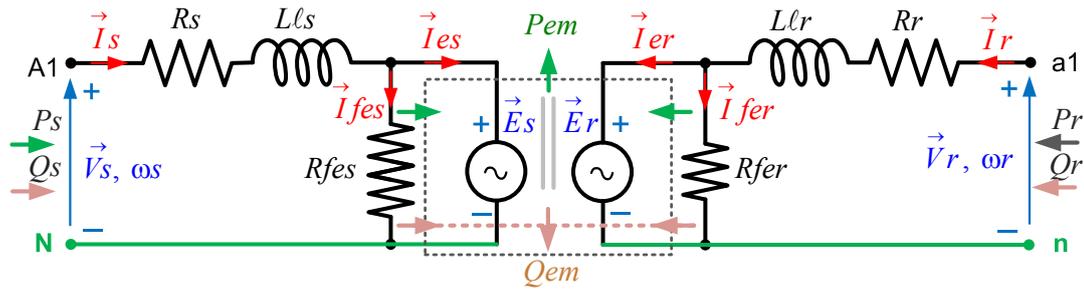


Figura. 4.3
Circuito equivalente monofásico Yy y componentes de potencia

En el circuito equivalente:

- R_s resistencia devanado del estator por fase, modeliza las pérdidas en el devanado del estator
- R_r resistencia devanado del rotor por fase, modeliza las pérdidas en el devanado del rotor
- R_{fes} resistencia del hierro del estator por fase, modeliza las pérdidas en el núcleo magnético del estator
- R_{fer} resistencia del hierro del rotor por fase, modeliza las pérdidas en el núcleo magnético del rotor
- $L_{\ell s}$ coeficiente de inducción de dispersión del estator, modeliza el flujo de dispersión en el estator
- $L_{\ell r}$ coeficiente de inducción de dispersión del rotor por fase, modeliza el flujo de dispersión en el rotor
- L_m coeficiente de inducción mutuo entre estator y rotor por fase, modeliza el flujo de magnetización útil de la máquina

Utilizando fasores temporales, la relación entre tensión y corriente en el rotor y estator es:

$$\vec{V}_s = \vec{E}_s + (R_s + j\omega_s L_{\ell s}) \vec{I}_s \quad [4.1]$$

$$\vec{V}_r = \vec{E}_r + (R_r + j\omega_r L_{\ell r}) \vec{I}_r \quad [4.2]$$

$$\vec{E}_s = R_{fes} \cdot \vec{I}_{fes} \quad [4.3]$$

$$\vec{E}_r = R_{fer} \cdot \vec{I}_{fer} \quad [4.4]$$

La potencia interna que se transforma en potencia eléctrica es:

$$\vec{S}_{em} = P_{em} + jQ_{em} = \vec{E}_s \vec{I}_{es}^* + \vec{E}_r \vec{I}_{er}^* \quad [4.5]$$

$$P_{em} = \text{Re}(\vec{S}_{em}) = \text{Re}(\vec{E}_s \vec{I}_{es}^* + \vec{E}_r \vec{I}_{er}^*) \quad [4.6]$$

$$Q_{em} = \text{Im}(\vec{S}_{em}) = \text{Im}(\vec{E}_s \vec{I}_{es}^* + \vec{E}_r \vec{I}_{er}^*) \quad [4.7]$$

Módulo de las fuerzas electromotrices:

$$E_s = N_{se} \cdot \omega_s \cdot \Phi \quad [4.8]$$

$$E_r = N_{re} \cdot \omega_r \cdot \Phi \quad [4.9]$$

Flujo resultante Φ en la máquina:

$$\Phi = \frac{|\vec{F}_{ms} + \vec{F}_{mr}|}{\mathfrak{R}_m} = \frac{|N_{er} \vec{I}_{er} - N_{es} \vec{I}_{es}|}{\mathfrak{R}_m} = \frac{N_{es}}{\mathfrak{R}_m} |\vec{I}'_{er} - \vec{I}_{es}| = \frac{N_{es}}{\mathfrak{R}_m} I_m = \frac{L_m}{N_{es}} I_m \quad [4.10]$$

con:

- Φ flujo resultante común a estator y rotor
- \vec{F}_{ms} fuerza magnetomotriz de estator
- \vec{F}_{mr} fuerza magnetomotriz de rotor
- \mathfrak{R}_m reluctancia del circuito magnético equivalente
- I_m corriente de magnetización

Como la frecuencia de estator y rotor difieren, la relación entre las fuerzas electromotrices de estator y rotor es:

$$\vec{E}_s = \frac{m}{\delta} \cdot \vec{E}_r \quad [4.11]$$

Multiplicando [4.2] y [4.4] por m / δ :

$$\frac{\vec{V}'_r}{\delta} = \vec{E}_s + \left(\frac{R'_r}{\delta} + j\omega_s \cdot L'_{\ell r} \right) \vec{I}'_r \quad [4.12]$$

$$\vec{E}_s = \frac{R'_{fer}}{\delta} \vec{I}'_{fer} \quad [4.13]$$

Con esta transformación la fuerza electromotriz de rotor y estator coinciden y se puede trabajar con el circuito conexo:

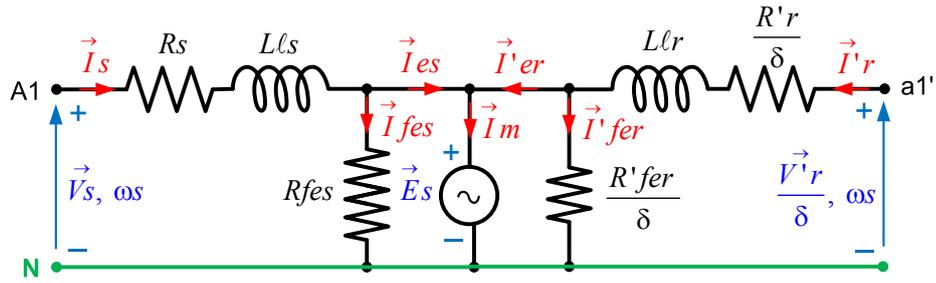


Figura. 4.4
Circuito equivalente monofásico Yy conexo

Como el módulo de la fuerza electromotriz de estator E_s es prácticamente constante, se puede sustituir por una reactancia X_m :

$$\vec{E}_s = jX_m \vec{I}_m = j\omega_s L_m \vec{I}_m = j\omega_s \frac{N_{es}^2}{\mathfrak{R}_m} \vec{I}_m \quad [4.14]$$

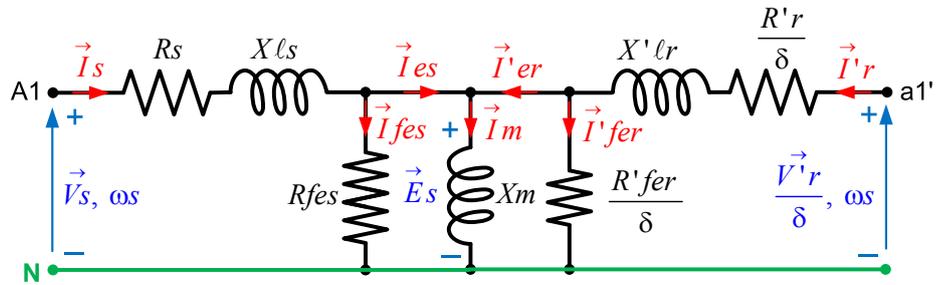


Figura. 4.5
Circuito equivalente monofásico Yy conexo con reactancias

con:

- $X_{ls} = \omega_s \cdot L_{ls}$ reactancia de dispersión del estator
- $X'_{lr} = \omega_s \cdot L'_{lr} = \omega_s \cdot m \cdot L_{lr}$ reactancia de dispersión del rotor
- $X_m = \omega_s \cdot L_m$ reactancia magnetizante

Como en las ramas serie la caída de tensión es pequeña, un circuito equivalente aproximado al anterior es el siguiente:

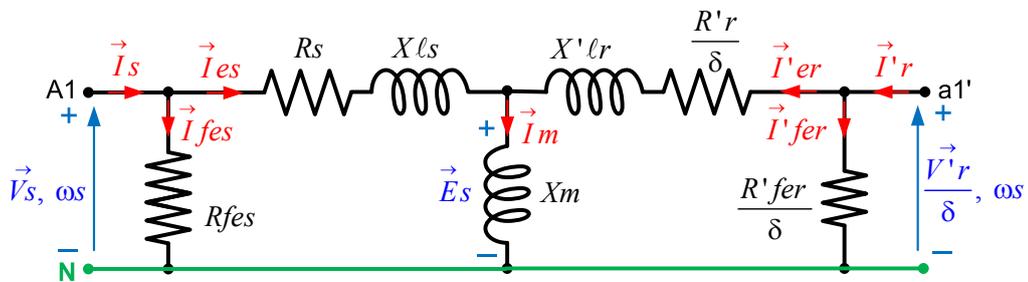


Figura. 4.6
Circuito equivalente monofásico Yy con equivalente a las pérdidas en el núcleo en bornes

Esta última aproximación permite trabajar con los modelos dinámicos ampliamente utilizados incorporando las pérdidas del hierro tal como se en el capítulo siguiente.

Cuando se analizan ciertas perturbaciones de la red es necesario tener en cuenta la impedancia de la red del estator. Menos usual es considerar la impedancia de la red que alimenta al rotor, aunque hay artículos que consideran inductancias para reducir los armónicos de ranura. En este caso el circuito equivalente sería:

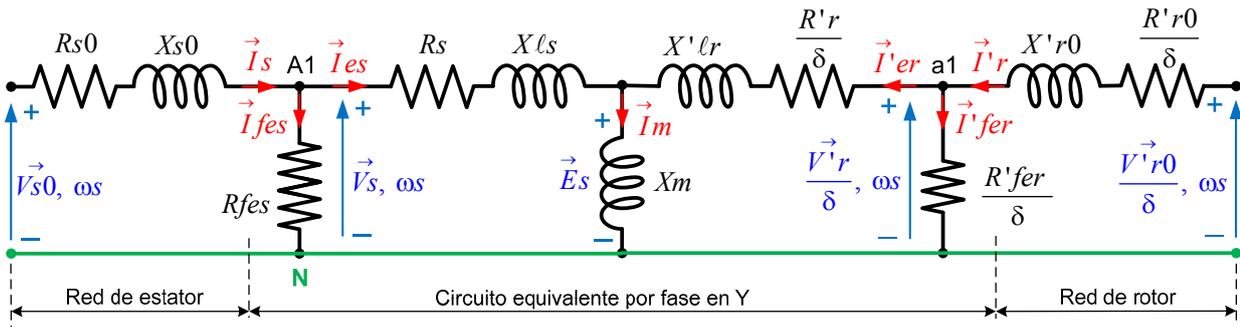


Figura. 4.7

Circuito equivalente monofásico Yy con modelización de las redes de alimentación de estator y rotor

4.2.1. Estimación de las pérdidas del hierro del rotor

La figura siguiente muestra las líneas de campo magnético que se producen en el estator y rotor de una máquina con dos pares de polos. Se puede estimar que la longitud de las líneas de campo del estator son del orden de 1,5 a 2 veces la longitud de las líneas de campo en el rotor. Considerando que la sección de material que atraviesa el estator y rotor es la misma, se podría establecer que las pérdidas en el hierro del rotor son del orden del 50 a 70 % de las pérdidas del hierro del estator.

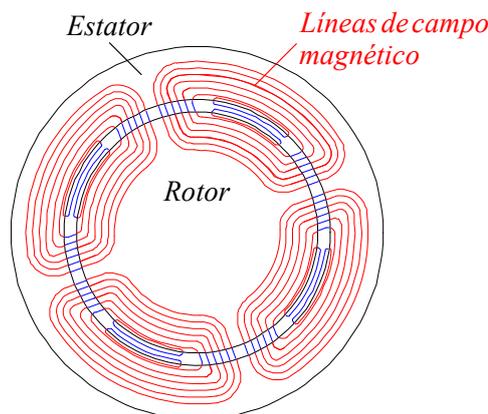


Figura. 4.8

Líneas de campo magnético en el estator y rotor de una máquina de dos pares de polos

4.3. Balance de potencia del circuito equivalente

4.3.1. Componentes de la potencia

La mayor parte de componentes se han visto en el punto 3.4.2. Ahora unas nuevas y otras se formulan de forma diferente.

POTENCIA CONSUMIDA POR EL ROTOR

$$\vec{S}_r = P_r + j \cdot Q_r = 3 \cdot \vec{V}_r \vec{I}_r^* = 3 \cdot \vec{V}'_r \vec{I}'_{r^*} = 3 \cdot \delta \cdot \frac{\vec{V}'_r}{\delta} \vec{I}'_{r^*} \quad [4.15]$$

PÉRDIDAS EN LOS DEVANADOS DEL ROTOR

$$p_r = 3 \cdot R_r \cdot I_r^2 = 3 \cdot R'_r \cdot I'^2_{r^*} = 3 \cdot \delta \cdot \frac{R'_r}{\delta} \cdot I'^2_{r^*} \quad [4.16]$$

POTENCIA DE DISPERSIÓN EN EL ROTOR

$$q_{\ell r} = 3 \cdot \omega_r L_{\ell r} \cdot I_r^2 = 3 \cdot \delta \omega_s L_{\ell r} \cdot I_r^2 = 3 \cdot \delta \cdot X_{\ell r} \cdot I_r^2 = 3 \cdot \delta \cdot X'_{\ell r} \cdot I'^2_{r^*} \quad [4.17]$$

PÉRDIDAS EN EL NÚCLEO MAGNÉTICO DEL ESTATOR

$$p_{fes} = 3 \cdot \frac{E_s^2}{R_{Fes}} \quad [4.18]$$

PÉRDIDAS EN EL NÚCLEO MAGNÉTICO DEL ROTOR

$$p_{fer} = 3 \cdot \frac{E_r^2}{R_{fer}} = 3 \cdot \frac{\delta^2 \cdot E_s^2}{m^2 \cdot R_{fer}} = 3 \cdot \frac{\delta^2 \cdot E_s^2}{m^2 \cdot \frac{R'_{fer}}{m^2}} = 3 \cdot \delta \cdot \frac{E_s^2}{\frac{R'_{fer}}{\delta}} \quad [4.19]$$

POTENCIA ELECTROMECAÁNICA

A partir de [4.6]:

$$P_{em} = 3 \cdot \text{Re} \left(\vec{E}_s \vec{I}_{es}^* + \frac{\delta}{m} \vec{E}_s \cdot m \vec{I}'_{er^*} \right) = 3 \cdot \text{Re} \left(\vec{E}_s \vec{I}_{es}^* + \delta \vec{E}_s \vec{I}'_{er^*} \right) \quad [4.20]$$

Sumando y restando dentro del paréntesis $\vec{E}_s \vec{I}'_{er^*}$ se obtiene:

$$P_{em} = 3 \cdot \text{Re} \left(\vec{E}_s \vec{I}'_{er^*} - (1 - \delta) \vec{E}_s \vec{I}'_{er^*} \right) \quad [4.21]$$

El primer término no tiene potencia activa por ser un elemento reactivo, X_m , por tanto:

$$P_{em} = -3 \cdot (1 - \delta) \cdot \operatorname{Re} \left(\vec{E}_s \vec{I}'_{er}{}^* \right) \quad [4.22]$$

Esta es la potencia electromecánica motora que proporciona la máquina de rotor bobinado.

A partir de [4.7], siguiendo el mismo razonamiento:

$$\begin{aligned} Q_{em} &= 3 \cdot E_s I_m - 3 \cdot (1 - \delta) \cdot \operatorname{Im} \left(\vec{E}_s \vec{I}'_{er}{}^* \right) = Q_m - 3 \cdot (1 - \delta) \cdot \operatorname{Im} \left(\vec{E}_s \vec{I}'_{er}{}^* \right) = \\ &= Q_m + Q_{emd} \end{aligned} \quad [4.23]$$

con:

$$Q_{emd} = -3 \cdot (1 - \delta) \cdot \operatorname{Im} \left(\vec{E}_s \vec{I}'_{er}{}^* \right) \quad [4.24]$$

Considerando las potencias entrantes y salientes el balance, tanto de potencia activa, como de potencia reactiva es el siguiente:

$$P_s + P_r - P_{em} - p_s - p_r - p_{fes} - p_{fer} = 0 \quad \text{potencia activa} \quad [4.25]$$

$$Q_s + Q_r - Q_{em} - q_{ls} - q_{lr} = Q_s + Q_r - Q_m - Q_{emd} - q_{ls} - q_{lr} = 0 \quad \text{potencia reactiva} \quad [4.26]$$

En régimen permanente con el generador funcionando a velocidad constante, teniendo en cuenta que todas las pérdidas mecánicas del generador están consideradas dentro de las pérdidas de fricción global del aerogenerador (ec [3.25]) y que el par resultante es nulo (punto 3.2.3), la relación entre la potencia de la turbina y la potencia electromecánica del generador es:

$$P_{we} = P_w - p_{fr} = -P_{em} \quad [4.27]$$

4.3.2. Fluctuaciones motoras del generador

Con el generador conectado a la red y trabajando a una velocidad inferior a la velocidad síncrona, cuando la tensión que produce el convertidor es de magnitud insuficiente, desde el estator se induce una tensión en el rotor que produce corrientes que pasan a través de los diodos antiparalelo del convertidor y que tienden a hacer funcionar el generador como un motor de inducción con el rotor cortocircuitado. El par motor que se crea hace que la velocidad del rotor se desplace hacia la velocidad de sincronismo, reduciéndose la frecuencia del rotor. En esta situación la tensión inducida en el rotor desde el estator se reduce, de manera que vuelve a ser mayor la tensión que proporciona el convertidor, lo cual hace que la máquina se desplace en sentido contrario. En definitiva, se crean oscilaciones de frecuencia indeseables, las cuales crean corrientes altas en el

generador que pueden dañar la máquina. Las figuras 4.9, 4.10 y 4.11 muestran este tipo de oscilaciones en una máquina de rotor bobinado de 600 W alimentada a 400V y 50 Hz. Las figuras 4.9 y 4.10 muestran la corriente en una fase del estator y la figura 4.11 la corriente en una fase del rotor.

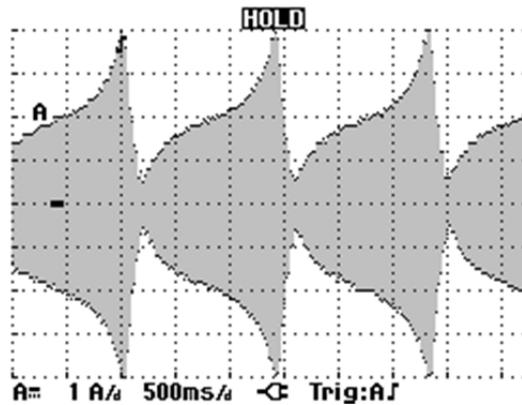


Figura. 4.9

Fluctuaciones de corriente de una fase del estator de una máquina de rotor bobinado de 600 W alimentada por el estator a 400V y 50Hz, con una tensión insuficiente proporcionada por el convertidor

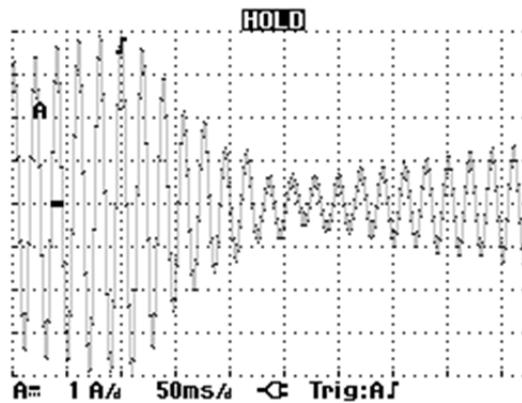


Figura. 4.10

Detalle de la corriente de estator de la figura 4.9

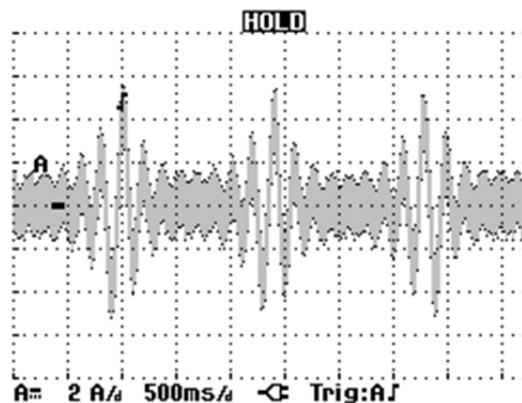


Figura. 4.11

Fluctuaciones de corriente de una fase del rotor de una máquina de rotor bobinado de 600 W alimentada por el estator a 400V y 50Hz, con una tensión insuficiente proporcionada por el convertidor

4.3.3. Funcionamiento del generador con bornes abiertos

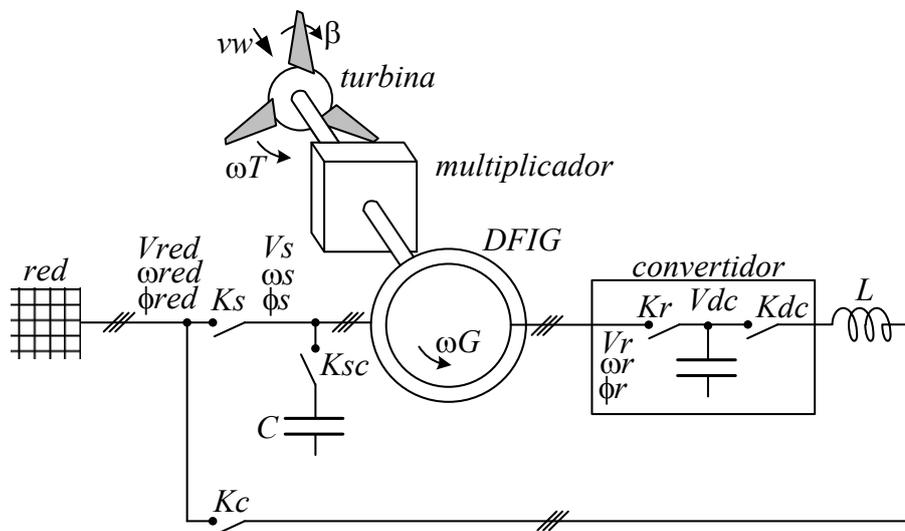


Figura. 4.12
Esquema de conexión de un aerogenerador DFIG a la red

En este punto se analiza la etapa previa a la sincronización de aerogeneradores doblemente alimentados.

Según el esquema de la figura 4.12, el método de sincronización más común consiste en cerrar primero el interruptor K_c que alimenta al convertidor. El convertidor proporciona progresivamente la tensión, frecuencia y fase en el rotor, V_r , f_r y ϕ_r , tal que las condiciones del estator, V_s , f_s y ϕ_s , coincidan con las condiciones de la red, V_{red} , f_{red} y ϕ_{red} , [33]. En ese momento se cierra el interruptor K_s que conecta el estator con la red. De esta manera la corriente de conexión, la potencia consumida por el estator, así como el par electromecánico son insignificantes y no perturban la red. A partir de este punto con ayuda de un regulador, el convertidor va proporcionando gradualmente las condiciones necesarias, V_r , f_r y ϕ_r , para llevar al generador al punto de trabajo deseado en el que hay un intercambio de potencia importante.

A la hora de desconectar el generador el procedimiento es inverso, de manera que al abrir K_s la corriente de estator sea reducida.

Una variante del método anterior consiste en cerrar K_{sc} , que conecta la batería de condensadores al estator, al mismo tiempo que K_c . Esto reduce la tensión de rotor requerida, V_r , que debe proporcionar el convertidor para conseguir las mismas condiciones en el estator que en la red.

Por último un tercer método menos convencional y que puede resultar interesante para pequeños aerogeneradores y, especialmente, para pruebas y en prototipos, consiste en cerrar primero el

interruptor K_s que conecta el estator con la red, con el rotor abierto (conmutadores del convertidor K_r abiertos). Esperar a que la corriente de estator con componente asimétrica se estabilice. La constante de tiempo de respuesta correspondiente a esta componente es L_s/R_s si se desprecia la impedancia de la red. A continuación, determinar por medida directa o indirectamente resolviendo el circuito equivalente las condiciones del rotor abierto, V_{ro} , f_{ro} y ϕ_{ro} , y proporcionar de forma instantánea activando los conmutadores K_r del convertidor estas mismas condiciones. En la figura 3.33 se muestran los seis conmutadores, HA, HB, HC, LA, LB y LC del convertidor.

La constante de tiempo cuando el convertidor alimenta el rotor con el estator abierto es L_r/R_r , sin embargo, al poder actuar sobre la amplitud, frecuencia y fase de la tensión del rotor, es posible reducir el tiempo de respuesta.

Al realizar la sincronización con un régimen de viento fuerte y variable hay que tener en consideración el tiempo de respuesta del interruptor K_s que conecta el estator con la red. A este respecto, la sincronización con el tercer método la realizan los conmutadores electrónicos del convertidor cuyo tiempo de actuación es mucho menor, si se compara con interruptores o contactores K_s convencionales.

Con ayuda del circuito equivalente de la figura 4.13 en el que se identifican las impedancias serie y la admitancia paralelo, Z_s , Z_r y Y_p .

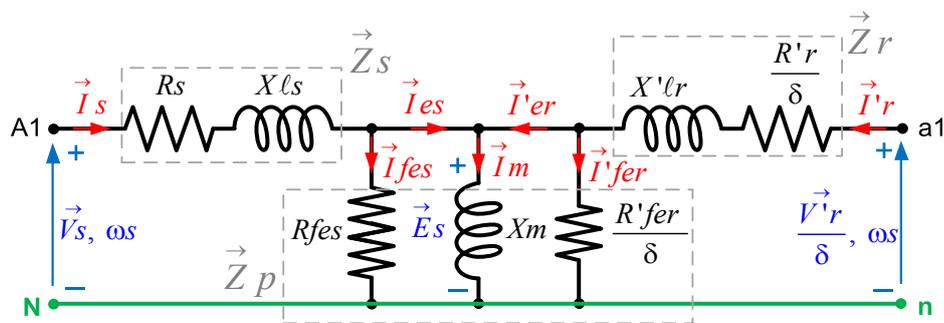


Figura. 4.13

Circuito equivalente monofásico con impedancias serie Z_s y Z_r e impedancia paralelo Z_p

$$\vec{Z}_s = R_s + jX_{ls} \quad [4.28]$$

$$\vec{Z}_r = \frac{R'_r}{\delta} + jX'_{lr} \quad [4.29]$$

$$\vec{Y}_p = \frac{1}{\vec{Z}_p} = \frac{1}{R_{fes}} + \frac{1}{jX_m} + \frac{\delta}{R'_{fer}} \quad [4.30]$$

La potencia eléctrica consumida de la red en estas condiciones es:

$$\vec{S}_o = P_o + jQ_o = 3 \cdot (\vec{V}_s \cdot \vec{I}_s^* + \vec{V}_r \cdot \vec{I}_r^*) \quad [4.31]$$

FUNCIONAMIENTO CON EL ESTATOR ABIERTO SIN BATERÍA DE CONDENSADORES

$$\vec{V}_r = \vec{V}_s \cdot \frac{\delta}{m} \cdot (1 + \vec{Y}_p \cdot \vec{Z}_r) \quad [4.32]$$

$$\vec{I}_r = \vec{V}_s \cdot m \cdot \vec{Y}_p \quad [4.33]$$

$$\vec{I}_s = 0 \quad [4.34]$$

FUNCIONAMIENTO CON EL ESTATOR ABIERTO CON BATERÍA DE CONDENSADORES

Considerando una batería de condensadores de potencia Q_c conectada mediante interruptor K_{sc} :

$$X_c = \frac{3 \cdot V_s^2}{Q_c} \quad [4.35]$$

$$\vec{V}_r = \vec{V}_s \cdot \frac{\delta}{m} \cdot \left[1 - \frac{\vec{Z}_s}{jX_c} + \left(\vec{Y}_p - \frac{1 + \vec{Z}_s \cdot \vec{Y}_p}{jX_c} \right) \cdot \vec{Z}_r \right] \quad [4.36]$$

$$\vec{I}_r = \vec{V}_s \cdot m \cdot \left(\vec{Y}_p - \frac{1 + \vec{Z}_s \cdot \vec{Y}_p}{jX_c} \right) \quad [4.37]$$

$$\vec{I}_{sc} = \vec{V}_s \cdot \frac{1}{jX_c} \quad (\text{corriente que proporciona batería}) \quad [4.38]$$

$$\vec{I}_s = 0 \quad (\text{corriente que proporciona la red}) \quad [4.39]$$

FUNCIONAMIENTO CON EL ROTOR ABIERTO

$$\vec{V}_{ro} = \vec{V}_s \cdot \frac{\delta}{m} \cdot \frac{1}{1 + \vec{Z}_s \cdot \vec{Y}_p} \quad [4.40]$$

$$\vec{I}_s = \vec{V}_s \cdot \frac{\vec{Y}_p}{1 + \vec{Z}_s \cdot \vec{Y}_p} \quad [4.41]$$

$$\vec{I}_r = 0 \quad [4.42]$$

En este caso la potencia reactiva consumida por el estator es:

$$Q_{so} = 3 \cdot V_s^2 \cdot \text{Im}\left(\frac{1}{R_s - jX\ell_s - \frac{R_{fes} \cdot jX_m}{R_{fes} - jX_m}}\right) \quad [4.43]$$

4.3.4. Funcionamiento a plena potencia

Cuando el generador trabaja a una velocidad de giro ω_G y consume una potencia activa P_s y una potencia reactiva Q_s . Para calcular el circuito equivalente mostrado en 4.5 se puede seguir el procedimiento mostrado en el diagrama de la figura 4.14:

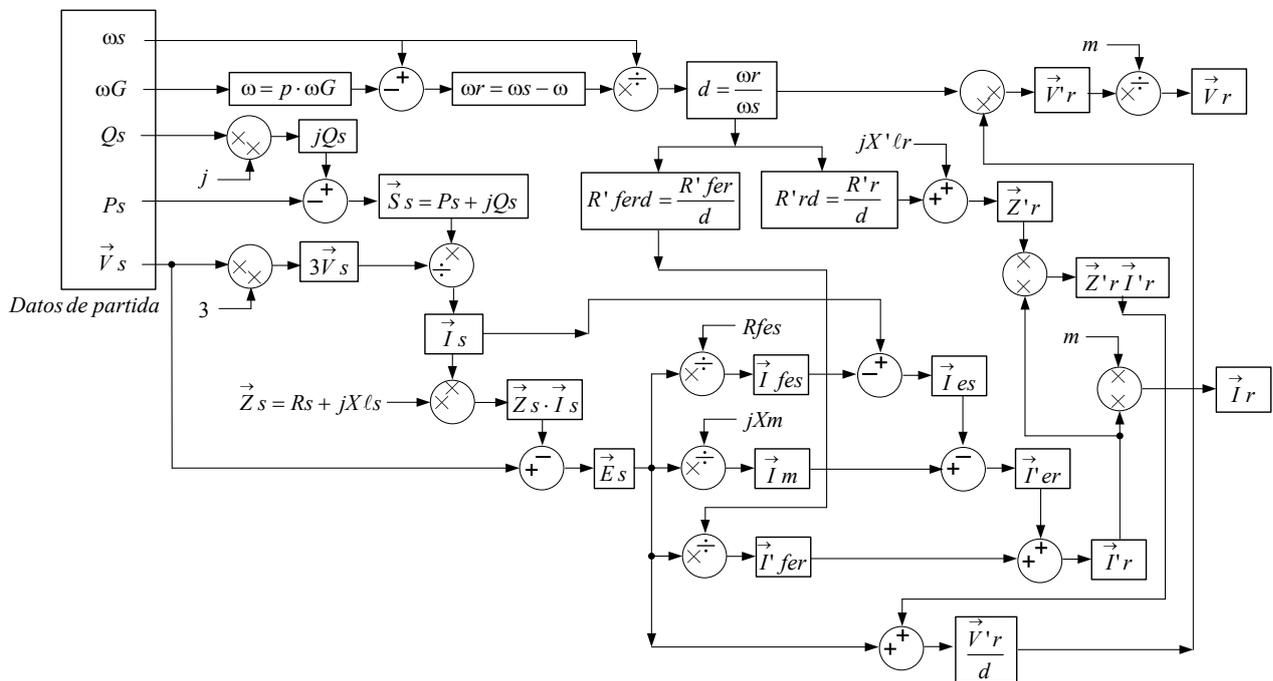


Figura. 4.14
Procedimiento de cálculo del circuito conocido ω_s , V_s , P_s , Q_s y ω_G

A partir de los datos anteriores se pueden obtener las potencias tal se muestra esquemáticamente en el diagrama de la figura 4.15. En este diagrama se indica el convenio de signos utilizado.

A la hora de determinar las condiciones de trabajo del aerogenerador se impone una restricción de potencia efectiva máxima de la turbina (P_{wmax}) y otra restricción de potencia máxima generada por el estator (P_{sgmax}).

El procedimiento de cálculo consiste en hacer un barrido de la velocidad del viento (v_w) desde 1 m/s a 25 m/s. Para cada velocidad del viento se realiza un proceso de búsqueda iterativo entre 2,87 rad/s y 37,4 rad/s para encontrar la velocidad de giro de la turbina (ω_T) con la que se obtiene una potencia efectiva de la turbina mayor. Esto es, para cada velocidad (ω_T) se obtiene el coeficiente

($\lambda = \omega T \cdot R / v_w$), se considera un ángulo de paso de pala cero ($\beta = 0^\circ$), se obtiene el coeficiente de potencia ($cp(\lambda, \beta)$), la potencia de la turbina ($P_w = 0,5 \cdot \rho \cdot cp \cdot \pi \cdot R^2 \cdot v_w^3$), las pérdidas globales de fricción del aerogenerador (pfr) y finalmente la potencia efectiva de la turbina ($P_{we} = P_w - pfr$).

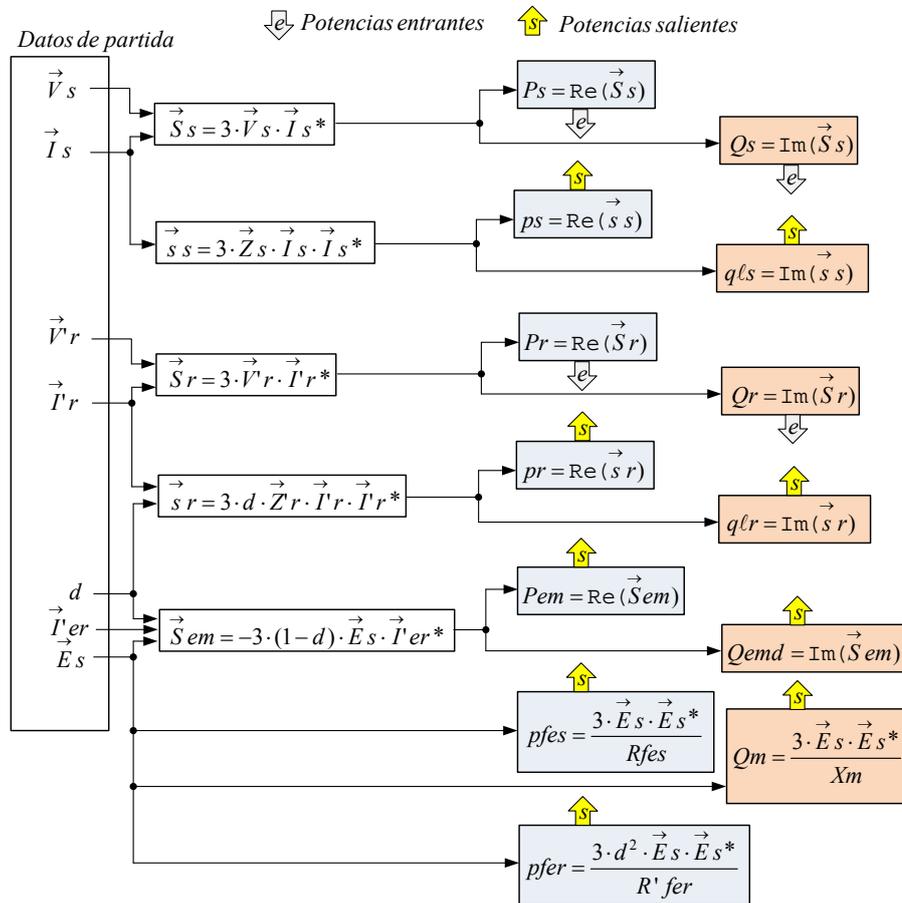


Figura. 4.15
Esquema del cálculo de potencias

Si (P_{we}) supera la restricción (P_{wemax}), con la velocidad (ωT) que maximiza la potencia se realiza otro proceso iterativo para buscar el ángulo de paso de pala (β) que hace que la potencia efectiva de la turbina sea exactamente igual a (P_{wemax}).

Una vez conocida la potencia efectiva de la turbina (P_{we}). Se realiza un cálculo del circuito equivalente para determinar de forma iterativa la potencia consumida por el estator (P_s) que hace que la potencia electromecánica producida (P_{em}) frene o contrarreste la potencia efectiva de la turbina. Esto es, ($P_{em} + P_{we} = 0$). En este procedimiento se considera un valor de potencia reactiva consumida por el estator (Q_s) constante y unas condiciones de tensión (V_s) y frecuencia de la red (ω_s) conocidas.

El rango en el que se busca la potencia (P_s) se determina en función de la potencia (P_{we}). Con los valores ($\omega_s, \omega_G, V_s, P_s, Q_s$) se resuelve el circuito equivalente tal como indica el procedimiento

que muestra el diagrama de la figura 4.14 y se calcula la potencia electromecánica (P_{em}) tal como señala el diagrama de la figura 4.15. Con los datos obtenidos y en condiciones normales, si ($P_{em}+P_{we} > 0$) significa que la potencia electromecánica no contrarresta totalmente a la potencia de la turbina y, por tanto, habrá que aumentar la potencia generada por el estator, es decir, habrá que reducir la potencia consumida por el estator para volver a realizar otra iteración. Si por el contrario ($P_{em}+P_{we} < 0$), implica que la potencia electromecánica frena demasiado a la turbina y, en consecuencia, habrá que reducir la potencia generada por el estator (que es lo mismo que aumentar la potencia consumida por el estator).

Al final de la iteración se obtiene una potencia consumida por el estator (P_s) tal que ($P_{we}+P_{em}=0$). Si la potencia generada en el estator ($P_{sg}=-P_s$) supera la restricción de potencia máxima (P_{sgmax}). Se resuelve el circuito equivalente con ($P_s= -P_{sg}= -P_{sgmax}$), se calcula la potencia electromecánica correspondiente (P_{em}) y, con la velocidad de la turbina ($\omega T= \omega G/rt$) se determina de forma iterativa el ángulo de paso de pala (β) tal que la potencia efectiva de la turbina (P_{we}) verifica la relación ($P_{we}+P_{em}=0$).

En el proceso iterativo se utilizan un error de potencia ($errP$) de 0,1 W y un error de velocidad ($errW$) de 0,02 rad/s. De manera que, por ejemplo, para determinar la solución de potencia, se requiere que el valor absoluto de la suma de potencia efectiva de la turbina y potencia electromecánica sea inferior al error; esto es, ($|P_{we}+P_{em}=0| < errP$).

Todo este procedimiento de cálculo iterativo del aerogenerador en carga se realiza con la función **Dfig_en_carga** en Matlab ®. Este programa utiliza a su vez la función de cálculo de potencia de la turbina **PowTurb**. Los parámetros de inicialización de esta función se encuentran en el fichero **TParam_0** en donde se definen: el rango de variabilidad de la velocidad del viento, el rango de velocidad de la turbina así como el rango del ángulo de pala. Además se inicializa el parámetro ($isRfex$) que indica si las resistencias equivalentes a las pérdidas del núcleo se ubican en bornes del circuito equivalente ($isRfex=1$) tal como muestra la figura 4.5, o bien, junto a la reactancia magnetizante ($isRfex=0$) tal como muestra la figura 4.6. También es posible configurar el parámetros ($isRed$) que permite considerar la impedancia de la red del estator ($isRed=1$), o no ($isRed=0$).

Con el procedimiento iterativo similar al que realiza la función **Dfig_en_carga** considerando que ($P_{we} = P_{wemax}$), con una potencia reactiva del estator variable entre un valor negativo, correspondiente a potencia reactiva capacitiva o generada y (Q_{so}) y, considerando varias hipótesis de velocidad máxima del generador se determina las pérdidas y rendimiento en función de la

potencia reactiva consumida por el estator, así como de la velocidad máxima del generador. Esto permite identificar la potencia reactiva consumida por el estator (Qsb), así como la velocidad máxima del generador con la que se obtiene el máximo rendimiento. En régimen permanente, para obtener el máximo rendimiento, no conviene superar la velocidad máxima obtenida.

4.3.5. Datos de partida

RED TRIFÁSICA

$V_L = 400$ V (tensión de línea), $V_s = 230$ V (tensión fase – neutro), $f_s = 50$ Hz

$R_{red} = 0,08$ Ω (resistencia por fase)

$L_{red} = 0,0003$ H (inductancia de la red por fase)

TURBINA Y MULTIPLICADOR

$R = 3,24$ m (radio de turbina)

$c_1=0,3597$; $c_2=116$; $c_3=0,4$; $c_4=5$; $c_5=21$; $c_6=0,0068$ y usando coeficiente de potencia [3.5]

$P_{wmax} = 7,5$ kW (potencia máxima de la turbina)

$J_{eqT} = 7.5$ kg·m² (momento de inercia de toda la maquina en el eje de la turbina, punto 3.2)

$r_t = 6,95$ (relación de transmisión del multiplicador, ver punto 3.2)

$k_{frv} = 0,06$ Nm·s/rad; $k_{frc} = 0,5$ Nm (coeficientes de rozamiento global, ver 3.2.1)

$\rho = 1,225$ kg/m³ (densidad del aire)

GENERADOR DE ROTOR BOBINADO

$R_s = 0,16$ Ω

$R'_r = 0,09204$ Ω

$R_{fes} = 851,11$ Ω

$R'_{fer} = 2 \cdot R_{fes}$ (estimado con menos recorrido líneas de campo magnético)

$L_m = 112.2 \cdot 10^{-3}$ H

$L'_{lr} = L_{ls} = 4.48 \cdot 10^{-3}$ H

$p = 2$ (dos pares de polos)

$m = 1,1875$ (relación de transformación estator / rotor, ver [3.39])

$Q_s = 0$; 1,5 y 3 kvar (se considera una potencia reactiva constante consumida de la red)

$\omega_G =$ de 52,36 rad/s (500 rpm) hasta 261,8 rad/s (2500 rpm)

Todos estos parámetros están definidos en el fichero de función m de Matlab ® **Param_0**.

4.3.6. Resultados

CONDICIONES DE MÁXIMA EFICIENCIA

En el epígrafe siguiente *Funcionamiento a plena carga* se verá que la máquina de rotor bobinado produce el máximo rendimiento cuando el estator funciona consumiendo una potencia reactiva $Q_{sb} = 2,8$ kvar. También se muestra que la velocidad máxima del generador con el que se obtiene mejor eficiencia y, además, permite utilizar un convertidor de potencia parcial inferior a 1/3 de la potencia eléctrica generada es de 220 rad/s.

FUNCIONAMIENTO EN VACÍO

La potencia reactiva consumida con el rotor abierto, según [4.43], es $Q_{so} = 4,4$ kvar.

En este punto se evalúa las condiciones de funcionamiento previas a la sincronización.

Con las expresiones del punto 4.3.3 se evalúa el comportamiento de la máquina con el estator abierto sin batería de condensadores, el comportamiento de la máquina con el estator abierto con una batería de condensadores $Q_{sb} = 2,8$ kvar y finalmente, el comportamiento de la máquina con el rotor abierto.

Los datos obtenidos en la figura 4.16 indican que el convertidor puede obtener los valores de tensión de rotor utilizando una modulación sinusoidal, pues el índice de modulación, considerando que el convertidor se alimenta de la red, es inferior a 0,7 (ver punto 3.7.1).

Se observa que la tensión que debe proporcionar el convertidor es superior en el caso de estator abierto, que es el esquema habitual utilizado en la sincronización de aerogeneradores. En otras máquinas de rotor bobinado con un requerimiento de tensión de rotor elevada se podría complicar la modulación para velocidades alejadas del sincronismo, por ejemplo, la conexión que habitualmente se produce a baja velocidad. En este sentido, Wegener [75] indica que es necesario conseguir una velocidad del 80% de la velocidad de sincronismo para poder conectar en sincronismo estas máquinas.

Sin embargo, esta tensión se reduce significativamente si inicialmente se conecta la batería de condensadores al estator, tal como se ha descrito en el punto 4.3.3 (segundo método de sincronización). No obstante se ha de tener presente que con desequilibrios en la red, la tensión que debe proporcionar el convertidor es superior, Iwaski [87].

Con el rotor abierto la tensión en vacío del rotor V_{ro} es mínima y se pueden producir las fluctuaciones motoras descritas en el punto 4.3.2, por ejemplo, por una pequeña variación de la

tensión de red. Por tanto, es conveniente considerar un incremento de tensión. ΔV_r que evita esta situación.

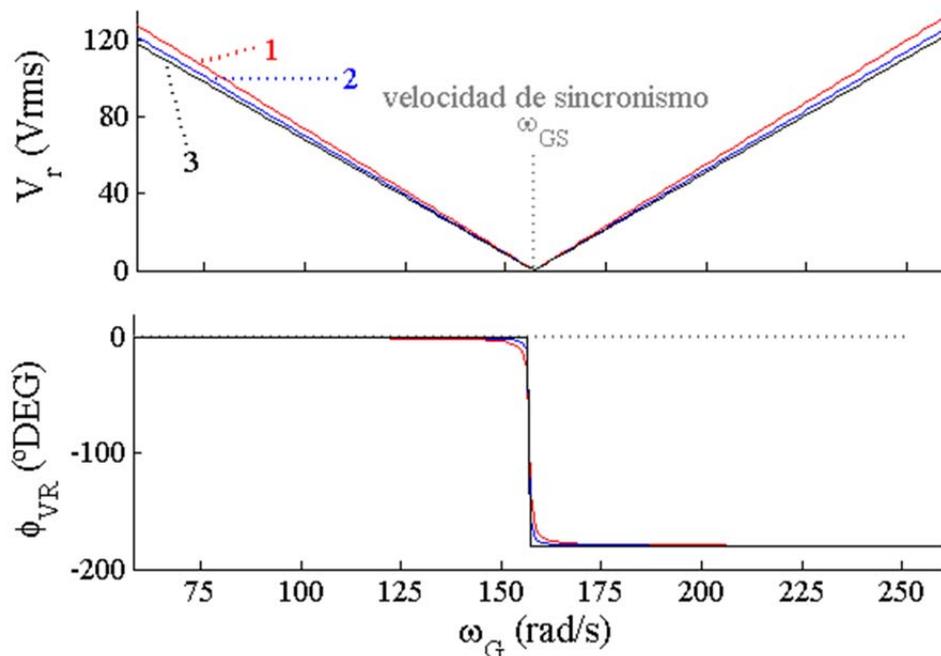


Figura. 4.16

Tensión eficaz en el rotor y desfase de la tensión del rotor respecto de la tensión de estator según el circuito equivalente 4.13: (1) estator abierto sin batería de condensadores, (2) estator abierto con batería de condensadores de 2,8 kvar, (3) rotor abierto V_{ro}

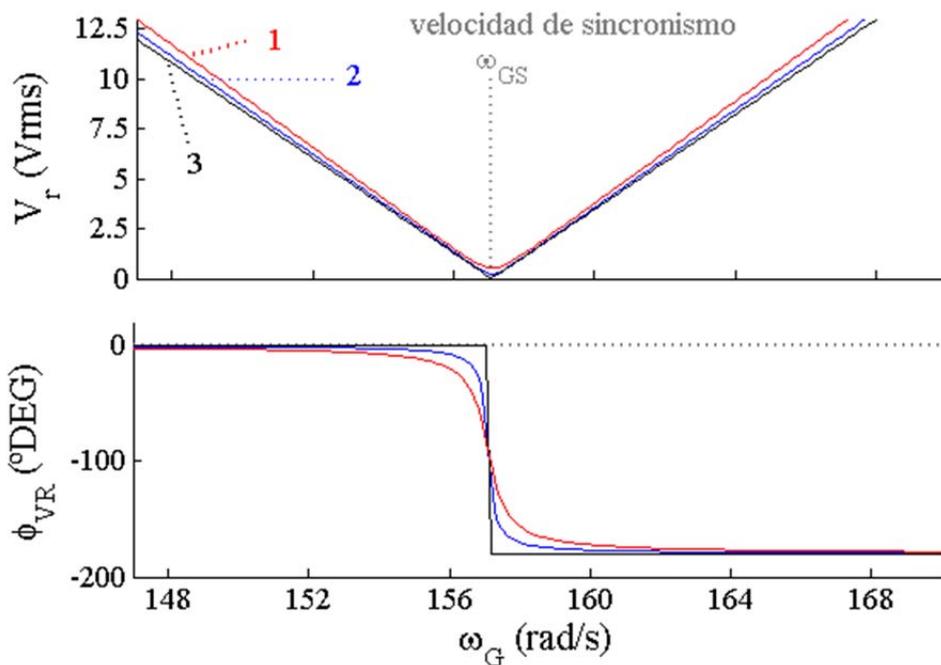


Figura. 4.17

Detalle de la figura 4.16 cerca del punto de sincronismo

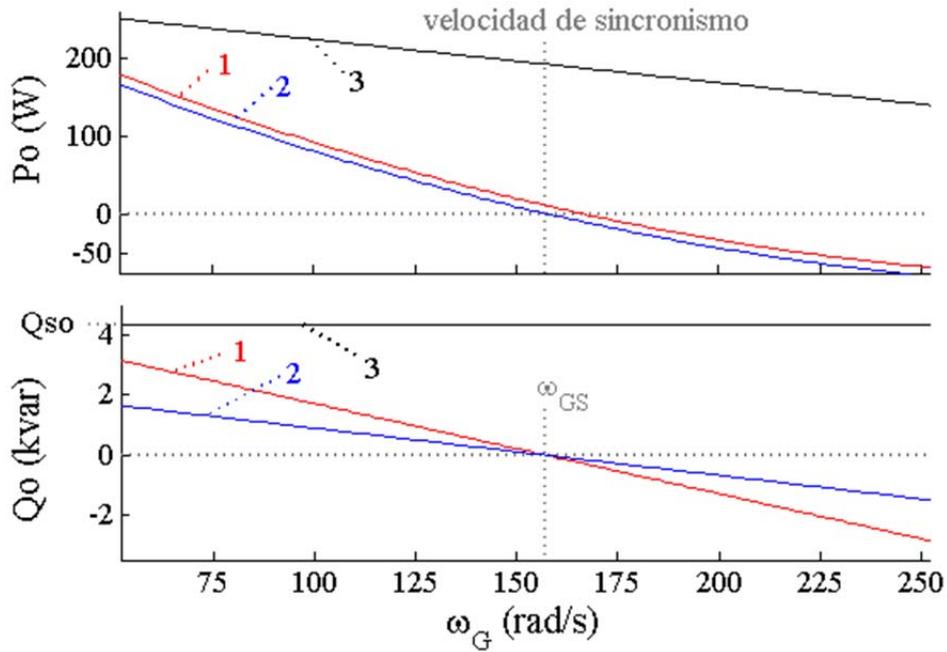


Figura. 4.18

Potencia activa y reactiva consumida por la máquina de rotor bobinado en vacío según el circuito equivalente 4.13: (1) estator abierto sin batería de condensadores, (2) estator abierto con batería de condensadores de 2,8 kvar, (3) rotor abierto

En la figura 4.18 se observa que la potencia consumida por la máquina de rotor bobinado, obtenida mediante la expresión [4.31] es mayor en el caso de rotor abierto, con un valor constante de potencia reactiva consumida ($Q_{so} \approx 4,4$ kvar) y es menor con el estator abierto cuando se conecta una batería de condensadores.

FUNCIONAMIENTO A PLENA CARGA

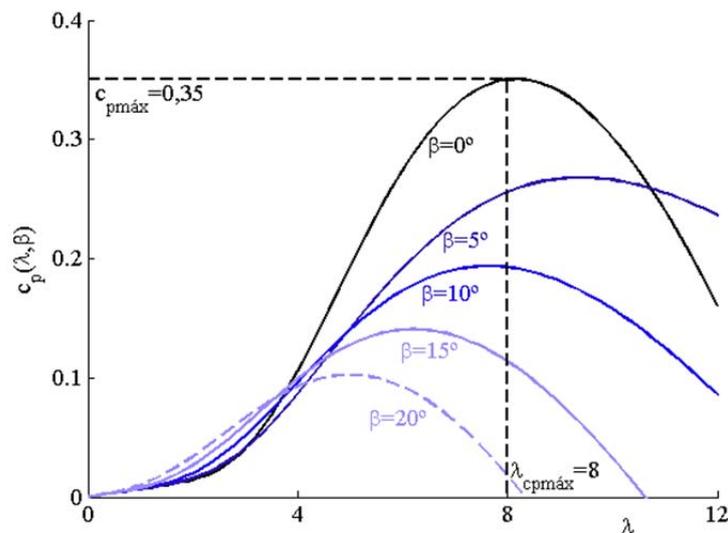


Figura. 4.19

Potencia de la turbina (P_{we}), Coeficiente de potencia ($C_p\%$) y ángulo de paso de pala β

Con la expresión [3.5] y con los parámetros de la turbina elegida, se obtiene un coeficiente de potencia máxima de 0,35 para $\lambda = 8$ tal como muestra la figura 4.19.

Se ha impuesto una restricción a la potencia efectiva de la turbina ($P_{wemax} = 7,5 \text{ kW}$) y a la potencia generada en el estator ($P_{sgmax} = 6,0 \text{ kW}$). Se ha considerado una potencia reactiva consumida por el estator ($Q_s = Q_{sb} = 2,8 \text{ kvar}$) con una velocidad máxima del viento ($v_{wmax} = 25 \text{ m/s}$) y una velocidades máxima de giro del generador ($\omega_{Gmax} = 260 \text{ rad/s}$, o bien, 220 rad/s).

La limitación de la potencia efectiva de la turbina, en el caso del prototipo de simulador, viene determinada por la potencia del motor que arrastra al generador. Con la limitación impuesta en la potencia generada por el estator se consigue una curva de potencia eléctrica generada con un codo redondeado, tal como suele mostrarse en los catálogos de fabricantes de aerogeneradores.

Con las restricciones anteriores, la figura 4.20 muestra: la potencia efectiva máxima que proporciona la turbina (P_{we}), la potencia eléctrica total generada ($P_{egen} = P_{sg} + P_{rg}$), la potencia eléctrica generada por el estator ($P_{sg} = -P_s$) y la potencia eléctrica generada por el rotor ($P_{rg} = -P_r$).

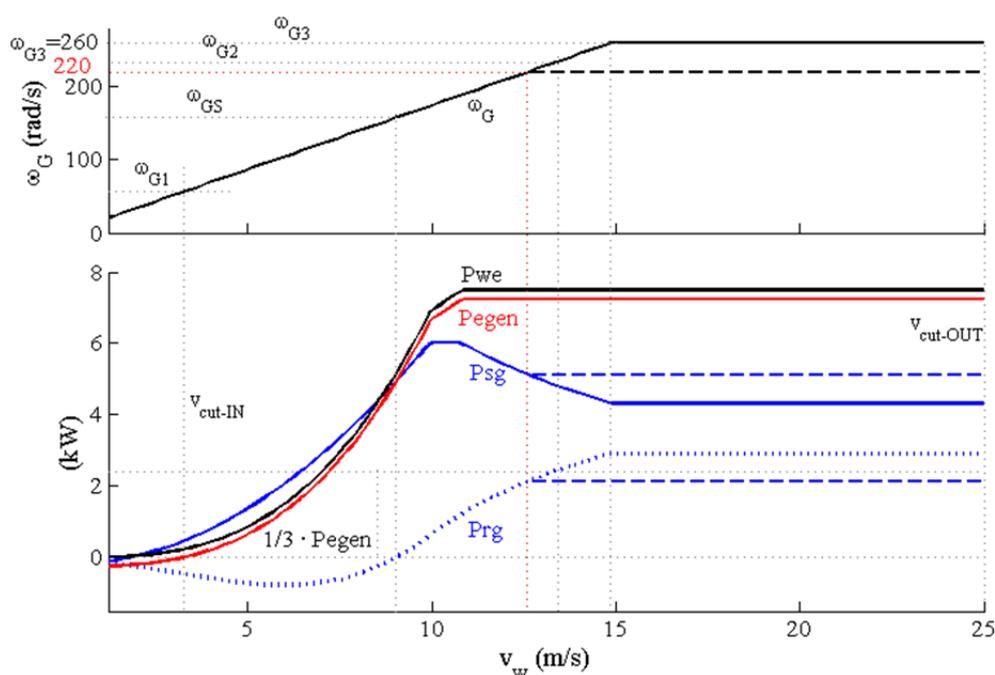


Figura. 4.20

Respuesta de (ω_G) = velocidad del generador, (P_{we}) = potencia efectiva de la turbina, (P_{egen}) = potencia eléctrica total generada, (P_{sg}) = potencia eléctrica generada en el estator (P_{rg}) = potencia eléctrica generada en el rotor con una potencia reactiva consumida por el estator de 2,8 kvar y una velocidad máxima del generador de 260 rad/s. A trazos respuesta con una velocidad máxima del generador a 220 rad/s,

Para velocidades del viento superiores a 25 m/s (cut-out), los álabes adoptan la posición de bandera para minimizar la resistencia al paso del aire y se frena la turbina. El aerogenerador debe

desconectarse para velocidades del viento por debajo de aproximadamente 3,25 m/s, pues en ese caso, el generador consume en lugar de generar. Por tanto, la velocidad de conexión del aerogenerador (cut-in) debe ser superior a esta velocidad.

La potencia eléctrica generada máxima ($P_{egen}=P_{sg}+P_{rg}$) es de aproximadamente 7,24 kW y proviene del estator y del rotor:

$$P_{sg} = -P_s \quad [4.44]$$

$$Q_{sg} = -Q_s \quad [4.45]$$

Para limitar la potencia del convertidor a 1/3 de la potencia eléctrica generada ($P_{conv} = 7,24 / 3 \approx 2,4 \text{ kW}$), se debe reducir la velocidad máxima del generador a aproximadamente a 234 rad/s ($\omega G2$). Con una velocidad de 260 rad/s la potencia necesaria del convertidor es de aproximadamente 2,9 kW y para 220 rad/s, de 2,13 kW.

Se aprecia el funcionamiento del convertidor Scherbius: para velocidades inferiores a velocidad de sincronismo (ωGS), el rotor consume energía eléctrica y, para velocidades superiores a la velocidad de sincronismo, el rotor genera energía eléctrica.

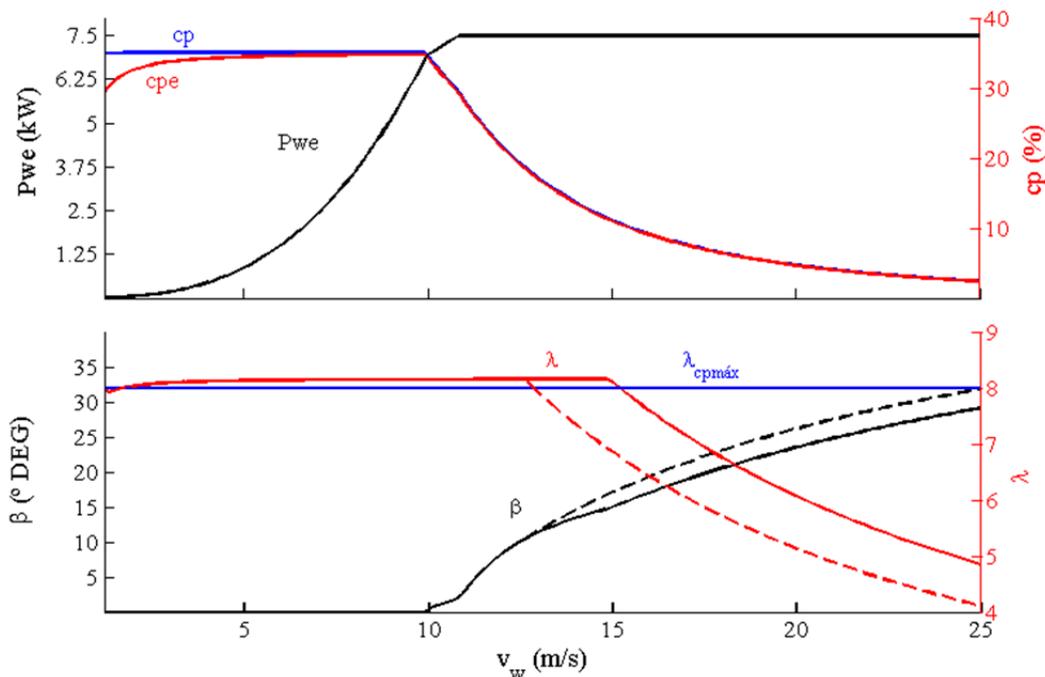


Figura. 4.21

(P_{we}) = potencia de la turbina efectiva, (c_{pe}) = coeficiente de potencia efectivo, (c_p) = coeficiente de potencia, (β) = ángulo de paso de pala, (λ) = velocidad específica para una velocidad máxima del generador de 260 rad/s y a trazos para 220 rad/s

El coeficiente de potencia efectivo (c_{pe}) es igual al cociente entre la potencia efectiva y la potencia ideal de la turbina y es inferior al coeficiente de potencia (c_p) que se ha visto en el punto

3.119

$$c_{pe} = \frac{P_{we}}{P_{wi}} = \frac{P_w - P_{fr}}{P_{wi}} = c_p - \frac{P_{fr}}{P_{wi}} \quad [4.46]$$

La figura 4.21 muestra la diferencia entre estos coeficientes (c_{pe}) y (c_p), el ángulo de paso de pala (β) y la velocidad específica (λ) según la expresión [3.7] para una velocidad máxima del generador de 260 rad/s y de 220 rad/s.

En la figura se observa la importancia de la regulación del ángulo de pala a plena potencia. Sin embargo, para un prototipo de simulador eólico en el que la turbina eólica se simula con un motor que arrastra al generador, el rango de velocidad que interesa es de (ω_{G1}) a ($\omega_{G3}=260 \text{ rad/s}$, o bien 220 rad/s) tal como muestran las figuras 4.22 y 4.23.

$$\omega_{G1} = \lambda \cdot \frac{v_{wl}}{R} \cdot r_t = 8 \cdot \frac{3,25}{3,24} \cdot 6,95 \approx 58 \text{ rad / s} \quad [4.47]$$

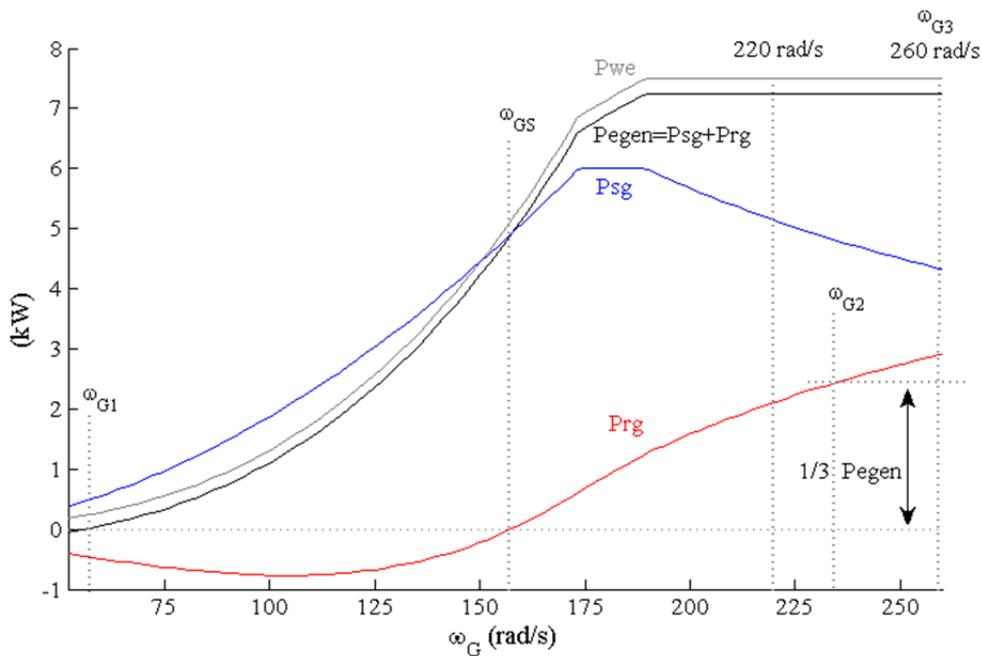


Figura. 4.22
Potencia eléctrica generada (P_{egen}), Potencia generada por estator (P_s), Potencia generada por rotor (P_r) con una potencia reactiva $Q_s = 2,8 \text{ kvar}$ para una velocidad máxima del generador de 260 rad/s y para 220 rad/s

Generalmente los fabricantes de aerogeneradores ofrecen la característica eléctrica de potencia eléctrica generada en función de la velocidad del viento, o bien, de la velocidad de giro, que es plana en el tramo de potencia máxima, con la misma forma que la figura 4.22.

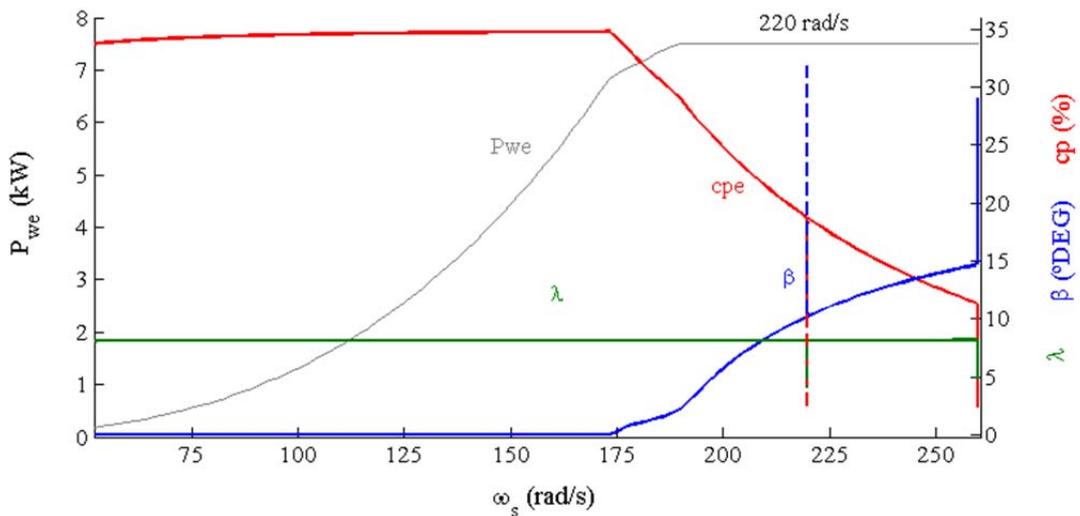


Figura. 4.23

Potencia de la turbina (P_{we}), Coeficiente de potencia efectivo ($cp\%$), ángulo de paso de pala β y velocidad específica (λ) con una limitación de velocidad del generador de 260 rad/s y 220 rad/s

Con cinco supuestos diferentes de consumo de potencia reactiva por el estator de: -1,4; 0; 1,4; 2,8 y 4,2 kvar y el generador trabajando en carga, la tensión de rotor que debe proporcionar el convertidor es mostrada en las figuras 4.24 y 4.25. En las mismas figuras se muestra también la tensión de rotor en vacío V_{ro} .

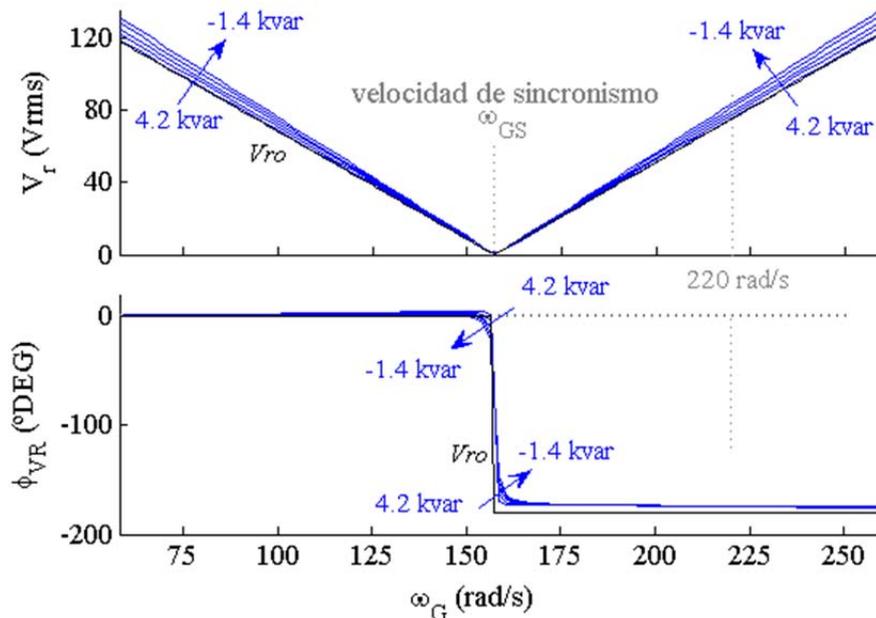


Figura. 4.24

Valor eficaz de la tensión del rotor y desfase respecto a la tensión del estator con el aerogenerador trabajando a plena carga, con una potencia reactiva consumida por el estator de -1,4; 0; 1,4; 2,8 y 4,2 kvar. También se muestra la tensión de vacío del rotor V_{ro} mostrada en la figura 4.16

Se observa que la tensión del rotor en carga se reduce cuando aumenta la potencia reactiva consumida por el estator. La tensión del rotor en vacío, V_{ro} , es menor que la tensión en carga en

régimen subsíncrono y a velocidades alejadas del punto de sincronismo. Sin embargo, tal como se ve en la figura 4.25, cerca de la velocidad de sincronismo, se produce un desplazamiento del punto de inflexión de tensión de aproximadamente +0,7 rad/s y, para velocidades supersíncronas cercanas al sincronismo la tensión en carga del rotor es inferior que la tensión de vacío V_{ro} .

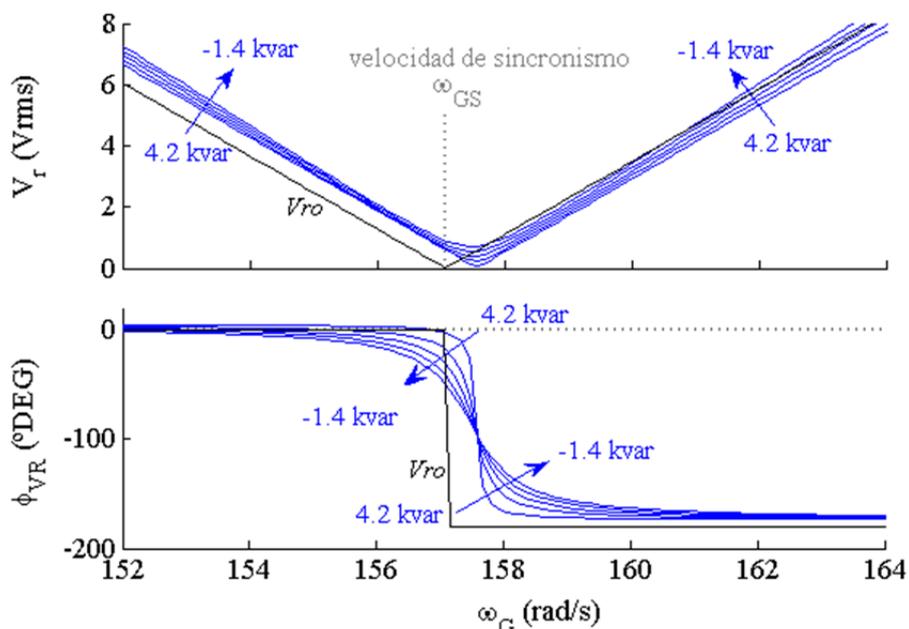


Figura. 4.25

Detalle de la tensión del rotor reducida y desfase cerca de la velocidad de sincronismo en funcionamiento a plena carga con una potencia reactiva consumida por el estator de -1,4; 0; 1,4; 2,8 y 4,2 kvar. También se muestra la tensión de vacío del rotor V_{ro} mostrada en la figura 4.16

En carga, para impedir el tipo de fluctuaciones descrito en el punto 4.3.2 se debe considerar un incremento de tensión ΔV_r respecto de la tensión mínima, o lo que es equivalente, limitar el consumo de potencia reactiva consumida por el estator a un máximo. Por ejemplo, una posible estrategia podría ser trabajar con una potencia reactiva Q_{sb} consumida por el estator y no permitir que ésta supere el valor $0,5 \cdot (Q_{sb} + Q_{so})$

La figura 4.26 muestra las corrientes de estator y de rotor y la potencia activa y reactiva generadas por el rotor. Se observa que al aumentar la potencia reactiva consumida por el estator (Q_s), la corriente del estator (I_s) aumenta, sin embargo, la corriente del rotor disminuye. La potencia activa del rotor ($P_r = -P_{rg}$) no varía con la potencia reactiva consumida por el estator y la potencia reactiva del estator ($Q_r = -Q_{rg}$) se reduce en valor absoluto al aumentar la potencia reactiva consumida por el estator. Las pérdidas se obtienen con las expresiones que aparecen en el diagrama de la figura 4.15 y se muestran en la figura 4.27. Las pérdidas eléctricas son:

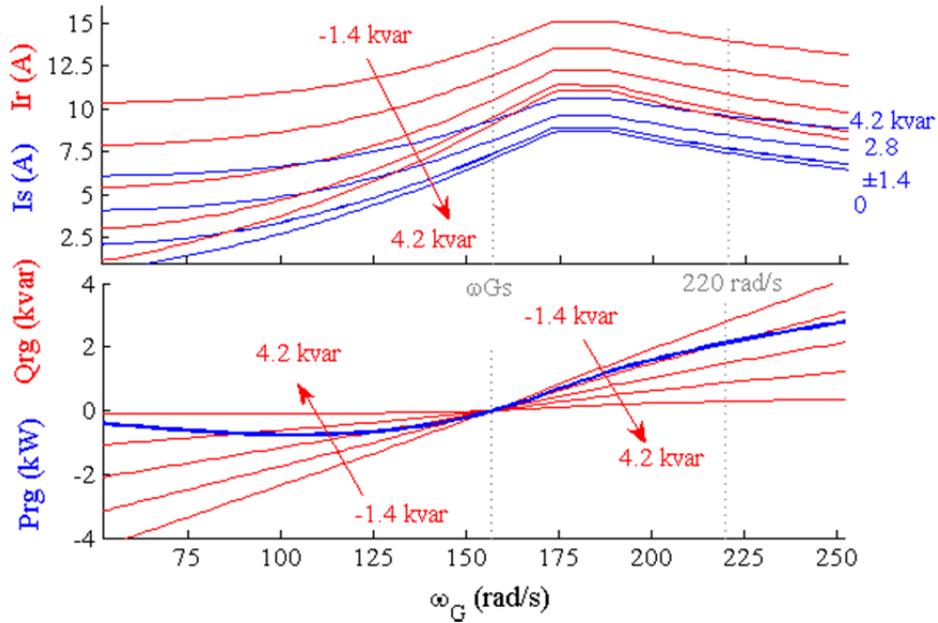


Figura. 4.26

Corriente de estator (I_s) y de rotor (I_r), potencia activa (P_{rg}) y reactiva (Q_{rg}) generadas por el rotor con una potencia reactiva consumida por el estator de -1,4; 0; 1,4; 2,8 y 4,2 kvar

$$P_{eléc} = P_s + P_r + P_{fes} + P_{fer} \quad [4.48]$$

Y las pérdidas globales del aerogenerador:

$$P_{glob} = P_{eléc} + P_{fr} \quad [4.49]$$

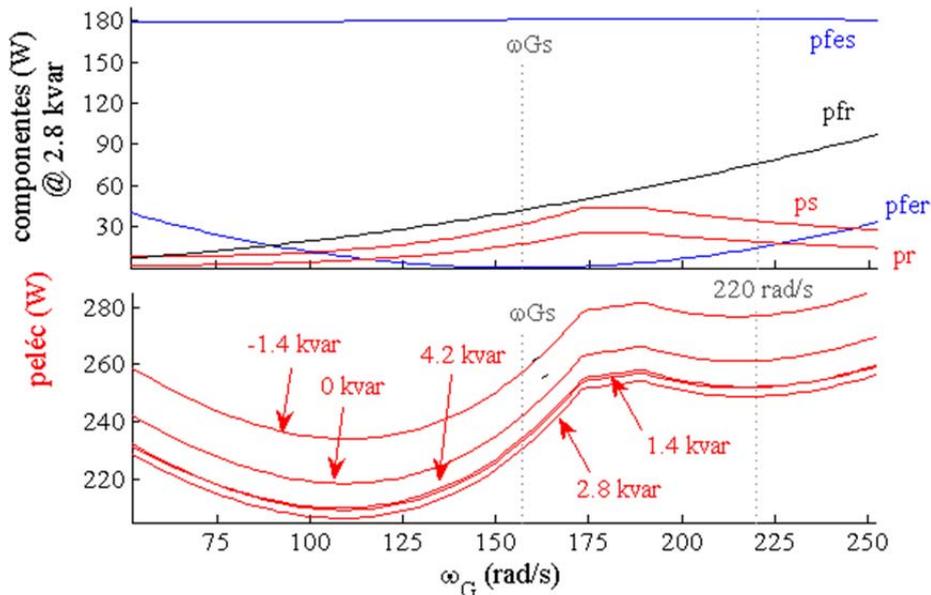


Figura. 4.27

Figura superior: componentes de las pérdidas con una potencia consumida por el estator de 2,8 kvar: (p_s) = pérdidas en devanados del estator; (p_r)=pérdidas en devanados del rotor; (p_{fes})=pérdidas en el hierro del estator; (p_{fer}) = pérdidas en el hierro del rotor; (p_{fr})= pérdidas de fricción

Figura inferior: pérdidas eléctricas ($p_s+p_r+p_{fes}+p_{fer}$) producidas cuando la potencia reactiva consumida por el estator es de -1,4; 0; 1,4; 2,8 y 4,2 kvar

Las pérdidas por fricción no varían al modificar la potencia reactiva consumida por el estator. El resto, pérdidas eléctricas, se observa que varían con la potencia reactiva consumida por el estator. Se aprecian menos pérdidas con una potencia reactiva consumida por el estator de 2,8 kvar. Se observa que las pérdidas crecen significativamente cuando la potencia reactiva consumida por el estator es nula o negativa ($Q_s \leq 0$). Por tanto, no resulta productivo hacer que estas máquinas generen potencia reactiva, aunque tengan capacidad de hacerlo

Se observa también que las pérdidas en el núcleo magnético ($p_{fes} + p_{fer}$) son significativas y, a la hora de evaluar la eficiencia, no se pueden despreciar.

El rendimiento global del aerogenerador es el cociente entre la potencia eléctrica total generada y la potencia de la turbina:

$$\eta_{WTG} = \frac{P_{sg} + P_{rg}}{P_w} = \frac{-P_s - P_r}{P_w} = \frac{P_w - p_{fr} - p_{eléc}}{P_w} \quad [4.50]$$

Y el rendimiento del generador, el cociente entre la potencia eléctrica total generada y la potencia efectiva de la turbina:

$$\eta_{DFIG} = \frac{-P_s - P_r}{P_w - p_{fr}} = \frac{P_{we} - p_{eléc}}{P_{we}} \quad [4.51]$$

Se ha visto que la potencia máxima de un aerogenerador se obtiene con una velocidad de giro alta que está por encima de la velocidad de sincronismo. En esas condiciones, se puede considerar que la potencia efectiva de la turbina es constante ($P_{we} = P_w - p_{fr} = P_{wemax}$).

Con un procedimiento iterativo similar al que realiza la función **Dfig_en_carga** considerando que ($P_{we} = P_{wemax}$), con una potencia reactiva consumida por el estator variable entre -2 kvar y $Q_{so} \approx 4,4$ kvar y considerando velocidades supersíncronas de 200, 210, 220, 230 y 240 rad/s se obtienen los resultados que aparecen en las figuras 4.28 y 4.29. Se observa que el rendimiento del generador es óptimo cuando éste consume una potencia reactiva óptima ($Q_{sb} \approx 2,8$ kvar). También se observa que (Q_{sb}) es independiente de la velocidad de giro.

En la figura 4.29 se observa como el rendimiento global del aerogenerador empeora a medida que aumenta la velocidad, ya que aumentan las pérdidas, especialmente (p_{fer}) y (p_{fr}). No obstante asumiendo que la potencia efectiva de la turbina es constante ($P_{we} = P_w - p_{fr}$), la figura 4.28 muestra que la el rendimiento máximo del generador y, por tanto, la máxima potencia eléctrica generada se produce a una velocidad de giro del generador de 220 rad/s. Se constata de nuevo que el rendimiento se reduce cuando la máquina de rotor bobinado genera potencia reactiva ($Q_s < 0$).

No obstante, queda patente con potencia reactiva generada inferior a 2 kvar, la reducción del rendimiento es muy baja y por tanto, asumible.

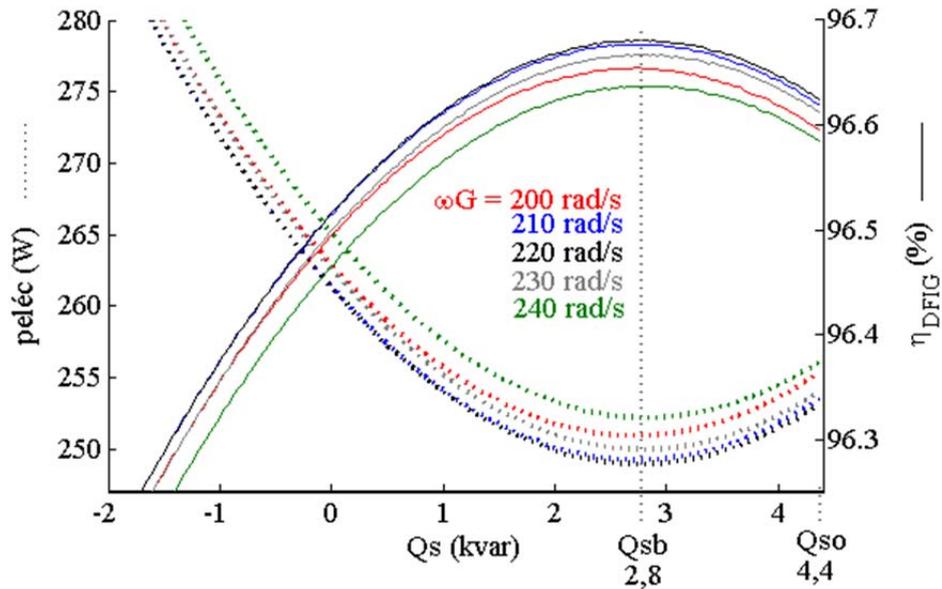


Figura. 4.28

Pérdidas eléctricas y rendimiento del generador de rotor bobinado en función de la potencia reactiva consumida por el estator (Q_s) y de la velocidad del generador (ω_G)

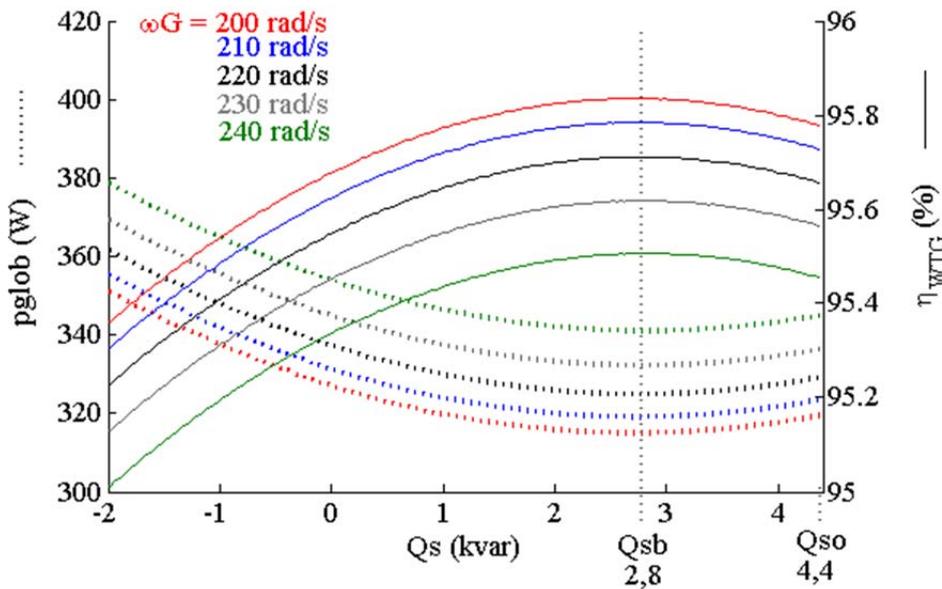


Figura. 4.29

Pérdidas globales y rendimiento global del aerogenerador del generador de rotor bobinado en función de la potencia reactiva consumida por el estator (Q_s) y de la velocidad del generador (ω_G)

En la figura 4.29 se observa como el rendimiento global del aerogenerador empeora a medida que aumenta la velocidad, ya que aumentan las pérdidas, especialmente (p_{fer}) y (p_{fr}). No obstante asumiendo que la potencia efectiva de la turbina es constante ($P_{we} = P_w - p_{fr}$), la figura 4.28

muestra que la el rendimiento máximo del generador y, por tanto, la máxima potencia eléctrica generada se produce a una velocidad de giro del generador de 220 rad/s. Se constata de nuevo que el rendimiento se reduce cuando la máquina de rotor bobinado genera potencia reactiva ($Q_s < 0$). No obstante, queda patente con potencia reactiva generada inferior a 2 kvar, la reducción del rendimiento es muy baja y por tanto, asumible.

Si se hace trabajar el generador con una potencia reactiva consumida ($Q_s = Q_{sb}$) se compensa fácilmente el factor de potencia a 1 añadiendo una batería de condensadores con ese valor de potencia. Esta batería también aporta ventajas en la sincronización al requerir menos tensión en el rotor tal como se ha visto en el epígrafe de *Funcionamiento en vacío* e en el punto siguiente.

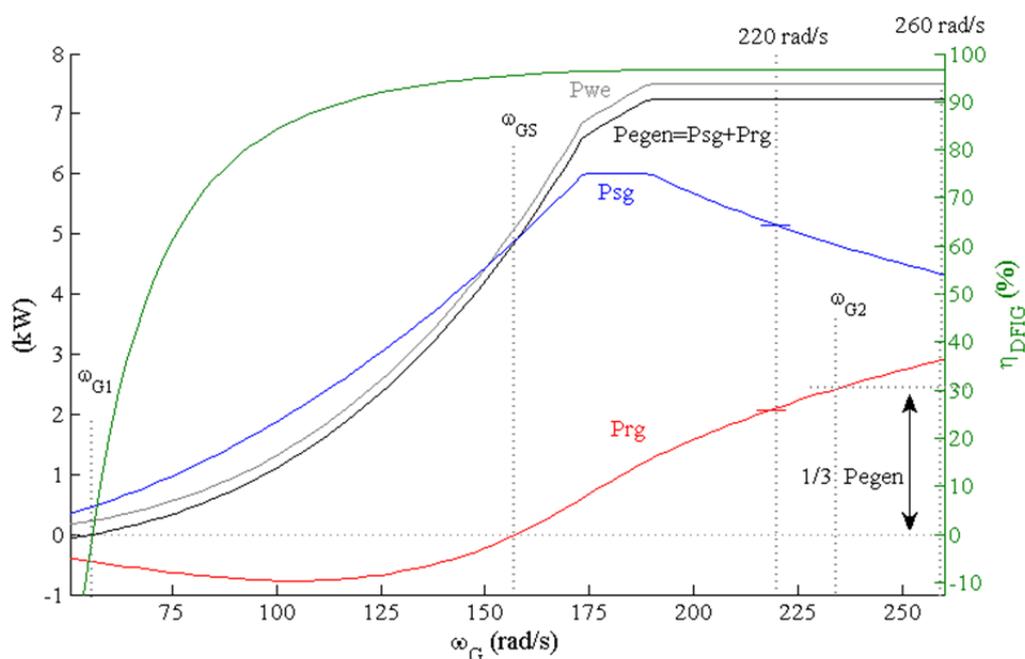


Figura 4.30
Rendimiento de la máquina generadora (DFIG) con $Q_s = 2,8$ kvar

La figura 4.30 muestra el rendimiento con una potencia reactiva $Q_s = 2,8$ kvar. Se observa que la eficiencia de esta máquina es alta en régimen de velocidades por encima de la velocidad de sincronismo. Tal como se ha visto antes, si la velocidad del generador se limita a 220 rad/s el rendimiento es mayor y el convertidor puede tener una potencia inferior a 1/3 de la potencia eléctrica generada.

En todos los resultados anteriores se ha utilizado el modelo de circuito equivalente de la figura 4.5 con las resistencias equivalentes a las pérdidas en el hierro en paralelo con la reactancia magnetizante. Si se utiliza el circuito de la figura 4.6 con las resistencias equivalentes del hierro en bornes del circuito, apenas hay diferencia en los resultados tal como muestran las desviaciones en

los cálculos de potencia en la figura siguiente.

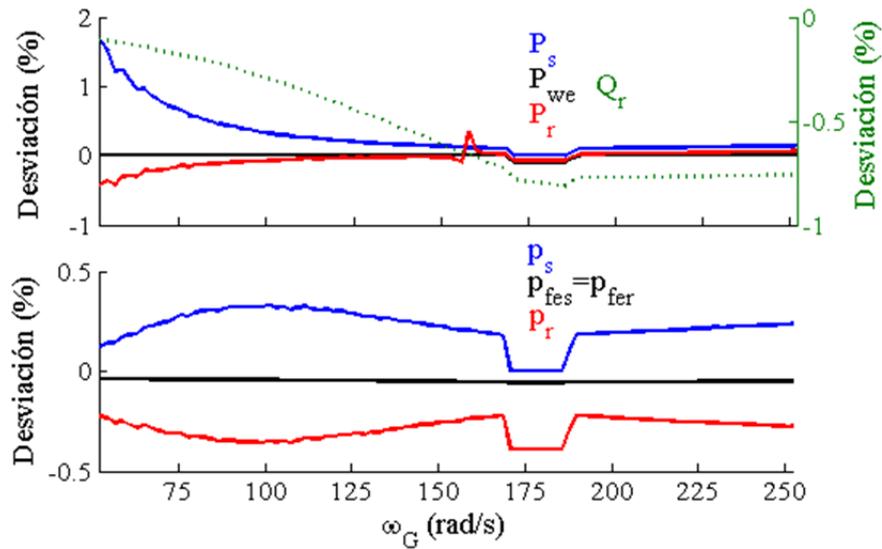


Figura. 4.31

Desviación en el cálculo de potencias del modelo de circuito equivalente de la figura 4.6 respecto del modelo de circuito equivalente de la figura 4.5 con $Q_s = 2,8$ kvar

5. Comportamiento del modelo en régimen dinámico

En este capítulo se desarrolla una herramienta que permite analizar los transitorios que se producen en los aerogeneradores. La base de esta herramienta se ha expuesto en el punto 3.3.

Los fenómenos transitorios a estudiar se pueden clasificar en normales y anormales. Los normales son: los transitorios que se ocasionan en la conexión y desconexión del aerogenerador y los transitorios debidos al carácter oscilante de la velocidad y dirección del viento. Los transitorios anormales son los provocados por perturbaciones de la red eléctrica como: huecos interrupciones, sobretensiones, variación de la frecuencia de red...

Aquí se considera que los transitorios comienzan y terminan en un régimen estable. Estas condiciones estables se analizan con las herramientas desarrolladas en el capítulo anterior.

5.1. Modelo de circuito con pérdidas en el núcleo

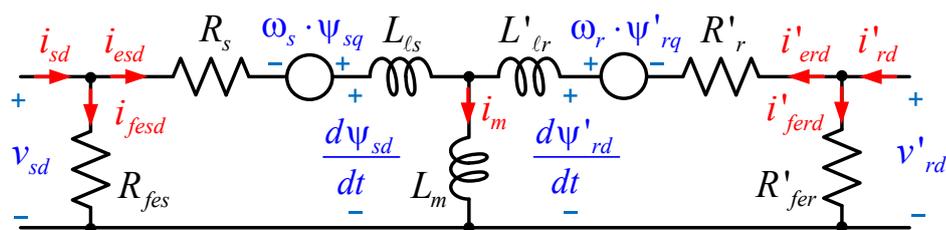


Figura. 5.1
Circuito equivalente en eje d con resistencia equivalente de pérdidas magnéticas en bornes

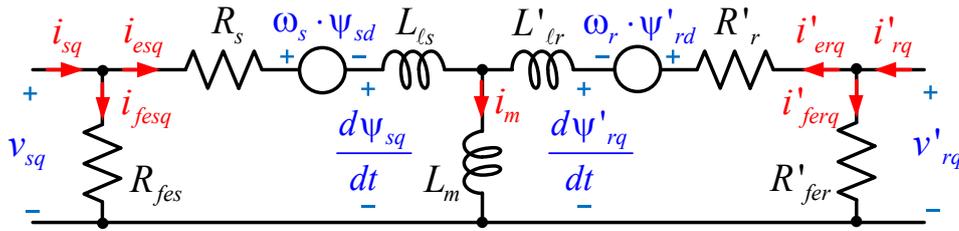


Figura. 5.2

Circuito equivalente en eje q con resistencia equivalente de pérdidas magnéticas en bornes

Tal como muestran las figuras 5.1y 5.2, se considera las pérdidas en el núcleo magnético añadiendo las resistencias R_{fes} y R'_{fer} a los circuitos equivalentes en eje d de la figura 3.23 y eje q de la figura 3.24,

Las ecuaciones resultantes son similares a las vistas en el punto 3.5.5. Para el estator:

$$v_{sd} = R_s \cdot i_{esd} + \Psi_{sd}^{\circ} - \omega_s \cdot \Psi_{sq} \quad [5.1]$$

$$v_{sq} = R_s \cdot i_{esq} + \Psi_{sq}^{\circ} + \omega_s \cdot \Psi_{sd} \quad [5.2]$$

$$v_{sd} = R_{fes} \cdot (i_{sd} - i_{esd}) \quad [5.3]$$

$$v_{sq} = R_{fes} \cdot (i_{sq} - i_{esq}) \quad [5.4]$$

y para el rotor:

$$v'_{rd} = R'_r \cdot i'_{erd} + \Psi'_{rd}^{\circ} - \omega_r \cdot \Psi'_{rq} \quad [5.5]$$

$$v'_{rq} = R'_r \cdot i'_{erq} + \Psi'_{rq}^{\circ} + \omega_r \cdot \Psi'_{rd} \quad [5.6]$$

$$v'_{rd} = R'_{fer} \cdot (i'_{rd} - i'_{erd}) \quad [5.7]$$

$$v'_{rq} = R'_{fer} \cdot (i'_{rq} - i'_{erq}) \quad [5.8]$$

5.2. Modelo de la red

En las perturbaciones de la red es necesario tener en cuenta la impedancia de la red conectada al estator:

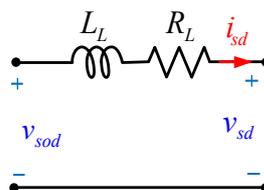


Figura. 5.3

Red que alimenta estator en eje d

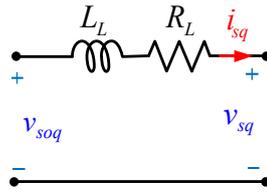


Figura. 5.4
Red que alimenta estator en eje q

Las ecuaciones correspondientes a la red que alimenta el estator:

$$v_{sod} = R_L \cdot i_{sd} + L_L \cdot \dot{i}_{sd} + v_{sd} \quad [5.9]$$

$$v_{soq} = R_L \cdot i_{sq} + L_L \cdot \dot{i}_{sq} + v_{sq} \quad [5.10]$$

con:

| | | |
|-----------|--|--------|
| v_{sod} | componente d tensión origen red | |
| v_{soq} | componente q tensión origen red | |
| v_{sd} | componente d tensión bornes de estator | |
| v_{sq} | componente q tensión bornes de estator | |
| R_L | Resistencia de la red | |
| X_L | Reactancia de la red | |
| L_L | Coficiente de autoinducción de la red = $L_L = \frac{X_L}{\omega_s}$ | [5.11] |

5.3. Conversiones prácticas

Considerando el fasor temporal, correspondiente a la fase A de un sistema trifásico equilibrado:

$$\vec{V}_A = V \angle \phi_A = \frac{V_L}{\sqrt{3}} \angle \phi_A = V \angle 0 \quad [5.12]$$

Las expresiones temporales con $\phi_A=0$ son:

$$v_A(t) = \sqrt{2} \cdot V \cdot \text{sen}(\omega \cdot t + \phi) = \sqrt{2} \cdot V \cdot \text{sen}(\phi_A) = \sqrt{2} \cdot V \cdot \text{sen}(0) = 0 \quad [5.13]$$

$$v_B = \sqrt{2} \cdot V \cdot \text{sen}(\phi_A - \kappa) = \sqrt{2} \cdot V \cdot \left(-\frac{\sqrt{3}}{2} \right) = -\frac{\sqrt{6}}{2} \cdot V \quad [5.14]$$

$$v_C = \sqrt{2} \cdot V \cdot \text{sen}(\phi_A + \kappa) = \sqrt{2} \cdot V \cdot \frac{\sqrt{3}}{2} = \frac{\sqrt{6}}{2} \cdot V \quad [5.15]$$

Aplicando la conversión [3.72] con $\theta = \phi_A = 0$:

$$v_\alpha(t) = \frac{\sqrt{6}}{2} \cdot \left(-\frac{2}{\sqrt{3}}\right) \cdot v_B = \frac{\sqrt{6}}{2} \cdot \left(-\frac{2}{\sqrt{3}}\right) \cdot \left(-\frac{\sqrt{6}}{2} V\right) = \sqrt{3} \cdot V = V_L \quad [5.16]$$

$$v_\beta = 0 \quad [5.17]$$

Generalizando, se puede decir que con las transformadas propuestas en el punto 3.5.2 el módulo de un vector espacial de tensión en un sistema bifásico es igual a la magnitud de tensión de línea del sistema trifásico equilibrado. Por otra parte, el ángulo o argumento del vector espacial bifásico en el sistema $\alpha\beta$ es igual al argumento de la fase A del sistema trifásico, esto es:

$$\mathbf{V}_{\alpha\beta} = v_\alpha + jv_\beta = V_L \angle \phi_A = \sqrt{3} \cdot [\text{Re}(\vec{V}_A) + j \cdot \text{Im}(\vec{V}_A)] \quad [5.18]$$

La figura 5.5 muestra estas relaciones que permiten pasar de un sistema a otro fácilmente:

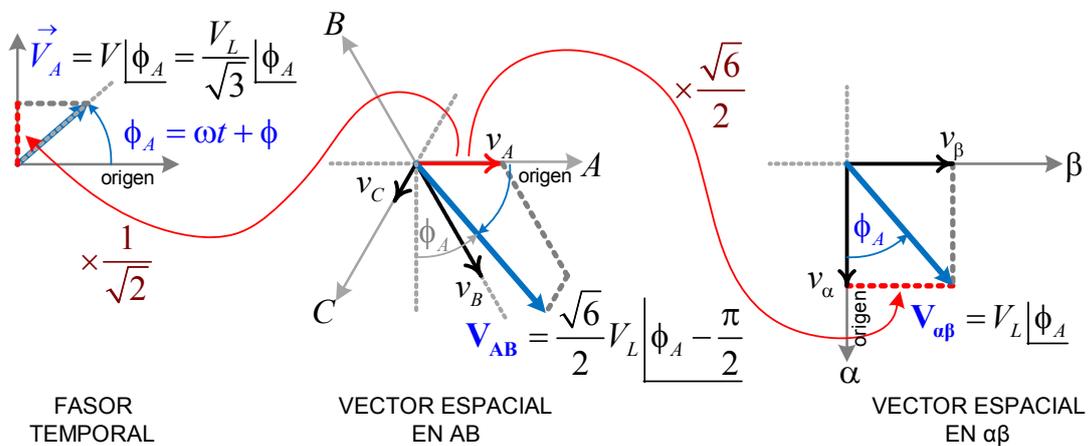


Figura. 5.5
Relaciones entre fasor temporal, y las componentes del vector espacial

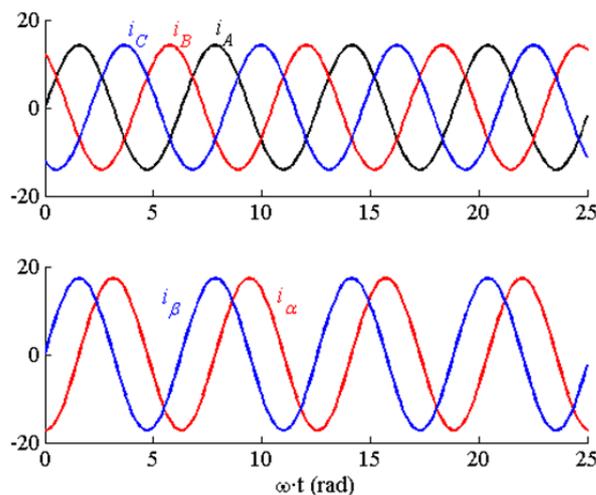


Figura. 5.6
Componentes de una tensión en ejes ABC y $\alpha\beta$

En la figura 5.6 se aprecia la diferencia de amplitud entre las componentes reales trifásicas ABC y

las componentes del modelo en ejes bifásicos $\alpha\beta$.

Con estas conversiones, resulta sencillo trabajar con los ejes dq orientados con la tensión (SVO), y la tensión de red se puede modelizar en Simulink de Matlab ® tal como muestra la figura 5.16.

5.3.1. Potencia con ejes $\alpha\beta$ o dq

En un sistema trifásico equilibrado con corrientes sinusoidales:

$$v_A = \sqrt{2} \cdot V \cdot \text{sen}(\omega t + \phi_V) \quad \text{tensión fase-neutro de fase A} \quad [5.19]$$

$$i_A = \sqrt{2} \cdot I \cdot \text{sen}(\omega t + \phi_I) \quad \text{corriente de fase A} \quad [5.20]$$

con:

$$V = \frac{V_m}{\sqrt{2}} = \frac{V_L}{\sqrt{3}}, \quad V = \text{valor eficaz (rms)} \quad [5.21]$$

V_m = valor máximo
 V_L = valor de línea

Expresado con fasores temporales:

$$\vec{V}_A = V \underline{\phi_V} = V \cdot e^{j\phi_V} \quad [5.22]$$

$$\vec{I}_A = I \underline{\phi_I} = I \cdot e^{j\phi_I} \quad [5.23]$$

La potencia compleja es:

$$\vec{S} = P + j \cdot Q = 3 \cdot \vec{V} \cdot \vec{I}^* = 3 \cdot V \cdot I \cdot e^{j\phi_V} \cdot e^{-j\phi_I} = \sqrt{3} \cdot V_L \cdot I \cdot e^{j(\phi_V - \phi_I)} \quad [5.24]$$

Trabajando en ejes bifásicos fijos $\alpha\beta$ o ejes móviles dq , según punto 5.3 anterior, los vectores espaciales de tensión y de corriente son:

$$\mathbf{V}_{\alpha\beta} = v_\alpha + j \cdot v_\beta = V_L \cdot e^{j\phi_V} \quad [5.25]$$

$$\mathbf{V}_{dq} = v_d + j \cdot v_q = \mathbf{V}_{\alpha\beta} \cdot e^{-j\theta} = V_L \cdot e^{j(\phi_V - \theta)} \quad [5.26]$$

$$\mathbf{I}_{\alpha\beta} = i_\alpha + j \cdot i_\beta = \sqrt{3} \cdot I \cdot e^{j\phi_I} \quad [5.27]$$

$$\mathbf{I}_{dq} = i_d + j \cdot i_q = \mathbf{I}_{\alpha\beta} \cdot e^{-j\theta} = \sqrt{3} \cdot I \cdot e^{j(\phi_I - \theta)} \quad [5.28]$$

La potencia se obtiene multiplicando el vector espacial tensión por el vector espacial conjugado intensidad:

$$\begin{aligned} \mathbf{V}_{\alpha\beta} \cdot \mathbf{I}_{\alpha\beta}^* &= \sqrt{3} \cdot V_L \cdot I \cdot e^{j(\phi_r - \phi_l)} = \vec{S} = v_\alpha i_\alpha + v_\beta i_\beta + j(v_\beta i_\alpha - v_\alpha i_\beta) = \\ &= v_d i_d + v_q i_q + j(v_q i_d - v_d i_q) \end{aligned} \quad [5.29]$$

Por tanto:

$$P = v_\alpha i_\alpha + v_\beta i_\beta = v_d i_d + v_q i_q = \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix}^t \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \mathbf{V}_{dq}{}^t \cdot \mathbf{I}_{dq} \quad [5.30]$$

Donde el primer vector esta transpuesto, esto es, $\mathbf{V}_{dq}{}^t = \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix}^t = [v_d \quad v_q]$ [5.31]

$$Q = v_\beta i_\alpha - v_\alpha i_\beta = v_q i_d - v_d i_q = \begin{bmatrix} v_q \\ -v_d \end{bmatrix}^t \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} = \left\{ \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} v_d \\ v_q \end{bmatrix} \right\}^t \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_q \end{bmatrix} \quad [5.32]$$

La transformada entre llaves realiza un giro de $-\pi/2$ del vector espacial:

$$\mathbf{M}_{-\pi/2} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ -1 & 0 \end{bmatrix} \quad [5.33]$$

por tanto,

$$Q = (\mathbf{M}_{-\pi/2} \cdot \mathbf{V}_{dq})^t \cdot \mathbf{I}_{dq} \quad [5.34]$$

5.3.2. Par electromecánico

Partiendo de [3.110] y utilizando las conversiones del punto anterior

$$T_{em} = p \cdot L_m (i_{esq} \cdot i'_{erd} - i_{esd} \cdot i'_{erq}) = p \cdot L_m \cdot (\mathbf{M}_{-\pi/2} \cdot \mathbf{I}_{esdq})^t \cdot \mathbf{I}'_{erdq} \quad [5.35]$$

5.4. Modelo dinámico de la turbina

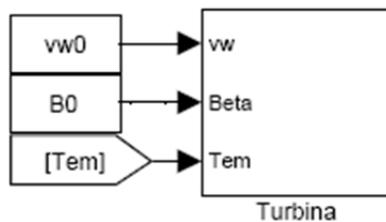


Figura. 5.7
Bloque de la turbina

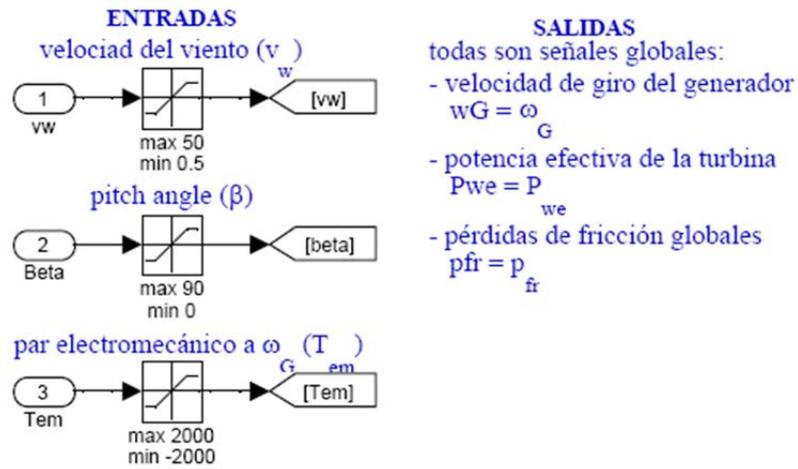


Figura. 5.8 Entradas y salidas del bloque Turbina

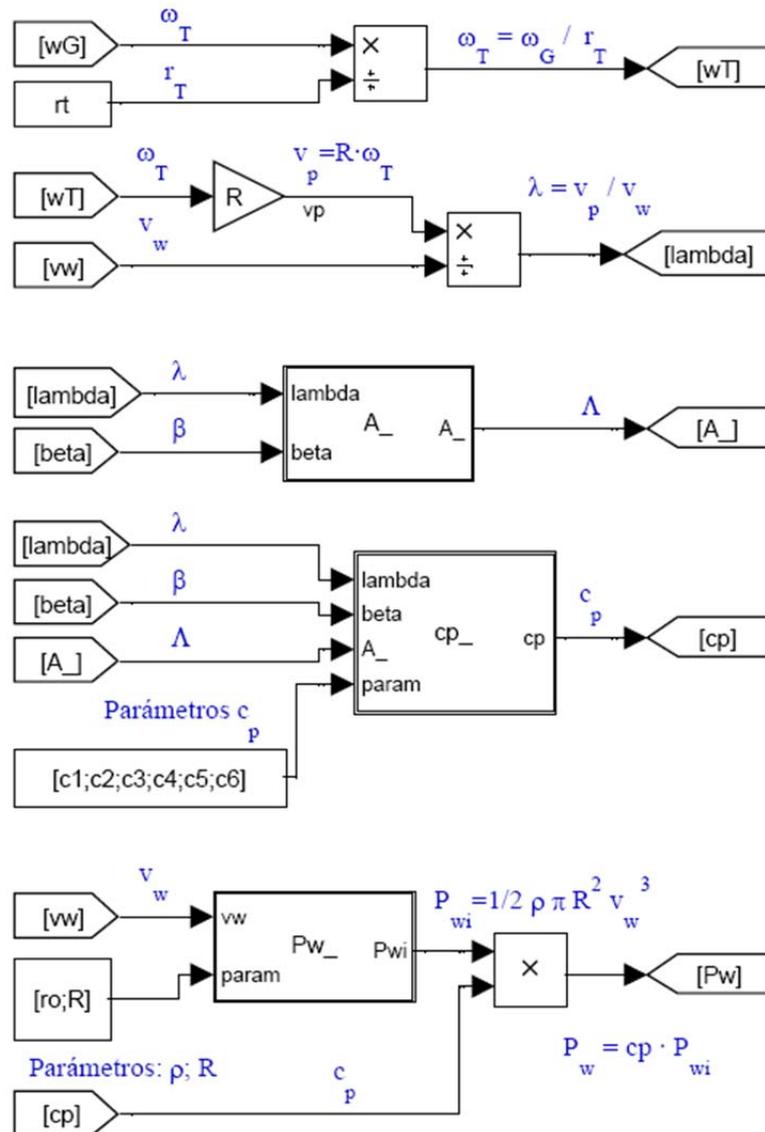


Figura. 5.9 bloque Turbina. Potencia de la turbina sin pérdidas

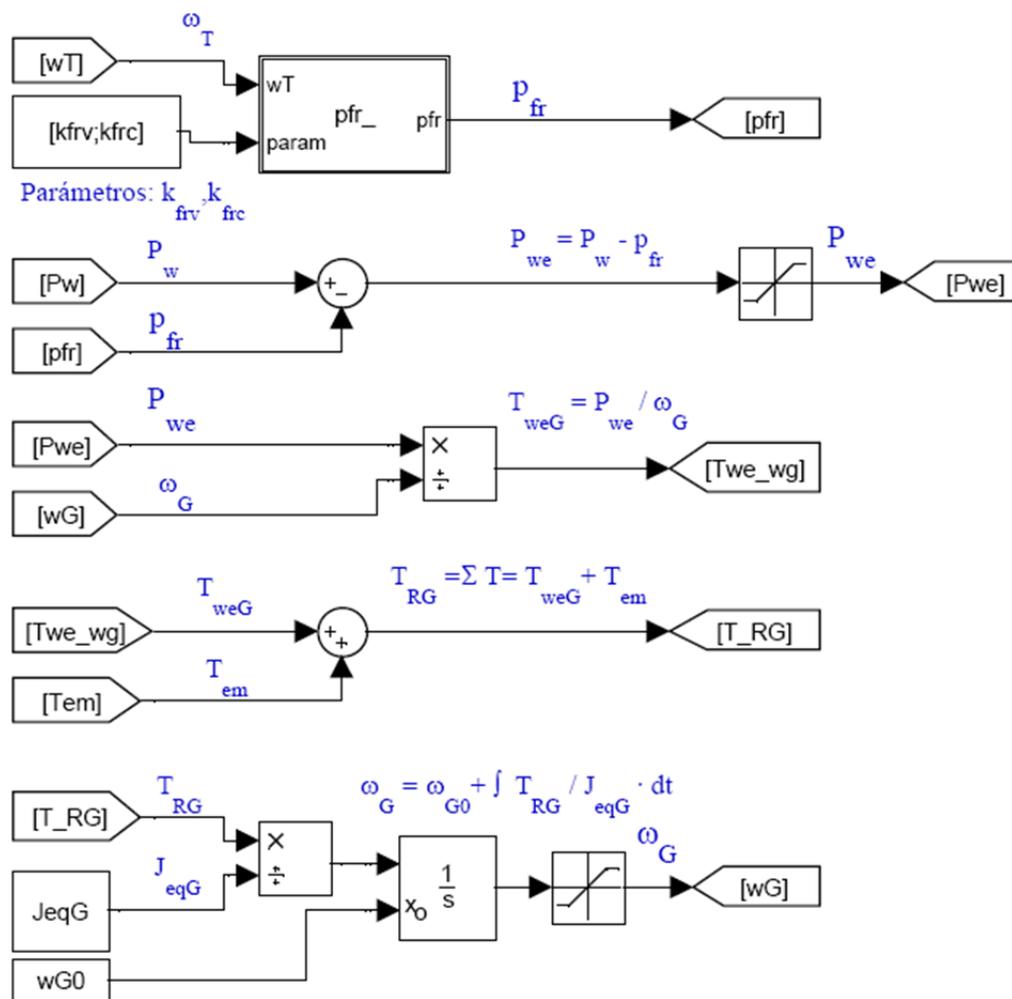


Figura. 5.10
 bloque Turbina. Potencia de la turbina con pérdidas (P_{we}) y velocidad del generador (ω_G)

Las figuras 5.7, 5.8, 5.9 y 5.10 muestran el modelo dinámico de la turbina realizado en MATLAB: Este bloque determina la potencia efectiva de la turbina, las pérdidas de fricción y la velocidad de giro, a partir de la velocidad del viento (v_w), del ángulo de paso de pala (β) y a partir del par electromecánico (T_{em}) que proporciona el modelo de generador de rotor bobinado que se trata más adelante.

En la obtención de la potencia de la turbina se ha utilizado la expresión del coeficiente de potencia, c_p , [3.5]. No obstante se podría considerar cualquier otra expresión del coeficiente c_p modificando la embedded function $cp_$ que se describe más adelante. Los cálculos se realizan en el eje del generador utilizando las expresiones que se han visto en el apartado 3.2.

Las figuras 5.9 y 5.10 muestran el contenido funcional del bloque Turbina. Por un lado, en la figura 5.9 se calcula la potencia de la turbina (P_w) a partir de la velocidad del viento (v_w), del

ángulo de paso de pala (β) y de la velocidad del generador (ω_G). Por otro lado, en la parte de la figura 5.10 se realiza el cálculo de las pérdidas globales (pfr) y se obtiene la potencia efectiva de la turbina (Pwe) y la velocidad del generador (ω_G) utilizando el par electromecánico (Tem).

En la figura 5.9 se muestran 4 funciones que se han implementado en código de embedded function de Matlab® y que se pueden ver en el anexo 7.2 : **Pw_** obtiene la potencia eólica con un coeficiente de potencia $cp=1$, **cp_** obtiene el coeficiente de potencia según la expresión [3.5] y **A_** obtiene uno de los factores utilizados en esa expresión del coeficiente de potencia.

En la figura 5.10 se muestra la función embedded, **pfr_** que determina las pérdidas de fricción globales. La potencia eólica efectiva (Pwe) se obtiene descontando las pérdidas de fricción globales (pfr) de la potencia de la turbina (Pw). El par efectivo de la turbina ($TweG$) en el eje del generador se obtiene como (Pwe / ω_G).

El par resultante en el eje del generador es ($TweG + Tem$). Al par resultante se le aplica la ecuación dinámica [3.28] con el momento de inercia equivalente en el eje del generador ($JeqG$) para obtener la velocidad del generador (ω_G). Ésta realimenta al propio bloque para obtener la velocidad específica (λ) en la figura 5.9. La ecuación dinámica que realiza integración requiere conocer la velocidad inicial del generador (ω_{G0}).

5.4.1. Respuesta de la turbina con el generador desconectado

El modelo de la figura siguiente que utiliza el bloque turbina se utiliza para analizar la respuesta de la turbina con un régimen de viento variable y una orientación de los álabes $\beta = 0^\circ$ cuando el generador está desconectado

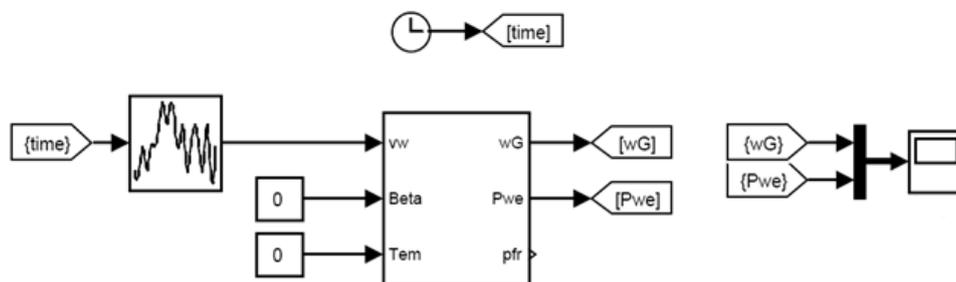


Figura. 5.11

bloque turbina. Generador desconectado ($Tem=0$), con régimen de viento variable (vw) y ángulo $\beta=0^\circ$

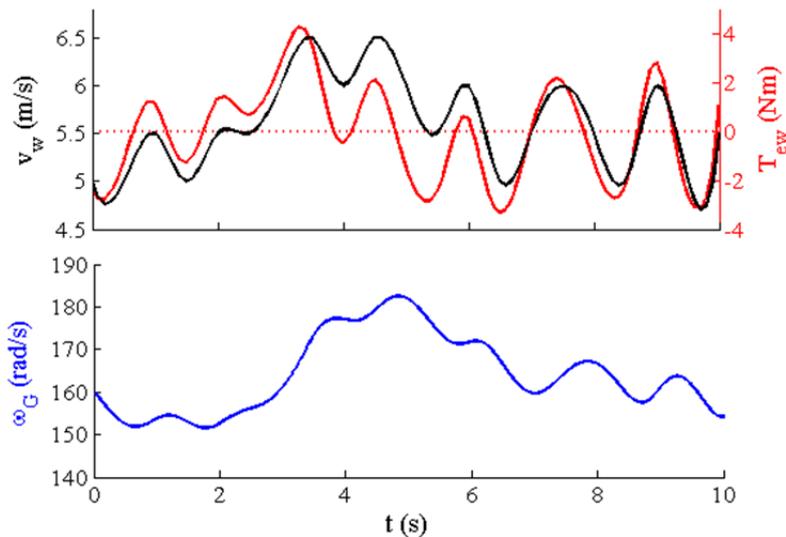


Figura. 5.12

Respuesta de la turbina con generador desconectado y ángulo $\beta = 0^\circ$

Seguidamente se puede ver la respuesta del modelo cuando la turbina cambia la orientación de los álabes β .

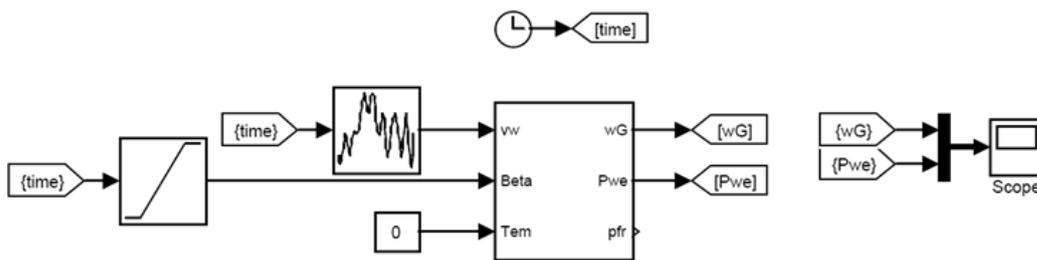


Figura. 5.13

bloque turbina. Generador desconectado ($T_{em}=0$), con régimen de viento variable (v_w) e incrementando β

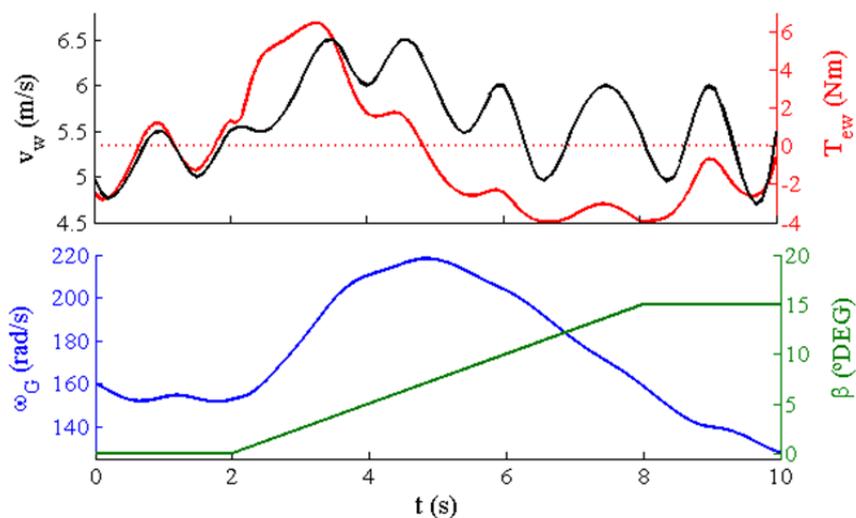


Figura. 5.14

Respuesta de la turbina con generador desconectado y aumentando β

La figura siguiente muestra la potencia de la turbina con ángulo de pala $\beta=0^\circ$ y $\beta=15^\circ$. Para ángulos intermedios la velocidad de la turbina puede ser mayor (ver curva a puntos a 6 m/s y $\beta = 7,5^\circ$)

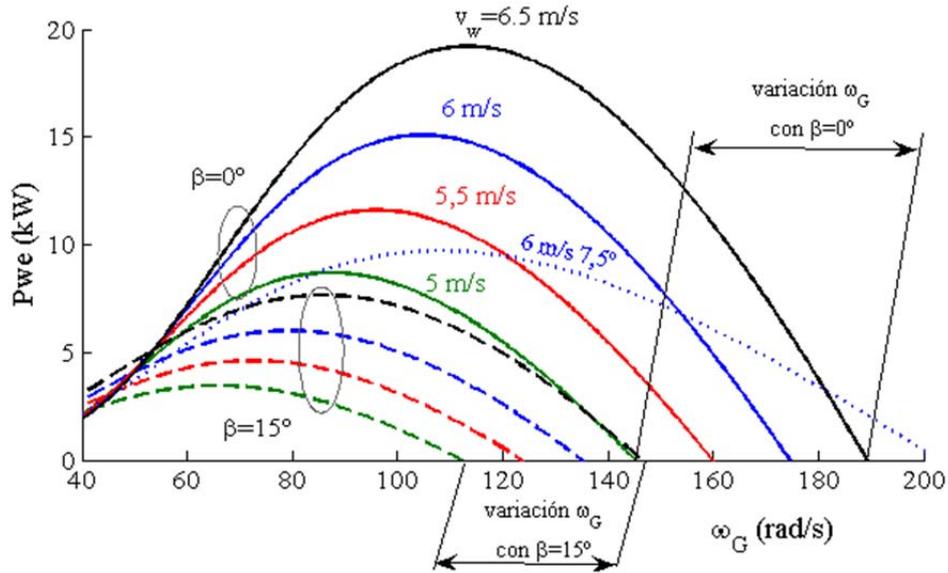


Figura. 5.15

Potencia de la turbina para varias velocidades de viento y ángulo β de 0° y 15°

Para evitar que la turbina funcione por debajo de la velocidad cut-in se aumenta el ángulo β y, de esta forma no gira hasta llegar a la velocidad en la que el rendimiento es aceptable.

5.5. Modelo dinámico del generador

TENSIÓN DEL ESTATOR

La figura 5.16 considera una red trifásica equilibrada de tensión sinusoidal con tensión de línea (V_L) = 400 V, y frecuencia de red (f_s) = 50 Hz. El eje d se orienta con el vector tensión del estator (SVO). La figura siguiente muestra las componentes del vector tensión:

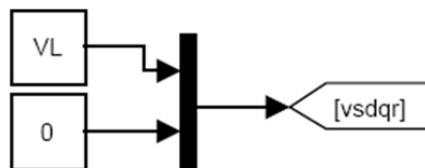


Figura. 5.16

Modelo en ejes dq orientados con la tensión del estator (SVO) y una tensión trifásica del estator con tensión de línea V_L

CIRCUITO ELÉCTRICO

El modelo de la figura 5.17 utiliza las ecuaciones en ejes dq [3.104] a [3.107] que relacionan las

componentes de tensión, tanto del estator, como del rotor, con las componentes de corriente. En el bloque se realiza una integración que requiere conocer las condiciones iniciales de los enlaces de flujo ($flsrpdq0=[\psi_{sd0}; \psi_{sq0}; \psi'_{rd0}; \psi'_{rq0}]$). En un sistema espacio-estado, las componentes del enlace de flujo podrán ser variables de estado. La conversión de enlace a flujo se realiza con la matriz de conversión [3.92] ($Mfl2i=M\psi2i$).

Este modelo considera las pérdidas en el núcleo magnético tal como se ha indicado en los circuitos equivalentes de las figuras 5.1 y 5.2.

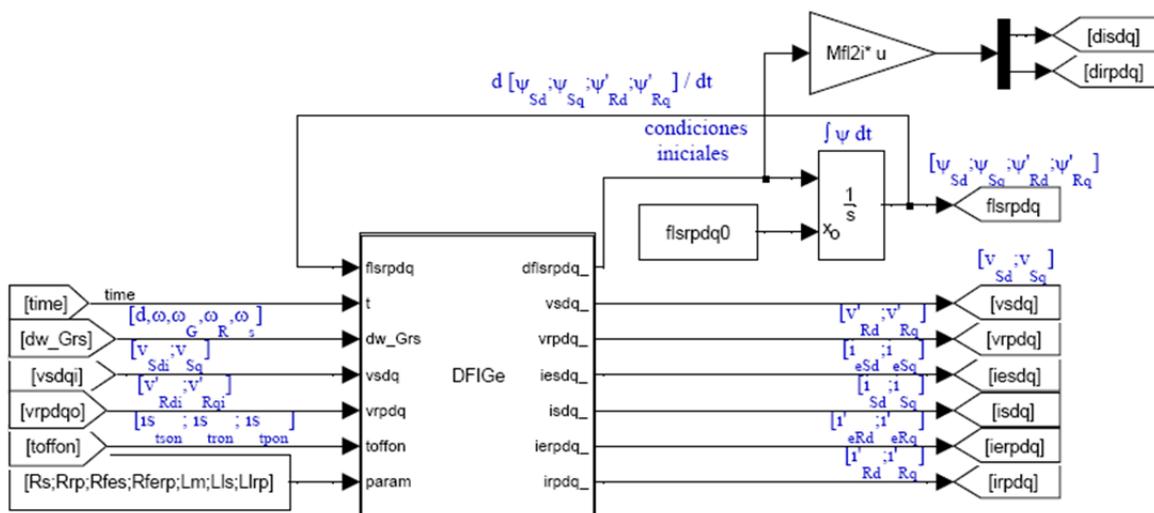


Figura. 5.17

Modelo DFIGe. Circuito equivalente de figuras 5.1 y 5.2

El bloque **DFIGe**, se ha implementado como embedded function de Matlab ® y se puede ver en el Anexo 7.2

En el modelo mostrado (*dw_Grs*) es un bus con información de las velocidades que se generan en el bloque **velocidades**. (*toffon*) es otro bus que genera el bloque **tiempos**.

En la entrada (*param*) se pasan los parámetros de la máquina doblemente alimentada (*Rs, R'r, Rfes, R'fer, Lm, Lls y L'lr*) a la función DFIGe.

Las figuras 5.1 y 5.2 muestra el convenio de signos para las corrientes (*iesd, iesq, i'erd, i'erq, isd, isq, i'rd, i'rq*). Las primeras (*iesd, iesq, i'erd, i'erq*) se pueden obtener a partir de las segundas (*isd, isq, i'rd, i'rq*) conociendo la tensión den bornes (*vsd, vsq, v'rd, v'rq*) tal como se ha indicado en las expresiones [5.3], [5.4], [5.7] y [5.8] .

BLOQUE DE POTENCIA

Este bloque de potencias que se muestra en las figuras 5.18, 5.19, 5.20 y 5.21 calcula la potencia activa del estator y del rotor (*Ps, Pr*), la potencia reactiva del estator y del rotor (*Qs, Qr*), así como

la potencia electromecánica (P_{em}) y el par electromecánico (T_{em}). De acuerdo con el convenio de signos elegido, las potencias eléctricas consumidas o entrantes a la máquina son positivas y la potencia electromecánica saliente o motora se considera positiva (ésta será negativa o resistente en condiciones normales de funcionamiento).

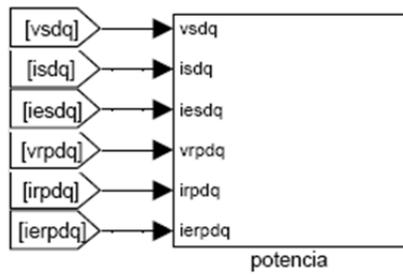


Figura. 5.18
bloque potencia. Determina P_s , P_r , Q_s , Q_r , P_{em} y T_{em}

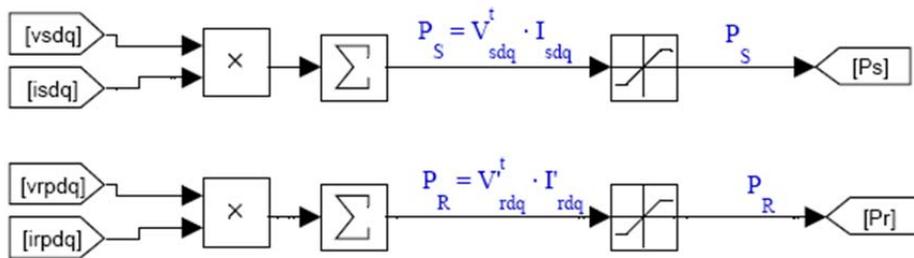


Figura. 5.19
detalle bloque potencia. Cálculo de la potencia activa P_s , P_r

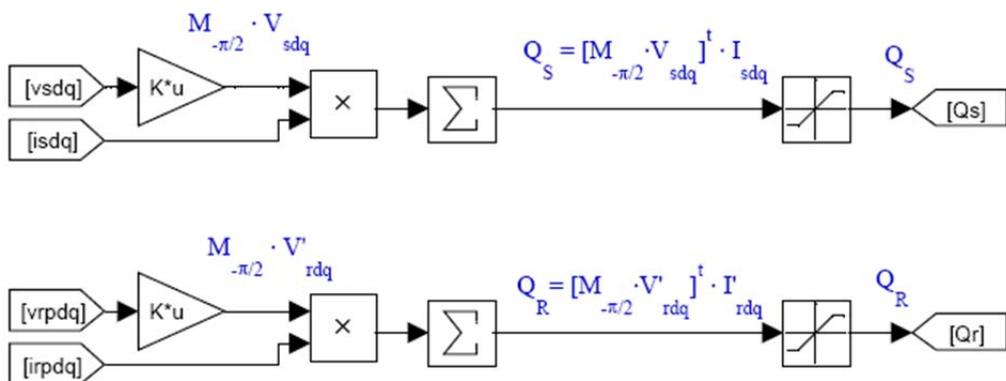


Figura. 5.20
detalle bloque potencia. Potencia activa Q_s , Q_r

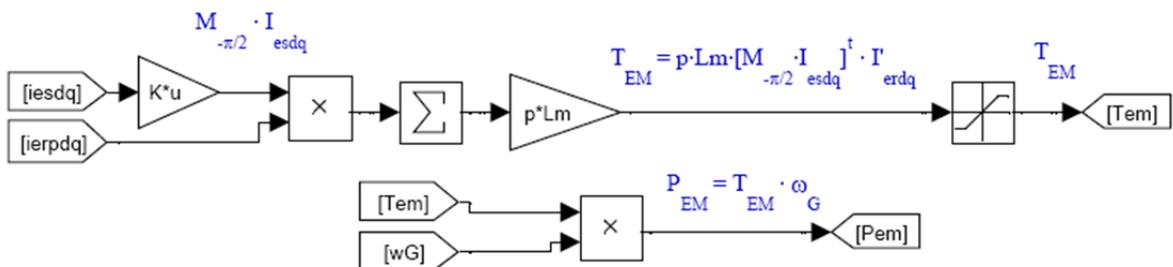


Figura. 5.21
detalle bloque potencia. Potencia electromecánica y par

Este bloque utiliza las expresiones del punto 5.3.1 para determinar las potencias eléctricas y, la expresión del punto 5.3.2 para determinar el par electromecánico (T_{em}) y, multiplicando éste por la velocidad (ω_G) se obtiene la potencia electromecánica (P_{em}).

El bloque potencias no tiene puertos o salidas en Simulink porque los 6 parámetros obtenidos (P_s , P_r , Q_s , Q_r , P_{em} , T_{em}) se transmiten al resto de bloques como datos o señales globales.

BLOQUE DE TIEMPOS

El gestor de **tiempos** genera el tiempo (*time*) para el resto de bloques. Además genera una serie de temporizadores lógicos utilizados para el control del resto de bloques. Dichas señales son también globales y no requieren puerto y en función de tiempos preseleccionados se activan (1) o desactivan (0). Por comodidad estos temporizadores se empaquetan en un bus o dato múltiple (*toffon*) tal como se muestra en la figura 5.22.

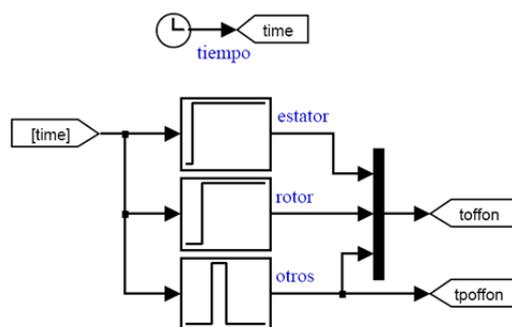


Figura. 5.22
bloque tiempos

(*tonoff*) que consta, de 3 señales de temporización: (*isson*) = indica si el estator está conectado, (*isron*) = indica si el rotor está conectado y (*ispon*) = otra señal del mismo tipo de propósito general. Por comodidad, el temporizador (*ispon*) se puede utilizar de forma independiente con la señal (*tpoffon*).

BLOQUE DE VELOCIDADES

Este bloque que se muestra en la figura 5.23 utiliza las señales de entrada: (ω_{sr}) = pulsación de la red = $2 \cdot \pi \cdot f_s$, (ω_G) = velocidad de giro del generador en rad/s. En el funcionamiento normal del aerogenerador no se considera la impedancia de la red y la entrada ($d\theta_s = d\theta$) es nula, con lo cual la frecuencia del estator es igual a la frecuencia de la red ($\omega_{sr} = \omega_s$). Sin embargo, al estudiar alguno tipos de perturbación se debe considerar la impedancia de la red y, en los transitorios correspondientes se produce una desviación entre la frecuencia de la red (ω_{sr}) y la frecuencia del estator (ω_s) que causa una variación del ángulo del estator ($d\theta_s = d\theta$). La figura 5.72 que se presenta más adelante, muestra cómo se obtiene esta desviación ($d\theta_s = d\theta$). El bloque de

velocidades integra las velocidades del estator (ω_s) y del rotor (ω) para obtener la posición angular (θ_s) y (θ). Ello requiere conocer las condiciones iniciales de posición angular (θ_{s0}) y (θ_0). La velocidad (ω_r), así como el ángulo (θ_r) se obtiene como diferencia de las velocidades o ángulos anteriores. El deslizamiento se obtiene mediante el cociente de velocidades ($\delta = \omega_r / \omega_s$)

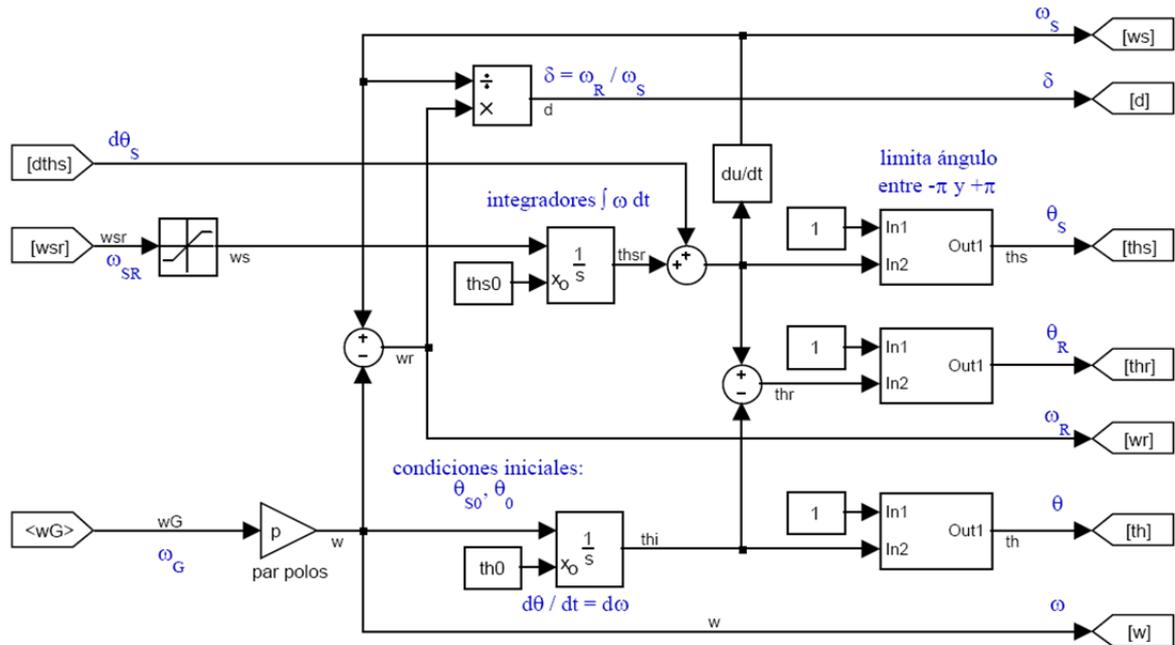


Figura. 5.23
bloque velocidades

Los valores de posición angular se restringen entre $-\pi$ y π para el resto de bloques para evitar valores numéricos muy elevados en simulaciones largas.

Las variables de entrada y salida utilizadas en este bloque son:

- (ω_G) = velocidad del rotor en rad/s
- (ω) = velocidad del rotor en rad/s eléctricos = $p \cdot \omega_G$
- (ω_s) = velocidad del eje d , respecto del estator
- (ω_r) = velocidad del eje d respecto del rotor
- (δ) = deslizamiento = ω_s / ω
- (θ) = ángulo recorrido por el rotor en rad eléctricos
- (θ_s) = ángulo recorrido por el eje d respecto del estator en rad eléctricos
- (θ_r) = ángulo recorrido por el eje d respecto de rotor en rad eléctricos.

Todas estas señales del bloque simulink de velocidades son globales y pueden ser utilizadas por el resto de bloques directamente sin necesidad de realizar una conexión. Por comodidad también se agrupan en dos buses para facilitar su uso dentro de funciones embedded de Matlab: $(dw_Grs) = (\delta; \omega; \omega_G; \omega_r; \omega_s)$, $(th_rs) = (\theta; \theta_r; \theta_s)$.

5.5.1. Conexión del generador a la red

En el punto 0 se han descrito las secuencias posibles de conexión a la red de un generador eólico doblemente alimentado, así como sus ventajas. Al trabajar con un prototipo de simulador resulta sencillo realizar la conexión sincronizada con el tercer método descrito en el punto 0, pudiendo utilizar un interruptor manual para conectar la red al estator.

Por otra parte este tipo de conexión sincronizada se realiza mediante los conmutadores electrónicos del convertidor con un tiempo de retardo reducido de decimas de milisegundo, sin embargo, con los métodos 1 y 2 descritos en el punto 0, el tiempo de retardo del contactor o interruptor convencional que conecta el estator a la red puede ser del orden de 20 ms. Esto podría plantear alguna dificultad cuando el aerogenerador trabaja con vientos fuertes variables.

Por ejemplo, en la figura 5.12 con un viento flojo variable entorno a los 6 m/s, se produce una aceleración en el generador de aproximadamente $\alpha = 60 \text{ rad/s}^2$ entre el instante $t=2,6$ t $t=2,8$ s que, con un retardo de 20 ms y respecto de una situación con velocidad estable, podría provocar un error en la sincronización de $1/2 \cdot \alpha \cdot t^2 = 0,5 \cdot 60 \cdot 0,02^2 = 0,012 \text{ rad} = 0,69^\circ$ que no tendría ninguna repercusión. Sin embargo, con vientos racheados de velocidad superior un error mayor en la posición angular en el momento de la sincronización podría provocar corrientes elevadas en la máquina tal como se muestra en el punto 5.5.4.

5.5.2. Conexión del estator con el rotor abierto

La figura 5.24 se muestra la respuesta obtenida en la simulación al conectar el estator a la red con el rotor abierto considerando una impedancia de la red nula.

La tensión de rotor podría alcanzar los 400 V (tensión de pico a pico). Esto no es un problema para los convertidores electrónicos que normalmente soportan tensiones superiores a los 1000 V. El transitorio presenta corrientes asimétricas con una constante de tiempo de aproximadamente L_s/R_s y, dado que el valor de la resistencia R_s es reducida, cabe esperar una amortiguación mayor si se contempla la impedancia de la red.

5.5.3. Conexión del rotor con el estator abierto

$$V'_r(t) = \begin{cases} 0 & \text{para } t < 0,4s \\ V'_{rf} & \text{" } t \geq 0,4s \end{cases} \quad [5.36]$$

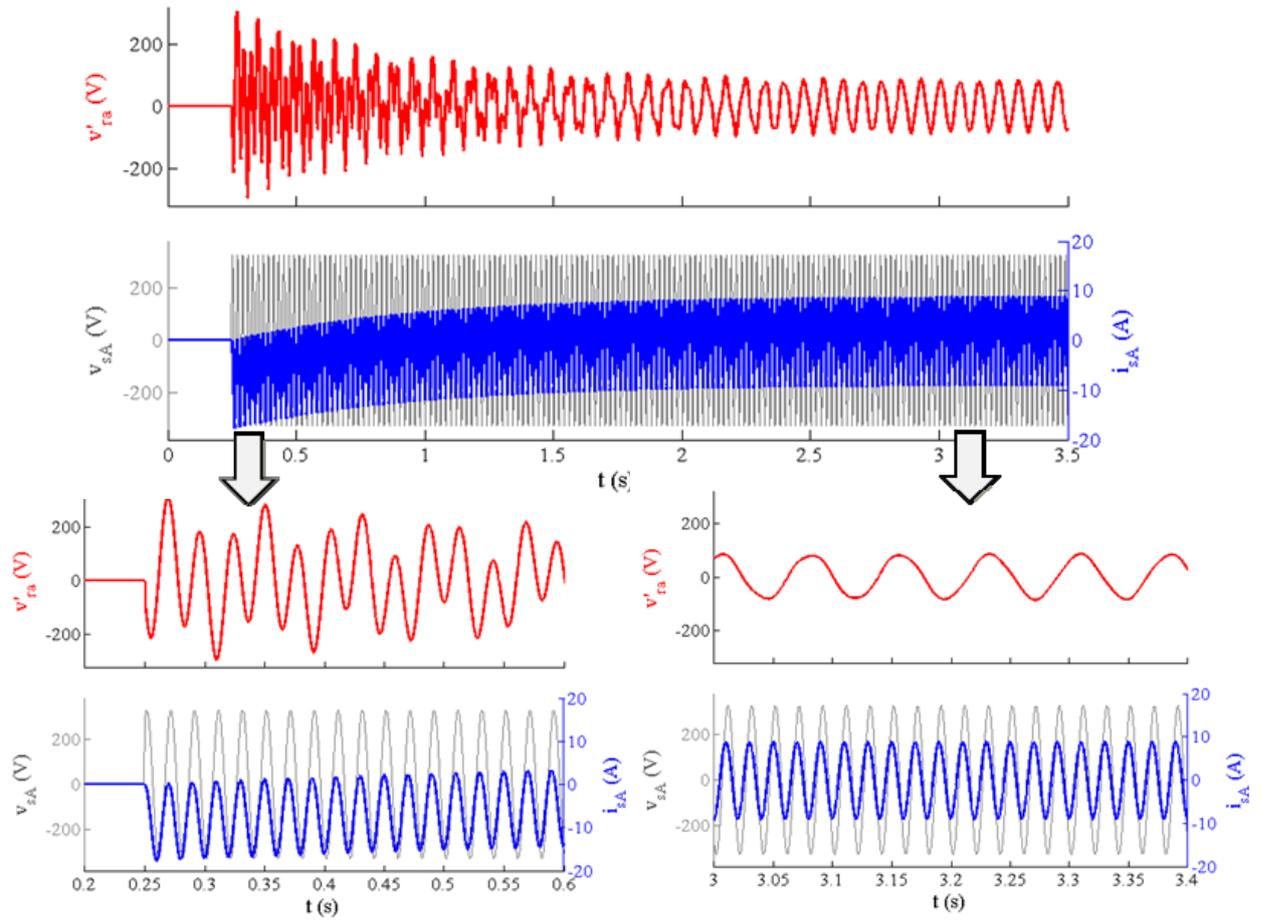
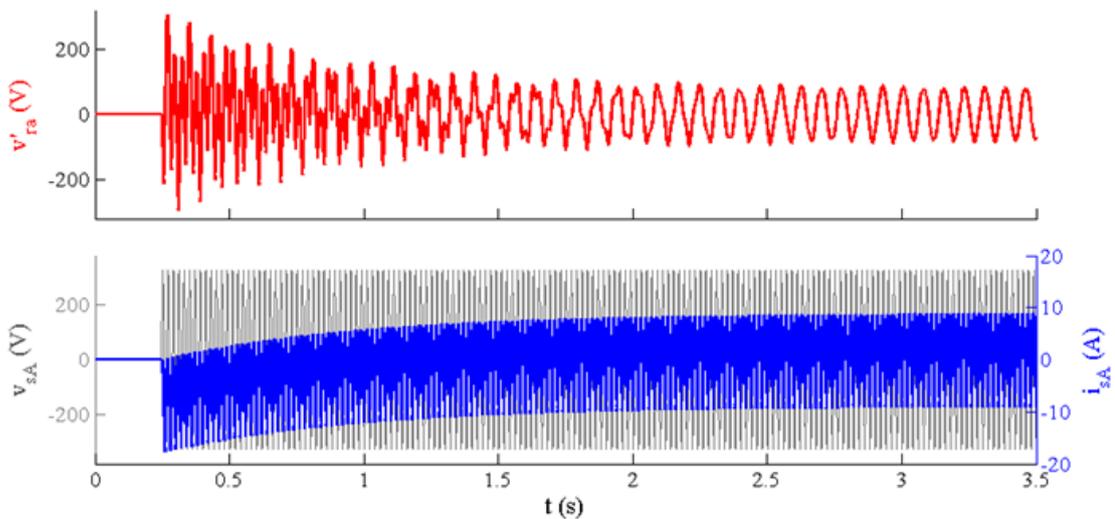


Figura. 5.24
 Transitorio de conexión del generador a la red con el rotor abierto,
 velocidad del viento de 4 m/s y $\beta=0^\circ$. Tiempo de conexión = 0,25 s



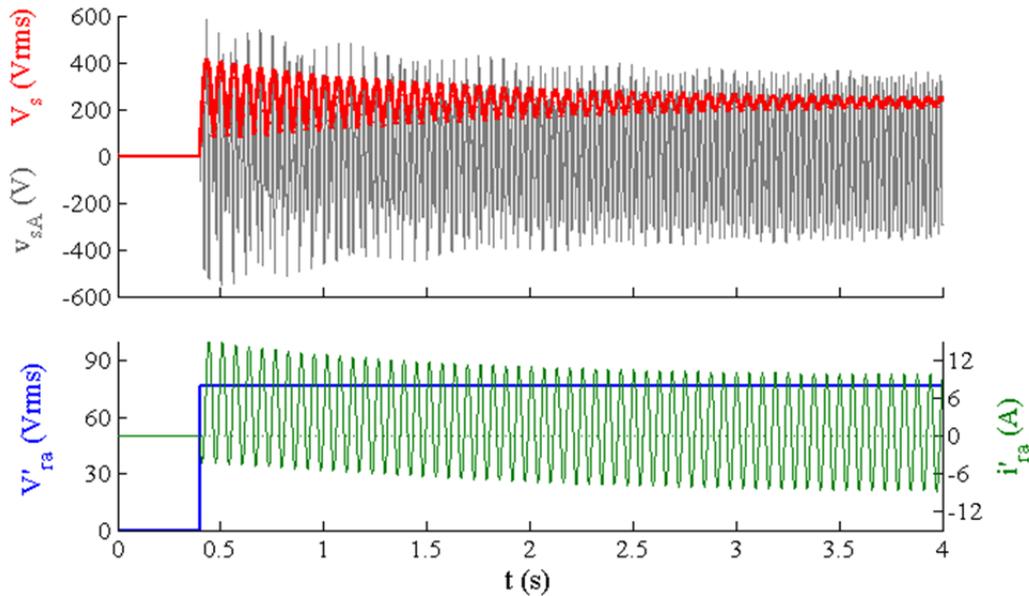


Figura. 5.25
 Conexión del rotor con el estator abierto sin regulación de tensión a una velocidad $\omega G=107,2 \text{ rad/s}$

En la conexión del rotor con el estator abierto, cuando se aplica la tensión de rotor requerida en forma de escalón tal como indica la expresión [5.36] también se producen oscilaciones de tensión con corrientes asimétricas de rotor muy similares a las del caso anterior, con una constante de tiempo del transitorio de Lr/Rr tal como muestra la figura 5.25.

Sin embargo, ahora se tiene la posibilidad de regular la tensión del rotor para reducir las oscilaciones y el tiempo de estabilización de la tensión en el estator tal como se muestra la figura 5.26. En este caso se ha utilizado la tensión del rotor indicada seguidamente que es la respuesta de un sistema dinámico de segundo grado subamortiguado al escalón $V'r$ planteado en [5.36].

$$V'_r(t) = \begin{cases} 0 & \text{para } t < 0,4s \\ V'_r = V'_{rf} \cdot \left[1 - \text{sen} \left(2.5 \cdot (t - 0,4) + \frac{\pi}{2} \right) \cdot e^{-2,5 \cdot (t - 0,4)} \right] & \text{" } t \geq 0,4s \end{cases} \quad [5.37]$$

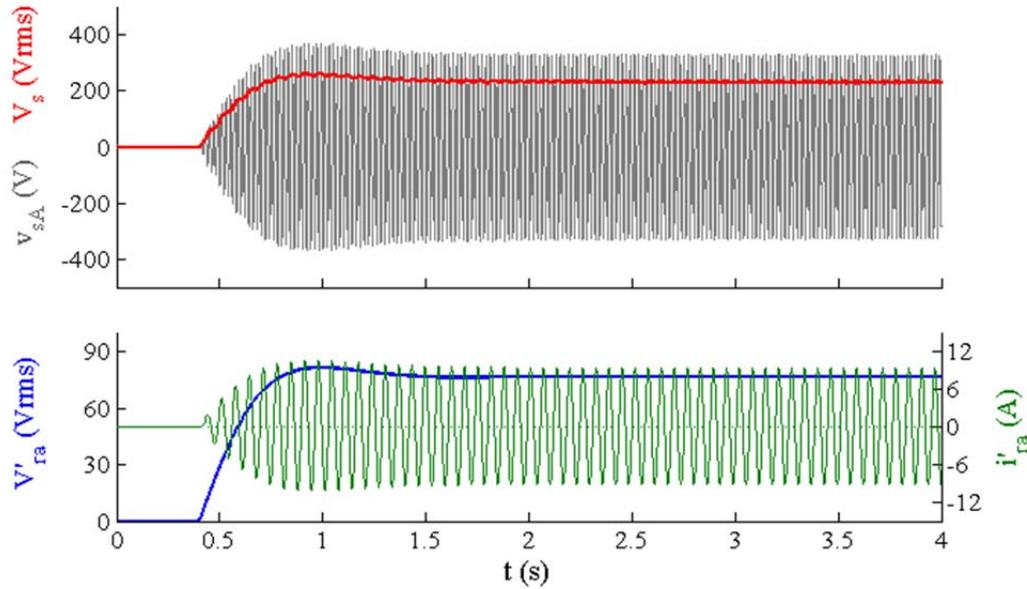


Figura. 5.26
 Conexión del rotor con el estator abierto con regulación de tensión a
 una velocidad $\omega G=107,2$ rad/s

En las respuestas anteriores la frecuencia de la tensión del rotor utilizada es constante $\omega r f = 99,7$ rad/s. No obstante, es posible utilizar inicialmente una frecuencia distinta que converge hacia $\omega r f$.

5.5.4. Sincronización de la máquina con estator conectado a la red y rotor abierto

Una vez se ha conectado el estator como se ha descrito en 5.5.2, la conexión en sincronismo del rotor se realiza aplicando la tensión de vacío del rotor V_{ro} que se ha obtenido en el punto 4.3.6, ver figura 4.16. En la simulación se utilizan las componentes de esta tensión en ejes dq reducidas al estator ($v'_{rdq1} = v_{rpdq1}$), que se obtienen utilizando las conversiones que se muestran en la figura 5.5:

$$\mathbf{V}'_{rdq1} = v'_{rd1} + j \cdot v'_{rq1} = \sqrt{3} \cdot \vec{V}'_r = \sqrt{3} \cdot \left[\text{Re}(\vec{V}'_r) + j \cdot \text{Im}(\vec{V}'_r) \right] \quad [5.38]$$

La tensión equivalente que se aplicaría en bornes del rotor, se obtiene a partir de la tensión anterior con un giro (θ_r) entre los ejes dq y los ejes $\alpha'\beta'$:

$$\mathbf{V}'_{r\alpha'\beta'1} = v'_{\alpha'1} + j \cdot v'_{\beta'1} = \mathbf{V}'_{rdq1} \cdot e^{j\theta_r} \quad [5.39]$$

$$\vec{V}_{rab} = V_{rab} \underline{\phi}_{vrab} = m \cdot \vec{V}'_{rab} = \frac{m}{\sqrt{3}} \cdot \mathbf{V}'_{r\alpha'\beta'1} \quad [5.40]$$

$$\begin{aligned}
 v_{ra} &= \sqrt{2} \cdot V_{rab} \cdot \text{sen}(\phi_{vrab}) \\
 v_{rb} &= \sqrt{2} \cdot V_{rab} \cdot \text{sen}(\phi_{vrab} - \kappa) \\
 v_{rc} &= \sqrt{2} \cdot V_{rab} \cdot \text{sen}(\phi_{vrab} + \kappa)
 \end{aligned}
 \tag{5.41}$$

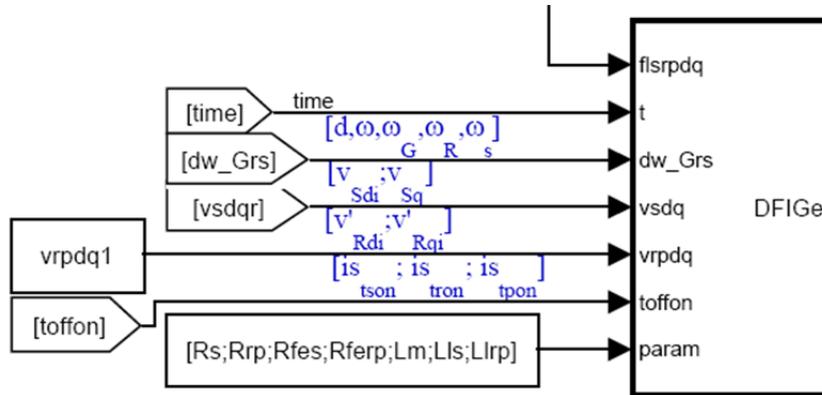


Figura. 5.27
 bloque DFIGe. Con *toffon.isron == 0* el rotor está abierto.
 Con *toffon.isron == 1* se aplica tensión *vrpdq1* al rotor

En el instante de sincronización la señal (*toffon.isron*) se activa (1) y el bloque DFIGe conecta la tensión del rotor (*vrpdq1*).

El modelo parte de unas condiciones iniciales estables: velocidad de giro ($\omega G0$); enlaces de flujo (*flsrpdq0*) correspondientes a los dos ejes *dq* del estator y rotor; ángulos iniciales ($\theta s0$, $\theta r0$) del eje *d* respecto del estator y rotor, así como las componentes en los ejes *dq* de tensión del rotor en vacío o abierto (*vrpdq1*).

Estos datos se obtienen en régimen permanente con la función m de Matlab® **TDfig_Vro_Rfex** con los siguientes datos de entrada:

- (*vw*) = velocidad del viento
- (β) = ángulo de paso de pala
- (*VL*) = tensión de línea
- ($\omega sr = 2 \cdot \pi \cdot fsr$) = frecuencia de la red

determina las condiciones de funcionamiento del generador con el rotor abierto (o rotor desconectado):

- (ωG) = velocidad de giro del generador
- (*V'r*) = fasor de tensión del rotor reducida al estator y desfase respecto de la tensión del estator
- (*v'rdq=vrpdq*) = componentes de la tensión del rotor reducida al estator en ejes *dq*
- (*flsrpdq*) = componentes de los enlaces de flujo del estator y rotor en ejes *dq*

$(P_{em} = -P_{we})$ = potencia electromecánica debida a corrientes del hierro

Resultados de TDFig_Vro_Rfex con $v_w = 4 \text{ m/s}$, $\beta = 0^\circ$, $V_L = 400 \text{ V}$, $\omega_{sr} = 314,15 \text{ rad/s}$

```
wG =
    1.310267639160156e+002
Vrp =
    36.82934011748016 + 0.15084709283038i
Vrpdq =
    63.79028829271037
    0.26127482895628
Flsrpdq =
    0.00555729433783
   -1.27319693480452
    0.00501459088066
   -1.22431310825902
Pwe =
   -12.00229670014702
Pem =
    12.02343809388042
```

En la respuesta de la figura 5.28 que se obtiene de la simulación se comprueba que no aparecen oscilaciones bruscas en las corrientes (obsérvese que la escala de corriente del rotor está en mA).

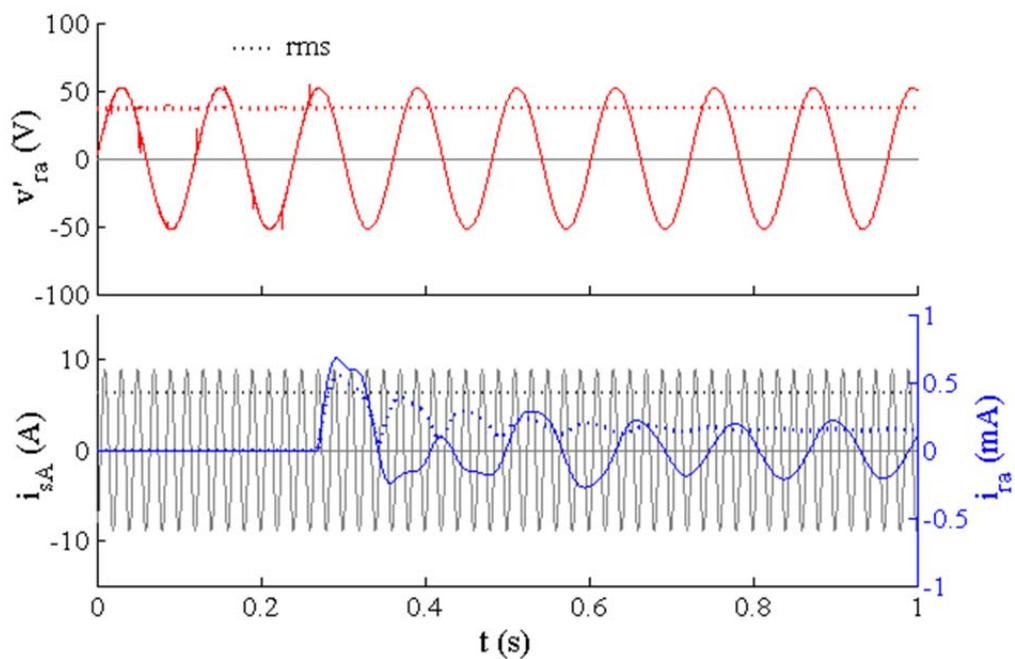


Figura. 5.28

5. Comportamiento del modelo en régimen dinámico

Conexión sincronizada del rotor con el estator conectado previamente a la red. (v'_{ra}) = tensión de la fase a del rotor; (i_{sA}) = corriente de la fase A del estator; (i'_{ra}) = corriente de la fase a del rotor.

Sin embargo, una pequeña desviación de la tensión de conexión ($vrpdq1$) puede provocar corrientes muy altas. La figura 5.29 muestra una forma de simular esta condición. Por ejemplo, la expresión [5.43] obtiene la tensión inicial del rotor con una hipotética desviación del ángulo de $-10^\circ = -\pi/18$ que se compensa en 0,1 s. Esta desviación hace que se produzcan picos de corriente de aproximadamente 30 A tanto en el estator tal como muestra la figura 5.30 .

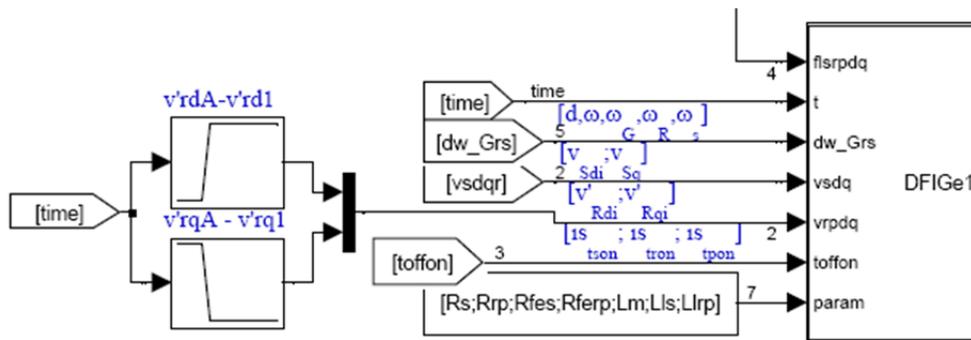


Figura. 5.29

bloque DFIGe. Conexión del rotor con una tensión incorrecta ($vrpdqA$) que, gradualmente en 0,1 s, pasa a ($vrpdq1$)

$$\mathbf{V}'_{rdq1} = 63,7903 + j \cdot 0.2613 \quad [5.42]$$

$$\mathbf{V}'_{rdqA} = \mathbf{V}'_{rdq1} \cdot e^{j \cdot \Delta\theta} = \mathbf{V}'_{rdq1} \cdot e^{j \cdot \frac{-\pi}{18}} = 62.867 - j \cdot 10,8198 \quad [5.43]$$

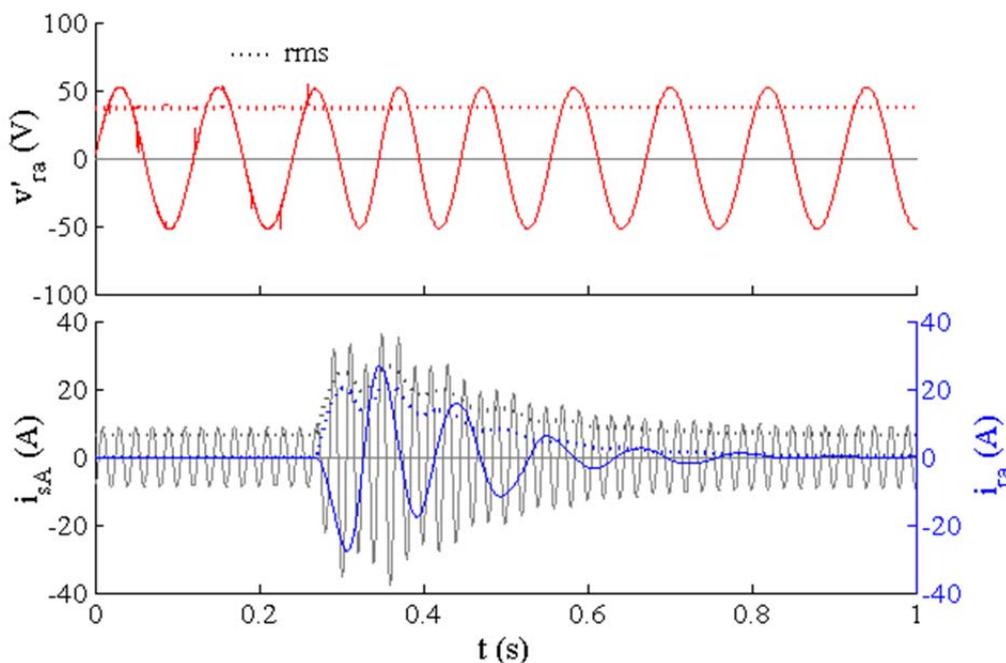


Figura. 5.30

Conexión mal sincronizada del rotor con una desviación de -10° . $(v'ra)$ =tensión de la fase a del rotor; (isA) =corriente de la fase A del estator; $(i'ra)$ = corriente de la fase a del rotor.

VARIACIÓN DE CARGA SIN ACTUACIÓN DEL CONTROLADOR

En este punto se analiza la respuesta del generador cuando hay una variación de carga como, por ejemplo, la velocidad del viento y el controlador no detecta esa variación, de modo que sigue aplicando la misma tensión en el rotor. Es decir, el generador trabaja en lazo abierto, sin realimentación.

Incremento de la velocidad del viento en régimen subsíncrono

Se considera que, con el aerogenerador trabajando a plena potencia, con una velocidad del viento de 6 m/s y un ángulo de paso de pala $\beta=0^\circ$, se produce un incremento de la velocidad del viento de 0,5 m/s en un intervalo de 0,25 segundo. La figura 5.31 muestra esta variación de carga en la turbina

Para determinar las condiciones de funcionamiento del generador a plena carga se utiliza la función m de Matlab ® **TDfig_pcarga_Rfex**. A partir de unas condiciones estables de entrada:

(vw) = velocidad del viento

(β) = ángulo de paso de pala

(VL) = tensión de línea de la red

(ωsr) = frecuencia de la red

(Qs) = potencia reactiva que consume el estator en carga

la función determina:

(ωG) = la velocidad de giro del generador

(ωr) = frecuencia de la tensión del rotor

$(flsrpdq)$ = enlaces de flujo en estator y rotor

$(vrpdq)$ = tensión del rotor

$(Pwe=-Pem)$ = potencia efectiva de la turbina

(Ps) = potencia activa consumida por el estator. Negativa, si es generada

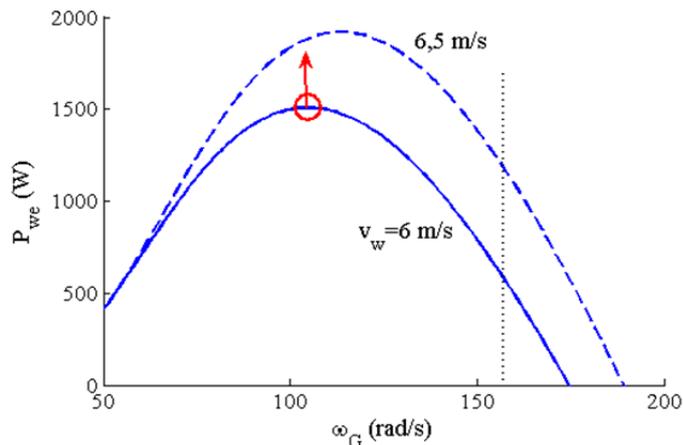


Figura. 5.31

Potencia de la turbina a 6 y 6,5 m/s. Estado inicial con velocidad subsíncrona

Resultados de TDFig_pcarga_Rfex con $v_w = 6 \text{ m/s}$, $\beta = 0^\circ$, $V_L = 400 \text{ V}$, $\omega_{sr} = 314,15 \text{ rad/s}$, $Q_s = 2 \text{ kvar}$

```
wG =
  104.6967
wr =
  104.7660
Flsrpdq =
  0.0025
 -1.2761
  0.0541
 -1.2814
Vrpdq =
  134.7849
   5.1023
Pwe =
  1.5078e+003
Ps =
 -2.0651e+003
```

Inicialmente en $t=0$:

$$\theta_r(t=0) = \theta_{r0} \quad [5.44]$$

$$\mathbf{V}'_{r\alpha\beta 0} = \mathbf{V}'_{rdq0} \cdot e^{+j\theta_{r0}} = \mathbf{V}'_{rdq0} \Big|_{\theta_{r0}} \quad [5.45]$$

Al trabajar en lazo abierto, la frecuencia de la tensión del rotor no cambia, ($\omega_r = \omega_{r0}$)

$$\mathbf{V}'_{r\alpha\beta'} = \mathbf{V}'_{r\alpha\beta 0} \Big|_{\omega_{r0} \cdot t} = \mathbf{V}'_{rdq0} \Big|_{\omega_{r0} \cdot t + \theta_{r0}} \quad [5.46]$$

$$\mathbf{V}_{rdq}^r = \mathbf{V}_{rdq0}^r \left| \omega_{r0} \cdot t + \theta_{r0} - \theta_r \right. \quad [5.47]$$

El bloque **uchvrpdq** de la figura 5.33 procesa estas ecuaciones para alimentar al rotor a una tensión (*vrpdq*), cuya amplitud y frecuencia son constantes respecto a los ejes solidarios al rotor: *ab(c)*, o bien, $\alpha'\beta'$.

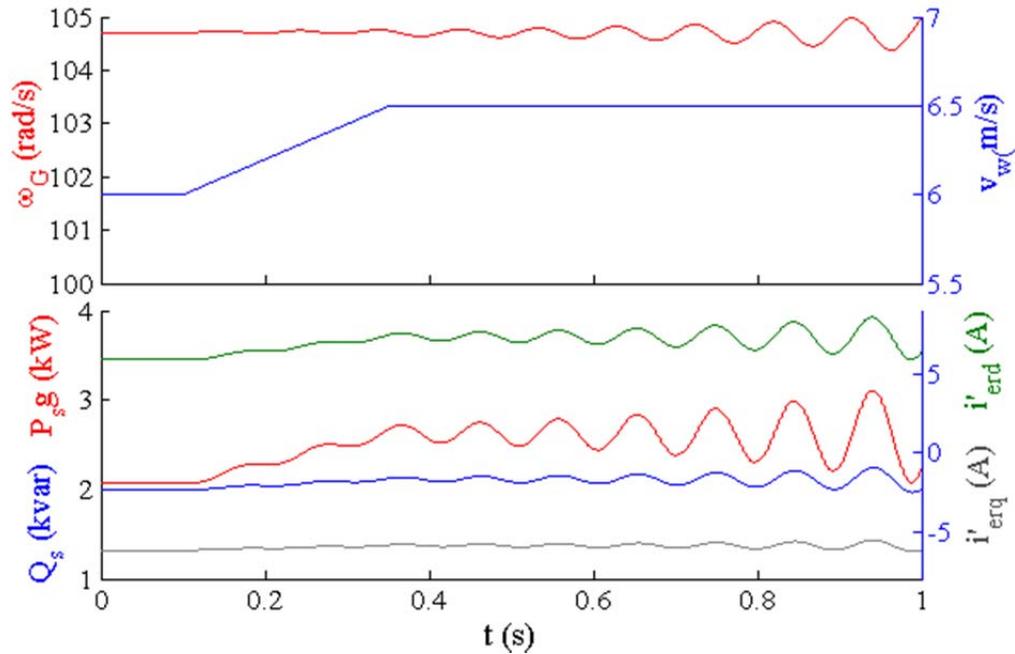


Figura. 5.32

Respuesta al incremento de velocidad del viento sin que actúe el controlador, en régimen subsíncrono

La figura 5.32 muestra que este modo de funcionamiento es inestable, sobre todo si el incremento de carga es importante. Se observa que la velocidad se resiste a cambiar y se produce incremento, tanto de la potencia activa generada ($P_{sg} = -P_s$), como de la potencia reactiva consumida (Q_s)

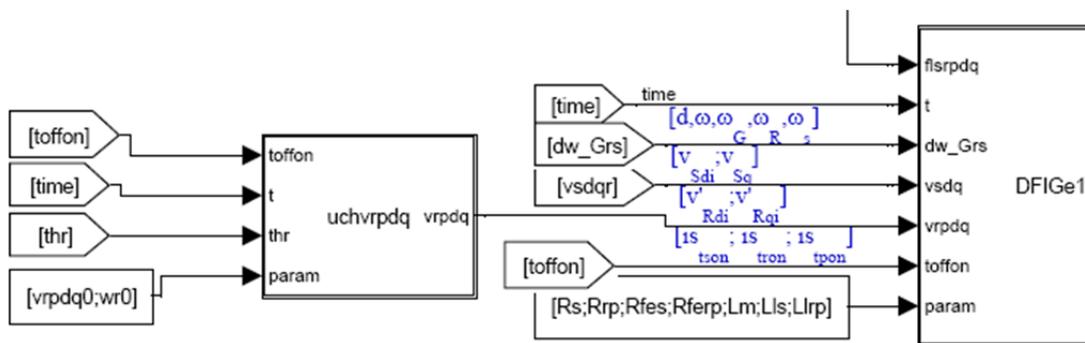


Figura. 5.33

bloque uchvrpdq. Produce una tensión (vrpdq) constante en amplitud y frecuencia respecto de los ejes $\alpha'\beta'$

También se aprecian similitudes entre la forma de onda de la potencia activa generada (P_{sg}) y de la componente de corriente del rotor en el eje d (i'_{erd}) y entre la potencia reactiva consumida (Q_{sg}) y la componente de corriente (i'_{erq}).

En la figura 5.34 se representan las siguientes relaciones entre esas magnitudes:

$$\frac{\Delta P_s}{\Delta i'_{erd}} = \frac{P_s(t) - P_s(0)}{i'_{erd}(t) - i'_{erd}(0)} \quad [5.48]$$

$$\frac{\Delta Q_s}{\Delta i'_{erq}} = \frac{Q_s(t) - Q_s(0)}{i'_{erq}(t) - i'_{erq}(0)} \quad [5.49]$$

Se observa una relación prácticamente constante entre la potencia activa (P_s) y la componente de corriente del rotor (i'_{erd}), así como entre la potencia reactiva (Q_s) y la componente (i'_{erq}).

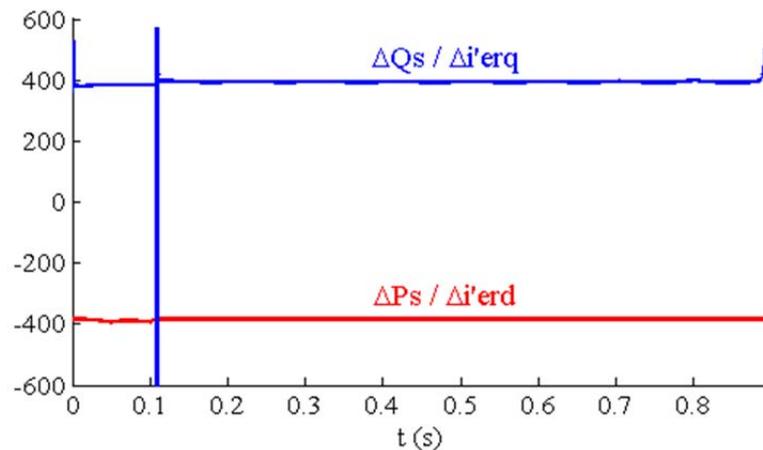


Figura. 5.34
Relación entre la potencia activa (P_s) y la corriente (i'_{erd})
y entre la potencia reactiva (Q_s) y la corriente (i'_{erq})

Sin haber asumido ninguna simplificación en el modelo utilizado, en la figura 5.35 se observa un paralelismo entre el par electromecánico (T_{em}) y la componente de corriente (i'_{erd}), según [3.138] el coeficiente de par (kT) es prácticamente constante con un valor de aproximadamente -2,45.

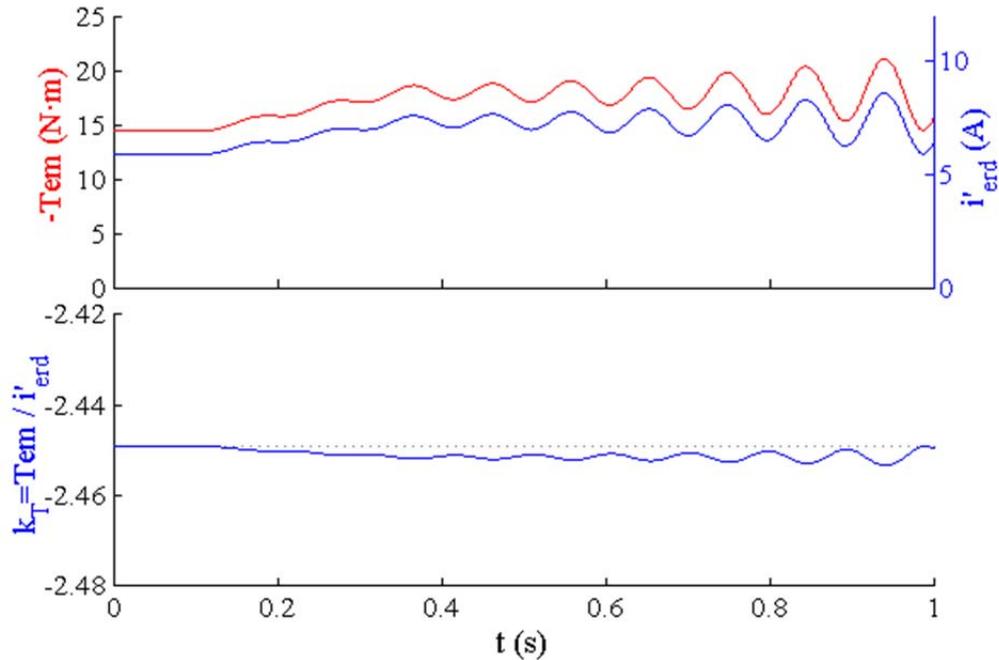


Figura. 5.35

Relación entre el par (T_{em}) y la componente de corriente del rotor (i'_{erd}). Coeficiente de par kT

Estas relaciones resultan útiles a la hora de plantear el control en lazo cerrado.

Incremento de la velocidad del viento en régimen supersíncrono

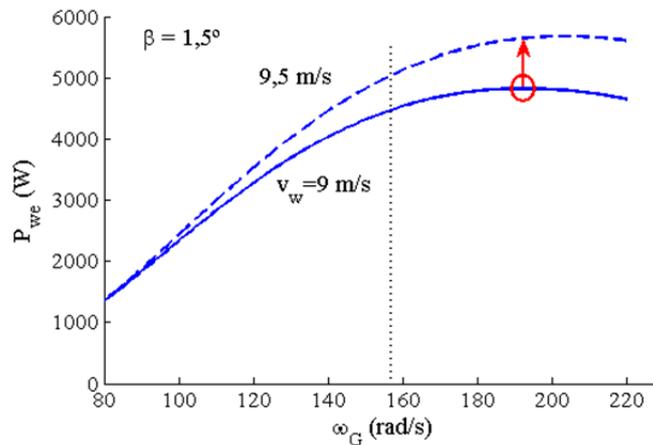


Figura. 5.36

Potencia de la turbina a 9 y 9,5 m/s con $\beta=1,5^\circ$. Estado inicial con velocidad supersíncrona

Procediendo de igual modo que el caso anterior, a partir de los datos de la figura 5.37 se obtiene un valor similar para las relaciones [5.48] y [5.49], y en la figura 5.38, un valor similar para el coeficiente de par (kT).

La velocidad trata de mantenerse estable, se produce incremento de la potencia activa generada

5. Comportamiento del modelo en régimen dinámico

($P_{sg} = -P_s$). La potencia reactiva consumida apenas varía e incluso a otras velocidades mayores se reduciría.

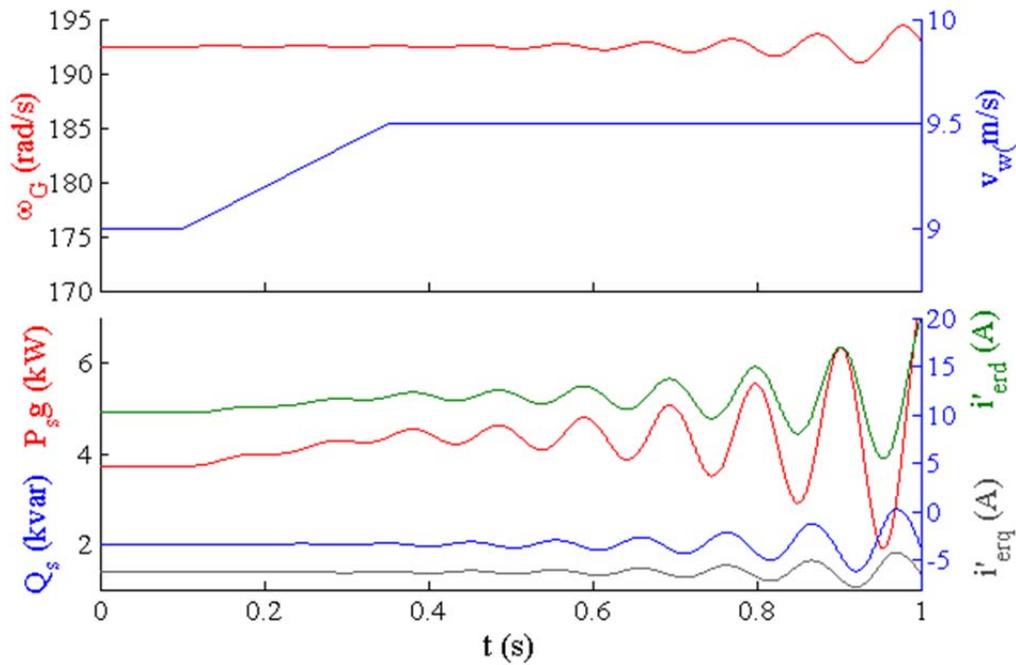


Figura. 5.37

Respuesta al incremento de velocidad del viento sin que actúe el controlador, en régimen supersíncrono

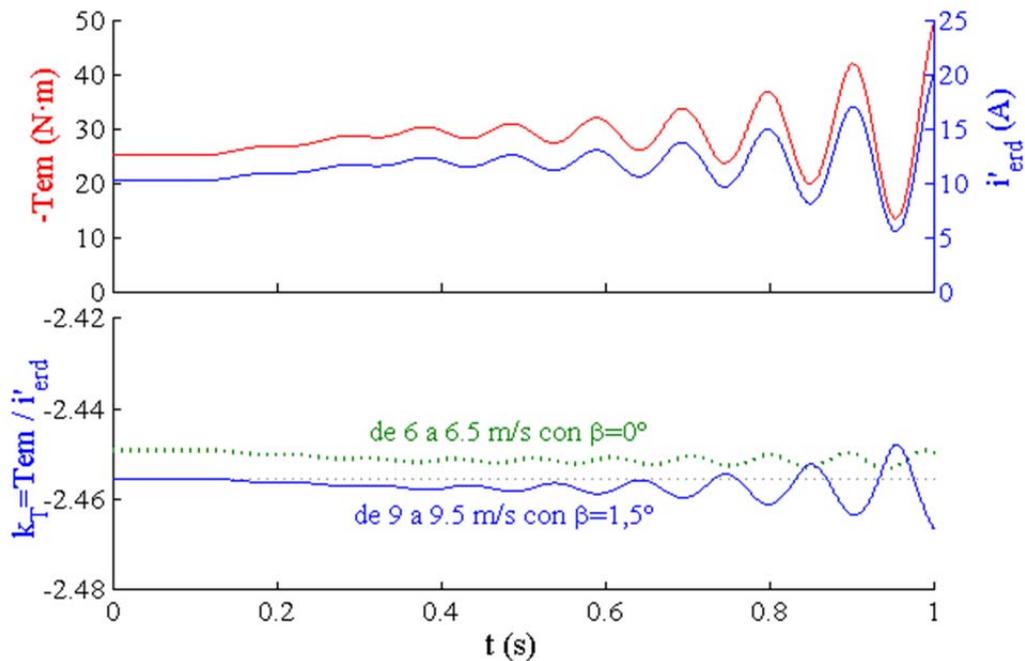


Figura. 5.38

Relación entre el par (T_{em}) y la componente de corriente del rotor (i'_{erd}). Coeficiente de par k_T

5.6. Controlador

5.6.1. Regulador de corriente y velocidad

Según [3.133], [3.121], con los parámetros correspondientes a la máquina de rotor bobinado del Laboratorio IIE se tiene una ganancia:

$$G_M = \frac{1}{R'_r + \sigma L'_r s} = \frac{1}{R'_r} \cdot \frac{1}{1 + \frac{\sigma L'_r}{R'_r} s} = \frac{10,86}{1 + 0,09548 \cdot s} \quad [5.50]$$

La expresión [3.132] proporciona la ganancia del regulador GI_{PI} y la ecuación [3.136] se utiliza para compensar el polo de G_M :

$$\frac{k_p}{k_i} = \frac{\sigma L'_r}{R'_r} \approx 0,1 \quad [5.51]$$

En las figuras 5.39 y 5.40 se representan respectivamente los diagramas de bode en lazo abierto y en lazo cerrado correspondientes al lazo de control mostrado en figura 3.43 con las constantes $k_p = k_{pI} = 2$ y $k_i = k_{iI} = 20$.

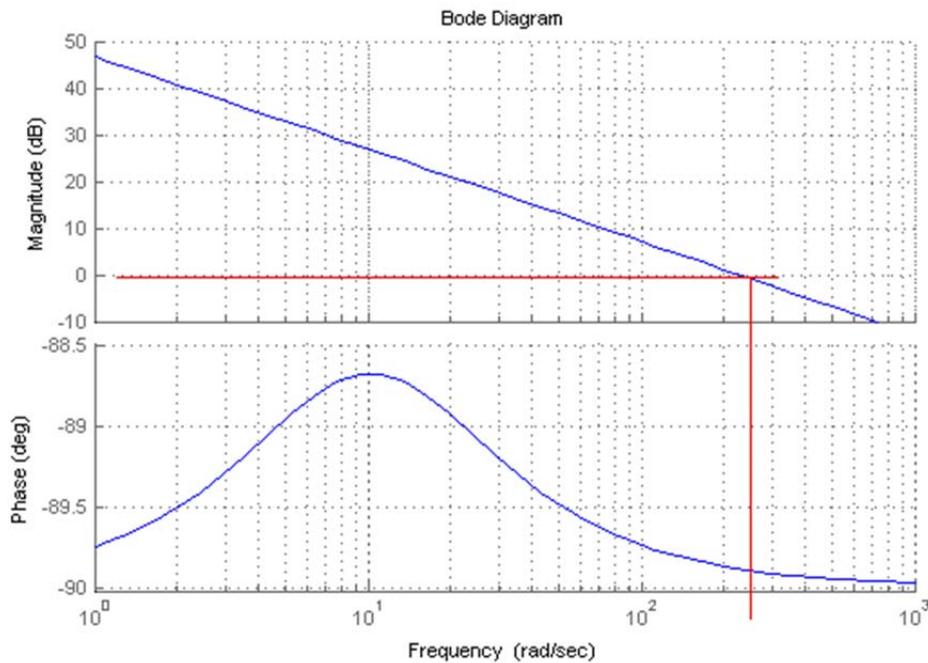


Figura. 5.39
diagram de Bode en lazo abierto de corriente

La figura 5.39 muestra que la frecuencia de corte es de aproximadamente 3,98 Hz (25 rad/s). El margen de fase es de aproximadamente 90°. Al ser superior a 60 ° es estable y no tendrá

5. Comportamiento del modelo en régimen dinámico

oscilaciones. La figura 5.40 muestra que el ancho de banda es aproximadamente igual a la frecuencia de corte y no hay interferencia con la frecuencia de conmutación del convertidor electrónico que se considera de 1,2 kHz.

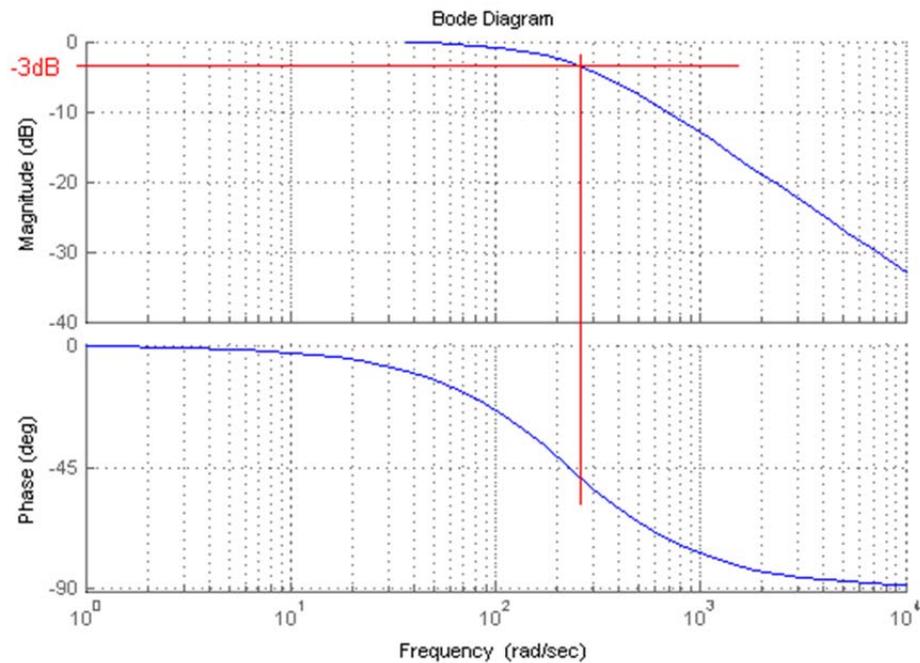


Figura. 5.40
diagrama de Bode en lazo cerrado de corriente

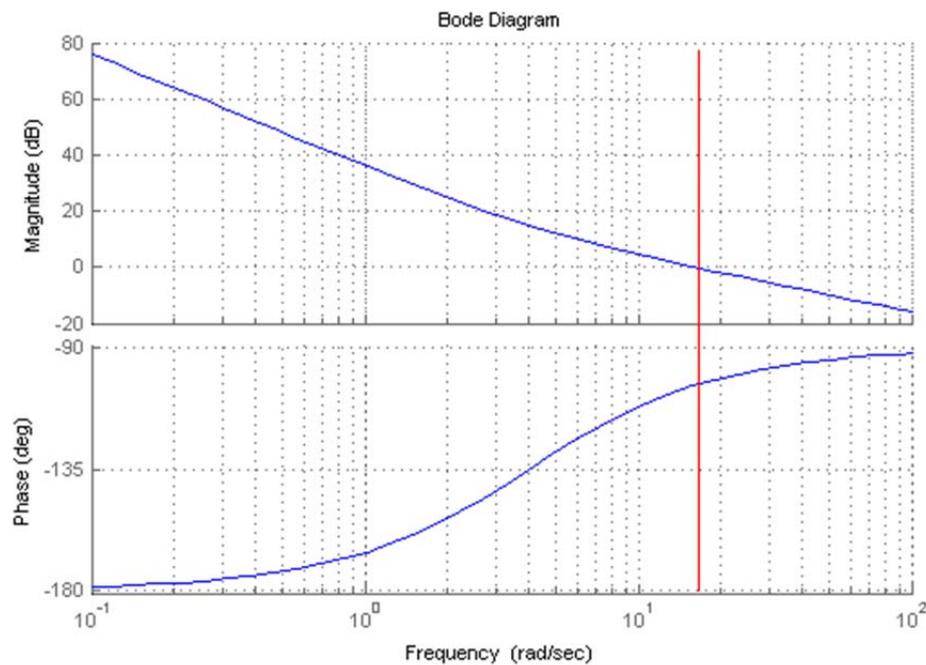


Figura. 5.41
diagrama de Bode en lazo abierto de velocidad

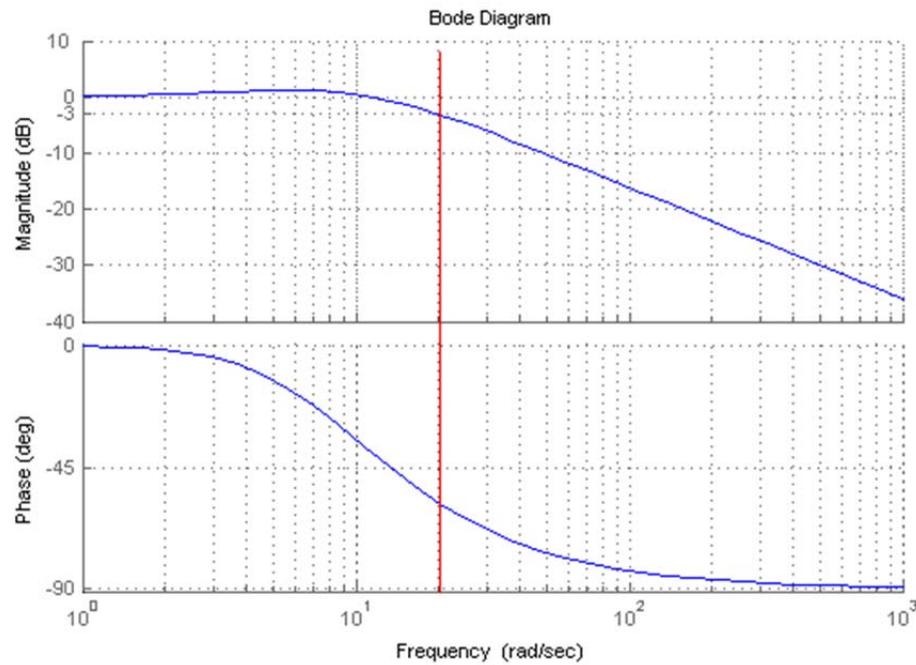


Figura. 5.42

diagrama de Bode en lazo cerrado de velocidad

Para el lazo de velocidad de la figura 3.44, con $k_T = -2,45$; $k_p = k_p W = -1$; $k_i = k_i W = -4$ se obtienen los diagramas de Bode en lazo abierto y lazo cerrado de las figuras 5.41 y 5.42. La frecuencia de corte es de aproximadamente 2,8 Hz (18 rad/s), el margen de fase es superior a 60° y el ancho de banda es de aproximadamente 3,2 Hz (20 rad/s).

5.6.2. Diseño del regulador de potencia activa

El esquema del regulador es el mostrado en la figura 5.43. Las consignas son la potencia eléctrica del estator (P_s^*) y la velocidad de giro del generador (ωG^*). Estas consignas se obtienen en régimen permanente a partir de la velocidad del viento (v_w), del ángulo de paso de pala (β) y de la potencia reactiva deseada en el estator (Q_s^*). Se ha visto que la función `TDfig_pcarga_Rfex` determina estas condiciones.

Comparando la consigna de potencia activa con la potencia activa medida del estator se obtiene (ΔP_s), esta diferencia es filtrada por el regulador `GPpi` para obtener una componente de corriente ($\Delta i'erd_pi$). A ésta se suma la componente de corriente ($i'erd_w$) que proporciona el regulador de velocidad `GWpi` a partir de la diferencia de velocidades ($\Delta \omega G = \omega G^* - \omega G$), y la componente de corriente medida ($i'erd_m$), esto es, ($i'erd = \Delta i'erd_pi + i'erd_w + i'erd_m$). Esta suma se multiplica por ($R'r$). Finalmente se resta el término de compensación ($\omega r \cdot \psi'rq = \omega r \cdot Lm \cdot iesq +$

$\omega \cdot L' r \text{ i'erq}$), con lo cual, asumiendo que la derivada de enlace de flujo es nula, se obtiene la componente de tensión del rotor ($v'rd$)

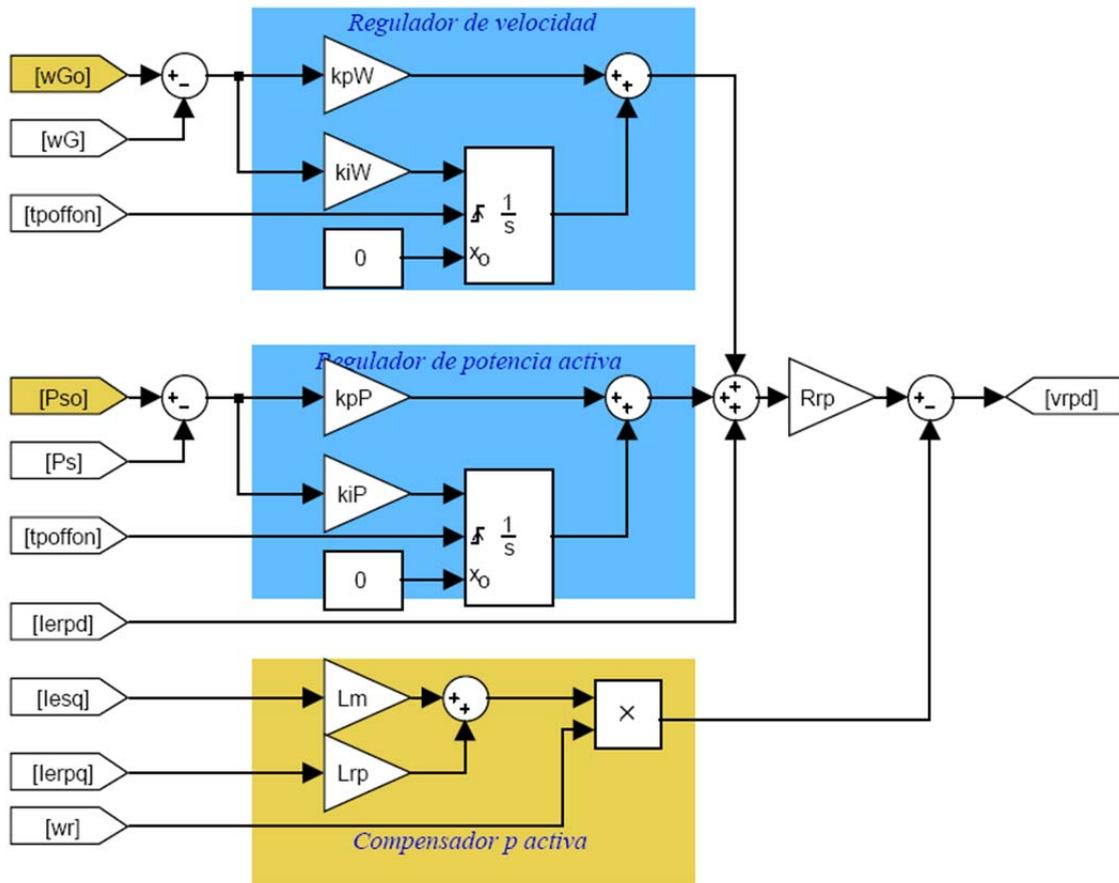


Figura. 5.43

bloque de regulación de potencia activa (P_s) con reguladores GW_{pi} y GP_{pi} . Las consignas son ($P_s^* = P_{so}$) y ($\omega G^* = \omega G_o$)

De acuerdo con el apartado anterior, las constantes del regulador GW_{pi} de velocidad son $kpW = -1$ y $kiW = -4$.

A partir de las constantes del regulador de corriente, la relación [5.48] y la resistencia ($R'r = Rrp$) se obtienen las constantes del regulador de potencia activa GP_{pi}

$$k_{pP} = k_{pI} \cdot \frac{\Delta_{i'erd}}{\Delta P_s} \cdot \frac{1}{R'_r} \approx 2 \cdot \frac{-1}{400} \cdot \frac{1}{0,092} = -0,054 \quad [5.52]$$

$$k_{iP} = k_{iI} \cdot \frac{\Delta_{i'erd}}{\Delta P_s} \cdot \frac{1}{R'_r} \approx 20 \cdot \frac{-1}{400} \cdot \frac{1}{0,092} = -0,540 \quad [5.53]$$

Con el objetivo de regular la potencia, el lazo de velocidad tiene una importancia menor y se podría trabajar sin él. No obstante, basta con alimentar la consigna (ωG^*) con la propia velocidad del generador (ωG) para que el lazo de velocidad no intervenga.

5.6.3. Diseño del regulador de potencia reactiva

El esquema de la figura 5.44 es similar al de potencia reactiva, sin la regulación de velocidad.

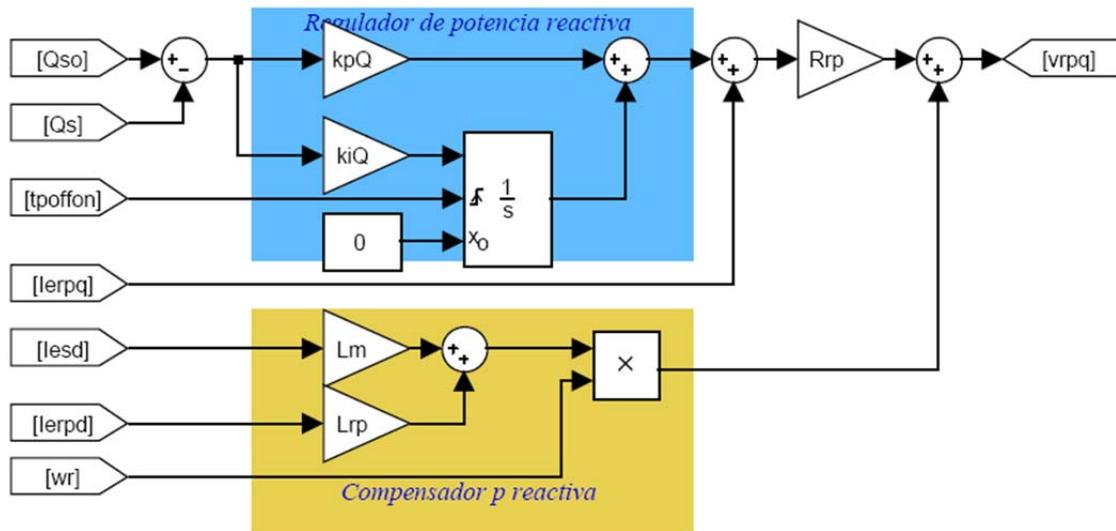


Figura. 5.44

bloque de regulación de potencia reactiva (Q_s) con regulador G_{Qpi} . Las consigna es ($Q_s^*=Q_{so}$)

En este caso la consigna es la potencia reactiva del estator (Q_s^*). Comparando la consigna de potencia reactiva con la potencia reactiva medida del estator se obtiene (ΔQ_s). Al aplicar el filtro o regulador G_{Qpi} se obtiene la componente de corriente (i'_{erq_pi}). Se le suma la corriente medida (i'_{erq_m}) y el resultado se multiplica por ($R'r$). Finalmente, considerando nula la derivada del enlace de flujo, se suma el termino de compensación ($\omega r \cdot \psi'_{rd} = \omega r \cdot L_m \cdot i'_{esd} + \omega r L' r \cdot i'_{erd}$) para obtener la componente de tensión del rotor (v'_{rq}). Las constantes del regulador G_{Qpi} tienen el mismo valor que las constantes del regulador G_{Ppi} , aunque con signo contrario: $kp_Q = 0,054$ y $kp_I = 0,540$.

5.6.4. Otras características del regulador

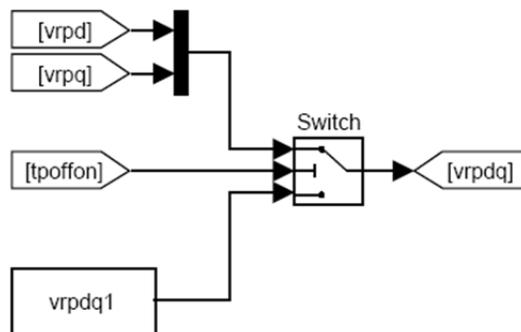


Figura. 5.45

Desvío de las tensiones de rotor controlado por ($tpoffon$)

A la hora de realizar simulaciones puede tener interés el conectar o desconectar el simulador en un instante distinto de $t=0$. Para ello se utilizan los integradores de Simulink con reset activado con la señal (*tpoffon*) que aparecen en las figuras 5.43 y 5.44. Además, según muestra la figura 5.45, con esta misma señal, la salida del regulador puede ser controlada directamente por una tensión del rotor prestablecida (*v'rdq1*) sin que intervengan los mecanismos de regulación.

Anteriormente se ha visto que el regulador utiliza las magnitudes (*iesd, iesq, i'erd, i'erq*) que son internas de la máquina, es decir, están detrás de la resistencia del hierro. Deberían haberse utilizado en su lugar (*isd, isq, i'rd, i'rq*) que se son magnitudes que se pueden medir directamente Sin embargo, desde el punto de vista de simulación, la obtención de las primeras es inmediata con las expresiones [5.3], [5.4], [5.7] y [5.8], ya que se conocen las tensiones en el estator y en el rotor (*vsd, vsq, v'rd, v'rq*) y la magnitud de las resistencias del hierro.

Las consignas de potencia activa, reactiva y velocidad ($P_{so}=P_s^*$, $Q_{so}=Q_s^*$, $\omega_{Go}=\omega G^*$) se pueden suministrar en Simulink en forma de tablas que dependan del tiempo, velocidad de giro, velocidad del viento u otras variables que resulten convenientes tal como indica la figura 6.2.

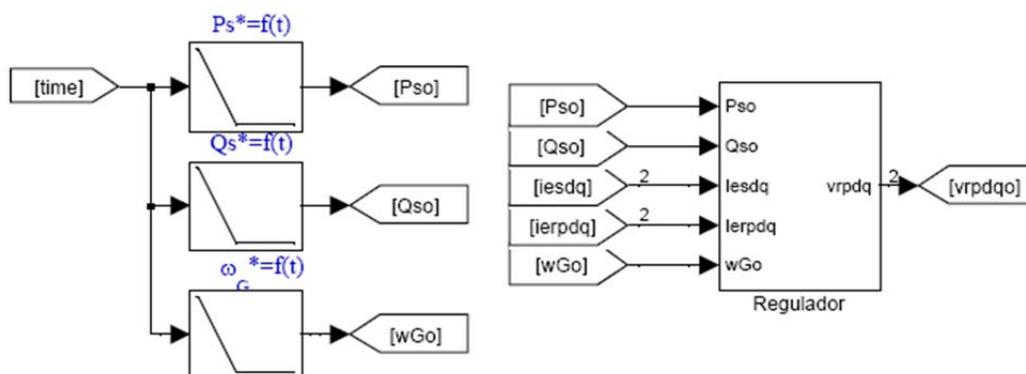


Figura. 5.46

Consignas de potencia activa ($P_{so}=P_s^*$), potencia reactiva ($Q_{so}=Q_s^*$) y velocidad ($\omega_{Go}=\omega G^*$) suministradas en forma de tabla. Entradas y salidas del regulador

5.6.5. Transitorio de paso a plena carga

PASO A PLENA CARGA EN RÉGIMEN SUBSÍNCRONO

Se analiza el transitorio que se produce después de la sincronización para pasar al punto de trabajo de máxima o plena potencia (MPP). Por ejemplo, se considera la sincronización de la máquina con una velocidad del viento de 6 m/s y con un ángulo de paso de pala $\beta = 0^\circ$, tal como se ha descrito en el punto 5.5.4 y seguidamente se pasa al punto de máxima potencia (MPP) tal como ilustra la figura siguiente.

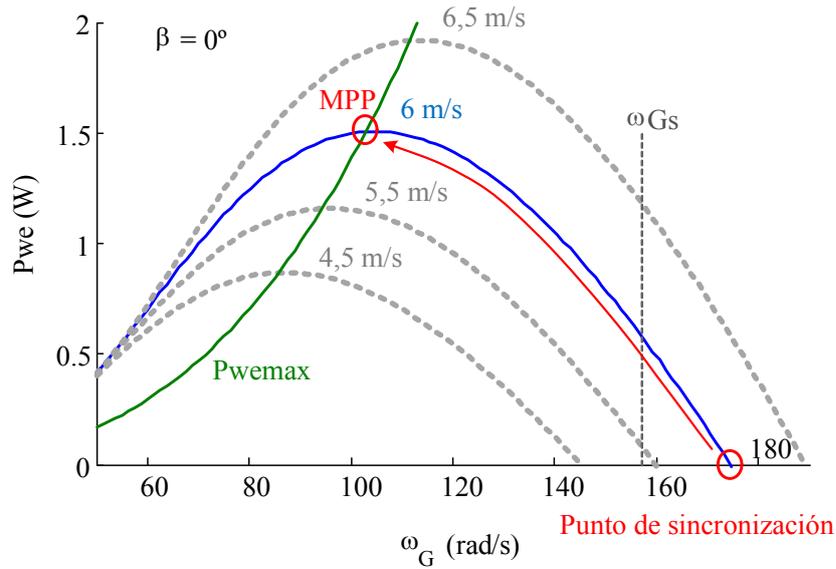


Figura. 5.47
Potencia de la turbina con $v_w = 6 \text{ m/s}$ y $\beta = 0^\circ$. Transitorio de paso a plana carga

Las magnitudes de funcionamiento del punto inicial se obtienen en régimen permanente con TDFig_Vro_Rfex y, las del punto final con TDFig_pcarga_Rfex considerando una potencia reactiva consumida de $Q_s = 2 \text{ kvar}$

Consignas en forma de escalón

Se establece un salto en escalón en $t = 0,2$ en las consignas de potencias activa (P_s^*) y en la potencia reactiva (Q_s^*) tal como muestra la figura 5.48

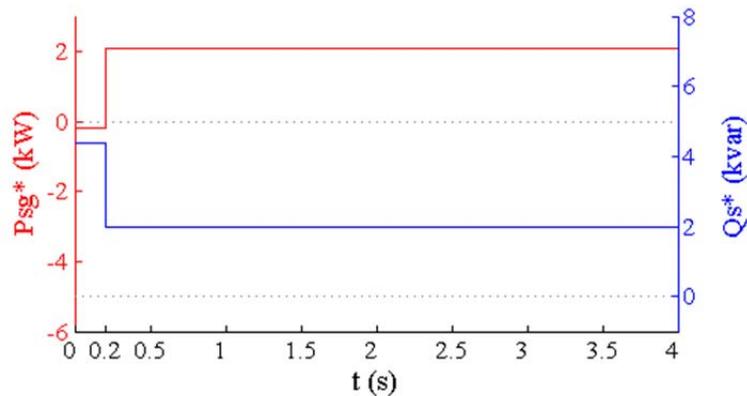


Figura. 5.48
Consignas (P_s^*) y (Q_s^*) salto escalón en $t = 0,2$. Paso a plena carga con $v_w = 6 \text{ m/s}$ y $\beta = 0^\circ$

En la respuesta del generador mostrada en la figura 5.50 hay un pico de potencia o sobre oscilación de potencia eléctrica generada ($P_{egen} = -P_s - P_r$) que se produce al inicio, aproximadamente a los 0,5 s. Hay varias posibilidades de reducir esta oscilación.

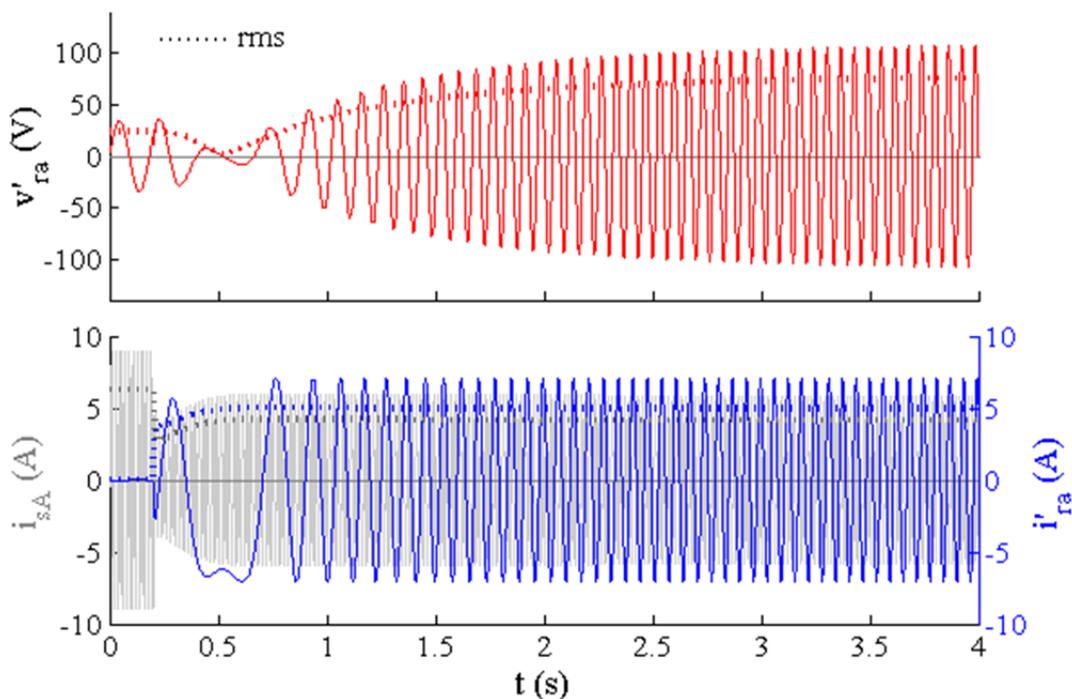


Figura. 5.49

Tensión y corrientes de aerogenerador con regulación en escalón en $t=0,2$ s, con $v_w = 6$ m/s y $\beta = 0^\circ$.
 ($v'ra$) = tensión de la fase a del rotor reducida al estator; ($i'ra$) = corriente de la fase a del rotor reducida al estator; (isa) = corriente de la fase A del estator.

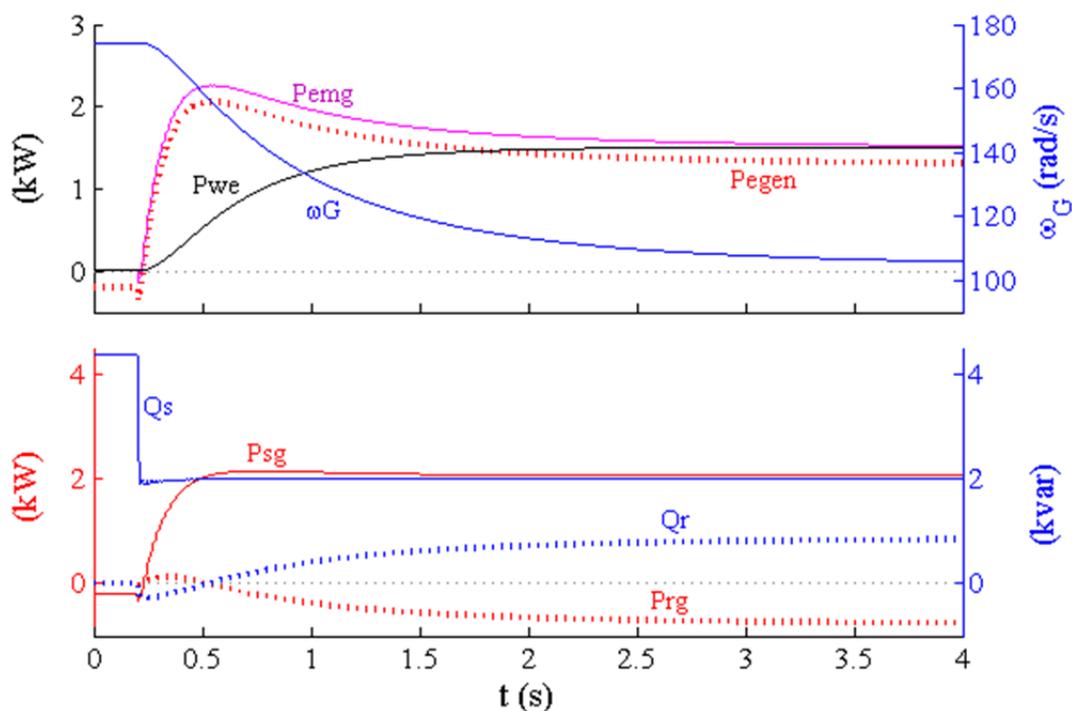


Figura. 5.50

Potencia del aerogenerador con regulación en escalón en $t=0,2$ s, con $v_w = 6$ m/s y $\beta = 0^\circ$.
 (Pwe) = potencia efectiva de la turbina; ($Pemg$) = potencia electromecánica generada, $Pemg = - P_{em}$;
 ($Pegen$) = potencia eléctrica generada; (Psg, Prg) = potencia generada por el estator y rotor;
 (Qs, Qg) = potencia consumida por estator y rotor

Una posibilidad es utilizar reguladores más sofisticados con otros lazos de realimentación, predictivos, etc. Otra, es cambiar la forma de las consignas y utilizar rampas u otras funciones menos escarpadas en lugar de escalones. No obstante, a la vista de las corrientes obtenidas en la figura 5.49, esta sobre oscilación de potencia no afecta al funcionamiento del generador o convertidor.

En la respuesta se pasa de un régimen supersíncrono ($\omega G = 174,2$ rad/s) a un régimen subsíncrono ($\omega G = 104,7$ rad/s). Esto se aprecia sobre el instante $t = 0,5$ s, en las ondas de tensión y corriente del rotor. En la figura 5.51 se muestran las tensiones y corrientes del rotor correspondientes a la fase a y a la fase b . Se observa que en régimen supersíncrono la secuencia de tensiones y corrientes es inversa.

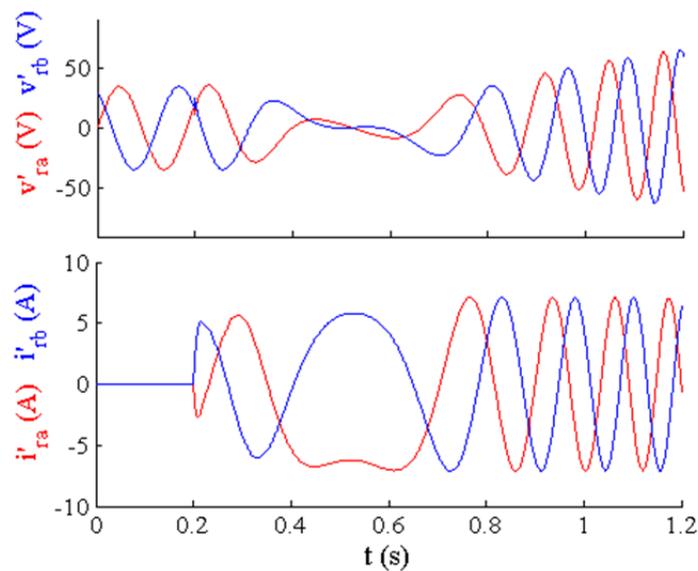


Figura. 5.51

Paso de régimen supersíncrono, con tensiones y corrientes en secuencia inversa, a régimen subsíncrono, con tensiones y corrientes en secuencia directa

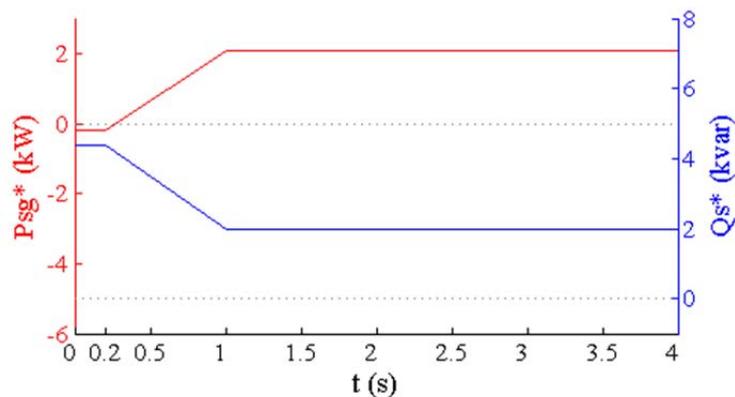


Figura. 5.52

Consignas (P_{s^}) y (Q_{s^*}) en rampa desde $t=0,2$ a $t=1$ s. Paso a plena carga con $v_w = 6$ m/s y $\beta = 0^\circ$*

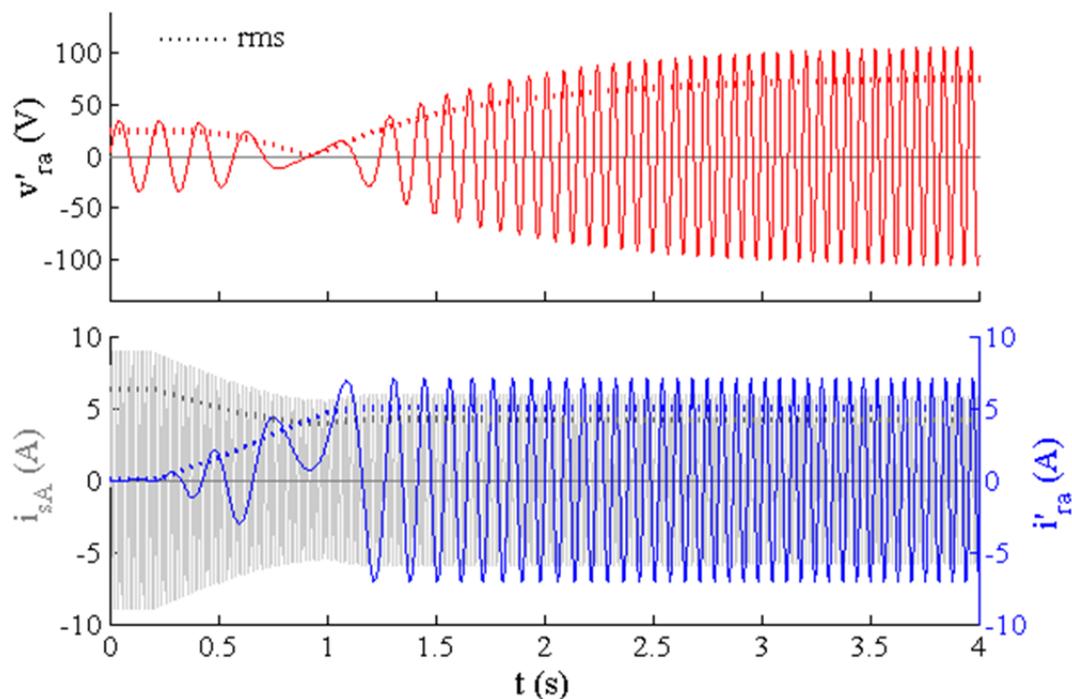


Figura. 5.53

Tensión y corrientes de aerogenerador a la respuesta en escalón en $t=0,2$ s, con $v_w = 6$ m/s y $\beta = 0^\circ$.
 ($v'ra$) = tensión de la fase a del rotor reducida al estator; ($i'ra$) = corriente de la fase a del rotor reducida al estator; (isa) = corriente de la fase A del estator.

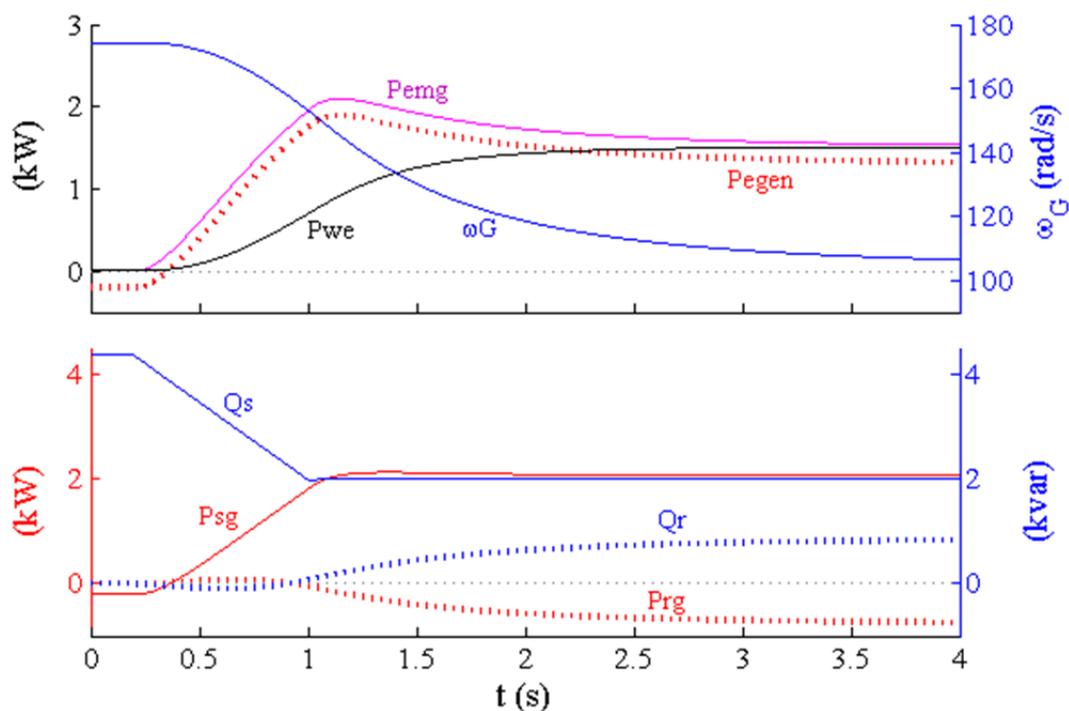


Figura. 5.54

Potencia del aerogenerador con regulación en rampa, con $v_w = 6$ m/s y $\beta = 0^\circ$.
 (P_{we}) = potencia efectiva de la turbina; (P_{emg}) = potencia electromecánica generada, $P_{emg} = -P_{em}$;
 (P_{egen}) = potencia eléctrica generada; (P_{sg} , P_{rg}) = potencia generada por el estator y rotor;
 (Q_s , Q_g) = potencia consumida por estator y rotor

Consignas en forma de rampa

Se utilizan consignas en forma de rampa tal como muestra la figura 5.52 y se obtiene la respuesta de las figuras 5.53 y 5.54.

Consignas en forma de rampa suave

En ocasiones un salto en la derivada, por ejemplo, de tensión puede provocar sobrecorrientes que se pueden evitar con funciones cuya derivada sea continua.

La función de movimiento que se muestra seguidamente puede ser útil, pues es simple y no presenta saltos en las derivadas.

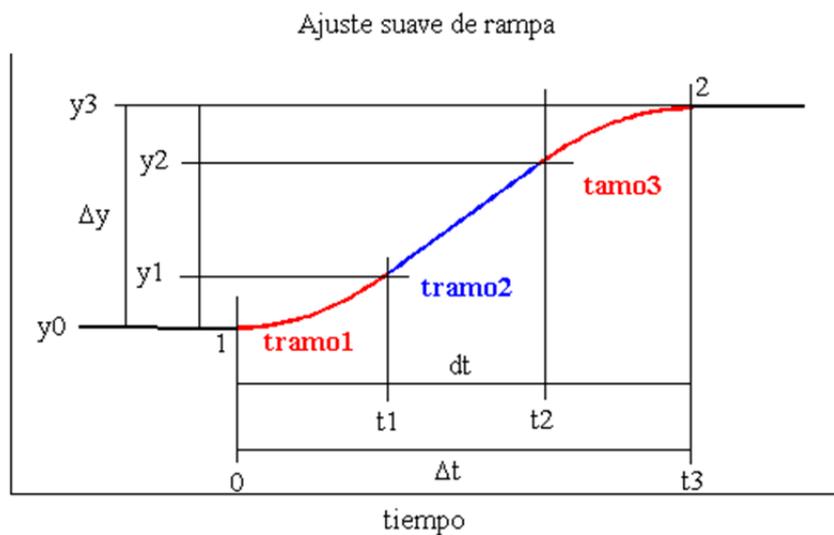


Figura. 5.55
Rampa suave con tres tramos

Considerando datos de partida: (y_0) = posición inicial; (y_3) = posición final, $(\Delta t = t_3 - t_0)$ = tiempo total transcurrido; $(dt = t_2 - t_1)$ = tiempo transcurrido de velocidad uniforme, se puede diseñar la rampa suave considerando el símil de movimiento de un móvil con aceleración inicial, movimiento uniforme y deceleración final. Con objeto de simplificar las expresiones, la aceleración y deceleración tienen la misma magnitud, al igual que los tiempos correspondientes y se toma $t_0=0$.

$$\Delta y = y_3 - y_2 \tag{5.54}$$

$$t_1 = t_3 - t_2 = \frac{\Delta t - dt}{2} \tag{5.55}$$

tiempo de aceleración y deceleración

$$a = \frac{\Delta y}{t_1 \cdot t_2} \tag{5.56}$$

aceleración y deceleración

$$v = a \cdot t_1 \quad \text{velocidad uniforme} \quad [5.57]$$

$$y_1 = y_0 + 0,5 \cdot a \cdot t_1^2 \quad [5.58]$$

$$y = y_0 + 0,5 \cdot a \cdot t^2 \quad t \leq t_1 \quad \text{ec. primer tramo} \quad [5.59]$$

$$y = y_1 + v \cdot (t - t_1) \quad t_1 < t \leq t_2 \quad \text{ec. segundo tramo} \quad [5.60]$$

$$y = y_3 - 0,5 \cdot a \cdot (t_3 - t)^2 \quad t_2 < t \leq t_3 \quad \text{ec. tercer tramo} \quad [5.61]$$

PASO A PLENA CARGA EN RÉGIMEN SUPERSÍNCRONO

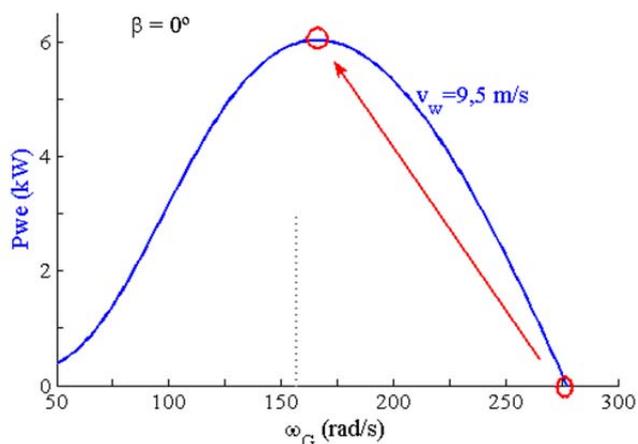


Figura. 5.56

Potencia de la turbina con $v_w = 9.5 \text{ m/s}$ y $\beta = 0^\circ$. Transitorio de paso a plena carga

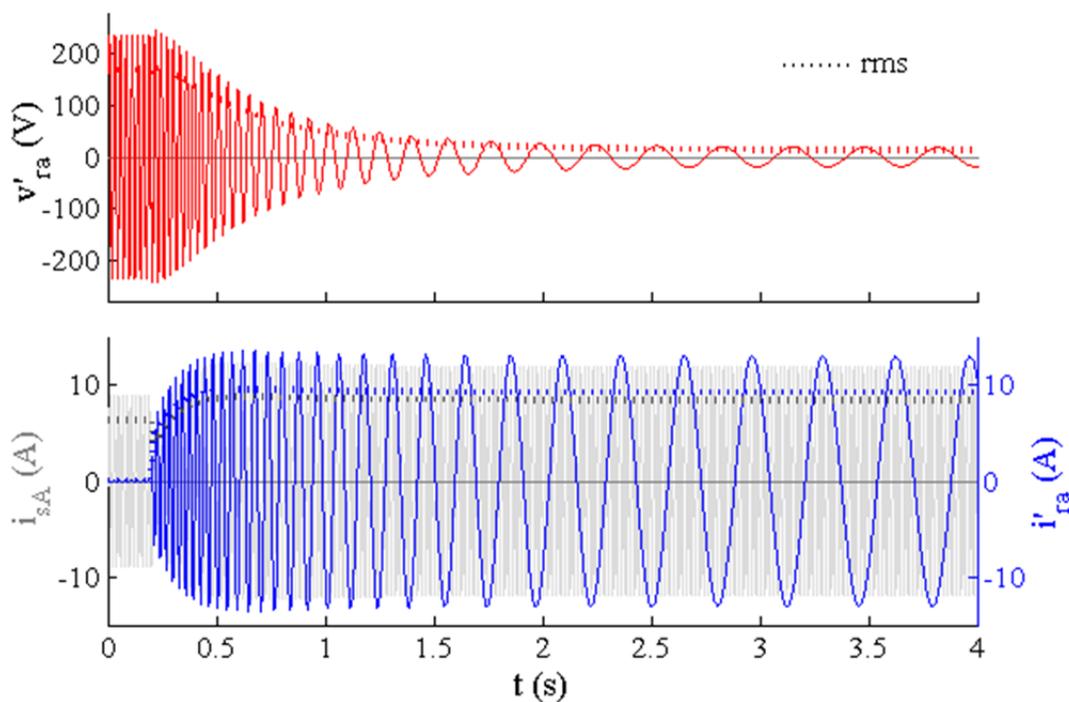


Figura. 5.57

Tensión y corrientes de aerogenerador con regulación en escalón en $t=0,2 \text{ s}$, con $v_w = 9,5 \text{ m/s}$ y $\beta = 0^\circ$.

$(v'ra)$ = tensión de la fase a del rotor reducida al estator; $(i'ra)$ = corriente de la fase a del rotor reducida al estator; (isA) = corriente de la fase A del estator

Ahora se analiza el transitorio que se produce después de la sincronización para pasar al punto de máxima potencia en régimen supersíncrono. Se considera una velocidad del viento de 9,5 m/s y un ángulo de paso de pala $\beta = 0^\circ$. La figura 5.56 muestra esta situación.

La figura 5.58 muestra como en régimen subsíncrono el rotor consume potencia activa y reactiva, mientras que en el régimen supersíncrono, la máquina genera tanto potencia activa, como potencia reactiva.

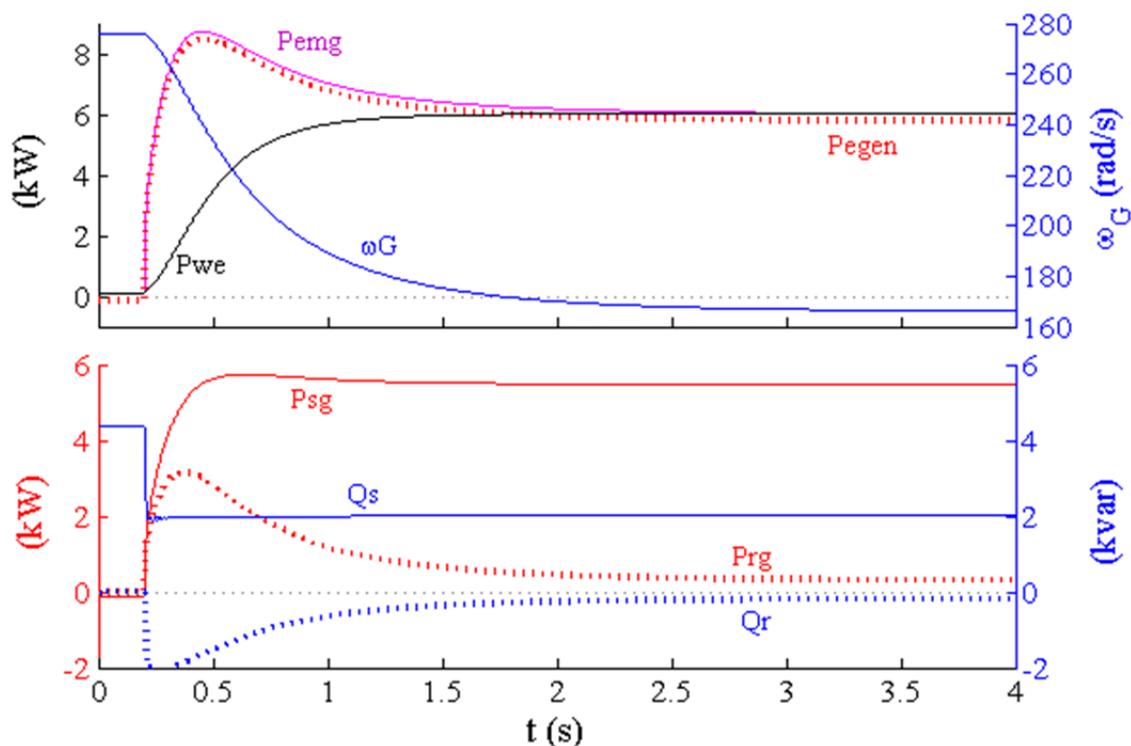


Figura. 5.58

Potencia del aerogenerador con regulación en escalón en $t=0,2$ s, con $v_w = 9,5$ m/s y $\beta = 0^\circ$.

(P_{we}) = potencia efectiva de la turbina; (P_{emg}) = potencia electromecánica generada, $P_{emg} = -P_{em}$;

(P_{egen}) = potencia eléctrica generada; (P_{sg}, P_{rg}) = potencia generada por el estator y rotor;

(Q_s, Q_r) = potencia consumida por estator y rotor

PASO A CARGA DESDE UNA UN ÁNGULO DE PASO DE PALA MAYOR

Otra posibilidad de puesta en marcha es arrancar el aerogenerador con un ángulo de paso de pala β mayor que cero. Desde esta posición se va reduciendo gradualmente β hasta llegar al punto de plena potencia

Se considera que el ángulo de paso de pala cambia a una velocidad constante de 5° por segundo y para simular su movimiento se utiliza una rampa. No obstante, hubiera sido más realista utilizar en su lugar la rampa suave descrita anteriormente.

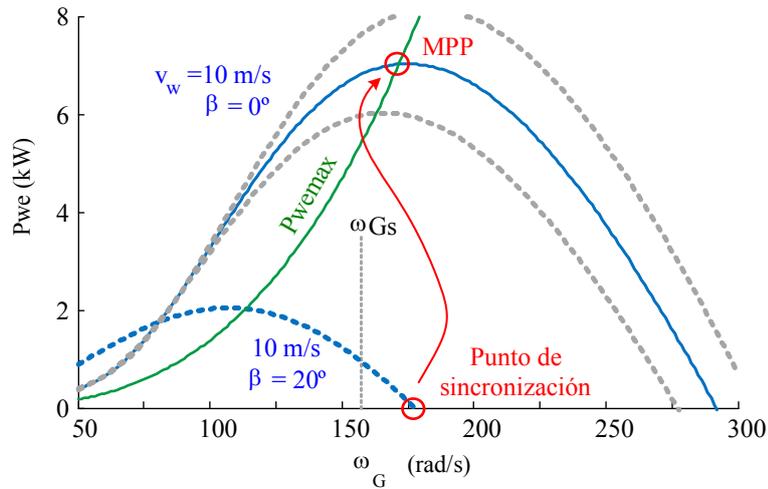


Figura. 5.59

Potencia efectiva de la turbina en paso a carga con velocidad del viento 10 m/s desde $\beta=20^\circ$ a $\beta=0^\circ$

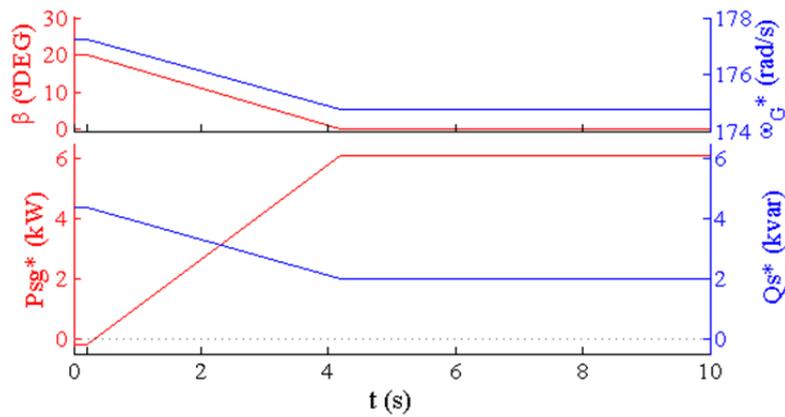


Figura. 5.60

Ángulo β de los álabes y consignas de potencia (P_s^*) y (Q_s^*) en el paso a plena carga con $v_w = 10$ m/s

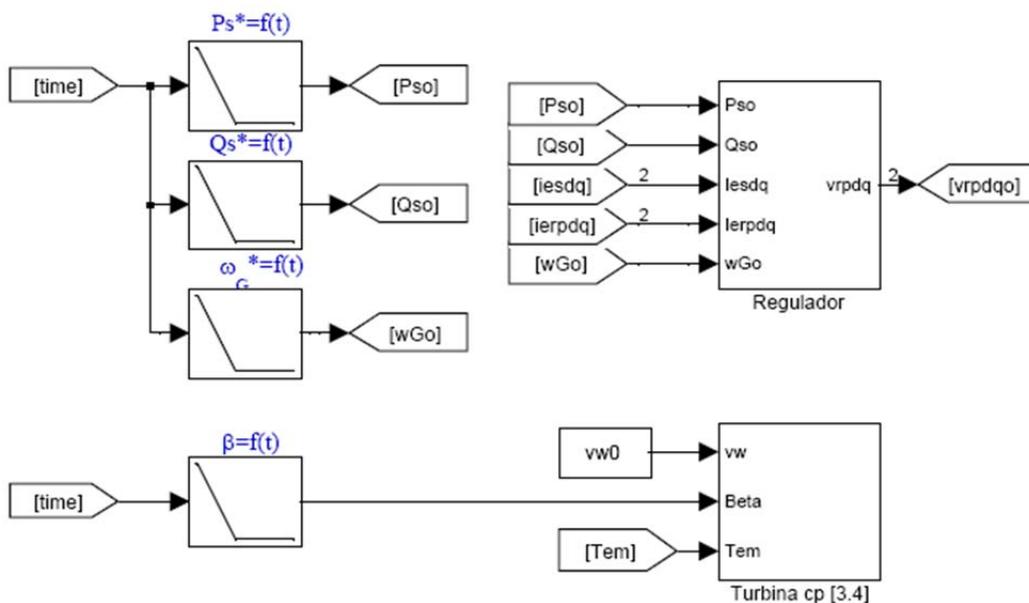


Figura. 5.61

Ángulo (β) y consignas de potencia (P_s^*), (Q_s^*) actuando sobre la turbina y el regulador

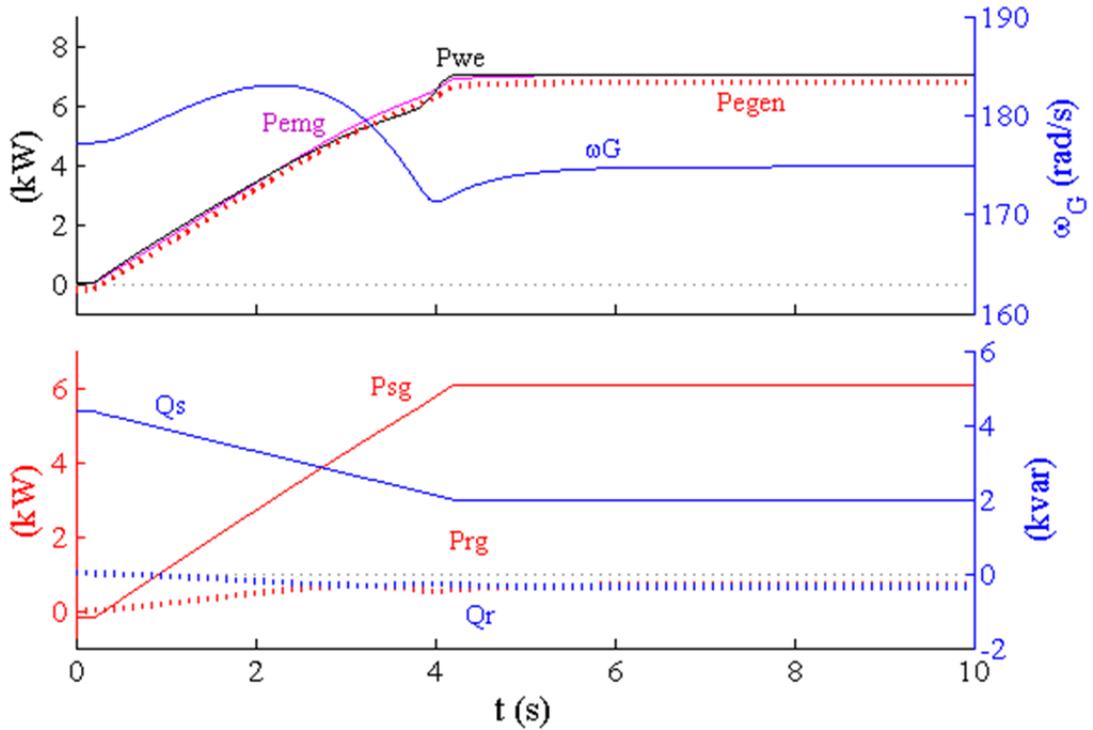


Figura. 5.62

Potencia del aerogenerador con paso a carga desde $\beta = 20^\circ$ a $\beta = 0^\circ$ con $v_w = 10$ m/s.
 (P_{we}) = potencia efectiva de la turbina; (P_{emg}) = potencia electromecánica generada, $P_{emg} = -P_{em}$;
 (P_{egen}) = potencia eléctrica generada; (P_{sg} , P_{rg}) = potencia generada por el estator y rotor;
 (Q_s , Q_g) = potencia consumida por estator y rotor

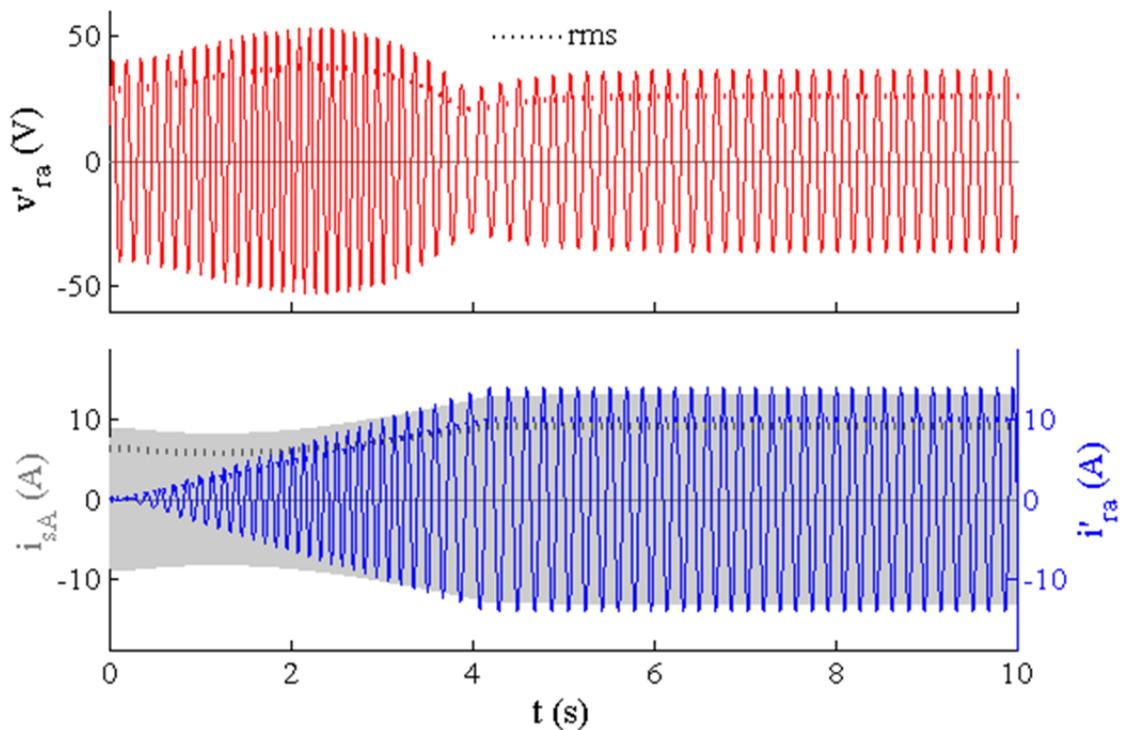


Figura. 5.63

*Tensión y corrientes con paso a carga desde $\beta = 20^\circ$ a $\beta = 0^\circ$ con $v_w = 10$ m/s.
 ($v'ra$) = tensión de la fase a del rotor reducida al estator; ($i'ra$) = corriente de la fase a del rotor reducida al estator; (isA) = corriente de la fase A del estator*

5.6.6. Variación de la velocidad del viento

RÉGIMEN SUBSÍNCRONO

Se analiza el comportamiento del modelo con régimen variable de viento y velocidades subsíncronas. A partir de un estado inicial estable con viento de 5,5 m/s y ángulo $\beta = 0^\circ$, se produce una variación de la velocidad del viento. Ahora el regulador establece la consigna de potencia (P_s^*) en función de la velocidad de giro (ω_G). Se utiliza la característica obtenida en el punto 4.3.6, figura 4.22. Se considera un retardo de 0,1 segundos a la hora de determinar las consignas y no se utiliza el lazo de velocidad.

El regulador planteado actúa en función de la velocidad de giro y no mide la velocidad del viento (sensorless). El aumento de velocidad del viento produce un aumento de la potencia de la turbina, que a su vez provoca un aumento de velocidad de giro. Con la nueva velocidad de giro se determina nuevamente la consigna de potencia activa del estator (P_s^*).

Sin embargo, a velocidades del viento altas, para no sobrepasar los límites de potencia es necesario regular el ángulo de paso de pala de los álabes y resulta más complicado prescindir del sensor (anemómetro) que mide la velocidad del viento.

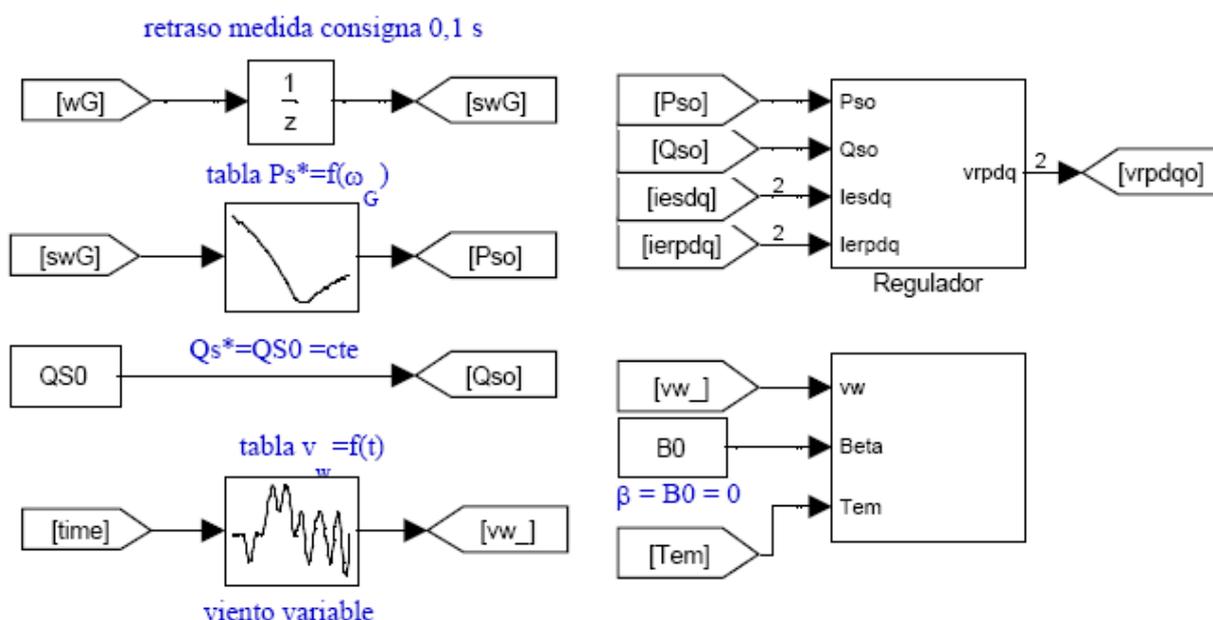


Figura. 5.64
 Consigna de potencia (P_s^*) en función de la velocidad de giro (ω_G) con un retardo de 0,1 s y con velocidad del viento variable

Desde el punto de vista de simulación, una alternativa al regulador anterior, es obtener la consigna de potencia activa del estator (P_s^*) a partir de la velocidad del viento (v_w). Esto es, ($P_s^* = f(v_w)$).

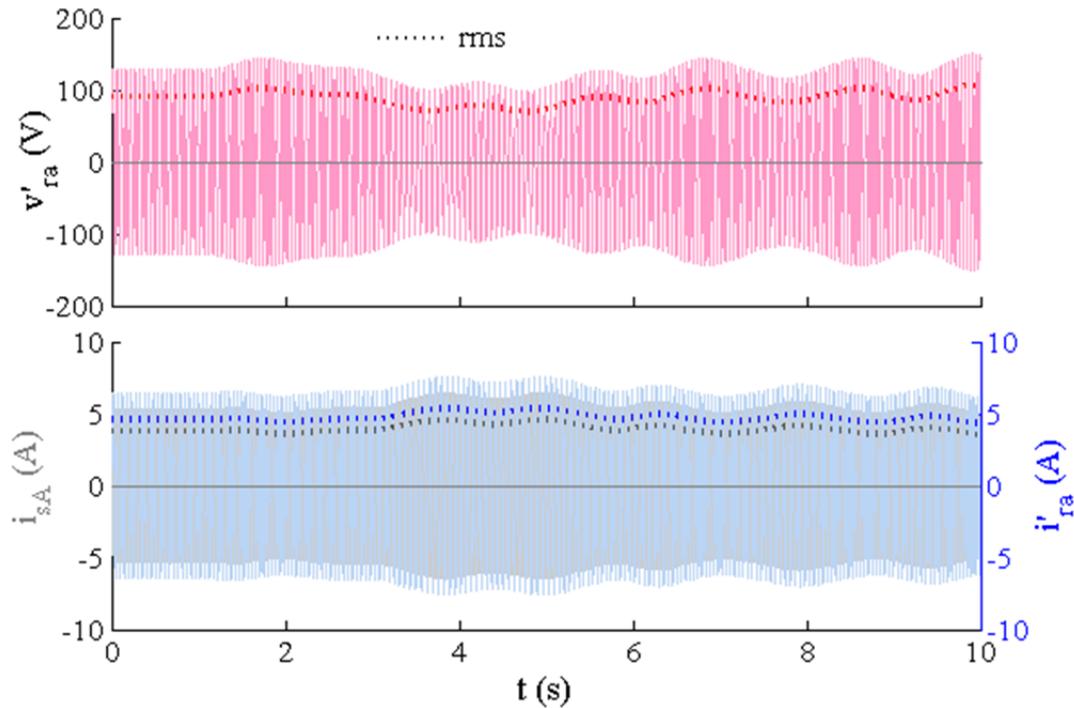


Figura. 5.65

Respuesta de tensión y corriente con velocidad variable y $\beta = 0^\circ$ en régimen su síncrono

La figura 5.65 muestra la tensión del rotor y la corriente del estator y del rotor y la figura 5.66 muestra la velocidad del viento, la velocidad del generador y las potencias. Con el tipo de regulador establecido se obtiene una respuesta con mucha fluctuación en la potencia. Esta fluctuación puede provocar perturbaciones no deseables en la red tal como se ha descrito en el punto 3.6.2.

Se observa que en régimen subsíncrono el rotor consume potencia activa y potencia reactiva.

RÉGIMEN SUPERSÍNCRONO CERCANO AL SINCRONISMO

Para simplificar la simulación se ha utilizado la característica ($P_s^* = f(\omega G)$) con un ángulo ($\beta = 0^\circ$), es decir, sin las limitaciones de potencia impuestas en el punto 4.3.6. En consecuencia, las potencias sobrepasan aquellos límites.

Las figuras 5.67 y 5.69 muestran la respuesta en esta situación. Ahora el rotor genera potencia activa y, en comparación con el funcionamiento en régimen subsíncrono, se reduce el consumo de potencia reactiva. A velocidades mayores más alejadas del sincronismo, el rotor genera, tanto potencia activa, como potencia reactiva.

Se sigue haciendo patente la fluctuación de potencia. Para tratar de reducir las fluctuaciones, el modelo de la figura 5.68 utiliza un filtro con una constante de tiempo de 3 s para suavizar la velocidad con la que se obtiene la consigna de potencia activa (P_s^*)

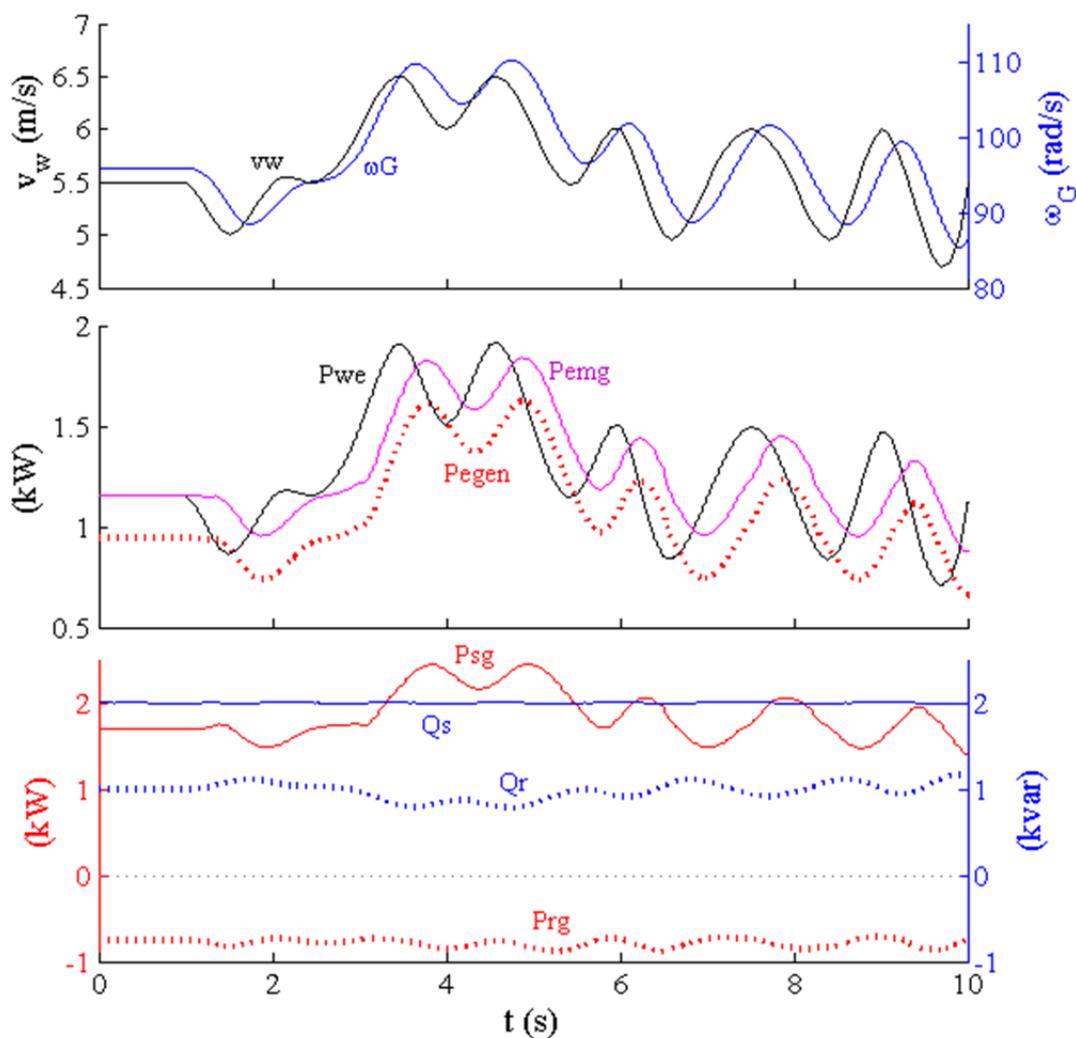


Figura. 5.66

Respuesta a velocidad variable en régimen subsónico con $\beta = 0^\circ$: (v_w) = velocidad del viento; (ω_G) = velocidad de giro generador; (P_{we}) = potencia efectiva de la turbina; (P_{emg}) = potencia electromecánica generada; (P_{egen}) = potencia eléctrica generada; (P_{sg}) = potencia activa generada en el estator; (P_{rg}) = potencia activa generada en el rotor; (Q_s) = potencia reactiva consumida por el estator y (Q_r) = potencia reactiva consumida por el rotor

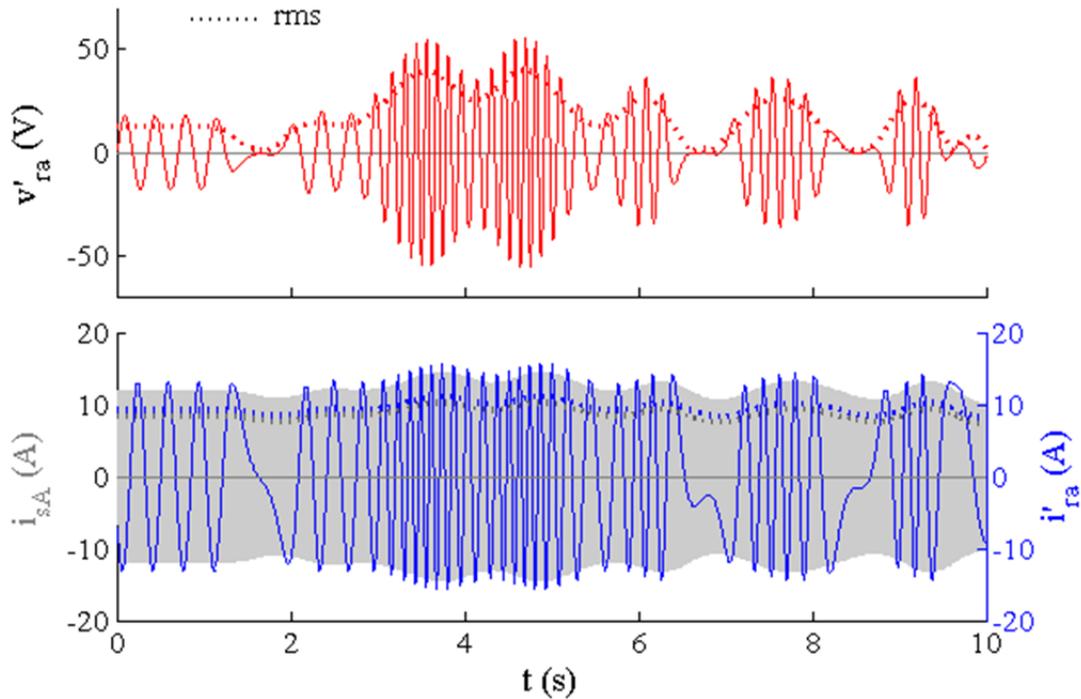


Figura. 5.67

Respuesta de tensión y corriente con velocidad variable y $\beta = 0^\circ$ en régimen subsíncrono

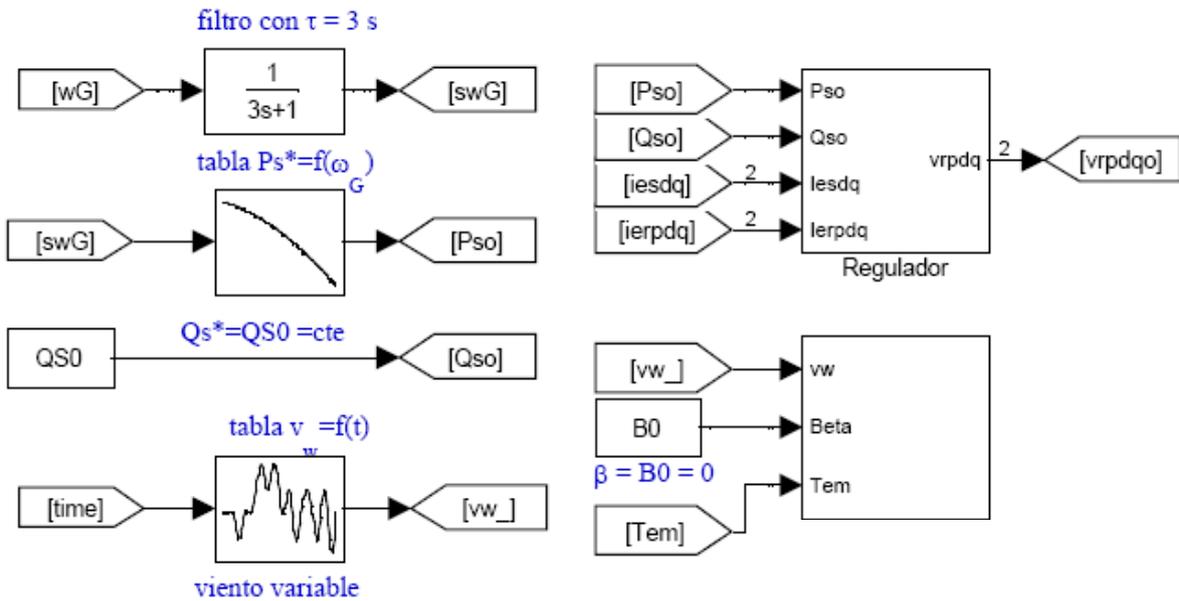


Figura. 5.68

Consigna de potencia (P_s^*) en función de la velocidad de giro (ω_G) con un filtro con una constante de tiempo τ de 3 s

Tal como muestran las figuras 5.70 y 5.71, se atenúan las fluctuaciones de la potencia activa generada por el estator.

A la vista de los resultados obtenidos, sería posible obtener una potencia generada en el estator

constante, si se utiliza una consigna de potencia (P_{sg}^*) constante de aproximadamente 5,5 kW. Sin embargo se seguirá teniendo una potencia eléctrica generada fluctuante debido a la oscilación de la potencia generada por el rotor. Con una regulación más sofisticada, es posible obtener una potencia eléctrica generada constante ($P_{egen} = P_{sg} + P_{rg} \leq P_{we}$).

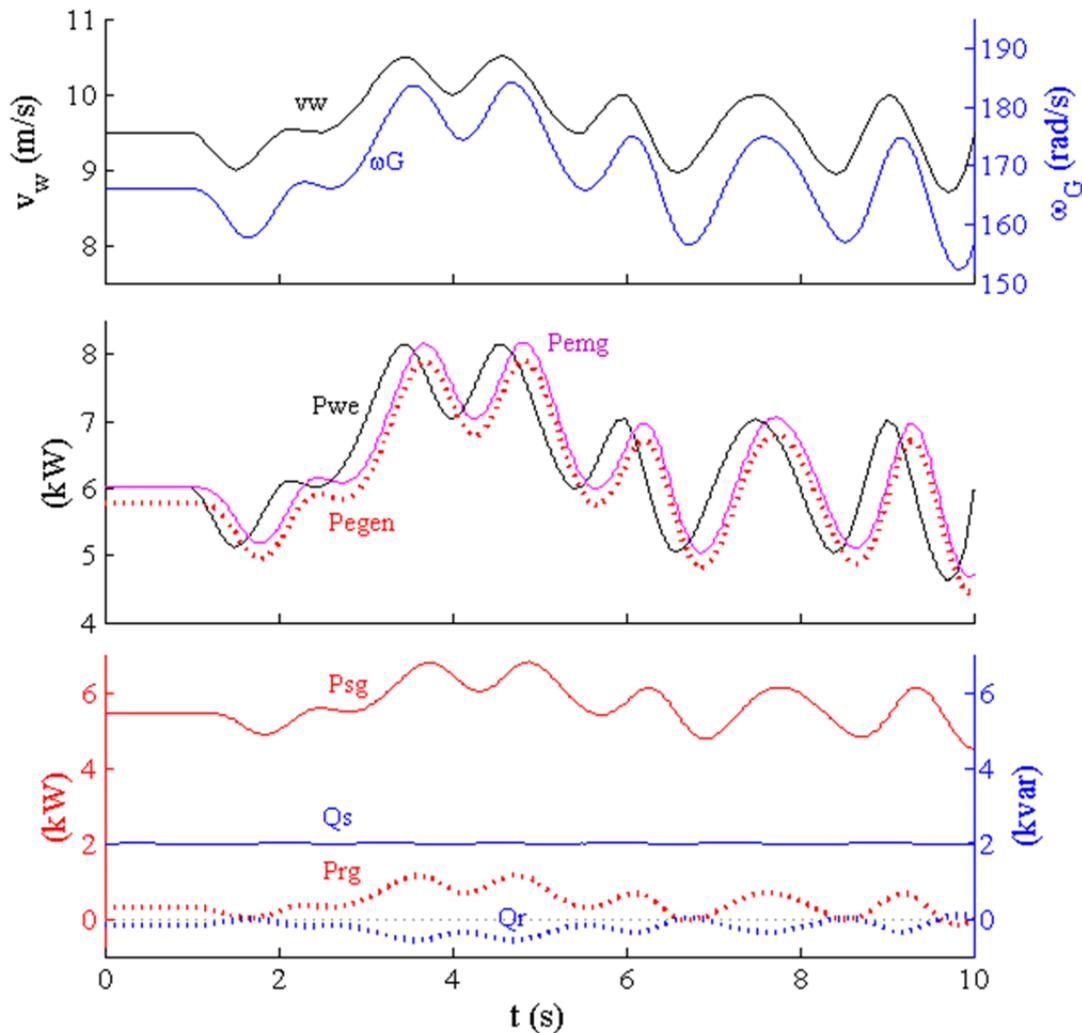


Figura. 5.69

Respuesta a velocidad variable en régimen supersíncrono con $\beta = 0^\circ$: (v_w) = velocidad del viento; (ω_G) = velocidad de giro generador; (P_{we}) = potencia efectiva de la turbina; (P_{emg}) = potencia electromecánica generada; (P_{egen}) = potencia eléctrica generada; (P_{sg}) = potencia activa generada en el estator; (P_{rg}) = potencia activa generada en el rotor; (Q_s) = potencia reactiva consumida por el estator y (Q_r) = potencia reactiva consumida por el rotor

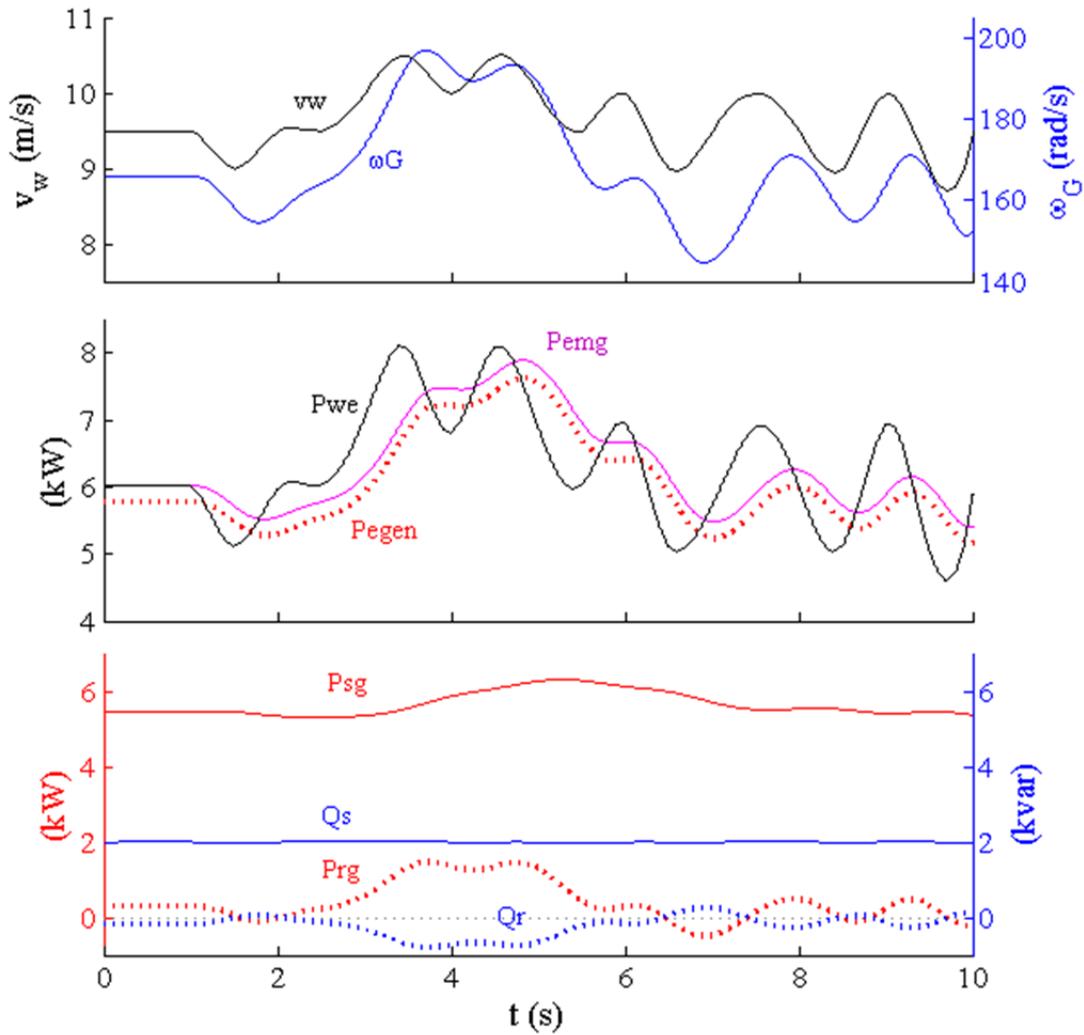


Figura. 5.70

Respuesta a velocidad variable en régimen supersíncrono con filtro para determinar la consigna (P_s^*) con $\beta = 0^\circ$: (v_w) = velocidad del viento; (ω_G) = velocidad de giro generador; (P_{we}) = potencia efectiva de la turbina; (P_{emg}) = potencia electromecánica generada; (P_{egen}) = potencia eléctrica generada; (P_{sg}) = potencia activa generada en el estator; (P_{rg}) = potencia activa generada en el rotor; (Q_s) = potencia reactiva consumida por el estator y (Q_r) = potencia reactiva consumida por el rotor

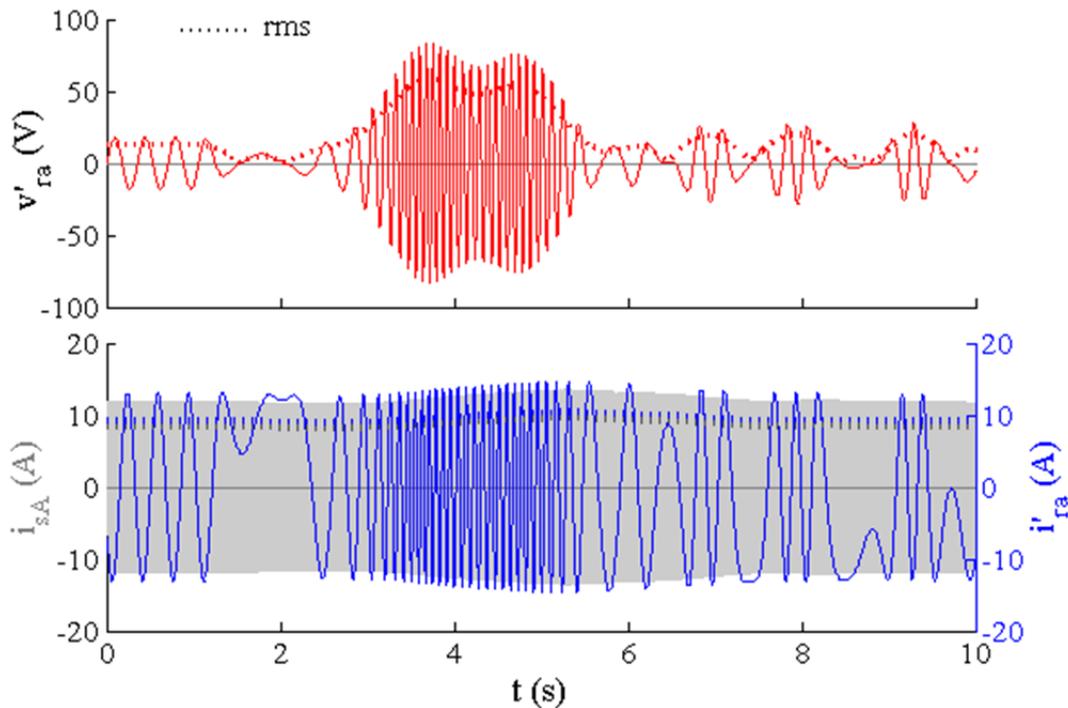


Figura. 5.71

Respuesta de tensión y corriente con velocidad variable y $\beta = 0^\circ$ en régimen subsíncrono con filtro para determinar la consigna (P_s^)*

5.6.7. Transitorio debido a un hueco equilibrado

La normativa actual exige que los aerogeneradores, ante perturbaciones tipo hueco, no desconecten y proporcionen energía reactiva para estabilizar la red y recuperar la tensión lo antes posible.

Frente a este tipo de perturbaciones, el controlador debe reaccionar rápidamente para evitar sobrecorrientes excesivas del orden de la corriente de cortocircuito que pueden dejar fuera de servicio al aerogenerador.

Según el estándar E-ON.Netz 2006 ante un hueco con una reducción de tensión ΔU (%), el generador debe suministrar a la red un incremento de corriente reactiva ΔI_R (%) superior al doble de ΔU (%). Siendo el incremento de corriente relativo a la corriente nominal.

Por ejemplo, con un hueco ΔU (%) del 40%, esto es $U_2 = U_1 - 0,4 \cdot U_n$, el generador debería suministrar a la red un incremento de corriente reactiva (capacitiva) ΔI_R (%) de $2 \cdot 40\% = 80\%$ de la corriente nominal, es decir $I_{R2} = I_{R1} + 0,8 \cdot I_n$. Si el generador estaba inicialmente consumiendo potencia reactiva a la red, I_{R1} (inductiva) tiene signo contrario a I_{R2} . Para que no actúen las protecciones el valor máximo de I_{R2} es la corriente nominal I_n .

El procedimiento de operación PO 12.3 del RD661/2007 es más restrictivo que el estándar

anterior, pues especifica la corriente reactiva en términos absolutos, es decir, I_{R2} , no depende de la corriente reactiva previa al hueco, I_{R1} . Este procedimiento especifica transitorios de 150 ms para estabilizar la corriente en el hueco y después del hueco.

RESPUESTA A UN HUECO DEL 50% CON TIEMPO DE RESPUESTA DEL CONTROLADOR DE 0,005 s

La figura 5.72 muestra cómo se modeliza el hueco añadiendo un pulso negativo en la componente d de la tensión de red. Se considera la impedancia de la red en este tipo de perturbaciones. La tensión en bornes del estator depende de la corriente ($isdq$) que absorbe o cede el generador. Ante este tipo de perturbación de la red se origina un pequeño desfase ($dths=d\theta_s$) respecto de la tensión de red en origen. Esta diferencia es procesada en el *bloque de velocidades* que se ha visto en el punto 5.5.

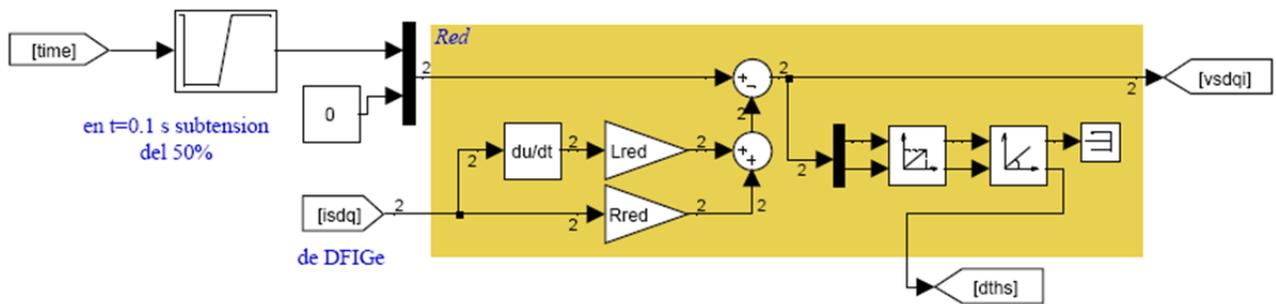


Figura. 5.72
Red con simulación de hueco e impedancia $L_{red} + j \omega \cdot L_{red}$

Se considera un hueco del 50% que comienza en $t = 100\text{ ms}$, con un tiempo de bajada de 5 ms , una duración a nivel bajo de 800 ms y una rampa de recuperación de 300 ms . Inicialmente el aerogenerador funciona a plena carga con una velocidad del viento de 7 m/s y un ángulo β de 0° , consume una potencia reactiva (inductiva) de $Q_s = 2\text{ kvar}$. En estas condiciones: $P_{sg} = -P_s = 2,884\text{ kW}$; $I_{s1} = 5,07\text{ A}$; $\cos\phi = 0,82$; $I_{sA1} = I_{s1} \cdot \cos\phi = 4,11\text{ A}$; $I_{sR1} = I_{s1} \cdot \sin\phi = 2,921\text{ A}$ (inductiva)

Considerando una corriente asignada $I_n = 17\text{ A}$, según E-ON.Netz 2006S, durante el hueco, Como el hueco es del 50%, $\Delta I_R (\%) = 100\%$, es decir, $I_{sR2} - I_{sR1} = I_n$, pero como $I_{sR1} = 2,921\text{ A}$ (inductiva), $I_{sR2} = I_n - I_{sR1} = 17 - 2,92 \approx 14,08\text{ A}$. En estas condiciones el generador podría suministrar a la red una corriente activa de hasta $\approx 9,53\text{ A}$ sin superar la corriente nominal. Bastaría con mantener la corriente activa inicial: $I_{sA2} = I_{sA1} \approx 4,11\text{ A}$. En este caso, las consignas de potencia para simular el hueco son:

Antes del hueco: $P_{s1}^* = -2884\text{ W}$;

$Q_{s1}^* = 2000\text{ var}$;

Durante el hueco: $P_{s2}^* = 3 \cdot 0,5 \cdot 231 \cdot (-4,11) = -1424\text{ W}$; $Q_{s2}^* = 3 \cdot 0,5 \cdot 231 \cdot (-14,08) = -4879\text{ var}$

Según el PO 12.3 del RD661/2007, considerando $I_{sA2} = 4,11 A$, para no superar la corriente nominal $I_{SR2} \approx 16,5 A$ (97% de I_n) y las consignas de potencia son:

Antes del hueco: $P_{s1}^* = -2884 W$; $Q_{s1}^* = 2000 var$;

Durante el hueco: $P_{s2}^* = 3 \cdot 0,5 \cdot 231 \cdot (-4,11) = -1424 W$; $Q_{s2}^* = 3 \cdot 0,5 \cdot 231 \cdot (-16,5) = -5717 var$

Las figuras siguientes muestran la respuesta del generador con las consignas según establece el procedimiento PO 12.3 del RD661/2007.

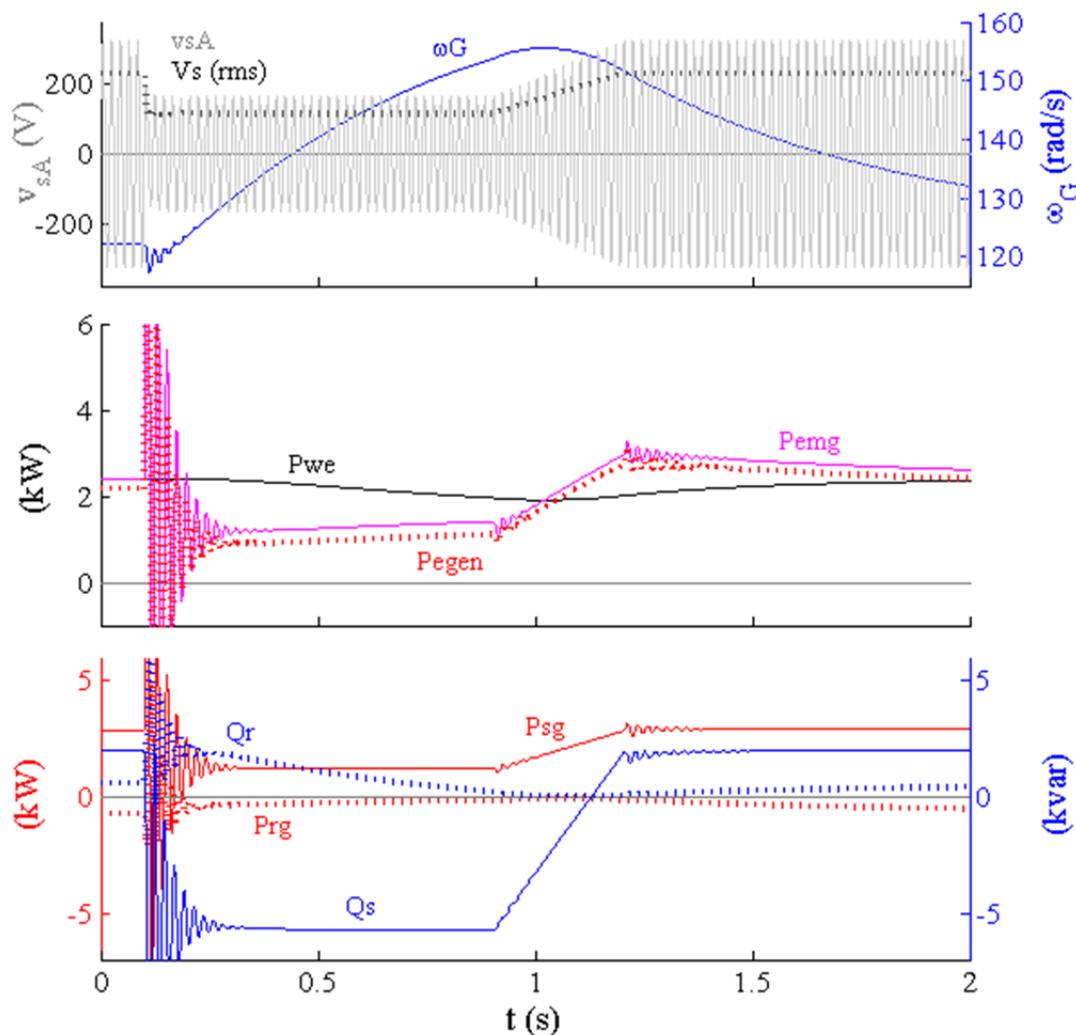


Figura. 5.73

Tensión del hueco (v_{sA}), velocidad del generador (ω_G), potencia efectiva de la turbina (P_{we}), potencia electromecánica generada (P_{emg}), potencia eléctrica generada (P_{egen}), potencia generada en el estator (P_{sg}), potencia generada en el rotor (P_{rg}), potencia reactiva consumida por el estator (Q_s) y potencia reactiva consumida por el rotor (Q_r), frente a un hueco 50% con un tiempo de respuesta de 5 ms

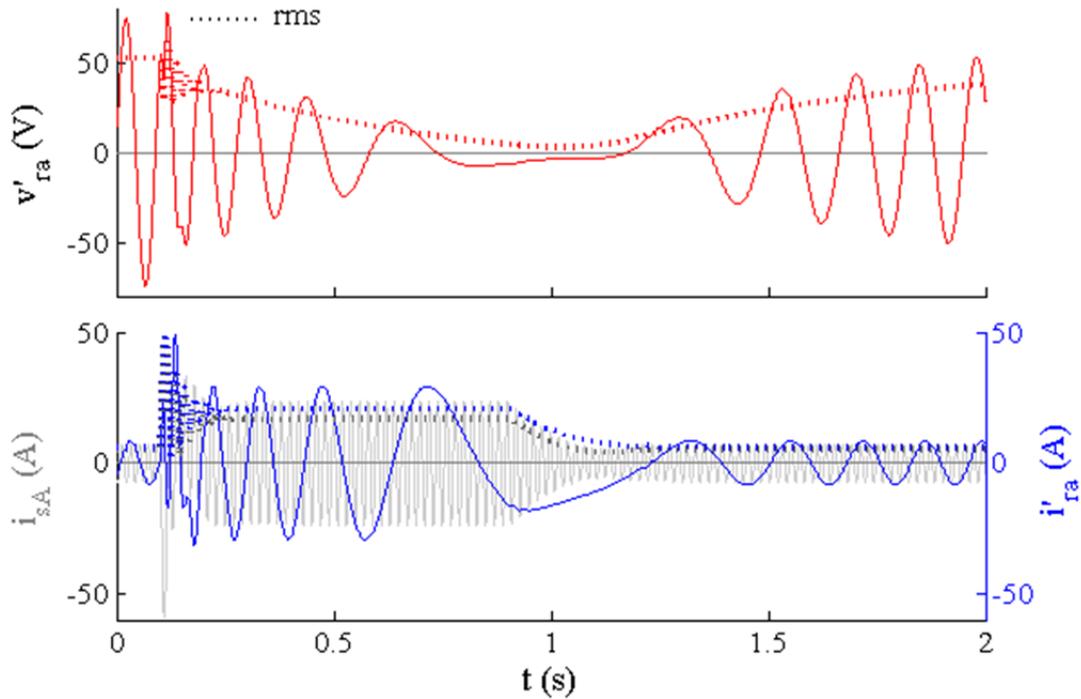


Figura. 5.74

Respuesta de tensión de la fase a del rotor ($v'ra$), corriente de la fase A del estator (i_{sA}) y corriente de la fase a del rotor ($i'ra$) ante un hueco del 50% con un tiempo de respuesta de 5ms

Los estándares actuales requieren tiempos rápidos. Aquí se ha considerado un tiempo de respuesta de 5 ms igual a tiempo del flanco de bajada del hueco de tensión. Se observa picos de corriente elevados que pueden dañar el convertidor. Reduciendo el tiempo de respuesta se pueden atenuar las oscilaciones del sistema. El PO 12.3 del RD661/2007 admite consumo de potencia activa y corrientes fuera de rango durante un intervalo de 150 ms al inicio del hueco y al final del hueco.

6. Desarrollo de un prototipo, resultados y conclusiones

Una serie de motivos han impedido desarrollar un prototipo de convertidor y control para las máquinas eléctricas del Laboratorio del Instituto de Ingeniería Energética. Los capítulos anteriores se han centrado en la máquina de rotor bobinado de este Laboratorio.

En su lugar, se ha desarrollado un prototipo alternativo con máquinas más pequeñas de 600 W de uno de los Laboratorios del Departamento de Ingeniería Eléctrica.

Con las máquinas pequeñas se tiene la ventaja de que es más fácil y barato encontrar elementos para realizar el control y resulta más sencillo proteger la instalación, por tanto, es más difícil dañar el equipamiento. Sin embargo, estas máquinas tienen un consumo pequeño y la componente reactiva es mucho mayor que la componente activa, incluso a plena potencia. Esto conlleva complicaciones en la precisión de las medidas, en el filtrado de las señales, en el procesamiento en tiempo real, etc.

6.1. Características de las máquinas eléctricas utilizadas

6.1.1. Motor simulador de Turbina

La turbina se simula con un motor de inducción alimentado con un variador comercial. La característica de par este tipo de motores se indica con (1) en la figura 6.1 .

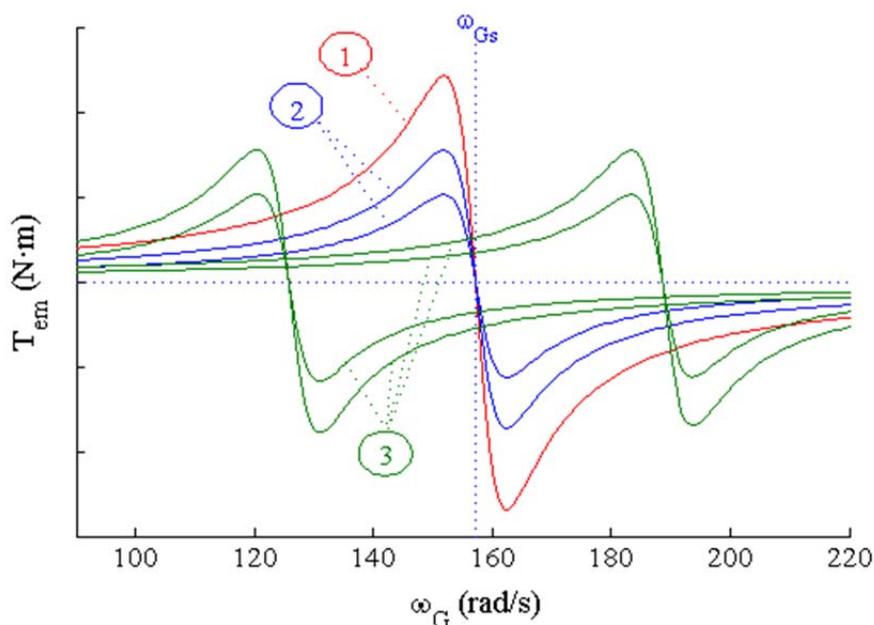


Figura. 6.1

Curvas características de par de un motor de jaula de ardilla alimentado con variador

(1) = alimentado a la tensión y frecuencia de la red

(2) = alimentado a tensión reducida y frecuencia de red

(3) = alimentado a tensiones reducidas y otras frecuencias distintas de la red

El variador de frecuencia puede reducir la tensión (con comando de reducción de par) para obtener las características (2) a la frecuencia de la red, o las características (3) a otras frecuencias distintas.

Se observa que al reducir la tensión se hace menos escarpada la característica de par y se parece más a la característica de par de un aerogenerador. Sin embargo, esto requiere utilizar motores más potentes que presenten una pendiente de par más pronunciada.

Una solución mejor consiste en utilizar un motor de rotor bobinado. Y, en lugar de cortocircuitar los bornes del rotor, unirlos en estrella a través de 3 resistencias fijas de pequeño valor óhmico y suficiente potencia. El estator del motor se alimentaría con un variador de frecuencia. En la figura 6.2 se muestra la característica de par en las mismas condiciones de la figura anterior, pero añadiendo las resistencias en el circuito del rotor de un valor de $0,25 \Omega$.

Se observa que la característica de par es mucho más suave que la anterior y se parece bastante más a la característica de par de una turbina. Esto permitiría mejorar y simplificar el control del simulador de turbina, aunque se requiere que el motor trabaje a plena potencia a velocidades altas (superiores a 240 rad/s)

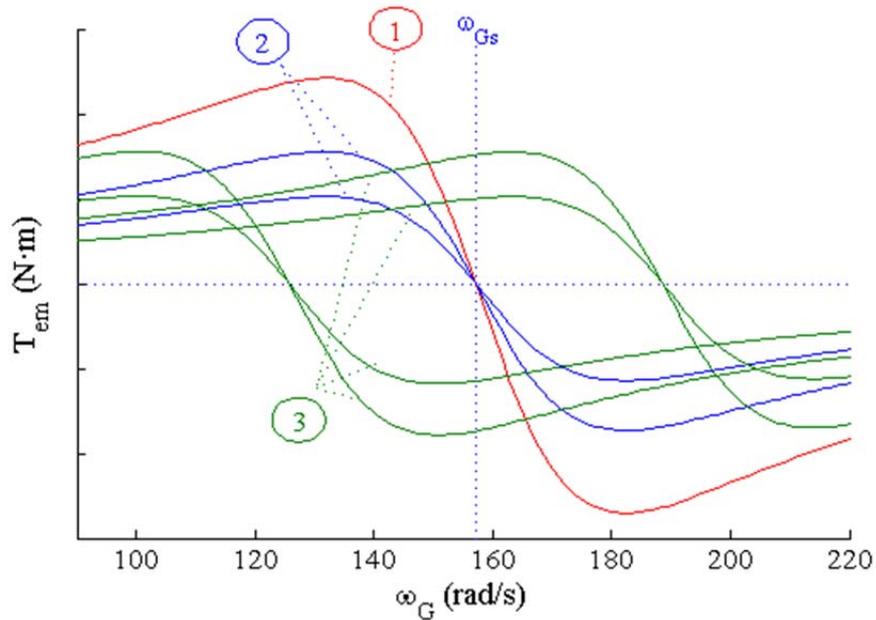


Figura. 6.2

Curvas características de par de un motor de jaula de rotor bobinado con las mismas características que el motor de la figura 6.1 pero uniendo los bornes del rotor en Y, a través de 3 resistencias de $0,25 \Omega$

(1) = alimentado a la tensión y frecuencia de la red
 (2) = alimentado a tensión reducida y frecuencia de red
 (3) = alimentado a tensiones reducidas y otras frecuencias distintas de la red

MOTOR DE INDUCCIÓN DE JAULA DE ARDILLA

Se ha utilizado un motor de inducción de jaula de ardilla con las siguientes características:

$$P_n = 550 \text{ W } \Omega$$

$$U_n = 380 / 220 \text{ V (tensión nominal Y/}\Delta\text{)}$$

$$I_n = 1,7 / 2,9 \text{ A (intensidad nominal Y/}\Delta\text{)}$$

$$\cos\phi = 0,72 \text{ (factor de potencia a potencia nominal)}$$

$$n_n = 1440 \text{ rpm (velocidad nominal)}$$

$$f_n = 50 \text{ Hz (frecuencia nominal)}$$

$$p = 2 \text{ (pares de polos)}$$

VARIADOR COMERCIAL

Fuji Frenic 5000G11S: FRN 7.5 G11S, variador de frecuencia para motores de hasta 7.5 kW con frenado dinámico y comunicación RS485. Las características de este equipo se pueden encontrar en el manual de instrucciones 'Frenic 5000G11S' del 2004.

Por otra parte el manual con el juego de instrucciones para programar la comunicación'RS485

user's manual Frencic series MEH448'

FRNG11S permite, entre muchas cosas, variar el par entre unos márgenes, leer todos los parámetros de par, corriente, velocidad... Estaba inicialmente previsto para alimentar a un motor mayor. Con el motor de 600 W, apenas tiene precisión y los datos que da no parecen fiables. De todos modos, la transmisión por el puerto RS485 no tiene la velocidad requerida para un control vectorial en tiempo real.

TURBINA Y MULTIPLICADOR

La turbina y el multiplicador que se trata de simular con el motor e inversor anteriores tendría las siguientes características:

$R = 1,03$ m (radio de turbina)

$J_{eqT} = 2$ kg·m² (momento de inercia de toda la maquina en el eje de la turbina, punto 3.2)

$c_1=0,3597$; $c_2=116$; $c_3=0,4$; $c_4=5$; $c_5=21$; $c_6=0,0068$ y usando coeficiente de potencia [3.5]

$r_t = 2$ (relación de transmisión del multiplicador, ver punto 3.2)

$k_{frv} = 0,008$ Nm·s/rad; $k_{frc} = 0,1$ Nm (coeficientes de rozamiento global, ver 3.2.1)

$\rho = 1,225$ kg/m³ (densidad del aire)

La función `m` de Matlab ® **DTurbina** se ha utilizado para dibujar las curvas de las turbinas en este trabajo. La figura 6.3 muestra la característica de potencia efectiva de esta hipotética turbina para velocidades de viento de 8, 10 y 12 m/s

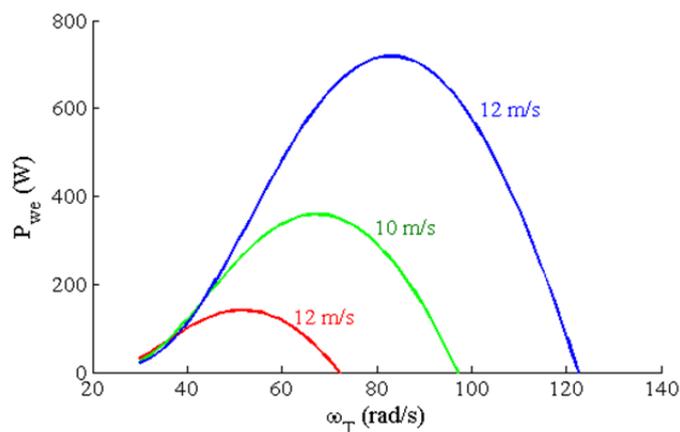


Figura. 6.3
Curvas de potencia de la turbina del simulador

GENERADOR DE ROTOR BOBINADO

Seguidamente se indican las características del motor utilizado. También se muestra brevemente el tipo de ensayos realizados para obtener algunos parámetros. El fichero **Param_1** del Anexo 7.1

contiene esta información.

$$P_n = 600 \text{ W } \Omega$$

$$U_n = 380 / 220 \text{ V (tensión nominal Y/}\Delta\text{)}$$

$$I_n = 1,4 / 2,5 \text{ A (intensidad nominal Y/}\Delta\text{)}$$

$$U_{n \text{ rotor}} = 220 \text{ V (tensión nominal Y)}$$

$$I_{n \text{ rotor}} = 2,5 \text{ A (intensidad nominal Y)}$$

$$\cos\phi = 0,8 \text{ (factor de potencia a potencia nominal)}$$

$$n_n = 1450 \text{ rpm (velocidad nominal)}$$

$$f_n = 50 \text{ Hz (frecuencia nominal)}$$

$$p = 2 \text{ (pares de polos)}$$

$m = 1,74$ (relación de transformación estator / rotor). Medida a tensión nominal con el rotor abierto y bloqueado.

$R_s = 8,4 \Omega$ (resistencia por fase de estator en Y). Medida mediante resistencia en bornes, con con fuente, voltímetro y amperímetro de corriente continua ajustando a corriente nominal, medidas en caliente a 70° , medidas en caliente

$R'_r = 1616 \Omega$ (resistencia por fase del rotor reducida al estator en Y). De forma similar a la anterior. Aplicando la relación de transformación

$R_{fes} = 1800 \Omega$ (resistencia equivalente a las pérdidas magnéticas del estator por fase). Se mide la potencia activa consumida en ensayo a tensión nominal y velocidad síncrona

$R'_{fer} = 2700 \Omega$ (1 1/2 del estator, menor recorrido líneas de campo magnético). Estimado

$L_m = 600 \cdot 10^{-3} \text{ H}$ (inductancia magnetizante). Se mide la potencia reactiva en ensayo a tensión nominal y velocidad síncrona

$L'_{\ell r} = 24 \cdot 10^{-3} \text{ H}$ (inductancia equivalente del flujo de dispersión). Se mide la potencia reactiva en ensayo con el rotor bloqueado y cortocircuitado y alimentado el estator a tensión nominal

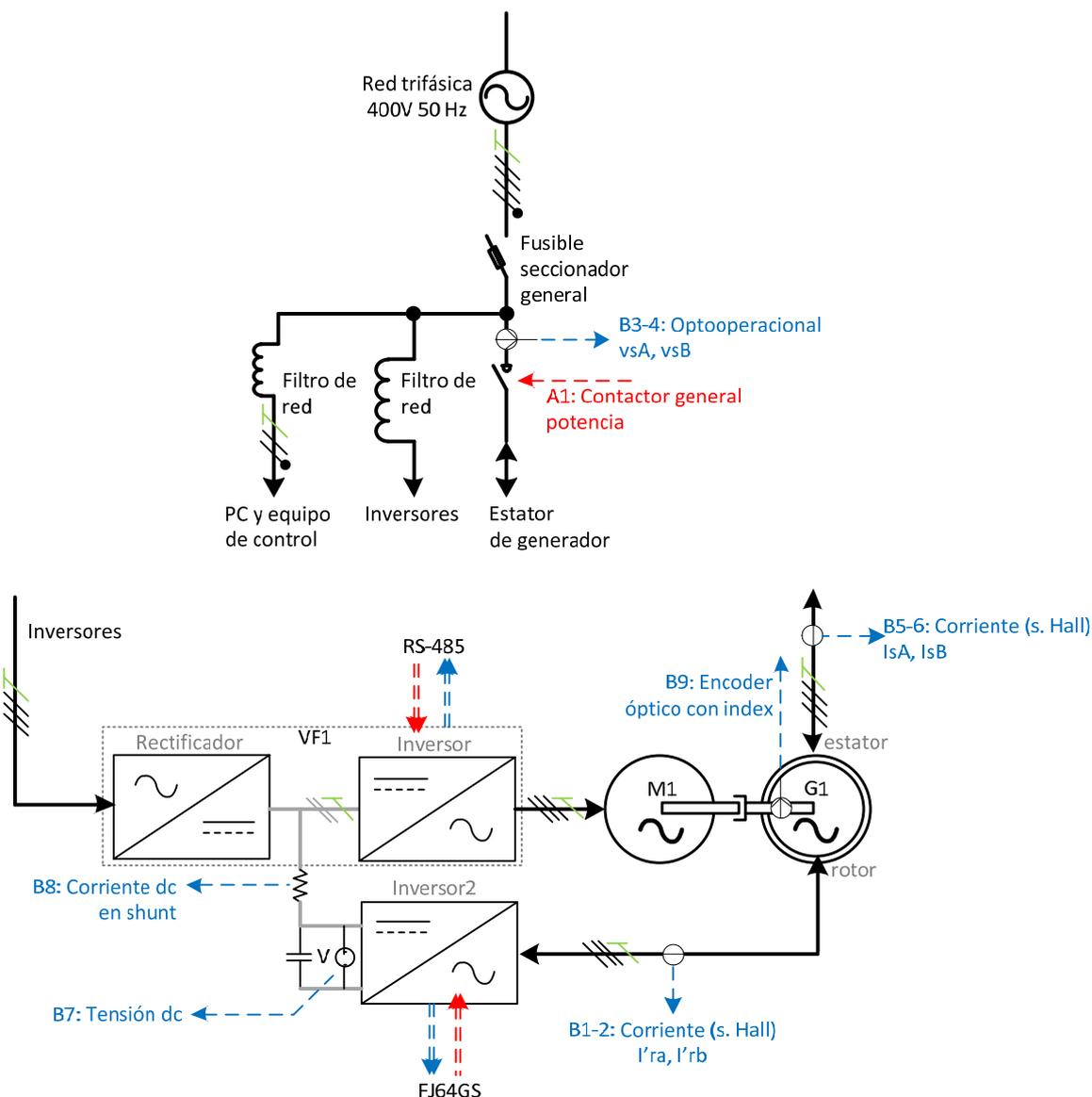
$L'_{\ell r} = 16 \cdot 10^{-3} \text{ H}$ (inductancia equivalente del flujo de dispersión). Se mide la potencia reactiva en ensayo con el rotor bloqueado y cortocircuitado y alimentado el estator a tensión nominal.

6.2. Característica del control

6.2.1. Esquema del montaje

Se puede ver en la figura 6.4 que la alimentación de continua del inversor 2 se conecta a la salida

del rectificador interno del variador de frecuencia VF1. El inversor 2, en régimen supersíncrono suministra potencia a la red y, por tanto, no se puede alimentar a través de un rectificador convencional. Sin embargo, en este caso, la potencia que genera la consume el inversor que, a su vez, alimenta al motor.



*Figura. 6.4
Esquema de potencia y medida del prototipo de simulador eólico*

Este montaje permite estudiar el funcionamiento de los aerogeneradores doblemente alimentados sin necesidad de controlar el funcionamiento de un segundo inversor que hace de rectificador regenerativo. Sin embargo, la calidad de bus o embarrado de corriente continua está afectada por el rizado y las perturbaciones debidas a la conmutación del inversor1. Y parte de este ruido, se acopla a las señales de los sensores dificultando la medida.

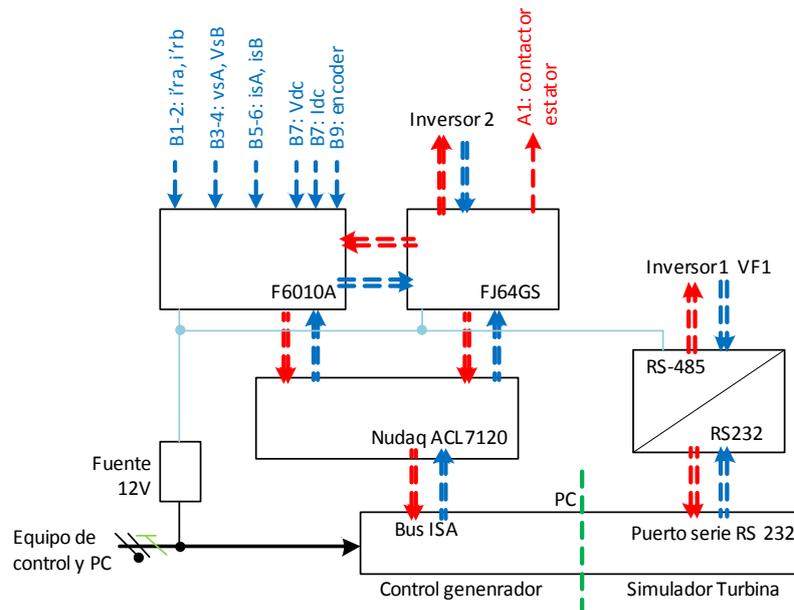


Figura. 6.5
Esquema de control del prototipo de simulador eólico

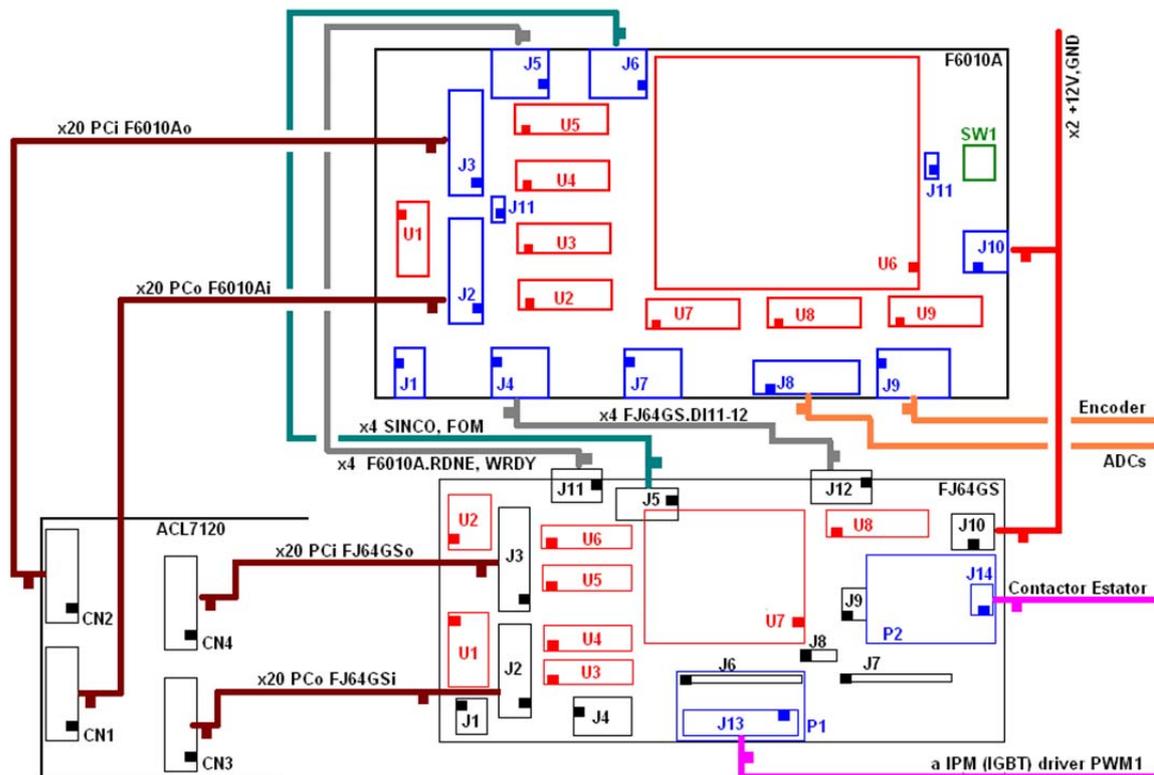


Figura. 6.6
Conexión entre las placas de control ACL7120, FJ64GS y F6010A

El control está centralizado en un ordenador personal. Las tarjetas FJ64GS y F6010A incorporan microcontroladores y se encargan del control del inversor 2 y de la realización de medidas en

tiempo real. La comunicación entre estas tarjetas se realiza con bus paralelo.

La figura anterior muestra el conexionado entre las placas de control ACL7120, FJ64GS y F6010A.

La comunicación con el variador de frecuencia se realiza mediante un bus serie, RS485, a 9600 bits/s.

6.1. Características del inversor 2

El componente central de potencia es un módulo inteligente de potencia de Mitsubishi PM100CS1D12 que incorpora 6 IGBT. No dispone de IGBT para el frenado dinámico. La función de este IGBT es descargar el bus de continua cuando la tensión alcanza un valor demasiado alto.

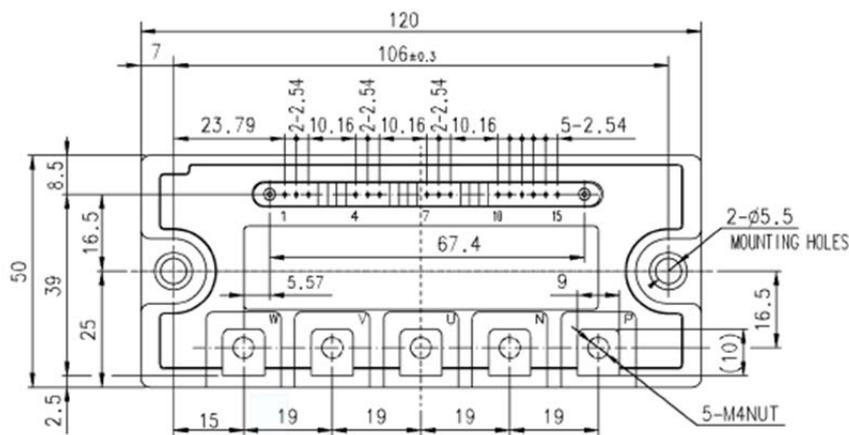


Figura. 6.7
Módulo Mitsubishi Mitsubishi PM100CS1D12

El modulo debe incorporar un radiador capaz de disipar eficazmente todas las pérdidas. Este disipador va dotado de un ventilador que funciona ininterrumpidamente.

Este componente dispone de señales de alarma de sobrecorriente, tensión de alimentación fuera de rango y sobre temperatura. Necesita 4 fuentes de alimentación aisladas de 15 V. Los 3 IGBT de la parte alta, ver figura 3.33 requieren fuentes de tensión de 15 V y señales aisladas. Los 3 IGBT de la parte baja, pueden compartir la misma fuente de alimentación y, en consecuencia, las señales de control pueden trabajar al mismo nivel de tensión.

La alimentación aislada se ha realizado con 4 convertidores DC/DC Murata NMK1215SAC con una tensión de aislamiento de 3 kV. Se alimentan a 12V y proporcionan los 15V. Aunque no ha habido ningún fallo hasta la fecha, ni se detecta calentamiento excesivo, la potencia del convertidor que alimenta a los tres IGBT de la parte baja debería ser mayor.

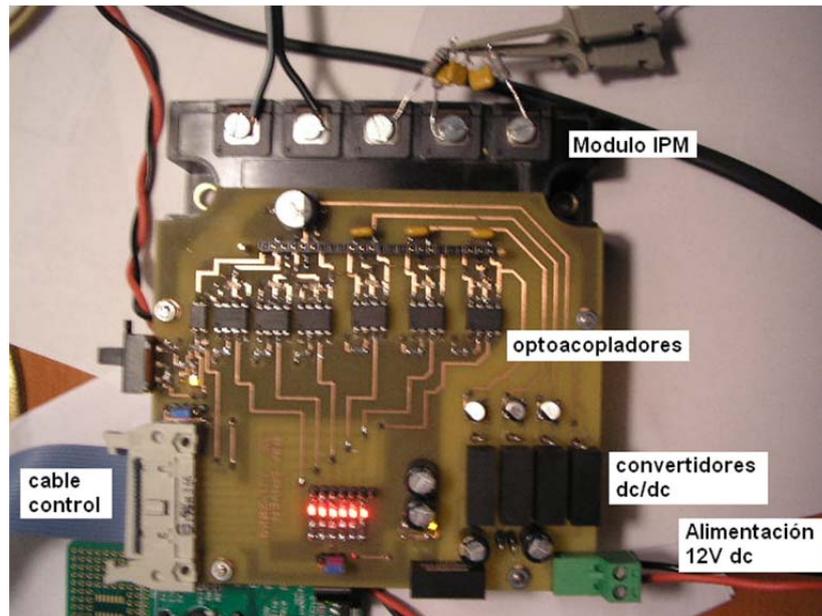


Figura. 6.8
Prueba de funcionamiento inicial del inversor 2

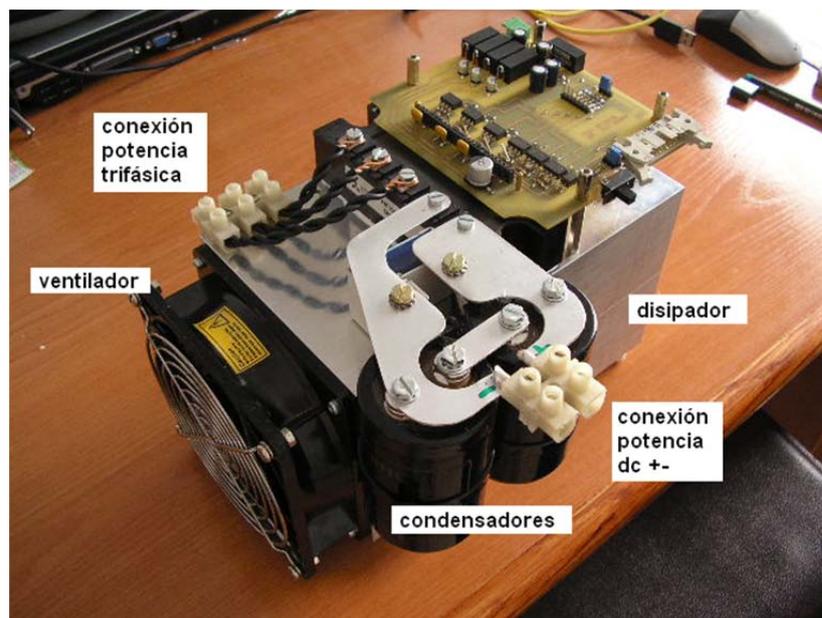
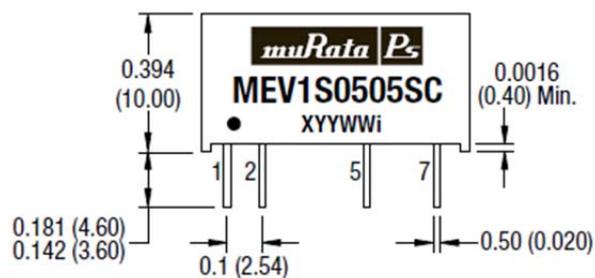


Figura. 6.9
Detalle constructivo del inversor 2



| Pin | Function |
|-----|----------|
| 1 | +VIN |
| 2 | -VIN |
| 5 | -VOUT |
| 7 | +VOUT |

Figura. 6.10
Convertidor DC/DC de Murara NEV1SXXYY, XX=voltaje de entrada, YY=voltaje de salida

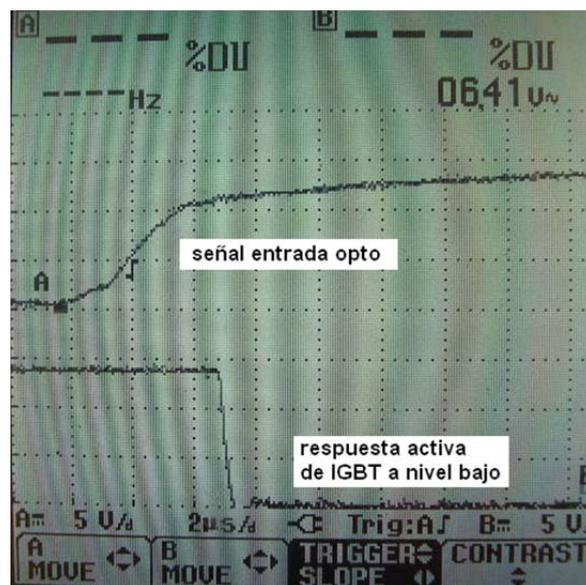


Figura. 6.11

Medición de tiempos de retardo en el disparo de IGBT

A diferencia de un variador comercial, el inversor 2 permite programar cualquier tensión y frecuencia, dentro de sus límites. Los comerciales, orientados a trabajar con motores, están dotados de una serie de protecciones y enclavamientos que impiden el uso adecuado para alimentar el rotor de un generador DFIG. Las características técnicas de este inversor son:

$V_{dc} = 565$ V (tensión nominal del bus dc de continua)

$C = 600$ μ F (capacidad de los condensadores)

$f_c = 2,4$ kHz (frecuencia de conmutación)

$t_{on} = 2$ μ s (tiempo máximo de activación de un IGBT)

$t_{off} = 2,8$ μ s (tiempo máximo de desactivación de un IGBT)

$t_{dt} = 5$ μ s (tiempo muerto)

$A_m = 15242$ (amplitud máxima de control, correspondiente a un DC del 100%; a ésta le corresponde una tensión V_{dc}). Esto implica una resolución del PWM de prácticamente 14 bits

$A_0 = 7621$ (amplitud media correspondiente un DC del 50%; a ésta le corresponde una tensión $V_{dc}/2$).

$A_{dt} = 198$ (amplitud equivalente al tiempo muerto)

Esquema de modulación

Con la tensión de 565 V del bus de continua y con modulación sinusoidal regular simétrica, se

obtienen, sin dificultad, las tensiones que requiere el rotor, que son inferiores a 160, V

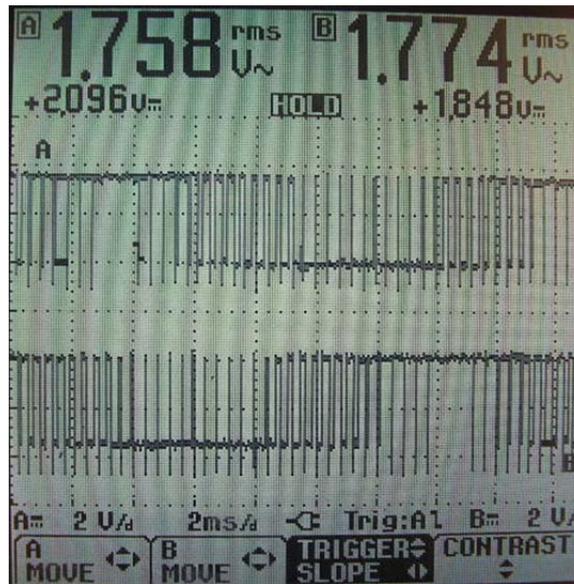


Figura. 6.12

Generación de PWM de onda sinusoidal con el inversor 2

6.1.1. Análisis de armónicos

Componentes armónicas de una onda PWM sin tiempo muerto

En el modo de conmutación regular asimétrico seleccionado, en cada instante de muestreo, T_k , se evalúa el valor $v(t)$ de una onda sinusoidal. Para simplificar el desarrollo se considera que en un ciclo completo de onda sinusoidal hay un número entero N periodos de muestreo (si no fuera así, habría que considerar un número mayor de ciclos con un número N entero de periodos de muestreo). Esto es:

$$T = \frac{1}{f} = N \cdot T_{PWM} \quad [6.1]$$

$$\omega_T = \frac{2\pi}{T} \quad [6.2]$$

El tiempo transcurrido en el muestreo k es:

$$t_k = k \cdot T_{PWM} \quad [6.3]$$

Valor de la magnitud sinusoidal:

$$v_k = v(t_k) = V_m \cdot \text{sen} \left(k \cdot \frac{2\pi}{N} \right) \quad [6.4]$$

duración de los pulsos en el periodo T_{PWM} tal como se muestra en la figura 3.39:

$$T_H = \frac{T_{PWM}}{2} \cdot \frac{v_k + \frac{V_{dc}}{2}}{V_{dc}} = \frac{T_{PWM}}{2} \cdot \left(\frac{v_k}{V_{dc}} + \frac{1}{2} \right) \quad [6.5]$$

$$T_L = T_{PWM} - 2T_H = T_{PWM} \cdot \left(\frac{1}{2} - \frac{v_k}{V_{dc}} \right) \quad [6.6]$$

La componente continua de la onda PWM vale:

$$V_o = \frac{A_o}{2} = \frac{1}{T} \int_0^T V_k(t) dt = \frac{2V_{dc}}{T} \sum_{k=1}^N T_{Hk} = \frac{V_{dc}}{2} \quad [6.7]$$

El valor eficaz descontando la componente de continua:

$$V_{ef}' = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T V_k'^2 dt} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T \left(V_k - \frac{V_{dc}}{2} \right)^2 dt} = \sqrt{\frac{V_{dc}^2}{4T} \int_0^T dt} = \frac{V_{dc}}{2} \quad [6.8]$$

el valor eficaz considerando toda la onda:

$$V_{ef} = \sqrt{\frac{1}{T} \int_0^T V_k^2 dt} = \sqrt{\frac{V_{dc}^2}{T} \sum_{k=1}^N 2T_{Hk}} = \sqrt{V_{ef}'^2 + V_o^2} = \frac{V_{dc}}{\sqrt{2}} \quad [6.9]$$

Debido a la atenuación de los armónicos de orden elevado en las líneas, el valor eficaz es algo inferior al obtenido.

Descontando la componente de continua de la onda, el valor eficaz se puede expresar mediante el desarrollo en serie de [7]:

$$V_k'(t) = \sum_{h=1,2,\dots} [A_h \cos(h\omega_r t) + B_h \text{sen}(h\omega_r t)] = \sqrt{2} \sum_{h=1,2,\dots} V_h \cos(h\omega_r t - \psi_h) \quad [6.10]$$

Con el valor eficaz de cada armónico

$$V_h = R_h = \sqrt{\frac{A_h^2 + B_h^2}{2}} \quad [6.11]$$

Y su ángulo de desfase respecto del fundamental:

$$\phi_h = \tan^{-1} \left(\frac{B_h}{A_h} \right) \quad [6.12]$$

El valor eficaz de la onda alterna se expresa en función de sus componentes armónicas:

$$V_{ef}' = \sqrt{\sum_{h=1,2,\dots} V_h^2} \quad [6.13]$$

Los coeficientes del desarrollo en serie de Fourier valen:

$$\begin{aligned}
 A_h &= \frac{2}{T} \int_0^T V_k(t) \cdot \cos(h\omega_T t) \cdot dt = \\
 &= \frac{-2V_{dc}}{T} \sum_{k=1}^N \left[\int_{(k-1)T_{PWM} + T_{Hk}}^{kT_{PWM} - T_{Hk}} \cos(h\omega_T t) \cdot dt \right] = \\
 &= \frac{V_{dc}}{\pi} \sum_{k=1}^N \frac{1}{h} \left[\text{sen} \{h\omega_T [(k-1)T_{PWM} + T_{Hk}]\} - \text{sen} \{h\omega_T [kT_{PWM} - T_{Hk}]\} \right]
 \end{aligned}
 \tag{6.14}$$

$$\begin{aligned}
 B_h &= \frac{2}{T} \int_0^T V_k(t) \cdot \text{sen}(h\omega_T t) \cdot dt = \\
 &= \frac{-V_{dc}}{T} \sum_{k=1}^N \left[\int_{(k-1)T_{PWM} + T_{Hk}}^{kT_{PWM} - T_{Hk}} \text{sen}(h\omega_T t) \cdot dt \right] \\
 &= \frac{V_{dc}}{\pi} \sum_{k=1}^N \frac{1}{h} \left[\cos \{h\omega_T [kT_{PWM} - T_{Hk}]\} - \cos \{h\omega_T [(k-1)T_{PWM} + T_{Hk}]\} \right]
 \end{aligned}
 \tag{6.15}$$

Componentes armónicas de una onda PWM con tiempo muerto

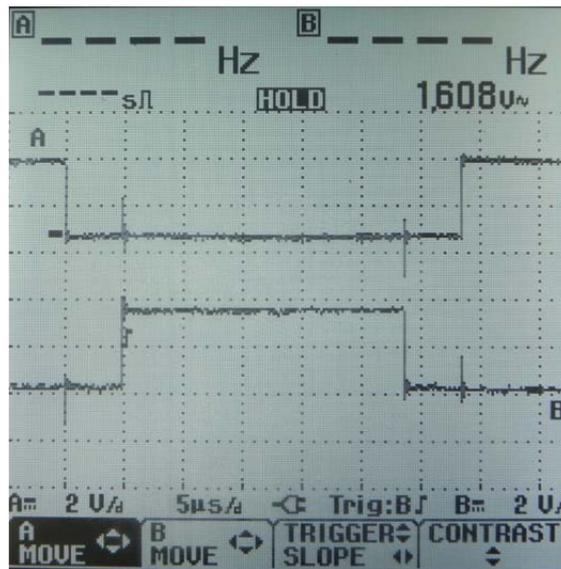


Figura. 6.13
Tiempo muerto entre conmutadores altos y bajos del inversor 2

Durante el tiempo muerto t_{td} los dos interruptores de una rama H_x y L_x permanecen abiertos ($H_x=1$, $L_x=0$). Pero, tal como se describe en las figuras 3.36 y 3.37, puede haber paso de corriente a través de los diodos antiparalelo.

Así, si la corriente es positiva (saliente del inversor), el periodo de tiempo muerto equivale a un estado de tensión bajo equivalente a activar el conmutador L_x . Y si la corriente es negativa (entrante al inversor), el periodo de tiempo muerto equivale a un estado de tensión alto equivalente a activar el conmutador H_x . Ver figuras 6.14 y 6.15.

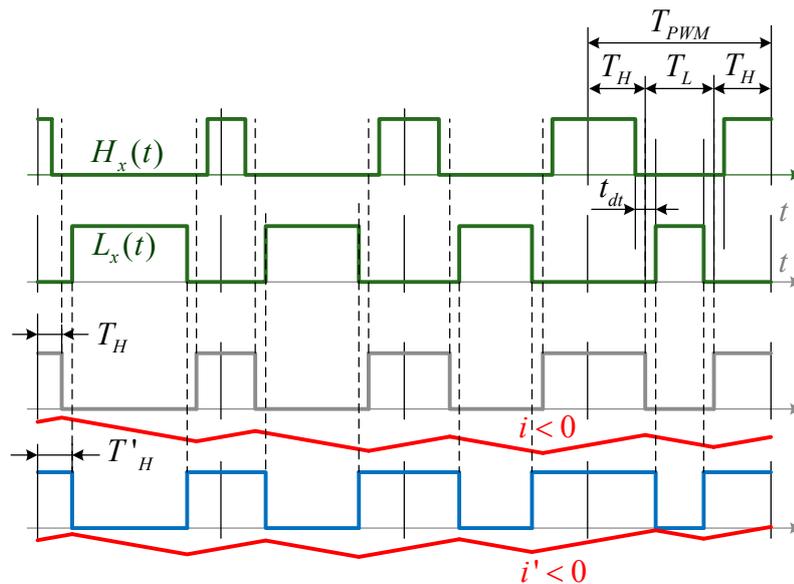


Figura. 6.14

Corriente sin tiempo muerto i . Paso de corriente negativa en el tiempo muerto i'

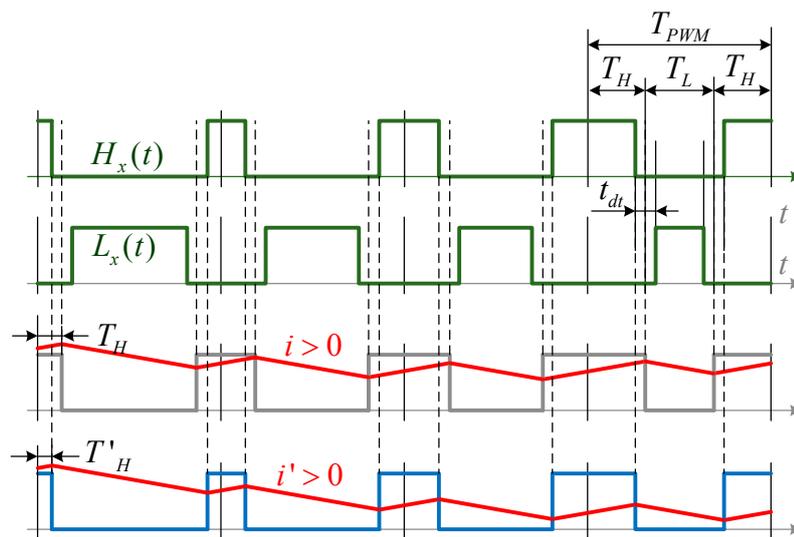


Figura. 6.15

Corriente sin tiempo muerto i . Paso de corriente positiva en el tiempo muerto i'

Respecto al apartado anterior que operaba sin tiempo muerto, cambia la duración del pulso T_H en

$$\pm \frac{t_{dt}}{2} :$$

$$\text{Si } i_x < 0 \quad \rightarrow \quad T'_H = T_H + \frac{t_{dt}}{2} = \frac{T_{PWM}}{2} \cdot \left(\frac{v_k}{V_{dc}} + \frac{1}{2} \right) + \frac{t_{dt}}{2} \quad [6.16]$$

$$\text{Si } i_x > 0 \quad \rightarrow \quad T'_H = T_H - \frac{t_{dt}}{2} = \frac{T_{PWM}}{2} \cdot \left(\frac{v_k}{V_{dc}} + \frac{1}{2} \right) - \frac{t_{dt}}{2} \quad [6.17]$$

La componente continua no cambia puesto que en la mitad de un ciclo la corriente tiene un sentido

y en la otra mitad el contrario.

Como se trabaja en corriente alterna, el sentido de la corriente viene determinado por el valor de la tensión y el desfase entre tensión e intensidad.

$$\phi = \phi_V - \phi_I \quad [6.18]$$

Puesto que la tensión se evalúa con la expresión [6.4] el signo de la intensidad se evalúa con:

$$\text{signo}(i_k) = \text{signo} \left[\text{sen} \left(k \cdot \frac{2\pi}{N} - \phi \right) \right] \quad [6.19]$$

Utilizando las expresiones anteriores, el programas **ArmPWM2d** obtiene el valor eficaz de la componente fundamental y los primeros 24 armónicos (desde h=2 hasta h=25) de una onda modulada en pulsos PWM con tiempo muerto. En la figura se muestran los armónicos de una onda de valor eficaz 73,84 V y frecuencia 20 Hz, con una frecuencia de conmutación de 2,4 kHz, un tiempo muerto de 5 μ s y una tensión del bus de continua $V_{dc} = 565$ V.

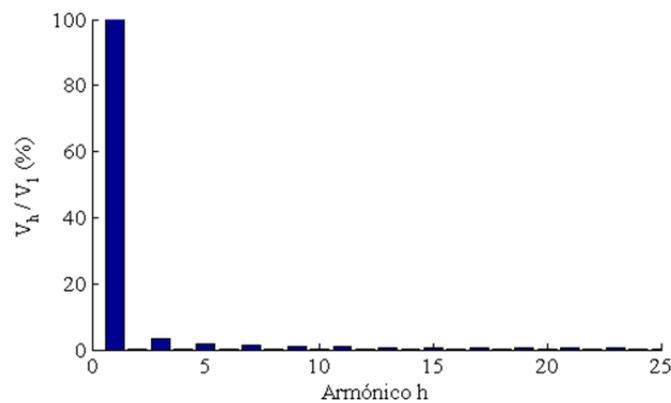


Figura. 6.16
Componentes armónicas de una tensión eficaz de 73,84 V y 20 Hz

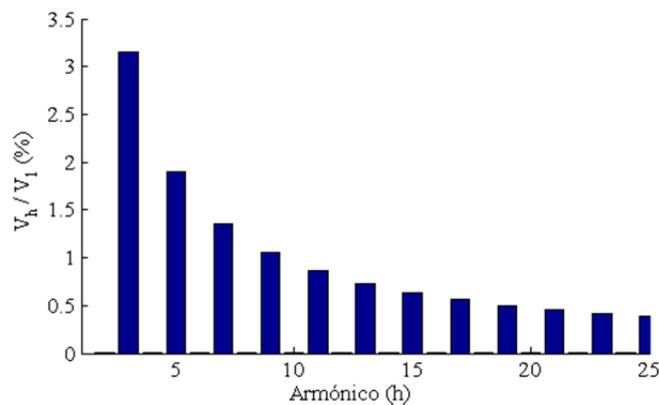


Figura. 6.17
Detalle de componentes armónicas de una tensión eficaz de 73,84 V y 20 Hz

En consecuencia, este tipo de modulación no parece plantear ninguna dificultad, con el tipo de

modulación elegida, la frecuencia de conmutación y los niveles de tensión y frecuencia de funcionamiento necesarios.

No obstante, el uso de batería de condensadores en el estator podría tener efecto amplificador de armónicos y debería de considerarse el uso de filtros que los atenúen.

6.2. Tarjeta de control FJ64GS

Esta tarjeta hecha a medida, es la encargada de gobernar el funcionamiento del inversor. Lleva un microcontrolador de Microchip DSPIC33FJ64GS. Este dispone de 12 salidas para controlar hasta 12 IGBT (dos inversores) y de una funcionalidad extensa que permite trabajar con modulación sinusoidal, tiempos muertos, leer varios encoder... Como trabaja a 3,3 V se han tenido que emplear drivers que transforman los 3,3 V en 5 V (74HC244) y viceversa (74LV244) para comunicar la esta tarjeta con la placa Nudaq ACL7120.

Esta placa realiza la sincronización de todo el sistema, PC y F6010A, lanzando una señal de sincronismo cada 0,833 ms (1200 Hz). En este intervalo F6010A debe realizar todas las medidas y enviarlas a PC y PC debe procesar las lecturas de las medidas del periodo anterior y enviarlas. FJ64GS debe recibir señales de sincronismo aceptado y en caso contrario cierra la conmutación del inversor 2. FJ64GS también tiene el control del contactor que alimenta el estator desde la red.

Para la programación de este controlador de Microchip se utilizado el Mplabc30 versión 3.3 para dsPICs. La carga de los programas se ha realizado con la herramienta ICD2 de este mismo fabricante.

La tarjeta tiene dos modos de operación: FRQ (frecuencia) y ANG (ángulo). En modo FRQ el PC envía la frecuencia y amplitud correspondiente a la fase *a* del rotor; FJ64GS genera las formas de onda correspondientes a la fase *a*, *b* y *c* con la amplitud correspondiente y desfasadas 120 °.

En modo ANG, cada 0,833 ms la tarjeta FJ64GS recibe de PC la amplitud y el ángulo correspondiente a la forma de onda. Si no recibe esta información desconecta inmediatamente el inversor. Es posible cambiar de un modo a otro, por ejemplo, al realizar una sincronización primero se fija el ángulo inicial en modo ANG y, después se pasa al modo FRQ. En este modo FJ64GS genera las formas de onda trifásicas con las consignas de amplitud y frecuencia que se le ha transmitido y, si estas condiciones no cambian, no necesita recibir instrucciones adicionales.

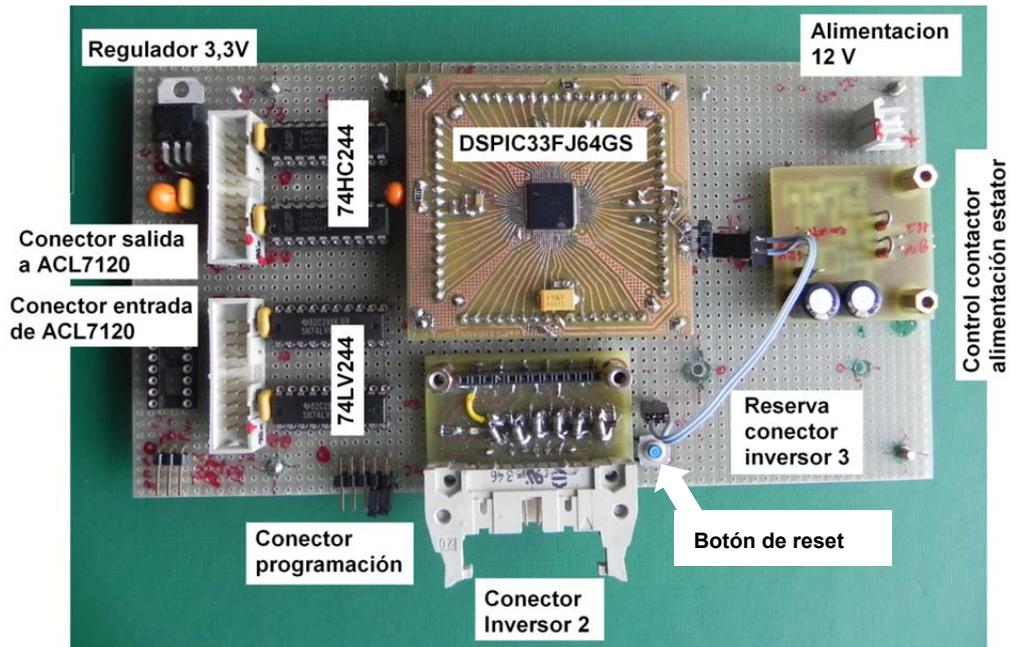


Figura. 6.18
Detalle constructivo de la placa controladora FJ64GS

También incorpora comandos para incrementar o reducir, frecuencia, amplitud, desfase y comandos que devuelven los parámetros de configuración, por ejemplo, el ángulo que está programando en la fase a en ese instante, el estado del contactor del estator, o bien, ante un fallo, devuelve el tipo de fallo, por ejemplo, una sobrecorriente en IGBTs.

La figura 6.19 muestra la funcionalidad de las conexiones del controlador DSPIC33FJ64 con las últimas modificaciones realizadas.

6.3. Tarjeta de control F6010A

Esta placa hecha a medida, es la encargada de realizar de forma sincronizada, esto es, en el mismo instante, las 9 medidas eléctricas: ira , irb , vsA , vsB , isA , isB , Vdc e Idc . Para ello envía una señal de reloj (SCLK), y una señal de selección (CS) a las tarjetas sensoras. Después de aproximadamente $50 \mu s$ los datos están listos y se reciben al mismo tiempo, vía serie, por 8 líneas (D0-7), correspondientes a cada uno de los sensores. Los convertidores ADC de las tarjetas sensoras son de 12 bits con comunicación serie. También lee las 3 señales de un encoder en cuadratura con índice (index). Toda esta funcionalidad la realiza el microcontrolador de Microchip DSPIC30F6010A que funciona a 5 V.

La figura 6.20 muestra la funcionalidad de cada pin o patilla del microcontrador.

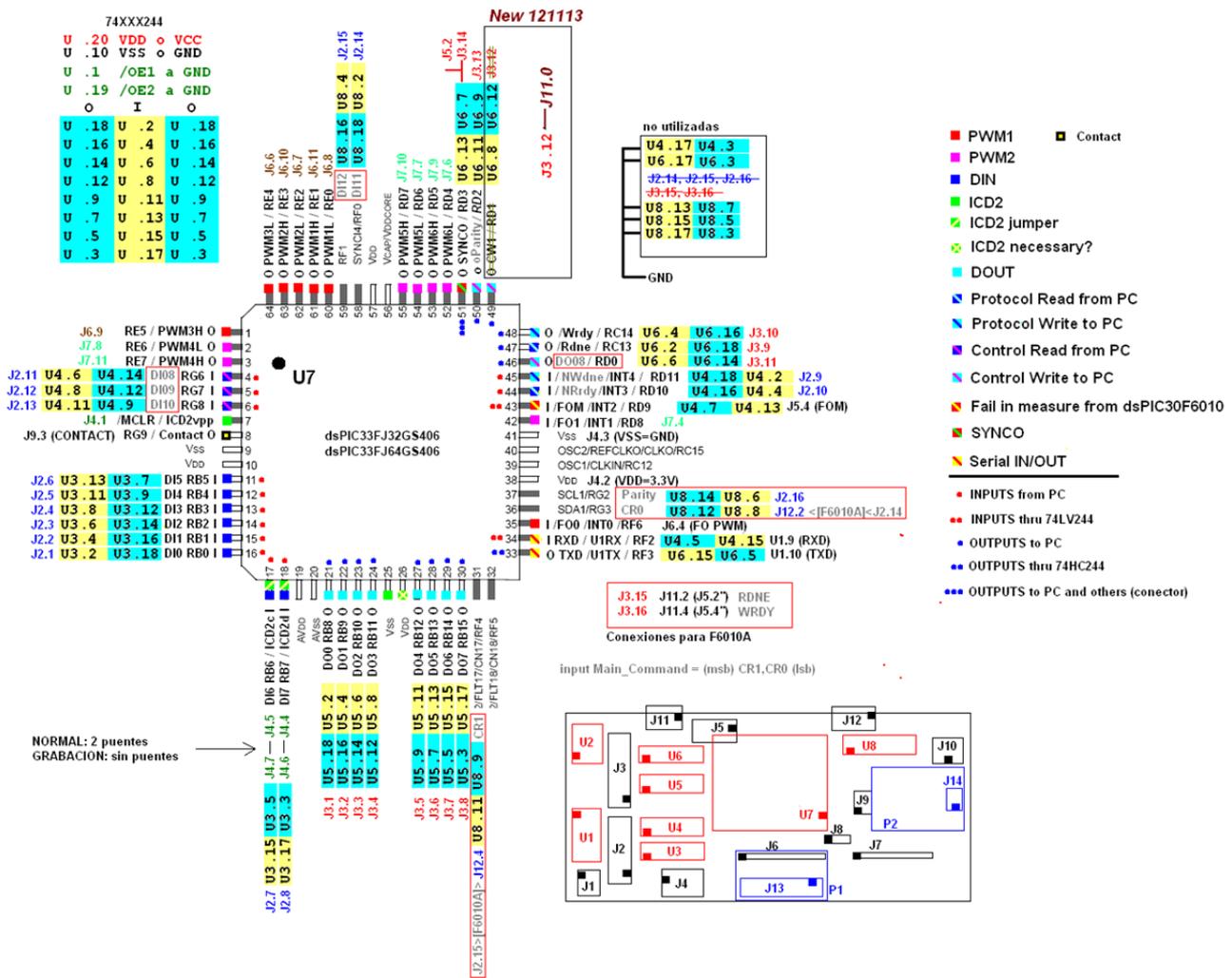
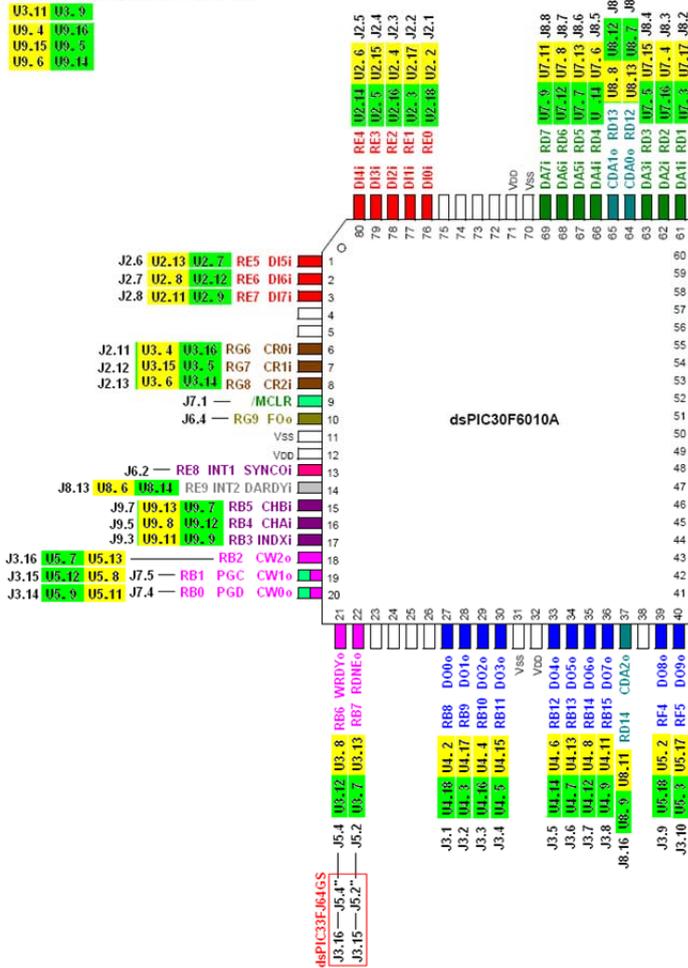


Figura. 6.19
Funcionalidad de las conexiones de FJ64GS

Posiciones libres (N/U) en conectores de placa dsPIC30F6010A: J2.16, J8.17
 Puertas libres en placa dsPIC30F6010A:

U3.11 U3.9
 U9.4 U9.16
 U9.15 U9.5
 U9.6 U9.14



En placa dsPIC33FJ64GS se añade el integrado U6 (74LVC244) para completar datos entrada adicionales D18-12.



Atención: el pin J4.3 no va a GND como se había previsto inicialmente

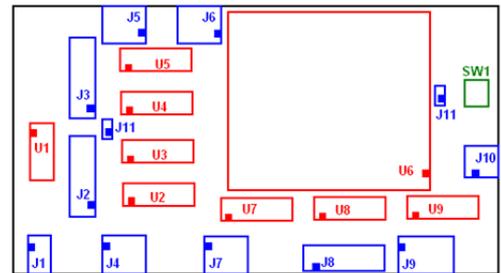
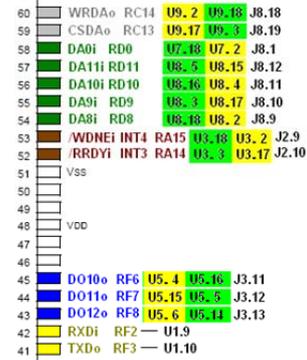


Figura. 6.20
 Funcionalidad de las conexiones de F6010A

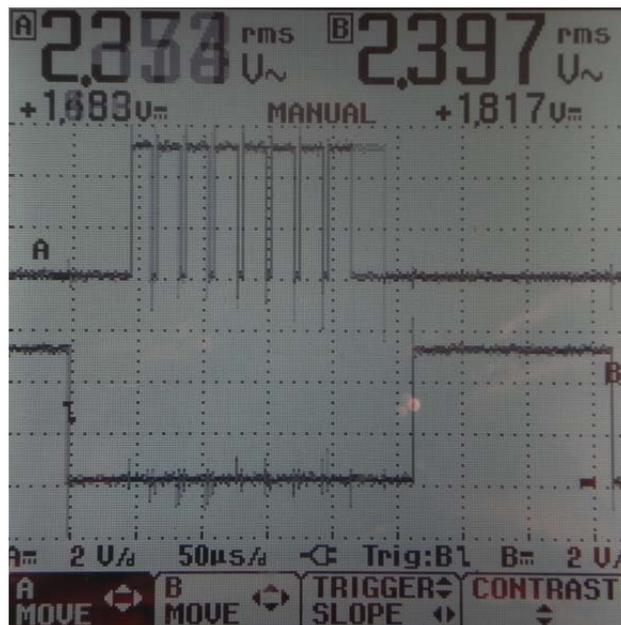


Figura. 6.21
 Realización de pruebas de comunicación entre la tarjeta F6010A y la tarjeta interfaz Nudaq ACL7120

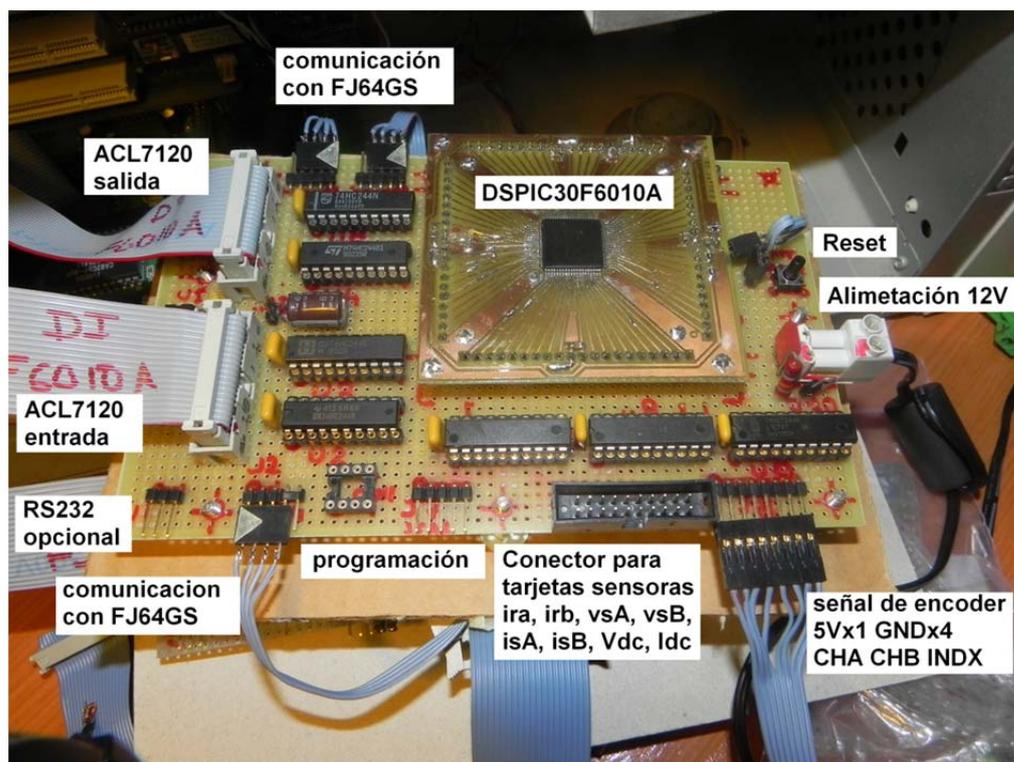


Figura. 6.22
Realización de pruebas con la placa F6010A

6.3.1. Tarjeta sensora de corriente

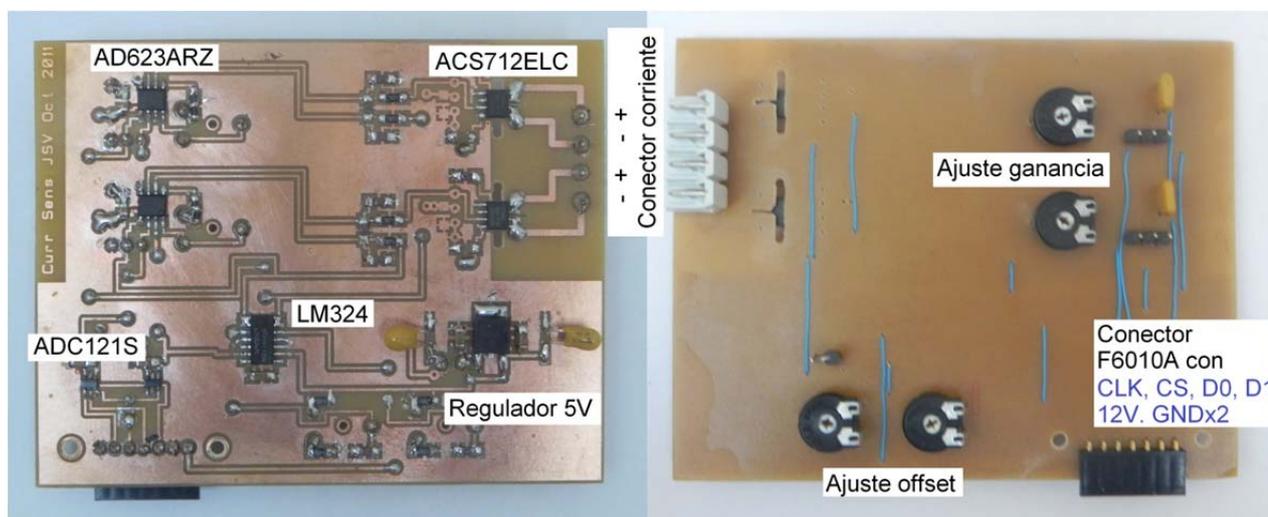


Figura. 6.23
placa sensora de corriente

La tarjeta F6010A coordina 3 tarjetas sensoras de corriente, cada una de las cuales puede medir dos corrientes distintas independientes. Así, SENS11 mide *ira*, *irb*; SENS12, *isA*, *isB* y SENS13, *Idc*.

Cada una de estas placas incorpora dos sensores de corriente por efecto hall de Allegro

ACS712ELCTR-05B-T, dos amplificadores operacionales de instrumentación Analog Devices AD623ARZ, dos convertidores analógicos digitales (ADC) de National ADC121S021CIMF y cuatro amplificadores operaciones en un solo chip (quad opamp), LM324 de National.

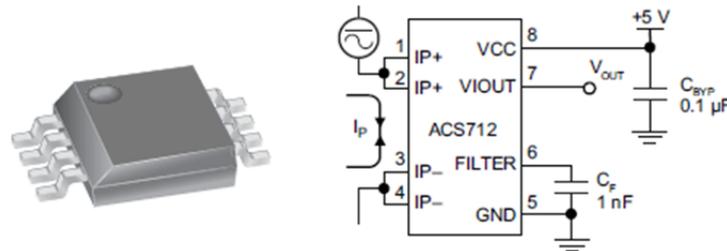


Figura. 6.24
sensor de corriente hall Allegro ACS7112

El sensor ACS7112 da una salida proporcional a la corriente con un offset: $v_o = 2,5 + 0,185 \cdot v_i$. Si la corriente es positiva la salida es mayor de 2,5 V, siendo menor de 2,5 cuando es negativa. El sensor elegido trabaja linealmente en el rango de ± 5 A y soporta pulsos de corriente de hasta 60 A. Con este mismo encapsulado Allegro tiene sensores de ± 20 A y ± 30 A.

El ADC ADC121S es de 12 bits y transmite los datos por una comunicación serie síncrona que utiliza las señales de entrada: selección (/CS), reloj (SCLK); y la señal de salida (DATA). La tarjeta F6010A genera la señal /CS y SCLK que comparten las 8 tarjetas que realizan mediciones eléctricas, entre ellas las tarjetas sensoras de corriente. Las 8 señales DATA son independientes y se leen al mismo tiempo. La velocidad máxima de la transmisión de datos es de 200 kbps (0,2 millones de muestras por segundo)

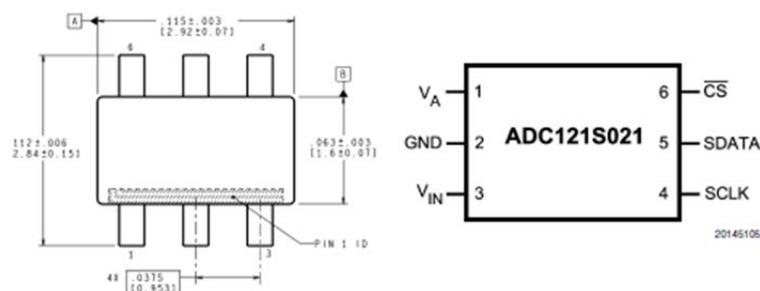


Figura. 6.25
convertidor ADC121A de National

El amplificador de instrumentación de Analog Devices AD623ARZ, internamente está constituido por un conjunto de amplificadores operaciones compensados y ajustados y ofrece las siguientes características, ganancia estable, muy bajo offset, ganancia en modo común despreciable, bastante estable con la temperatura, etc., es decir, simplifica el hardware de la parte analógica y evita problemas de ajustes y calibraciones continuas que se suelen aparecer al utilizar operacionales de

propósito general.

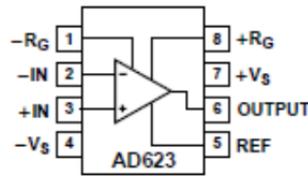


Figura. 6.26
amplificador de instrumentación de Analog Devices AD623RZ

6.3.2. . Tarjeta sensora de tensión

La placa F6010A coordina 2 tarjetas sensoras de tensión, cada una de las cuales puede medir dos tensiones. Así, SENSIV mide v_{sA} , v_{sB} y SENSI2, V_{dc} .

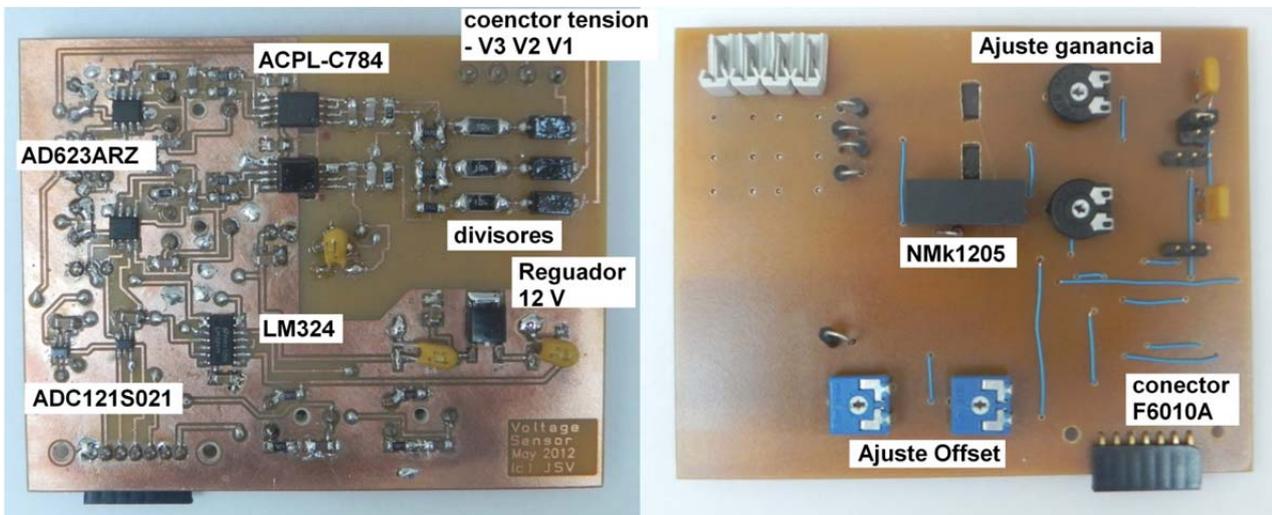


Figura. 6.27
placa sensora de tensión

Cada una de estas placas incorpora dos opto-operacionales de Avago ACPL-C784-000E. Estos tienen un rango de medida de tensión limitada, por lo que se utilizan divisores de tensión con resistencias muy estables con la temperatura (100 y 200 ppm).

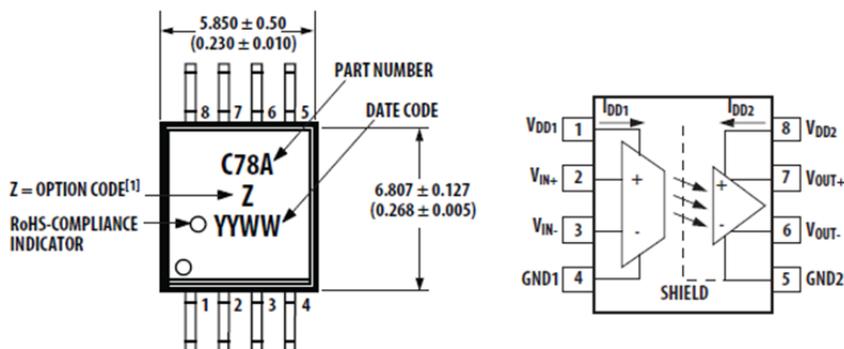


Figura. 6.28
opto-operacional Avago ACPL-C784

La alimentación del lado de señales (VDD2 y GND2) se realiza a 5V y se obtiene del regulador que es alimentado a 12V. Como necesita alimentación aislada independiente en el lado del primario (VDD1, GND1), se utiliza un DC/DC de 12 a 5V con aislamiento de 3 kV Murata NMK1205, igual que el modelo MEV1S1205. El DC/DC que es compartido por los dos sensores con el retorno GND1 común. Ello implica que las tensiones que se miden con una de estas tarjetas están interconectadas en GND1 y no pueden ser independientes. Estas tarjetas tienen 3 bornes

Al medir tensiones trifásicas este punto GND1 es el centro de una estrella y, aunque solo se miden dos fases, hay que conectar las 3 para equilibrar el centro de estrella. Ver figura siguiente.

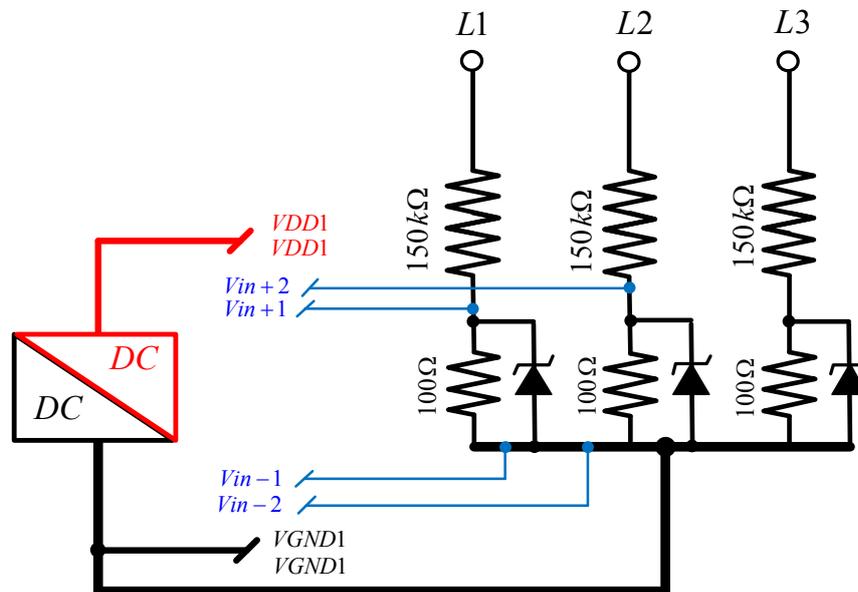


Figura. 6.29

Conexión de una línea trifásica a la tarjeta sensora de tensión

El resto de componentes, amplificador de instrumentación, convertidores ADC y regulador de tensión son idénticos a los de la tarjeta sensora de corriente.

6.3.3. Montaje de las tarjetas sensoras de corriente y tensión

Como todas estas placas comparten señales se montan sobre una base común que se conecta a F6010A. Ver figuras 6.30 y 6.31

6.3.4. . Encoder de cuadratura con índice de paso por cero

El encoder consta de dos circuitos Agilent HEDS9700H. Estos sensores llevan dos canales CHA y CHA que permiten leer el disco de 400 marcas en cuadratura, lo que supone una resolución de $4 \cdot 400 = 1600$ cuentas por revolución y poder detectar el giro en sentido inverso.

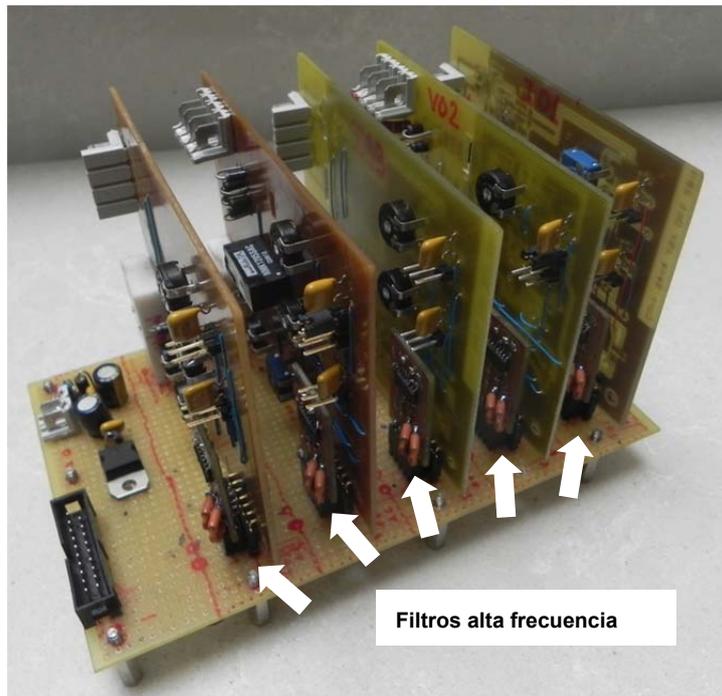


Figura. 6.30

soporte de conexión de placas sensoras de corriente y tensión con filtros de alta frecuencia para atenuar ruido

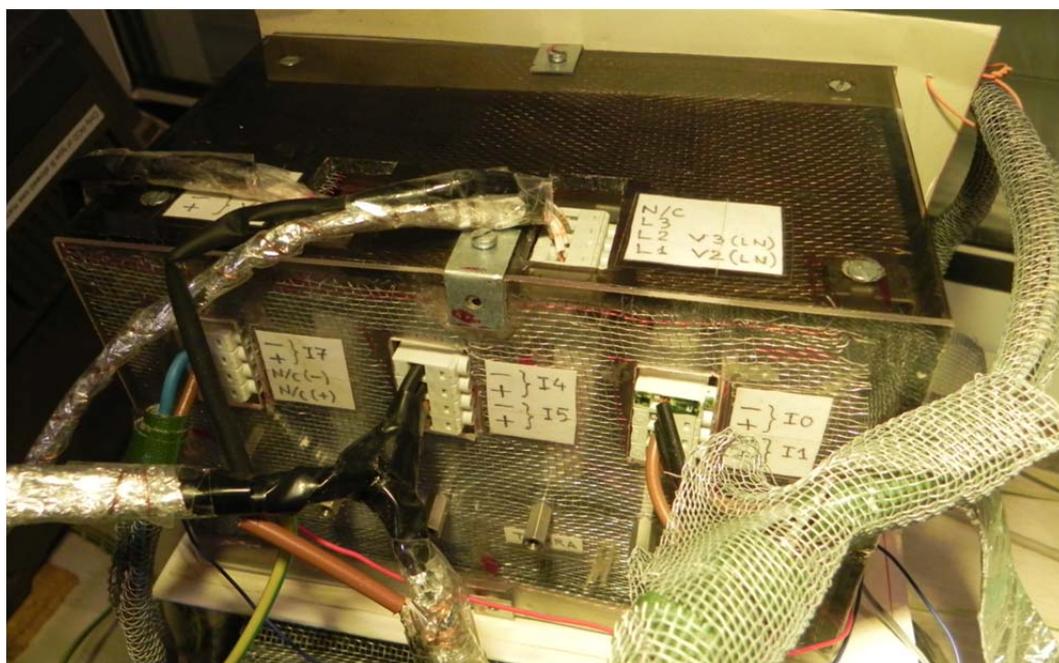


Figura. 6.31

Montaje del conjunto de sensores eléctricos en una caja apantallada. También se observa el apantallamiento de los cables de potencia con tela de acero y de los cables de señal y medida con aluminio

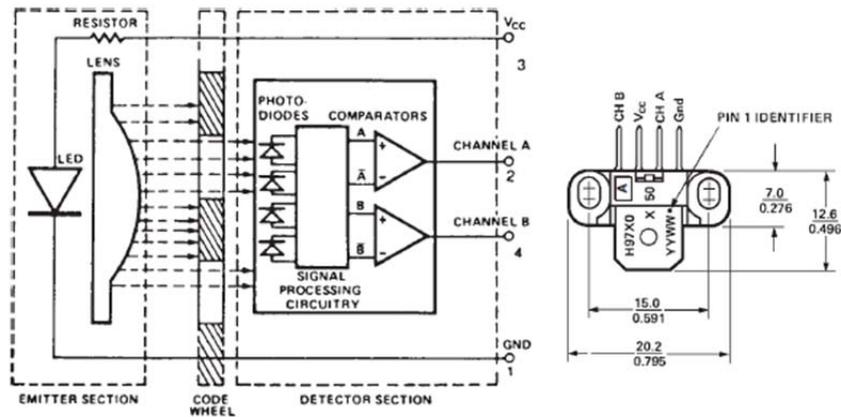


Figura. 6.32
Circuito Agilent HEDS9700H para la lectura de discos con 400 marcas

Como se va a controlar un motor de 2 pares de polos, esto supone 800 cuentas por ciclo eléctrico, esto es una resolución en el posicionado del rotor de $360/800 = 0,45^\circ$ eléctricos.

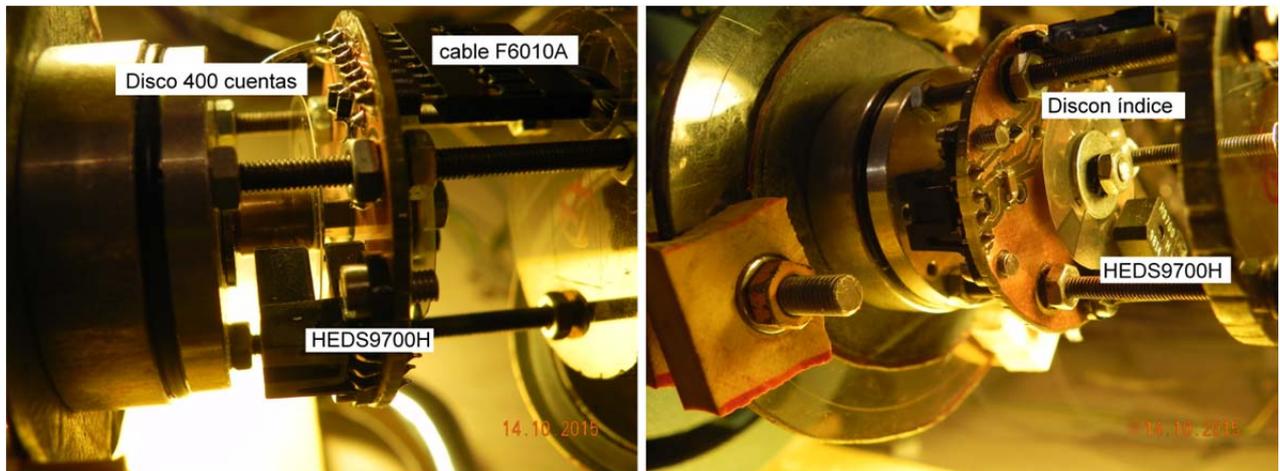


Figura. 6.33
El encoder que se aprecia en fig. izquierda realiza lectura en cuadratura del disco con 400 marcas.
El encoder de la izquierda solo utiliza un canal y lee la marca de paso por cero



Figura. 6.34
Detalle del disco del encoder de 400 marcas

El primer integrado (izquierda de la figura) realiza la función descrita. El segundo integrado (derecha) solo utiliza el canal A para detectar el paso por cero en un único sentido (obsérvese que la marca de este segundo disco es grande).

Los encoders se han montado sobre una tarjeta, y ésta, sobre un soporte base con rodamiento de un encoder industrial de poca resolución obsoleto. En conjunto lleva envolvente para que no entre polvo.

6.4. Ordenador

El ordenador trabaja en tiempo real. Cada 0,833 ms debe leer las 9 medidas que le llegan de la tarjeta F6010A, a través del interfaz Nudaq ACL7120. Con esta información, escala las medidas con las constantes de calibración y determina su magnitud, realiza cambios de ejes y cálculos vectoriales en coma flotante, obtiene la potencia activa, procesa los cálculos digitales en los reguladores GP_{pi} y GQ_{pi} y aplica la compensación, guarda información en memoria RAM y envía las componentes de tensión del rotor en forma de valor eficaz y ángulo de la componente ($v'ra$) a la tarjeta FJ64GS

Además dispone de alarmas de sobrecorriente y sobretensión que procesa inmediatamente.

En consecuencia, el ordenador no debe ser interrumpido por otras tareas de gestión propia del sistema operativo o similar. Cuando empezó este trabajo se pensó en el sistema operativo DOS, como algo provisional que podía servir para empezar a realizar pruebas, pues hace unos cuantos años, trabajando en Celsa Eichhoff, S.A. desarrollamos programas de pruebas para plotters de Hewlett Packard en tiempo real y el resultado fue satisfactorio.

Existen sistemas mucho más potentes, ordenadores con varios núcleos, sistemas operativos que pueden configurar para que parte de estos núcleos trabaje en tiempo real, software y sistemas de adquisición de datos que pueden adaptarse a este tipo de pruebas como, por ejemplo, Labview®.

Los programas en el prototipo de simulación están codificados en C++ y, con pequeños cambios que dependen del hardware y del sistema operativo, podrían trasladarse a otras plataformas.



*Figura. 6.35
Tarjeta Nudaq ACL7120 conectada a PC*

Debido a las vibraciones de la bancada del motor y generador, en lugar de discos magnéticos se ha tenido que utilizar discos de estado sólido. En este caso, dado que los programas son muy ligeros, se han podido utilizar módulos de Compact Flash con un adaptador para enchufar en los conectores IDE del PC.



*Figura. 6.36
Dos módulos de Compact Flash utilizados como discos duros*



Figura. 6.37

Tarjeta de conversión RS485 / RS232 conecta a un puerto serie del PC

6.4.1. Ajustes y calibración

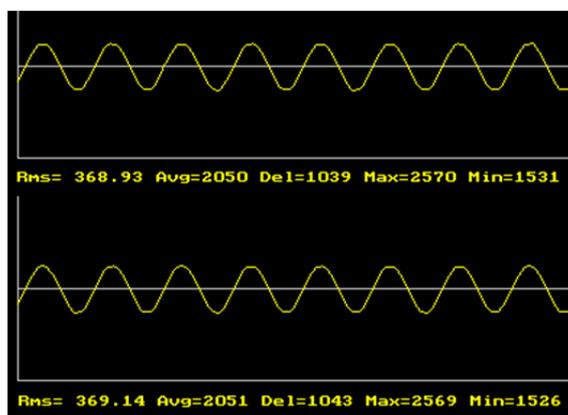


Figura. 6.38

Captura de pantalla de PC durante proceso de calibración de amperímetros y voltímetros

Se han realizado programas para facilitar la calibración de los voltímetros, amperímetros, así como el encoder con ayuda de equipos patrón externos. Para las magnitudes eléctricas se ha estado utilizando un analizado de redes monofásicas FLUKE 43B

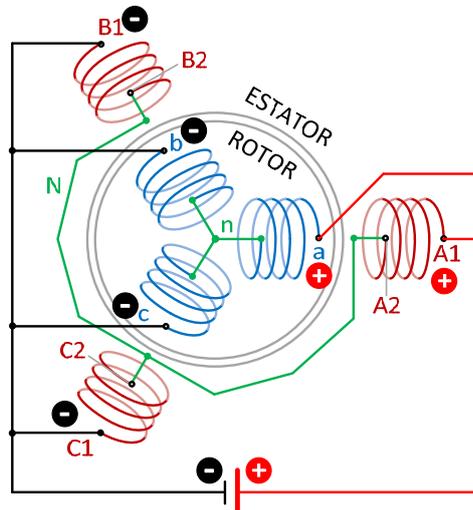
Es muy importante verificar la polaridad correcta de todas las alimentaciones en continua. Una medida eficaz es utilizar conectores polarizados con una única posibilidad de conexión.

Hay que verificar la secuencia de fases en todos los puntos de conexión. Es práctico utilizar conductores de colores diferentes, por ejemplo, marrón, negro y gris, tal como indica el reglamento, de manera que cada color siempre este identificando a la misma fase. La comprobación de la secuencia de fase se ha hecho con un verificador FLUKE 1654B.

Es imprescindible asegurar el sentido de giro correcto; si por error el sentido de giro es contrario al que produce el inversor 2 y, la velocidad está alejada de la velocidad de sincronismo puede

resultar catastrófico aunque actúen las protecciones.

La calibración o ajuste del ángulo 0° del rotor se realiza alineando estator y rotor. Para ello se alimenta el estator y el rotor en corriente continua con la misma polaridad. Por ejemplo, como se indica en la figura



*Figura. 6.39
Posición de ajuste a 0° de la posición del rotor*

En motores manipulados por terceros conviene asegurar la correcta posición de los bornes del estator. Para ello, el rotor se deja en la posición que indica la figura y, en el estator se sigue la secuencia de conexión siguiente: 1) posición de partida: A1+, B1-, C1-; 2) A1-, B1-, C1+; 3) A1-, B1+, C1- y vuelve a la posición inicial de partida. En cada cambio de posición debe haber un avance de 120 grados eléctricos, que para una máquina de dos pares de polos son 60° . Si no ocurre esto, algún borne no está bien identificado, o bien la máquina ha sufrido alguna avería que provoca cortocircuito o circuito abierto.

6.5. Resultados prácticos obtenidos

6.5.1. Tensión del rotor en vacío

Con los elementos de medida que incorpora el prototipo se ha medido la tensión en vacío del rotor y el desfase respecto a la tensión del estator. La característica teórica V_{ro} se obtiene a partir de las expresiones del punto 0.

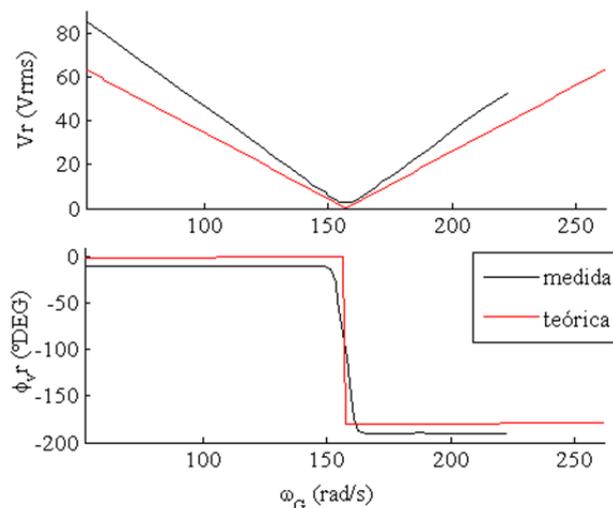


Figura. 6.40

Característica de vacío con rotor abierto media y teórica obtenida tal como se describe en punto 0

La diferencia entre la tensión medida y teórica, aparentemente se podría explicar como un error en la estimación de la relación de transformación estator rotor.

6.5.2. Característica en carga en régimen permanente

PREVISIÓN TEÓRICA

Aplicando el programa **Dfig_en_carga** al generador de rotor bobinado con las siguientes limitaciones:

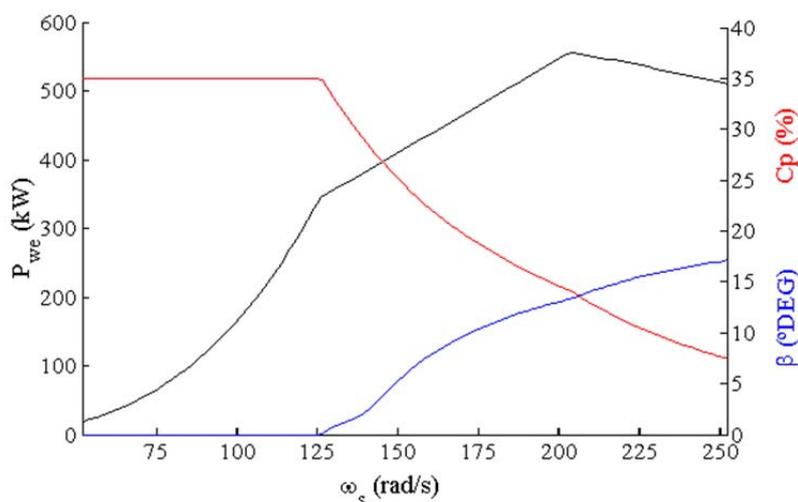


Figura. 6.41

Potencia efectiva de la hipotética turbina, coeficiente de potencia cp(%) y ángulo paso de pala de los álabes

$Q_s = 400$ var (potencia consumida por el estator)

$P_{sgmáx} = 350$ W (potencia máxima generada por estator)

$P_{wmax} = 650$ W (potencia máxima de la hipotética turbina. El motor podría trabajar con sobrecarga.

$V_s = 400$ V (tensión de la red equilibrada)

$f_s = 50$ V (frecuencia de la red)

Se obtienen las siguientes características de la figuras 6.41 a 6.45 :

El motor que simula la turbina, en el punto más desfavorable trabaja a su potencia nominal de 550 W.

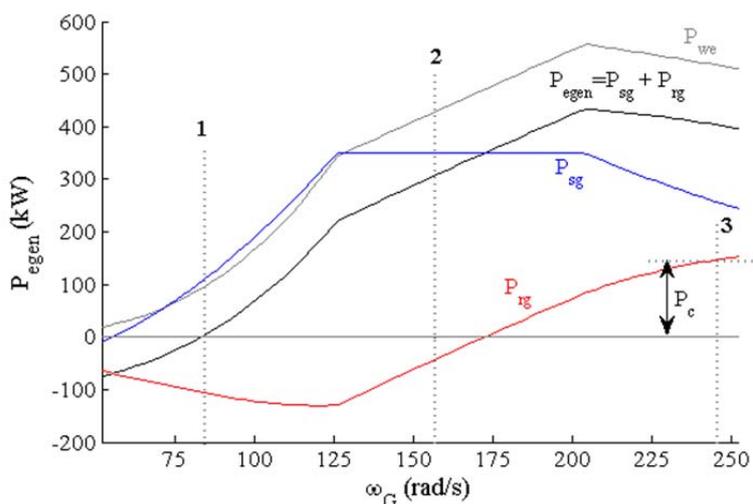


Figura. 6.42

Potencia eléctrica generada (P_{egen}), potencia eléctrica generada por el estator (P_{sg}) y potencia generada por el rotor (P_{rg})

Se observa como la velocidad mínima de funcionamiento del prototipo de aerogenerador, a partir de la cual se genera energía es de 84 rad/s (línea vertical 1).

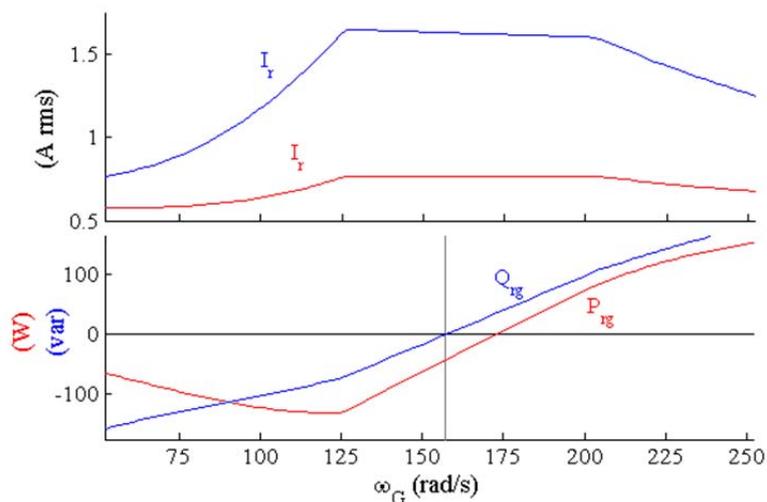


Figura. 6.43

En el primer gráfico: corriente de estator (I_s) y de rotor (I_r) en función de la velocidad del generador.
En el segundo gráfico: potencia activa (P_{rg}) y potencia reactiva (Q_{rg}) que genera el rotor

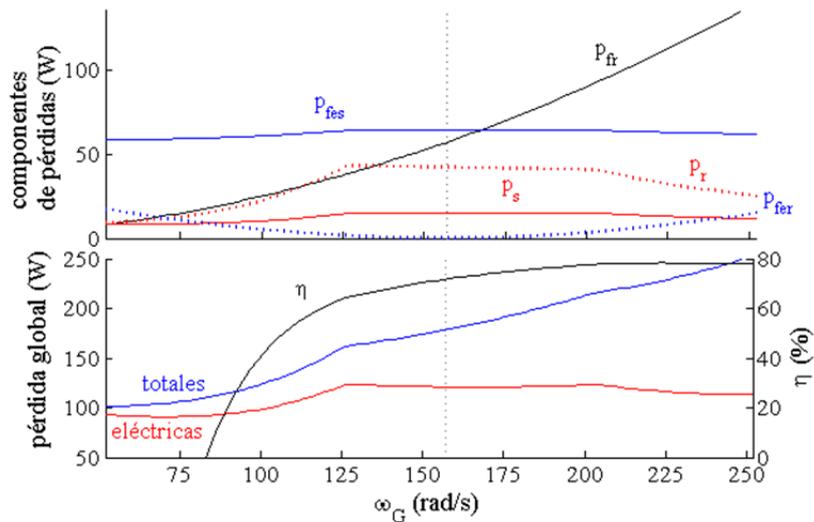


Figura. 6.44

En el primer gráfico: Componentes de las pérdidas: en el núcleo magnético de estator (p_{fes}), de rotor (p_{fer}); en los devanados del estator (p_s), del rotor (p_r); pérdidas mecánicas (p_{fr})
 En el segundo gráfico: pérdidas eléctricas globales, pérdidas totales y rendimiento

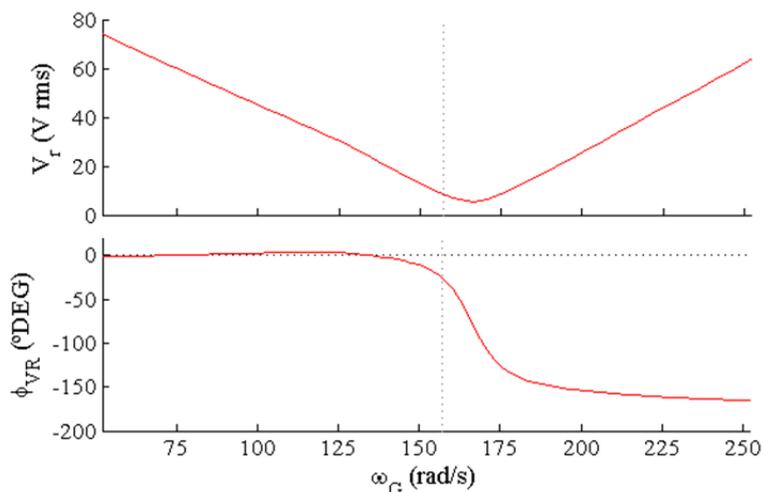


Figura. 6.45

En el primer gráfico: Tensión eficaz del rotor
 En el segundo gráfico: desfase de la tensión del rotor respecto de la tensión del estator

MEDICIONES OBTENIDAS EN EL PROTOTIPO

El prototipo se ha ensayado para velocidades entre 93 rad/s (888 rpm) y 210 rad/s (2005 rpm). En este rango se ha ajustado la potencia activa y reactiva del estator a los valores teóricos obtenidos arriba.

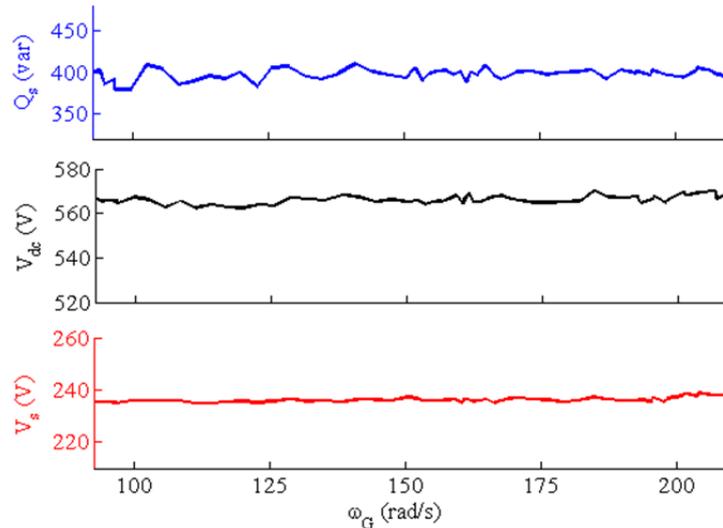


Figura. 6.46
 Potencia reactiva consumida por el estator (Q_s), Tensión del bus de continua (V_{dc}),
 Tensión eficaz en el estator (V_s)

Con potencias pequeñas en parte baja subsíncrona, las corrientes son pequeñas y el ruido electromagnético que se induce distorsiona bastante la medida.

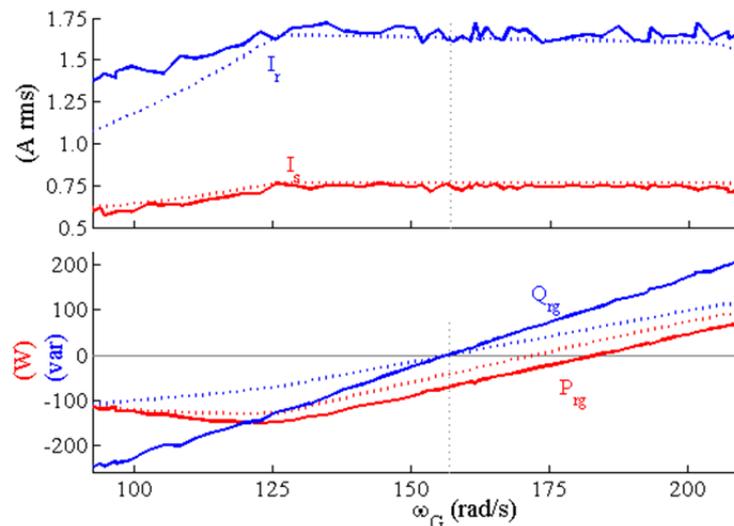


Figura. 6.47
 Trazado discontinuo, potencia teórica; trazado continuo, potencia real.
 Primer gráfico: Corriente de estator (I_s) y corriente de rotor (I_r)
 Segundo gráfico: Potencia del rotor generada: activa (P_{rg}) y reactiva (Q_{rg})

Hay una desviación de la potencia reactiva generada en el rotor respecto de la potencia reactiva teórica generada en el rotor. Esta desviación se hace más patente en la parte baja subsíncrona y seguramente está afectada por el ruido electromagnético.

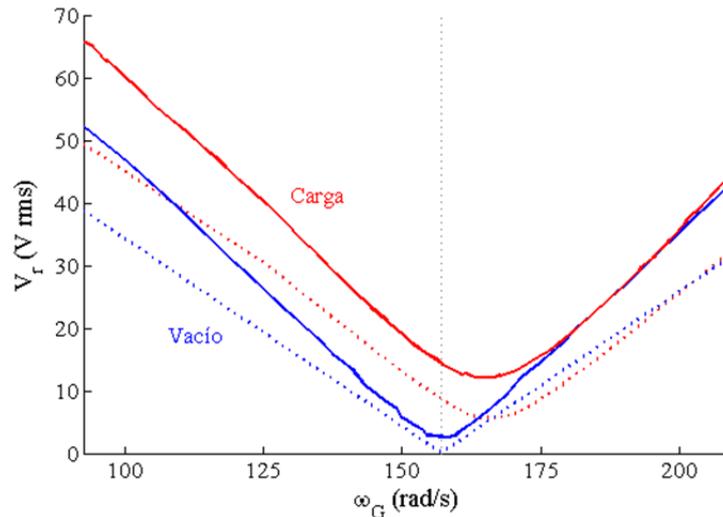


Figura. 6.48

Tensión del rotor en carga y vacío: tensión de rotor teórica; trazado continuo, tensiones reales; trazado discontinuo, tensiones teóricas

Se observa que la curva de tensión de rotor en carga y vacío son prácticamente paralelas. La curva de tensión del rotor en carga está aproximadamente 11 voltios por encima de la tensión en vacío y desplazada a la derecha 8 rad/s.

Sin embargo, en las curvas de tensión del rotor en carga y vacío medidas esta diferencia de tensión es mayor, de aproximadamente 14V y la curva en carga está ahora desplazada aproximadamente 7 rad/s.

La tensión del rotor en vacío medida es superior a la tensión del rotor teórica. Esta diferencia crece proporcionalmente con el deslizamiento, llegando a ser de 14 voltios a una velocidad subsíncrona de 93 rad/s.

Esta diferencia, tal como se ha comentado antes, podría ser debida a un error en la estimación de la relación de transformación m .

6.5.3. Respuesta dinámica

TRANSITORIOS DE CONEXIÓN DEL ROTOR

Se ha utilizado el tercer método de sincronización descrito en el punto 0. Es decir, se ha conectado primero el estator y después se sincroniza el rotor. Se observa en la figura 6.49 que la sincronización es suave y no se aprecia ningún transitorio en las corrientes del estator. Si se produce una pequeña desviación del ángulo de fase de la tensión del rotor en el instante de sincronización, se aprecian transitorios de corriente, tanto en el rotor, como en el estator.

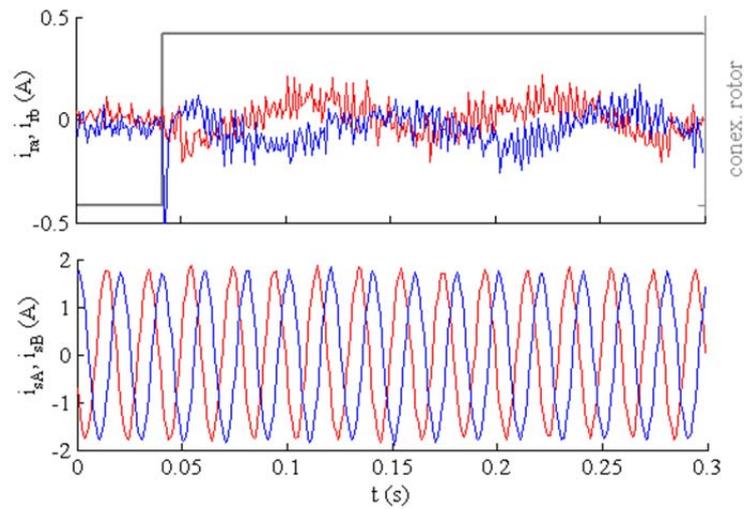


Figura. 6.49

Corrientes transitorias en la conexión del rotor en régimen subsíncrono ($\omega G = 125 \text{ rad/s}$) con el método 3 descrito en el punto 0, aplicando tensión y desfase de vacío. En rojo fase a y A; en azul, b y B

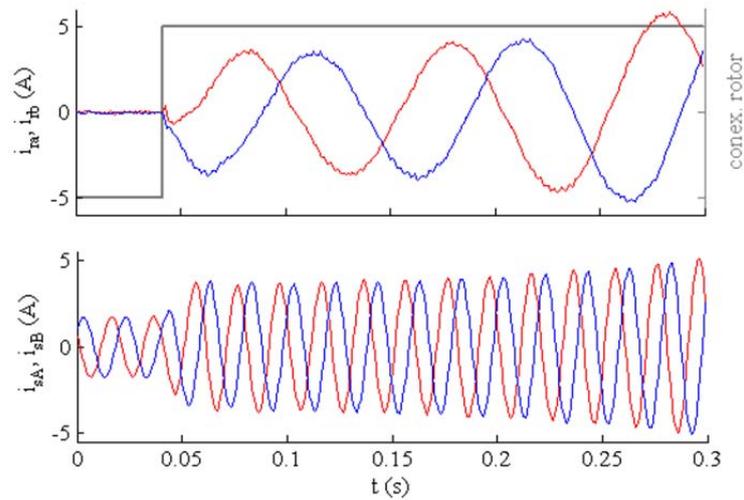


Figura. 6.50

Corrientes transitorias en la conexión del rotor en régimen subsíncrono ($\omega G = 125 \text{ rad/2}$), aplicando tensión de vacío y desfase de vacío con una desviación de 30° . En rojo fase a y A; en azul, b y B

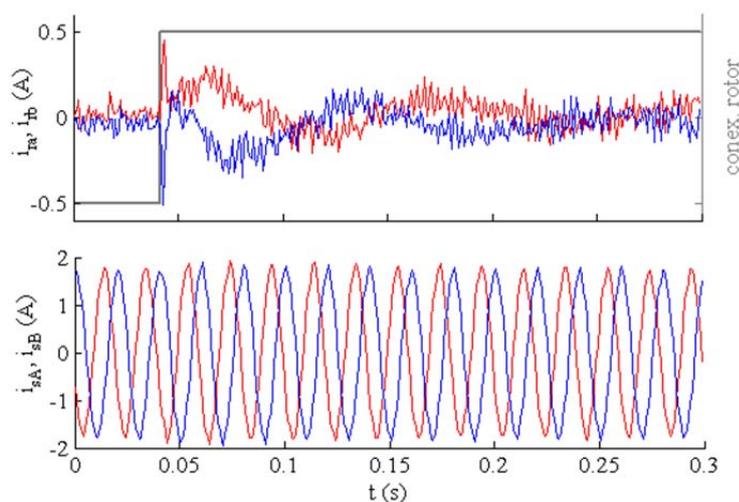


Figura. 6.51

Corrientes transitorias en la conexión del rotor en régimen supersíncrono ($\omega G = 187,3 \text{ rad/2}$), aplicando tensión y desfase de vacío. En rojo fase a y A; en azul, b y B

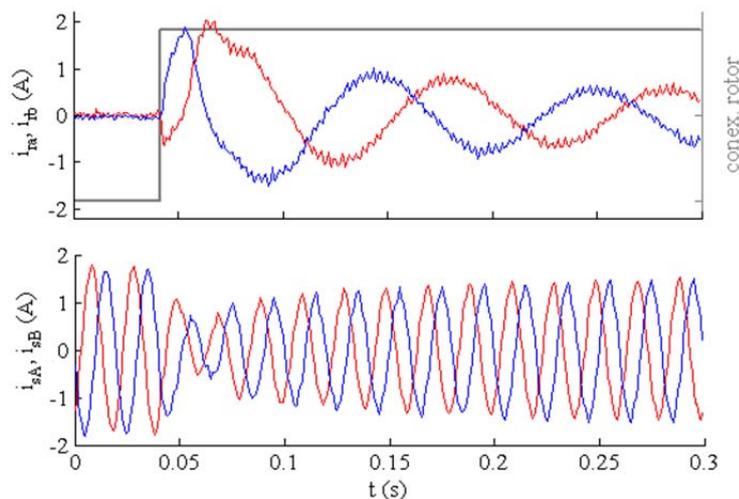


Figura. 6.52

Corrientes transitorias en la conexión del rotor en régimen supersíncrono ($\omega G = 187,3 \text{ rad/2}$), aplicando tensión y desfase de vacío y desfase de vacío con una desviación de 30° . En rojo fase a y A; en azul, b y B

TRANSITORIOS DE SUBTENSIÓN

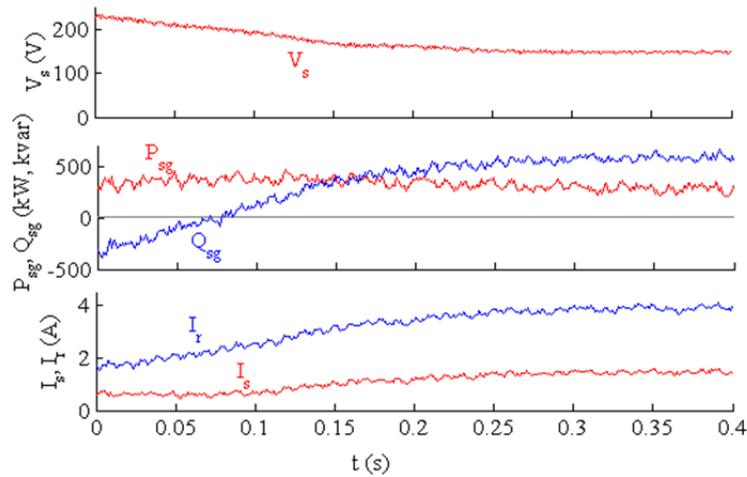


Figura. 6.53

Efecto de una subtensión sobre la corriente y la potencia en régimen subsíncrono ($\omega G=120$ rad/s): tensión eficaz del estator (V_s). Potencia activa y reactiva generadas en estator (P_s , Q_s).

Corriente eficaz en estator y rotor (I_r)

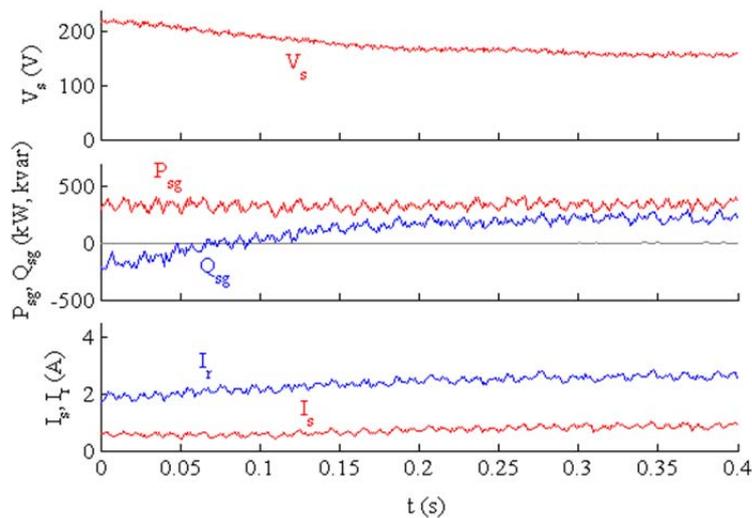


Figura. 6.54

Efecto de una subtensión sobre la corriente y la potencia en régimen supersíncrono ($\omega G=180$ rad/s): tensión eficaz del estator (V_s). Potencia activa y reactiva generadas en estator (P_s , Q_s).

Corriente eficaz en estator y rotor (I_r)

El controlador se ha mantenido trabajando en el mismo punto sin variación alguna y, por tanto, las figuras muestra la respuesta del generador cuando se produce una subtensión, sin que reaccione el controlador. No obstante, los cambios que se aprecian son pequeños pues la reducción de tensión es muy suave al haberse realizado de forma manual con un autotransformador trifásico.

6.5.4. Conclusiones

DE CAPÍTULO 3

El modelo de aerogenerador presentado carga todas las pérdidas mecánicas en la turbina. A la potencia resultante de la turbina después de restar las pérdidas mecánicas se le denomina potencia efectiva de la turbina, P_{we} . De esta manera, tanto el generador como el multiplicador se consideran sin pérdidas mecánicas y ello permite simplificar los modelos correspondientes.

Las transformadas utilizadas para convertir magnitudes trifásicas en magnitudes correspondientes a una máquina equivalente en ejes dq enfocadas para trabajar con potencias son simples y han resultado útiles para los cálculos dinámicos.

DE CAPÍTULO 4

En este capítulo se ha planteado un modelo de circuito equivalente que tiene en cuenta las pérdidas en el hierro del estator y del rotor. Se ha visto que estas pérdidas afectan al rendimiento y que no se pueden despreciar en máquinas. Se ha verificado que en el modelo de circuito equivalente, las resistencias equivalentes a las pérdidas del núcleo se pueden ubicar junto a la reactancia magnetizante, o bien, en bornes del circuito sin apenas influencia en los resultados.

Se ha planteado una formulación simple para obtener la potencia electromecánica a partir del modelo anterior $P_{em} = -3 \cdot (1 - \delta) \cdot \text{Re}(\vec{E}_s \vec{I}'_{er} *)$. Para llegar a este punto ha sido fundamental definir claramente el convenio de signos de las potencias eléctricas de estator y rotor y de la potencia electromecánica.

El modelo permite determinar la potencia reactiva consumida por el estator Q_{sb} que proporciona una mejor eficiencia del aerogenerador. También se ha determinado la velocidad máxima del generador que proporciona mejor eficiencia al aerogenerador, así como su influencia en el tamaño del convertidor.

Se ha estudiado la etapa previa a la sincronización del generador doblemente alimentado y se han considerado tres métodos distintos de sincronización. Se ha visto que la sincronización conectando inicialmente la batería de condensadores de potencia Q_{sb} , con el rotor abierto proporciona los mejores resultados en cuanto a eficiencia del estado o etapa previa a la sincronización e índice de modulación. El método de sincronización que conecta primero el estator a la red puede tener interés para poner en marcha prototipos de simuladores eólicos, pues la conexión del estator a la red se puede realizar incluso accionando manualmente el interruptor correspondiente. También

para aerogeneradores pequeños de poca inercia en los que un viento fuerte racheado pudiera provocar un cambio rápido de la velocidad de giro en el instante de la sincronización, pues la conexión la realizan muy rápidamente los conmutadores electrónicos del inversor. Este último método de sincronización permitiría trabajar con una tensión de rotor más reducida V_{ro} (índice de modulación menor), pero para evitar que el generador pase a trabajar como motor (fluctuaciones motoras), conviene incrementar dicha tensión.

DE CAPÍTULO 5

Aquí se han planteado modelos dinámicos en SIMULINK[®] de los elementos integrantes del aerogenerador: turbina y multiplicador por un lado, red trifásica, generador de rotor bobinado, así como regulador.

El modelo dinámico de la turbina y el multiplicador con pequeños modificaciones permite utilizar diversas propuestas para el coeficiente de potencia de la turbina.

El modelo dinámico propuesto del generador de rotor bobinado se basa en los circuitos equivalentes bifásicos en ejes dq y considera las pérdidas en el hierro ubicando resistencias equivalentes en bornes de estos circuitos.

Se analiza el transitorio de conexión de rotor (o estator) previo a la sincronización con los métodos de sincronización planteados en el capítulo 4. La sincronización que conecta el rotor con el estator abierto, con un regulador apropiador, produce menos oscilaciones y es más rápida.

Asimismo, se ha propuesto un modelo de regulador simple de tipo control directo de potencia con una segunda realimentación de velocidad que se puede obviar sin apenas efectos. En la mayor parte de simulaciones realizadas se ha anulado esta realimentación haciendo que la consigna de velocidad (ωG^*) sea igual a la velocidad (ωG).

Se ha analizado la respuesta dinámica de los transitorios más comunes que se pueden dar en un aerogenerador: conexión del generador con estator, o bien, rotor abierto; sincronización, paso a carga después de la sincronización, la variación del régimen de velocidad del viento y los huecos de tensión.

La respuesta que proporciona el modelo dinámico permite prever las condiciones que se pueden producir en los transitorios reales de un prototipo de aerogenerador, o bien de un aerogenerador

DE CAPÍTULO 6

Aquí se proponen alternativas de controladores y equipos de adquisición de datos para un

prototipo de generador eólico de rotor bobinado. Se ha desarrollado un convertidor utilizando un módulo de Mitsubishi que incluye 6 IGBTs y opto-acopladores rápidos. El control se realiza mediante un ordenador personal trabajando en tiempo real. Dos tarjetas con DSPs se encargan, por un lado de gestionar la conmutación del convertidor, y por otro de la adquisición sincronizada de medidas. Para la medida de corrientes se utilizan sensores Hall y para la medida de tensiones, operaciones opto-aislados. La medida de posición se realiza con dos encoder ópticos en cuadratura. Las señales de los sensores son convenientemente acondicionadas y disponen de elementos de ajuste para su calibración.

Para simular la turbina se utiliza un motor de inducción de jaula de ardilla alimentado con un variador de frecuencia convencional que es controlado por el PC a través de una comunicación serie RS485. Se propone una alternativa de simulador de turbina que mejora la respuesta. Esta propuesta utilizaría un motor de rotor bobinado alimentado el estator con un variador y con los bornes del rotor unidos en estrella a través de resistencias fijas de pequeño valor y potencia elevada. Con ello se consiguen características de par con curvas muy lisas, similares a la forma de las curvas de par de una turbina, ver figura 3.7 .

Para alimentar el rotor del generador de 600 W, en lugar de un convertidor con dos inversores para alimentar el rotor del generador, se ha utilizado un solo inversor, conectando su embarrado de continua al bus o embarrado de continua del variador que alimenta al motor. En modo supersíncrono, el rotor cede energía al inversor y éste cede la energía al embarrado de continua del variador que es consumida por el motor y no se producen sobretensiones. Las sobretensiones se pueden producir si el generador pasa a trabajar como motor arrastrando al motor turbina. Esto provocaría una señal de alarma que produciría la apertura inmediata del interruptor que alimenta el estator del generador.

El simulador ha permitido contrastar algunas de las hipótesis, por ejemplo, la respuesta en régimen permanente, el método de sincronización que conecta primero el estator a la red, la respuesta dinámica a régimen de carga. Sin embargo, en régimen subsíncrono con baja potencia, la corriente reducida que fluye en estas máquinas de potencia reducida, el rizado y el ruido de conmutación dificulta la medida y el control, a pesar de las medidas de apantallamiento, filtraje y puestas a tierra. Además, los inversores utilizados están dimensionados para alimentar máquinas mayores, como la máquina de rotor bobinado del laboratorio del IIE de la UPV. Esto explica en parte las diferencias entre la respuesta del prototipo y los modelos. No obstante, se han detectado discrepancias debidas a errores de calibración o errores en los ensayos para determinar los

parámetros. Así, en el caso de la figuras 6.40 y 6.48 aparece una correlación buena si se corrige la relación de transformación m entre estator y rotor.

6.5.5. Mejora del sistema actual

- En primer lugar es interesante trabajar con un prototipo de simulador con una máquina de rotor bobinado de potencia superior tal que, la diferencia entre la corriente de vacío y la corriente a plena carga sea significativa.
- Interesa desarrollar un inversor o rectificador regenerativo, para que alimente el embarrado o bus de continua del inversor2. Con esto se reduce el rizado y el ruido que provoca el variador de frecuencia, mejorando la inmunidad al ruido y con ella, la calidad de las medidas. Además, esta configuración permite la compensación parcial de reactiva. La configuración de este tipo de inversor puede ser similar al inversor2 que se ha desarrollado. Este tipo de inversores resulta muy versátil y se podría utilizar para otros proyectos que requieren rectificación y/o inversión, como por ejemplo, inversor de generador eólico con generador síncrono de imanes permanentes, inversor de generador fotovoltaico...
- También es interesante el desarrollo de un simulador de turbina eólica utilizando un motor de inducción de rotor bobinado, alimentando el estator con un inversor y conectando el rotor en estrella a través de tres resistencias fijas de pequeño valor y potencia elevada. Con ello se consiguen características de par con pendientes suaves, mucho más parecidas a la característica de par de una turbina. El inversor adecuado podría tener las mismas características que se han descrito en el punto anterior.
- En línea con el punto anterior, sería interesante disponer de un sensor de par en tiempo real en el eje del generador, con comunicación y alimentación mediante escobillas, sin contacto (por radiofrecuencia o infrarrojos, alimentado con baterías). Con ello se tendrían datos más fiables de la potencia electromecánica.
- El sistema se puede mejorar ampliando el número de canales de medida del sistema de adquisición de datos, lo cual proporciona mayor flexibilidad a la hora de realizar una simulación. Por ejemplo, en el sistema actual hay dos voltímetros en la red que se utilizan para ver la tensión del estator, sin embargo, en una sincronización con estator inicialmente abierto no se puede medir directamente su tensión. Otro ejemplo, la tensión del rotor se obtiene indirectamente a partir de la tensión del embarrado o bus de continua y del ancho de pulso que utiliza el convertidor.
- Por último, otra mejora es el uso ordenadores más potentes, con software que permita trabajar

en tiempo real en varios núcleos, imposibilitando cualquier tipo interrupción de programas ajenos al control, así como la utilización de tarjetas de adquisición con varios buses paralelos que incrementen la capacidad de adquisición.

6.5.6. Líneas de investigación futuras

- Desarrollo de un simulador de turbina basado en un motor de rotor bobinado, alimentando el estator con un inversor y conectando resistencias en el rotor.
- Análisis de la respuesta a huecos equilibrados y desequilibrados de un generador doblemente alimentado.
- Estudio de sistemas de control para aerogeneradores doblemente alimentados conectados en isla, con arranque asistido por acumuladores y con baterías de condensadores para compensar la potencia reactiva.
- Estudio de sistemas de control para generadores doblemente alimentados movidos por motores diésel u otro tipo de motor térmico conectados en isla, con arranque asistido por acumuladores y con baterías de condensadores para compensar la potencia reactiva.
- Sistemas de control para la sincronización de generadores síncronos utilizados en aerogeneradores

7. Anexos

7.1. Funciones m de Matlab ® utilizadas

DTURBINA. PROGRAMA PARA DIBUJAR LAS CURVAS DE POTENCIA DE UNA TURBINA

```
% -----  
% DTurbina.m  
% Dibuja curvas de la turbina teniendo en  
% cuenta las pérdidas  
% 27/9/2014, Joaquín Safont  
% -----  
  
% *** Parametros de TURBINA  
Param_1;  
  
% *** rangos de velocidad del generador o turbina  
WL=30;  
WH=260;  
SW=200; % tamaño muestra  
WP=linspace(WL,WH,SW);  
  
% *** velocidades del viento  
SV=3; % tamaño muestra  
VW=[8 10 12];  
  
% *** angulos de álabes  
BT=[0 0 0];  
  
% *** relacion de transmision  
% rp = rt; % de esta manera se evalua WG  
rp = 1; % se evalua wT  
  
% rango contadores  
IWP=1:SW;  
IVW=1:SV;  
  
% eje abcisas X=0  
XA=[WP(1),WP(SW)];  
YA=[0,0];
```

```
% inicio a cero de matrices de resultados
PWE=zeros(SW,SV);

Tparam=[ro;R;c1;c2;c3;c4;c5;c6;kfrv;kfrc];

for iW=IWP
    wP=WP(iW);
    for iV=IVW
        vw=VW(iV);
        B=BT(iV);
        [Pwe,Twe,Pw,TwP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp,L]= PowTurb (wP,rp,vw,B,Tparam);

        PWE(iW,iV)=Pwe;

    end
end

% Create figure
f1 = figure('PaperSize',[20 20]);
axes1 = axes(...
    'FontName','Times New Roman',...
    'FontSize',12,...
    'Color','none',...
    'Parent',f1);
hold(axes1,'all');
box(axes1,'off');
grid(axes1,'off');
p1 = plot(WP, PWE(:,1:3),'LineWidth',1.5,'Color',[1 0 0],'Parent',axes1);
set(p1(2),'Color',[0 1 0]);
set(p1(3),'Color',[0 0 1]);
xlabel({'\omega_G (rad/s)'},'FontSize',14,'FontName','Times New Roman');
ylabel({'P_{we} (W)'},'FontSize',14,'FontName','Times New Roman');
```

PARAM_0. FICHERO CON LOS PARÁMETRO DE LA TURBINA Y DE LA MÁQUINA DFIG DEL LABORATORIO**IIE**

```

% -----
% Param_0.m
% Parametros de TURBINA
% 27/9/2014, Joaquín Safont
% Caracteristicas iniciales de turbina [9]
% -----

R=3.24;           % radio turbina
rt=6.95;         % wG/wT relacion de transmisi3n multiplicador
JeqT=7.5;        % kg·m2
JeqG=JeqT/rt^2; % kg·m2

kfrv=0.06;       % Nm·s/rad coeficiente de friccion
kfrc=0.5;        % Nm coeficiente friccion

% cp [3.4] con los siguientes coeficientes
c1=0.3597;
c2=116;
c3=0.4;
c4=5;
c5=21;
c6=0.0068;

% con los parametros anteriores:
cpmax=0.35;
Lcpmax=8;

% densidad aire
H=0;             % nivel del mar a 15°C
ro0=1.225;       % kg/m3 densidad aire
ro=ro0-1.194e-4*H; % [3.9]

% Parametros generador rotor bobinado
% Máquina induccion de RB del Laboratorio IIE
p=2;             % 4 polos = 2 pares de polos
m=1.1875;        % relacion transformaci3n
Rs=0.16;
Rrp=0.09204;     % Rrp=Rr'
Rfes=851.11;
% Rferp=2*Rfes;      % Rferp=0.5*Rfer'
% Rferp=Rfes;
Rferp=2*Rfes;
Lm=112.2e-3;     % H henrio
Lls=4.48e-3;     % "
Lllrp=Lls;       % Lllrp=Llr'

% Pn = 11,03 kW == 15 CV
% VLS = 220 / 380 V
% I = 40 / 23 A
% frecuencia nominal = 50 Hz
% Isn=23;
% VLR = 310 V (máximo)
% Irn=26;
% FP=0.84;        % factor de potencia nominal
% velocidad nominal=1480 rpm
% perdidas mecánicas solo de motor =24.4 W

```

```
% impedancia de la red  
Rred = 0.08;  
Lred = 3e-4;
```

PARAM 1. FICHERO CON LOS PARÁMETRO DE LA TURBINA Y DE LA MÁQUINA DFIG 600W DEL LABORATORIO DIE

```

% -----
% Param_1.m
% Parametros de TURBINA maquinas pequeñas
% 27/9/2014, Joaquín Safont
% Caracteristicas iniciales de turbina [9]
% -----
R=1.03; % radio turbina
JeqT=2.0; % kg·m2
rt=2.0; % wG/wT relacion de transmisión multiplicador
kfrv=0.008; % Nm·s/rad coeficiente de friccion
kfrc=0.1;

% modelo MATLAB de turbina de velocidad variable
c1=0.3597;
c2=116;
c3=0.4;
c4=5;
c5=21;
c6=0.0068;
cpmax=0.35;
Lcpmax=8;

% densidad aire
ro0=1.225; % kg/m3 densidad aire
H=0;
ro=ro0-1.194e-4*H; % [Lubosni] a 15°C

p=2; % 4 polos = 2 pares de polos
Rs=8.4;
Rrp=16;
Rfes=1800;
Rferp=2700; % se considera mismo peso
Lm=600e-3; % H henrio
Lls=242e-3; % "
Lllrp=16e-3;
m=1.74; % ur'/ur ir/ir' relacion tansf Nes/Ner

% Parametros de la línea de alimentacion de estator y rotor
% -----
Rred =1.0;
Lred =0.5;

```

POWTURB. CÁLCULA LA POTENCIA EFECTIVA DE LA TURBINA, PERDIDAS, COEFICIENTE DE POTENCIA EFECTIVO APLICANDO LA EXPRESIÓN 3.5 DEL COEFICIENTE DE POTENCIA

```

% -----
% PowTurb.m
% predecesor: TurbRV1.m
% 30/6/2015, Joaquín Safont
% -----
function [Pwe,Twe,Pw,TwP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp,L]= PowTurb
(wP,rp,vw,B,param)
% ENTRADAS:
% wP      = velocidad de giro en rad/s
%         wT=wP/rp
% rp      = relacion de transmision a considerar
%         si rp=1  wP=wT
%         si rp=rt wP=wG
% B       = pitch angle en DEG
% vw      = velocidad del viento en m/s
% R       = radio de la turbina en m
% ck      = coeficientes tecnológicos de la turbina
% kfrv    = ceoficiente de rozamiento viscosp
% kfrc    = coeficiente de rozamiento coulomb
% SALIDAS:
% Pwe, TweP = Potencia y par efectivos (descontadas pérdidas) a wP
% Pw, TwP   = Potencia y par (sin perdidas) a wP
% Pwi, TwiP = Potencia y par ideal a wP
% pfr, TfrP = potencia y par de perdidas a wP
% cpe       = ceoficiente de potencia efectivo (incluyendo pérdidas)
% cp        = ceoficiente de potencia [3.4]
% lambda    = vp/vw = wT*R/vw

% param=[ro;R;c1;c2;c3;c4;c5;c6;kfrv;kfrc];          potencia
ro      = param(1);
R       = param(2);
c1      = param(3);
c2      = param(4);
c3      = param(5);
c4      = param(6);
c5      = param(7);
c6      = param(8);
kfrv    = param(9);
kfrc    = param(10);

% inicializacion salidas
Pwe     = 0;
Twe     = 0;
Pw      = 0;
TwP     = 0;
Pwi     = 0;
TwiP    = 0;
pfr     = 0;
TfrP    = 0;
cpe     = 0;
cp      = 0;
lambda  = 0;

% velocidad de la turbina
wT = wP/rp;

```

```
vp = R*wT;  
  
% lambda  
L = vp/vw;  
  
% A_ [3.5]  
A_=1/(L+0.08*B)-0.035/(1+B^3);  
  
% coeficiente de potencia [3.4]  
cp=c1*(c2*A_-c3*B-c4)*exp(-c5*A_)+c6*L;  
  
% potencia y par ideal  
Pwi=0.5*ro*pi*R^2*vw^3;  
Twi=Pwi/wP;  
  
% potencia y par turbina sin perdidas  
Pw=Pwi*cp;  
TwP=Pw/wP;  
  
% perdidas  
TfrWT = kfrv*wT + kfrc;  
pfr=TfrWT*wT;  
TfrP=pfr/wP;  
  
% potencia efectiva (con perdidas)  
Pwe=Pw-pfr;  
TweP=Pwe/wP;          % Pet/wT;  
  
% coeficiente de potencia efectivo  
cpe=Pwe/Pwi;  
  
return
```

TPARAM 0. FUNCION DE CONFIGURACIÓN DE PARAMETROS DEL GENERADOR Y TURBINA

```

Param_0;      % parametros turbina y generador

% constantes
r2 = sqrt(2);
r3 = sqrt(3);
r6 = sqrt(6);
dpi3 = 2*pi/3;

% conversion rad -> DEG
rad2DEG = 180/pi;

Ls = Lm + Lls;
Lrp = Lm + Llrp;

% transformaciones

% giro de -90°
% (x,y) --> (y,-x)
M_270 = [0, 1;...
         -1, 0];

% gito de +90°
% (x,y) --> (-y,x)
M_90 = [0, -1;
        1,  0];

MA2alf=(r6/2).*[-1/r3  -2/r3;...
               1      0];

Malf2A=(2/r6).*[ 0      1;...
                -r3/2  -0.5];

Mi2f1 =[Ls,  0 , Lm,  0;...
        0,  Ls,  0,  Lm;...
        Lm,  0,  Lrp, 0;...
        0,  Lm,  0,  Lrp];

Mf12i = 1/(Lm^2-Ls*Lrp)*[-Lrp,  0,  Lm,  0;...
                        0, -Lrp,  0,  Lm;...
                        Lm,  0, -Ls,  0;...
                        0,  Lm,  0, -Ls];

% *** VL tension de linea
VL=400;
% *** fs frecuencia
fs=50;

Vs=VL/r3;
ws=2*pi*fs;

Xls=ws*Lls;
Xlrp=ws*Lrp;
Xm=ws*Lm;
Xred=ws*Lred;

% *** Qs potencia reactiva consumida por el estator

```

```
Qs = 2000;

% *** Psgmax potencia maxima generada por estator
Psgmax = 6000;

% *** Pwemax potencia máxima de la turbina
Pwemax = 7500;

% *** con límites de la velocidad generador
wGi = 20;
wGf = 260;

% rango velocidades eje turbina
wTi = wGi/rt;
wTf = wGf/rt;

% rango velocidades punta
vpi = wTi*R;
vpf = wTf*R;

% rango de velocidad del con limitacion
% velocidad del generador
vwi = vpi/Lcpmax;
vwf = vpf/Lcpmax;

% *** límites de la velocidad del viento
% vwi = 2;
vwf = 25;

% *** limites angulo de pala
Bi = 0;
Bf = 60;

% *** error de busquema potencia
errP = 1e-1;

% *** error de busqueda velocidad generador
errW = 5e-2;

% *** error de buesqueda de corriente Is
errI = 1e-3;

% *** tamaño muestra
SW = 200;

% rango velocidad
VW = linspace(vwi,vwf,SW);

% rango indice velocidad
IV=1:1:SW;

% *** isRfex=1 resis equiv de perd hierro en bornes
isRfex=0;
% *** isRed=1 considera impedancia red estator
isRed=0;

% Parametros mecánicos
```

```
Tparam =[ro;R;c1;c2;c3;c4;c5;c6;kfrv;kfrc];  
Gparam =[Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Rred;Xls;Xlrp;Xm;Xred;isRfex;isRed];
```

DFIG EN CARGA. FUNCION PARA DETERMINAR EL COMPORTAMIENTO DE DFIG EN CARGA

```

% -----
% Dfig_en_carga.m
% 27/9/2015, Joaquín Safont
% -----

clc; clear all;

format compact;

% *** parametros inicializacion
TParam_0;

% vectores solucion
WG = zeros(1,SW); % vector fila como WG
PWE = WG;
BET = WG;
CPE = WG;
CP = WG;
PFR = WG;
LAMB = WG;

US = WG;
ES = WG;
VRP = WG;

IS = WG;
IRP = WG;
IES = WG;
IERP = WG;

SEM = WG;
SS = WG;
SR = WG;
SCUS = WG;
SCUR = WG;
SFES = WG;
SFER = WG;
QM = WG;

for iv = IV

    vw = VW(iv);
    B = Bi;

    if 1
        % monitoriza convergencia
        [...
        'vw=', num2str(vw, '%5.2f'),...
        ]
    end

    % *** velocidad generador
    wGL=wGi;
    wGH=wGf;

    % contador de iteraciones

```

```

NB1=0;

while 1

    NB1 = NB1 + 1;

    WG_=linspace(wGL,wGH,8);
    Pwex=-1000;

    for i=1:8
        wG=WG_(i);
        [Pwe,Twe,Pw,TwP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp,L]= PowTurb (wG,rt,vw,B,Tparam);
        if Pwe > Pwex
            Pwex = Pwe;
            ix=i;
        end
    end

    if (ix>1)
        wGL=WG_(ix-1);
    else
        wGL=WG_(ix);
    end

    if (ix<8)
        wGH=WG_(ix+1);
    else
        wGH=WG_(ix);
    end

    if 0
        % moonitorira convergencia
        [...
        'iv=',      num2str(iv,      '%d'),...
        ' NB1=',   num2str(NB1,    '%d'),...
        ' vw=',    num2str(vw,      '%5.2f'),...
        ' wGL=',   num2str(wGL,    '%5.2f'),...
        ' wGH=',   num2str(wGH,    '%5.2f'),...
        ' Pwex=',  num2str(Pwex,   '%5.2f')...
        ]
        pause;
    end

    if (wGH-wGL) < errW
        wG=(wGH+wGL)/2;
        [Pwe,Twe,Pw,TwP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp,L]= PowTurb (wG,rt,vw,B,Tparam);
        break;
    end

end

if Pwe > Pwemax

    BL=Bi; BH=Bf;

    NB2=0;

    while 1

```

```

NB2 = NB2+1;

BET_ = linspace(BL,BH,8);
for i=1:8
    B = BET_(i);
    [Pwe,Twe,Pw,TwP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp,L]= PowTurb
(wG,rt,vw,B,Tparam);
    error = Pwe-Pwemax;
    if error < 0
        ix=i;
        if (ix>1) && (ix<=8)
            BL=BET_(ix-1);
            BH=BET_(ix);
        else
            '*** Solucion fuera de rango en bucle NB2'
            pause;
        end
        break;
    end
end

if 0
    % moonitorira convergencia
    [...
    'iv=', num2str(iv, '%d'),...
    ' NB2=', num2str(NB2, '%d'),...
    ' BL=', num2str(BL, '%5.2f'),...
    ' BH=', num2str(BH, '%5.2f'),...
    ' Pwe=', num2str(Pwe, '%5.2f'),...
    ' Pwemax=', num2str(Pwemax, '%5.2f')...
    ]
    pause;
end

if abs(Pwe - Pwemax) < errP
    break;
end

end

end

% Calculo generador

PsgH = 50*abs(Pwe);
PsgL = -PsgH;

% velocidades y desplazamiento
w = p*wG;
wr = ws-w;
d = wr/ws;

% Resistencias dependientes de d
if abs(d) < 1e-8

```

```

Rferpd = Rferp/1e-8;
Rrpd   = Rrp/1e-8;
if (d<0)
    Rferpd = -Rferpd;
    Rrpd   = -Rrpd;
end
else
    Rferpd = Rferp/d;
    Rrpd   = Rrp/d;
end

Zs  = Rs  + j*Xls;
Zr  = Rrpd + j*Xlrp;
Zer = Rred + j*Xred;
Zm  =      j*Xm;

if isRfex > 0.5
% si Rfe en bornes pos1
Rfes1 = Rfes;
Rfes2 = 1e9;
Rfer1 = Rferpd;
Rfer2 = 1e9;
else
% si Rfe junto a Xm pos2
Rfes1 = 1e9;
Rfes2 = Rfes;
Rfer1 = 1e9;
Rfer2 = Rferpd;
end

if isRed < 0.5
    Zred = 0;
end

NB3 = 0;

while 1
    NB3 = NB3+1;

    % parte de la potencia generada mayor generada
    PSGLH = linspace(PsgH,PsgL,8);

    for i=1:8
        Psg = PSGLH(i);
        Ps  = -Psg;

        Ss =Ps+j*Qs;
        Is = conj(Ss/3/Vs);

        NB4 = 0;

        % Us? Is?
        while 1
            NB4 = NB4+1;
            Us = Vs-Zred*Is;
            Is1 = conj(Ss/3/Us);

            errIs = abs(Is-Is1);

```

```

    if errIs < errI
        break
    end
    Is = Is1;
    if 0
        % moonitorira convergencia
        [...
        'iv=',      num2str(iv,      '%d'),...
        ' NB3=',   num2str(NB3,    '%d'),...
        ' NB4=',   num2str(NB4,    '%d'),...
        ' errIs=', num2str(errIs,  '%5.2f')...
        ]
        pause;
    end

end

Ifes1 = Us/Rfes1;
Is12  = Is-Ifes1;
Es    = Us-Zs*Is12;
Ifes2 = Es/Rfes2;
Ies   = Is12-Ifes2;
Im    = Es/Zm;
Ierp  = Im-Ies;
Ifer2 = Es/Rfer2;
Irp12 = Ierp+Ifer2;
Vrpd  = Es+Zr*Irp12;
Ifer1 = Vrpd/Rfer1;
Irp   = Irp12+Ifer1;
Vrp   = d*Vrpd;
Sem   = -3*(1-d)*Es*conj(Ierp);
% Ss  = 3*Us*conj(Is);

Pem   = real(Sem);

error = Pwe+Pem;

if error > 0 % && (Pem < 0)
    ix = i;
    break;
end

end

if 0
    % moonitorira convergencia
    [...
    'iv=',      num2str(iv,      '%d'),...
    ' NB3=',   num2str(NB3,    '%d'),...
    ' error=', num2str(error,  '%5.2f'),...
    ' Pwex=',  num2str(Pwex,   '%5.2f'),...
    ' Pem=',   num2str(Pem,    '%5.2f'),...
    ' ix=',   num2str(ix,     '%d'),...
    ' PsL=',  num2str(PsL,    '%5.2f')...
    ' PsH=',  num2str(PsH,    '%5.2f')...
    ]
    pause;
end

```

```

if abs(error) < errP
    break
elseif (ix > 1) && (ix <= 8)
    % PSGLH tiene potencias decrecientes
    PsgH = PSGLH(ix-1);
    PsgL = PSGLH(ix);
else
    '*** solucion fuera del rango en bucle NB3'
    break;
end

end

% Psg = -Ps;

if Psg > Psgmax

    Ps = -Psgmax;
    Ss = Ps+j*Qs;
    Is = conj(Ss/3/Vs);

    NB5 = 0;

    % Us? Is?
    while 1
        NB5 = NB5+1;
        Us = Vs-Zred*Is;
        Is1 = conj(Ss/3/Us);

        errIs = abs(Is-Is1);

        if errIs < errI
            break
        end
        Is = Is1;
        if 0
            % moonitorira convergencia
            [...
            'iv=',      num2str(iv,      '%d'),...
            ' NB5=',   num2str(NB5,    '%d'),...
            ' errIs=', num2str(errIs,   '%5.2f')...
            ]
            pause;
        end

    end

    Ifes1 = Us/Rfes1;
    Is12 = Is-Ifes1;
    Es = Us-Zs*Is12;
    Ifes2 = Es/Rfes2;
    Ies = Is12-Ifes2;
    Im = Es/Zm;
    Ierp = Im-Ies;
    Ifer2 = Es/Rfer2;

```

```

Irp12 = Ierp+Ifer2;
Vrpd = Es+Zr*Irp12;
Ifer1 = Vrpd/Rfer1;
Irp = Irp12+Ifer1;
Vrp = d*Vrpd;
Sem = -3*(1-d)*Es*conj(Ierp);
% Ss = 3*Us*conj(Is);
Pem = real(Sem);
Pwex = -Pem;

BL=B; BH=Bf;

NB6=0;

while 1

    NB6 = NB6+1;

    BET_ = linspace(BL,BH,8);
    for i=1:8
        B = BET_(i);
        [Pwe,Twe,Pw,TwP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp,L]= PowTurb
(wG,rt,vw,B,Tparam);
        error = Pwe-Pwex;

        if error < 0
            ix=i;
            if ix>1
                BL=BET_(ix-1);
            else
                BL=BET_(ix);
            end
            if ix<8
                BH=BET_(ix+1);
            else
                BH=BET_(ix);
            end
            break;
        end
    end

end

if 0
    % monitorira convergencia
    [...
    'iv=',      num2str(iv,      '%d'),...
    ' NB6=',    num2str(NB6,     '%d'),...
    ' BL=',     num2str(BL,      '%5.2f'),...
    ' BH=',     num2str(BH,      '%5.2f'),...
    ' Pwe=',    num2str(Pwe,     '%5.2f'),...
    ' Pwex=',   num2str(Pwex,    '%5.2f')...
    ]
    pause;
end

if abs(error) < errP
    break;
end

```

```

end

end

Sr      = 3*Vrp*conj(Irp);
ss      = 3*Zs*Is12*conj(Is12);
sr      = 3*d*Zr*Irp12*conj(Irp12);
sfes   = 3*Us*conj(Us)/Rfes1+3*Es*conj(Es)/Rfes2;
sfer   = 3*Vrpd*conj(Vrpd)/Rfer1+3*Es*conj(Es)/Rfer2;
qm      = 3*Es*conj(Es)/Xm;

WG(iv)  = wG;
PWE(iv) = Pwe;
BET(iv) = B;
CPE(iv) = cpe;
CP(iv)  = cp;
PFR(iv) = pfr;
LAMB(iv)= L;

US(iv)  = Us;
ES(iv)  = Es;
VRP(iv) = Vrp;

IS(iv)  = Is;
IRP(iv) = Irp;
IES(iv) = Ies;
IERP(iv)= Ierp;

SEM(iv) = Sem;
SS(iv)  = Ps+j*Qs;
SR(iv)  = Sr;
SCUS(iv)= ss;
SCUR(iv)= sr;
SFES(iv)= sfes;
SFER(iv)= sfer;
QM(iv)  = qm;

end

save('DATA_1', 'IV', 'VW', 'WG', 'PWE', 'BET', 'CPE', 'CP', 'PFR', 'LAMB', ...
      'US', 'ES', 'VRP', ...
      'IS', 'IRP', 'IES', 'IERP', ...
      'SEM', 'SS', 'SR', ...
      'SCUS', 'SCUR', ...
      'SFES', 'SFER', ...
      'QM');

return

```

DFIG VACIO. RUTINA PRINCIPAL DE CALCULO DE DFIG CON EL ROTOR ABIERTO

```

% -----
% Dfig_vacio.m
% Rotor en vacio
% 52.36 rad/s (500 rpm) hasta 261.8
% 27/8/2015, Joaquín Safont
% -----

clc; clear all;

% constantes
r3 = sqrt(3);

% parametros iniciales
Param_0;

% parametros de la red
VL = 400;
Vs = VL/r3;      % argumento 0 DEG
fs = 50;
ws = 2*pi*fs;

% calculo reactancias
Xls  = ws*Lls;
Xlrp = ws*Llrp;
Xm   = ws*Lm;

% velocidades extremas rango
wG1=52.36;
wG2=261.8;
% wG1=150;
% wG2=166;

% tamaño
SW = 200;

% rango
WG=linspace(wG1,wG2,SW);

% contador
IW=1:1:SW;

EParam=[p;Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Lls;Llrp;Lm];

% bucle
for iW = IW
    wG    = WG(iW);

    [d,Es,Vrp,Is,Ies,Ierp]=Dfig_Vro (Vs,ws,wG,EParam);

    EVRP0(iW) =abs(Vrp);
    FVRP0(iW) =angle(Vrp);
    VRPD0(iW) =r3*real(Vrp);
    VRPQ0(iW) =r3*imag(Vrp);

```

```
end
```

```
save('Dfig_vacio', 'WG', 'EVRP0', 'FVRP0', 'VRPD0', 'VRPQ0');
```

DFIG VRO. FUNCIÓN PARA RESOLVER EN RÉGIMEN PERMANENTE EL CIRCUITO EQUIVALENTE 4.5 O 4.6

```

% -----
% Dfig_Vro.m
% funcion para resolver el circuito equivalente
% 4.5 o 4.6 en vacio
% Calc_Vro      --> Circuito 4.5
% Calc_Vro_Rfex --> Circuito 4.6
% 27/8/2015, Joaquín Safont
% -----
function [d,Es,Vrp,Is,Ies,Ierp]=Dfig_Vro(Vs,ws,wG,EParam)

% Parámetros
% EParam=[p;Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Lls;Llrp;Lm];

% parametros de la máquina
p      =EParam(1);
Rs     =EParam(2);
Rrp    =EParam(3);
Rfes   =EParam(4);
Rferp  =EParam(5);
Lls    =EParam(6);
Llrp   =EParam(7);
Lm     =EParam(8);

% reactancias
Xls = ws*Lls;
Xlrp= ws*Llrp;
Xm  = ws*Lm;

% velocidades y desplazamiento
w   = p*wG;
wr  = ws-w;
d   = wr/ws;

% Resistencias depend de d
if abs(d) < 1e-8
    Rferpd = Rferp/1e-8;
    Rrpd   = Rrp/1e-8;
    if (d<0)
        Rferpd = -Rferpd;
        Rrpf   = -Rrpd;
    end
else
    Rferpd = Rferp/d;
    Rrpd   = Rrp/d;
end

[Es,Vrp,Is,Ies,Ierp]= Calc_Vro_Rfex (d,Vs,Rs,Rrpd,Rfes,Rferpd,Xls,Xlrp,Xm);

return

```

CALC VRO. FUNCIÓN AUXILIAR DE DFIG_VRO PARA RESOLVER EN RÉGIMEN PERMANENTE EL CIRUITO EQUIVALENTE DE LA FIGURA 4.5

```
% -----  
% Calc_Vro.m  
% resuelve circuito fig 4.5 con el rotor en vacio  
% 27/9/2014, Joaquín Safont  
% -----  
function [Es,Vrp,Is,Ies,Ierp]= Calc_Vro (d,Vs,Rs,Rrpd,Rfes,Rferpd,Xls,Xlrp,Xm)  
% resolution del circuito de la figura 4.5 con el rotor  
% abierto  
  
% impedancias ramas serie  
Zs = Rs + j*Xls;  
Zm = j*Xm;  
Zp = 1/( 1/Rfes + 1/Zm + 1/Rferpd );  
  
Is = Vs/(Zs + Zp);  
  
Es = Vs-Zs*Is;  
  
Ifes = Es/Rfes;  
Ies = Is - Ifes;  
  
Im = Es/Zm;  
Ierp = Im-Ies;  
Irp = 0;  
  
Vrp = d*Es;  
  
return
```

CACL VRO RFEX. FUNCIÓN AUXILIAR DE DFIG_VRO PARA RESOLVER EN RÉGIMEN PERMANENTE EL CIRUITO EQUIVALENTE DE LA FIGURA 4.6

```

% -----
% Calc_Vro_Rfex.m
% resuelve circuito fig 4.6 con el rotor en vacio
% Rfes y Rferpd = Rferp/d en bornes
% 27/9/2014, Joaquín Safont
% -----
function [Es,Vrp,Is,Ies,Ierp]= Calc_Vro_Rfex
(d,Vs,Rs,Rrpd,Rfes,Rferpd,Xls,Xlrp,Xm)

% impedancias ramas serie
Zs = Rs + j*Xls;
Zr = Rrpd + j*Xlrp + Rferpd;
Zm = j*Xm;
Zp = 1/( 1/Zm + 1/Zr );

Ifes = Vs/Rfes;

Ies = Vs/(Zs + Zp);
Is = Ies+Ifes;

Es = Vs-Zs*Ies;

Im = Es/Zm;
Ierp = Im-Ies;

Irp = 0;

Vrpd = -Rferpd*Ierp;
Vrp = d*Vrpd;
return

```

**DFIG_CARGA. PROGRAMA ITERATIVO PARA OBTENER LAS CONDICIONES DE FUNCIONAMIENTO DEL DFIG
DEL AEROGENERADOR A PLENA POTENCIA**

```
% -----  
% Dfig_carga.m  
% curvas en carga DFIG  
% 52.36 rad/s (500 rpm) hasta 261.8  
% % 27/7/2015, Joaquín Safont  
% -----  
  
clc; clear all;  
  
% forma compacta  
format compact;  
  
% constantes  
r3 = sqrt(3);  
  
% *** parametros iniciales  
Param_0;  
  
% *** parametros de la red  
VL = 400;  
Vs = VL/r3;      % argumento 0 DEG  
fs = 50;  
ws = 2*pi*fs;  
  
% *** Potencia reactiva constante inicial  
Qs = 2000;  
  
% *** Potencia activa generada máxima  
Psgmax= 6000;  
  
% *** Pwemax  
Pwmax = 7500;  
  
% *** velocidades extremas rango  
wG1=52.36;  
wG2=261.8;  
% wG1=150;  
% wG2=166;  
  
% *** beta inicial  
Bi = 0;  
  
% *** margen busqueda beta  
% BLi = Bi;  
BHi = 60;  
  
% *** error de busqueda Pem  
eps = 0.1;  
  
% *** tamaño muestra  
SW = 50;  
  
% *** rango de busqueda Ps  
% entre Ps=-Npw*Pwe y Ps = Pwe
```

```

Npw=100;

% cálculo reactancias
% Xls = ws*Lls;
% Xlrp = ws*Llrp;
% Xm = ws*Lm;

% rango
WG=linspace(wG1,wG2,SW);

% contador
IW=1:1:SW;

% Parametros mecánicos
Tparam =[ro;R;c1;c2;c3;c4;c5;c6;kfrv;kfrc]
Gparam =[p;Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Lls;Llrp;Lm]
% GParam = [Vs;ws;p;Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Lls;Llrp;Lm];

% vectores solucion
Z = zeros(1,SW); % vector fila como WG
EES = Z;
FER = Z;
EVRP = Z;
FVRP = Z;
EIS = Z;
FIS = Z;
EIES = Z;
FIES = Z;
EIERP = Z;
FIERP = Z;
EIRP = Z;
FIRP = Z;

PS = Z;
PR = Z;
PWE = Z;
BET = Z;
CP = Z;
PFR = Z;
PCUS = Z;
PCUR = Z;
PFES = Z;
PFER = Z;
QR = Z;
QEMD = Z;
QM = Z;
QLS = Z;
QLR = Z;

% bucle
for iW = IW

    wG = WG(iW);
    wT = wG/rt;

    % potencia maxima turbina
    vp = wT*R;
    vw = vp/Lcpmax;

```

```

% B inicial
B = Bi;

% potencia maxima turbina
[Pwe,Twe,Pw,TwP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp,L]= PowTurb (wG,rt,vw,B,Tparam);

if Pw > Pwmax;
    % se reduce la potencia de la turbina aumentando B hasta que Pw==Pwmax

    % margen busqueda beta
    BL = Bi;
    BH = BHi;

    % contador bucle
    NB1 = 0;

    while 1

        NB1 = NB1+1;

        B=(BH + BL)/2;

        [Pwe,Twe,Pw,TwP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp]= PowTurb (wG,rt,vw,B,Tparam);

        error = Pw-Pwmax;

        if abs(error) < eps
            break;
        elseif error>0
            BL=B;
        else
            BH=B;
        end
    end
end

% margen busqueda Ps
PL = -Npw*Pwe;
PH = Npw/2*Pwe;

NB2 = 0;

while 1

    NB2 = NB2+1;

    Ps = (PH + PL)/2;

    [d,Es,Vrp,Is,Ies,Ierp,Irp,...
    Sr,Sem,ss,sr,pfes,pfer,Qm]=...
    Dfig_PQs (Vs,ws,wG,Ps,Qs,Gparam);

    Pem = real(Sem);
    % Psg = -Ps;

    error = Pwe + Pem;

```

```

% -- muestra
'iW NB2 Pwe Pem error Ps'
[iW NB2 Pwe Pem error Ps]
pause;

if abs(error) < eps
    break;
elseif error > 0
    % incrementar Psg --> reducir Ps
    PH=Ps;
else
    PL=Ps;
end
end

% limitacion Ps max
Psg = -Ps;
if Psg > Psgmax

    Ps = -Psgmax;

[d,Es,Vrp,Is,Ies,Ierp,Irp,...
    Sr,Sem,ss,sr,pfes,pfer,Qm]=...
Dfig_PQs (Vs,ws,wG,Ps,Qs,Gparam)

Pem = real(Sem);
Pwemax = -Pem;

% margen busqueda beta
% BL = 0; heredada de antes
BL = B;
BH = BHi

NB3 = 0;

while 1

    NB3 = NB3 +1;

    B=(BH + BL)/2;

    [Pwe,Twe,Pw,TwP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp]= PowTurb (wG,rt,vw,B,Tparam);

    error = Pwe-Pwemax;

    % -- muestra
    'iW NB3 Pwe Pem error Ps'
    [iW NB3 Pwe Pem error Ps]
    pause;

    if abs(error) < eps
        break;
    elseif error > 0
        % aumentar Beta
        BL = B;
    else
        % reducir Beta
        BH = B;
    end
end

```

```

        end
    end
end

% TENSIONES

EES(iW)=abs(Es);
FES(iW)=angle(Es);
EVRP(iW)=abs(Vrp);
FVRP(iW)=angle(Vrp);

% CORRIENTES

EIS(iW)=abs(Is);
FIS(iW)=angle(Is);
EIES(iW)=abs(Ies);
FIES(iW)=angle(Ies);
EIERP(iW)=abs(Ierp);
FIERP(iW)=angle(Ierp);
EIRP(iW)=abs(Irp);
FIRP(iW)=angle(Irp);

% POTENCIAS

PWE(iW)=Pwe;
PFR(iW)=pfr;
CP(iW)=cp;
BET(iW)=B;
PS(iW)=Ps;
PR(iW)=real(Sr);
QR(iW)=imag(Sr);
PCUS(iW)=real(ss);
QLS(iW)=imag(ss);
PCUR(iW)=real(sr);
QLR(iW)=imag(sr);
PFES(iW)=pfes;
PFER(iW)=pfer;
QEMD(iW)=imag(Sem);
QM(iW)=Qm;
end

% almacenar variables
save('Dfig_carga_Qs2k',...
    'Qs','Vs','ws','p','SW',...
    'WG','PWE','PFR','CP','BET',...
    'PS','PR','PCUS','PCUR','PFES','PFER',...
    'QR','QLS','QLR','QEMD','QM',...
    'EES','EVRP','FES','FVRP',...
    'EIS','EIES','EIERP','EIRP',...
    'FIS','FIES','EIERP','FIRP');

return

```

**DFIG PQs. SUBROUTINA DE DFIG_CARGA QUE OBTIENE LAS CONDICIONES DE FUNCIONAMIENTO DE DFIG
CONOCIDAS LA POTENCIA ACTIVA Y REACTIVA DEL ESTATOR**

```

% -----
% Dfig_PQs.m
% predecadora: Dfig_PQs
% resuelve circuito fig 4.5 o 4.6 según
% la funcion Calc_PQs (4.5) o Calc_PQs_Rfex (4.6)
% 27/9/2014, Joaquín Safont
% -----
function [d,Es,Vrp,Is,Ies,Ierp,Irp,...
         Sr,Sem,ss,sr,pfes,pfer,Qm]=...
Dfig_PQs (Vs,ws,wG,Ps,Qs,param)

% Parámetros
% param=[p;Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Lls;Llrp;Lm];

% parametros de la máquina
p      =param(1);
Rs     =param(2);
Rrp    =param(3);
Rfes   =param(4);
Rferp  =param(5);
Lls    =param(6);
Llrp   =param(7);
Lm     =param(8);

Xls = ws*Lls;
Xlrp= ws*Llrp;
Xm  = ws*Lm;

% velocidades y desplazamiento
w    = p*wG;
wr   = ws-w;
d    = wr/ws;

% Resistencias depend de d
if abs(d) < 1e-8
    Rferpd = Rferp/1e-8;
    Rrpd   = Rrp/1e-8;
    if (d<0)
        Rferpd = -Rferpd;
        Rrpd   = -Rrpd;
    end
else
    Rferpd = Rferp/d;
    Rrpd   = Rrp/d;
end

[Es,Vrp,Is,Ies,Ierp,Irp,...
 Sr,Sem,ss,sr,pfes,pfer,Qm]=...
Calc_PQs (d,Vs,Ps,Qs,Rs,Rrpd,Rfes,Rferpd,Xls,Xlrp,Xm)

return

```

CALC PQS. SUBROUTINA DE DFIG_PQS QUE RESUELVES EL CIRCUITO EQUIVALENTE 4.5 CONOCIDAS LA POTENCIA ACTIVA Y REACTIVA DEL ESTATOR

```

% -----
% Calc_PQs.m
% resuelve circuito fig 4.5 con Vs, ws, Ps, Qs y wG
% y calculo la potencia
% conocidos
% 27/9/2014, Joaquín Safont
% -----
function [Es,Vrp,Is,Ies,Ierp,Irp,...
        Sr,Sem,ss,sr,pfes,pfer,Qm]=...
Calc_PQs (d,Vs,Ps,Qs,Rs,Rrpd,Rfes,Rferpd,Xls,Xlrp,Xm)

% impedancias ramas serie
Zs = Rs + j*Xls;
Zr = Rrpd + j*Xlrp;
Zm = j*Xm;

% procedimiento calculo
Ssf = (Ps + j*Qs)/3;

Is = conj(Ssf/Vs);

Es = Vs - Zs*Is;

Ifes = Es/Rfes;
Ies = Is-Ifes;

Im = Es/Zm;
Ierp = Im-Ies;

Iferp= Es/Rferpd;
Irp = Ierp+Iferp;

Vrpd = Es+Zr*Irp;
Vrp = d*Vrpd;

% potencias

% Ss = Ps + j*Qs, dato de partida

% Pr, Qr
Sr = 3*Vrp*conj(Irp);

% Sem [4.22], [4.23]
Sem = -3*(1-d)*Es*conj(Ierp);

% perd estator [3.58], [3.60]
ss = 3*Zs*Is*conj(Is);

% perd rotor [4.16], [4.17]
sr = 3*d*Zr*Irp*conj(Irp);

% perd hierro [3.62], [4.19]
Es2 = Es*conj(Es);
pfes= real(3*Es2/Rfes);

```

```
pfer= real(3*d*Es2/Rferpd);  
  
% Qm [3.63]  
Qm = real(3*Es2/Xm);  
  
return
```

CALC PQs RFEX. SUBROUTINA DE DFIG_PQs QUE RESUELEVE EL CIRCUITO EQUIVALENTE 4.6 CONOCIDAS**LA POTENCIA ACTIVA Y REACTIVA DEL ESTATOR**

```

% -----
% Calc_PQs_Rfex.m
% resuelve circuito fig 4.6 con Vs, ws, Ps, Qs y wG
% y calculo la potencia
% conocidos
% 27/9/2014, Joaquín Safont
% -----
function [Es,Vrp,Is,Ies,Ierp,Irp,...
    Sr,Sem,ss,sr,pfes,pfer,Qm]=...
Calc_PQs_Rfex (d,Vs,Ps,Qs,Rs,Rrpd,Rfes,Rferpd,Xls,Xlrp,Xm)

% impedancias ramas serie
Zs = Rs + j*Xls;
Zr = Rrpd + j*Xlrp;
Zm = j*Xm;

% procedimiento calculo
% procedimiento calculo
Ssf = (Ps + j*Qs)/3;

Is = conj(Ssf/Vs);
Ifes= Vs/Rfes;
Ies = Is-Ifes;

Es = Vs-Zs*Ies;
Im = Es/Zm;

Ierp= Im-Ies;

Vrpd= Es+Zr*Ierp;
Vrp = d*Vrpd;

Iferp=Vrpd/Rferpd;      % = Vrpd/Rferpd
Irp = Ierp+Iferp;

% potencias

% Ss = Ps + j*Qs, dato de partida

% Pr, Qr
Sr = 3*Vrp*conj(Irp);

% Sem [4.22], [4.23]
Sem = -3*(1-d)*Es*conj(Ierp);

% perd estator [3.58], [3.60]
ss = 3*Zs*Ies*conj(Ies);

% perd rotor [4.16], [4.17]
sr = 3*d*Zr*Ierp*conj(Ierp);

% perd hierro [3.62], [4.19]
pfes= real(3*Vs*conj(Vs)/Rfes);
pfer= real(3*Vrpd*conj(Vrpd)/Rferpd);

```

```
% Qm [3.63]  
Qm = real(3*Es*conj(Es)/Xm);
```

```
Return
```

MDL_DFIG6_. DETERMINA LAS CONDICIONES INICIALES Y FINALES EN EL TRANSITORIO DE CONEXIÓN DEL ROTOR SINCRONIZADO CON LA RED DEL ESTATOR

```

% mdl_DFIG6_.m
% setup para modelo mdl_rb_turbina.mdl
% 27/8/2015, Joaquín Safont
% -----
clc;
['SETUP??...']
pause
clear all;

param_0;    % parametros turbina y generador

% constantes
r2 = sqrt(2);
r3 = sqrt(3);
r6 = sqrt(6);
dpi3 = 2*pi/3;
Ls = Lm + Lls;
Lrp = Lm + Llrp;
desv1 = 0; % bloque de obtener vrpdqo a partir de tablas

% transformaciones
M_270 = [0, 1;...
        -1, 0];

MA2alf=(r6/2).*[-1/r3  -2/r3;...
               1      0];

Malf2A=(2/r6).*[ 0      1;...
                -r3/2  -0.5];

Mi2f1 =[Ls,  0 , Lm,  0;...
        0,   Ls, 0,   Lm;...
        Lm,  0,  Lrp, 0;...
        0,   Lm, 0,   Lrp];

Mf12i = 1/(Lm^2-Ls*Lrp)*[-Lrp,    0,  Lm,    0;...
                        0, -Lrp,    0,   Lm;...
                        Lm,    0, -Ls,    0;...
                        0,   Lm,    0,  -Ls];

% carga la matriz de variabilidad del viento
% TiempoViento, VelocViento
% load('mdl_turbina_mat2');
% load('mdl_turbina_mat3');

% carga de curvas de vacio
% ¿en lugar de Vro y fVro, mejor Vrpq y Vrpq?
load('Dfig_Vr0_Rfex_');

VL=400;
Vs=VL/r3;
ws=2*pi*50;

% condiciones iniciales en vacio se obtienen con TDFIG_Vr0
vw = 4;

```

```
beta = 0;
TDFIG_Vr0;
vw0 = vw;
beta0= beta;
wG0 = wG;
flsrpdq0 = flsrpdq;

% angulo inicial
th0 =0;
thr0=0;
ths0=0;

% tiempos de maniobra
tfin=1.5;      % tiempo final de simulacion
tsc=0.0;      % tiempo de conexion estator
tsd=tfin+0.1; % tiempo desconexion estator
trc=0.23;     % tiempo de conexion rotor
trd=tfin+0.1; % tiempo desconexion rotor
tsc=min(tfin+0.1,tsc);
TS = [0 tsc tsc tsd tsd tfin+0.2];
NTS = [0 0 1 1 0 0];
TR = [0 trc trc trd trd tfin+0.2];
NTR = [0 0 1 1 0 0];
```

TDFIG_Vr0. DETERMINA LAS CONDICIONES DE FUNCIONAMIENTO DEL GENERADOR DFIG CON EL ROTOR ABIERTO, TENIENDO EN CUENTA LAS CONDICIONES DE LA TURBINA (VELOCIDAD DEL VIENTO, ÁNGULO DE PASO DE PALA DE LOS ÁLABES B)

```

% -----
% TDFIG_Vr0.m
% version anterior TurbRV1.m
% 27/5/2015, Joaquín Safont
% determina las condiciones en régimen permanente
% de una turbina con el generador conectado
% con el rotor abierto. Esto es:
% ---
% datos de partida: ENTRADAS
% vw      = velocidad del viento
% beta    = beta, angulo álabes
% resultados: SALIDAS
% wG      = velocidad de generador
% vrpdq   = vector espacial
% flsrpdq = vector espacial flujo de estator y rotor
% ---
% utiliza las funciones
% PowTurb.m      para calcular potencia de turbina
% Dfig_Vr0_Rfex.m para contrarestar las pérdidas con rotor abierto
% ---
% ejemplo de ejecucion
% vw = 4.5;
% beta = 0;
% rp = rt;      % con lo que wP=wG
% TDFIG_Vr0;
% -----
clc;
format long;
format compact;

B = beta;

% error en potencias
eps=0.01;

% rango busqueda
wG1=30;
wG2=260;

% parametros para PorTurb.m
param=[ro,R,c1,c2,c3,c4,c5,c6,kfrv,kfrc];

% parametros para Dfig_Vro_Rfex.m
param=[ro,R,c1,c2,c3,c4,c5,c6,kfrv,kfrc];
EParam=[p;Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Lls;Llrp;Lm];

while (1)
    wG=(wG1+wG2)/2;

    % obtencion de la potencia de la turbina
    [Pwe,Twe,Pw,TeP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp,lambda]= PowTurb (wG,rt,B,vw,param);

    % obtención de la potencia DFIG con Calc_Vro_Rfex

```

```
[d, Es, Vrp, Is, Ies, Ierp]=Dfig_Vro (Vs,ws,wG,EParam);
Pem = real(-3*(1-d)*Es*conj(Ierp));

error=Pwe+Pem;

if (abs(error)<eps)
    ['Fin. ha convergido con ERROR en Pet = ', num2str(error)]
    break;
else
    % ['Pulsa intro hasta que converja. ERROR en Pet = ', num2str(error)]
    % pause;
    if (error > 0) % Pwe > Pem (zona de pendiente negativa Pwe)
        % aumentar wG
        wG1 = wG
    else
        % reducir wG
        wG2 = wG;
    end
end
end
end

Vrpdq = r3*[real(Vrp); imag(Vrp)];
Iesdq = r3*[real(Ies); imag(Ies)];
Ierpdq = r3*[real(Ierp); imag(Ierp)];
flsrpdq = Mi2fl*[Iesdq; Ierpdq];
```

TDFIG_PweMx_Rfex. DETERMINA LAS CONDICIONES DE TRABAJO DEL GENERADOR EN RÉGIMEN PERMANENTE A PARTIR DE LAS CONDICIONES DE LA TURBINA (VELOCIDAD DEL VIENTO, ÁNGULO DE PASO DE PALA DE LOS ÁLABES), LA TENSIÓN Y FRECUENCIA DEL ESTATOR Y LA POTENCIA REACTIVA (CONSUMIDA O GENERADA) POR EL ESTATOR

```

% -----
% TDFIG_PweMx_Rfex.m
% predecesor: BPetMx5.m
% funcion para resolver el circuito equivalente
% con resistencias del hierro en bornes
% y obtener potencias
% 28/8/2015, Joaquín Safont
% -----
% Localiza punto de potencia maxima PweMx con las
% siguientes ENTRADAS
% vw:      viento
% Qs:      potencia reactiva
% B:       pitch angle
% Devuleve (SALIDAS)
% magnitudes eléctricas del circuito equivalente con
% Rfex
% Pem = PweMx
% Vs      Vs con fVs=0°
% Es
% Vrp
% Is
% Ies
% Ierp
% Irp
% vrpdq:  Tension de rotor en eje dq
% flsrpdq: Flujos. util para definir condiciones iniciales

clc;
format short;
format compact;

B = beta;

% error admisible en potencias y velocidad de turbina
eps=0.01;

% rango busqueda
wG1=30;
wG2=260;

% parametros para PorTurb.m
param=[ro,R,c1,c2,c3,c4,c5,c6,kfrv,kfrc];

% parametros para Dfig_Vro_Rfex.m
EParam=[p;Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Lls;Llrp;Lm];

wGx=0;

WG1=30;
WG5=260;

```

```

% algoritmo con muchas menos iteraciones 11 con ejemplo
while 1

    WG=linspace(WG1,WG5,5);

    Pwex=0;
    ix=0;
    for i=1:5
        wG=WG(i);
        % obtencion de la potencia de la turbina
        [Pwe,Twe,Pw,TeP,Pwi,TwiP,pfr,TfrP,cpe,cp,lambda]= PowTurb
(wG,rt,B,vw,param);
        % [PTetP,PTtP,PTpP,cp,cpe,L]= fcn_turb0_
(wG,rt,B,vw,R,ro,c1,c2,c3,c4,c5,c6,kfrv,kfrc);

        % [PTetP,PTtP,PTpP,cp,cpe,L]= fcn_turb0_
(wG,rt,B,vw,R,ro,c1,c2,c3,c4,c5,c6,kfrv,kfrc);

        Pwe_(i)=Pwe;
        if Pwe > Pwex
            Pwex=Pwe;
            ix=i;
        end
    end

    if ix > 1
        WG1=WG(ix-1);
    else
        WG1=WG(ix);
    end

    if ix < 5
        WG5=WG(ix+1);
    else
        WG5=WG(ix)
    end

    if abs(WG5-WG1) < eps
        wGx=WG(ix);
        break;
    end

end

Ps1 = -20*Pwex;
Ps2 = Pwex;
wG=wGx;

error=1;
N=1

while (1)

    N=N+1;
    if (N>200)

```

```
    ['Error. Más de 200 iteraciones']
    pause
end

Ps=(Ps1+Ps2)/2;

[d,Es,Vrp,Is,Ies,Ierp]=Dfig_PQs_Rfex (Vs,ws,wG,Ps,Qs,EParam);
Pem = real(-3*(1-d)*Es*conj(Ierp));

% [Vrp_,Pr,Pem,ps,pr,pfes,pfer,Qr,Qem,Qm,qs,qr,iesrpdq,flsrpdq] =
gPF2_(p,ws,wG,Vs,Ps,Qs,Rs,Rrp,Rfes,Rferp,Lm,Lls,Llrp,Mi2fl,r3);

% prueba
% ['abs(Vrp) angle(Vrp)']
% abs(Vrp), abs(Vrp_), angle(Vrp), angle(Vrp_)
% pause;

error = Pwex+Pem;

if abs(error) < eps % aumentar Ps
    break;
elseif error > 0
    % subir Psg --> bajar Ps
    Ps2=Ps;
else
    Ps1=Ps;
end

end

vrpdq = r3*[real(Vrp); imag(Vrp)];
iesdq = r3*[real(Ies); imag(Ies)];
ierpdq = r3*[real(Ierp); imag(Ierp)];
flsrpdq = Mi2fl*[iesdq;ierpdq];
```

ARMPWM2D. DETERMINA LOS ARMÓNICOS DE UNA ONDA PWM CON TIEMPO MUERTO

```

% -----
% ArmPWM2d.m
% Obtiene armónicos de onda PWM con tiempo
% muerto para una tensión eficaz determinada
% 27/9/2012, Joaquín Safont
% Características iniciales de turbina [9]
% -----
% Inicialización formatos
format compact;
% clear;
clc;
clf;

%% Datos de entrada
% Vr = tensión
% fr = frecuencia
% fVrIrd = desfase tensión frecuencia en grados
% Tdt = tiempo muerto en segundos

Vr=73.84;           % Valor eficaz tensión rotor
fr=20;             % frecuencia de rotor 3,333 Hz
fVrIrd=50;        % desfase entre tensión e intensidad
                  % de rotor en grados
Tdt=5e-6;         % tiempo muerto en microsegundos
%

%% Constantes
% tensión del bus constante
Vdc=565;
% frecuencia de conmutación PWM constante
fpwm=2600;
Tpwm=1/fpwm;
% constantes
raiz2=sqrt(2);

%% Programa
Fr=fVrIrd*pi/180;
Tdt2=Tdt/2;
%
% Constantes iniciales
Vm=raiz2*Vr;
N=round(fpwm/fr);
f=fpwm/N;
T=1/f;
wT=2*pi*f;
Nabs=abs(N);
rangoN=1:1:Nabs;
% rangoA=1:1:Maxh;
rangoA=1:25;
SA = size(rangoA,2);
rangokA=1:1:SA;
A=zeros(size(rangokA));
B=A;
for k=rangoN      % intervalo

    FVr=2*pi*k/N;
    vk=Vm*sin(FVr); % valor de alterna
    FIr=FVr-Fr;

```

```
signo=sign(sin(FIr));
Th=Tpwm/2*(vk/Vdc+0.5); % semipulso

if (signo<=0 & Tdt~=0)
    Th=Th+Tdt2;
elseif Tdt~=0
    Th=Th-Tdt2;
end

for kA=rangokA
    h=rangoA(kA);
    hw=h*wT;
    hwA=hw*((k-1)*Tpwm+Th);
    hwB=hw*(k*Tpwm-Th);
    A(kA)=A(kA)+(sin(hwA)-sin(hwB))/h;
    B(kA)=B(kA)+(-cos(hwA)+cos(hwB))/h;
end

end

C=Vdc/pi*sqrt(A.*A+B.*B);
Vef=1/raiz2*C;

% salida grafica
%% 1 a 25
% b1 = bar(rangoA,100*Vef/Vef(1));
%% 2 a 25
b2 = bar(rangoA(2:25),100*Vef(2:25)/Vef(1));
```

7.2. Funciones Embedded de Matlab ® utilizadas con Simulink

DFIGE. EMBEDDED FUNCIÓN UTILIZADA CON SIMULINK. MODELO DINÁMICO DE DFIG (MÁQUINA DE INDUCCIÓN DE ROTOR BOBINADO) CON LA'S RESISTENCIAS EQUIVALENTES DE PÉRDIDAS MAGNÉTICAS EN BORNES SEGÚN FIGURA 5.2

```

% -----
% embedded función
% DFIGe1
% 27/6/2015, Joaquín Safont
% se ha limitado la derivada del flujo máximo a 1e12
% -----
function [dflsrpdq_, vsdq_, vrpdq_, iesdq_, isdq_, ierpdq_, irpdq_] = ...
    DFIGe1...
    (flsrpdq, t, dw_Grs, vsdq, vrpdq, tonoff, param)
% Parámetros
% tonoff =[tsc;tsd;trc;trd]
% param  =[Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Lm;Ls;Lrp]

persistent dflmx tsc tsd trc trd Rs Rrp Rfes Rferp Lm Ls Lrp ;

% SALIDAS
Z=[0;0];
dflsrpdq_ =[Z;Z]; % derivada de enlace de flujo
vsdq_     =Z;     % tensión estator
vrpdq_    =Z;     % tensión rotor
iesdq_    =Z;     % corriente estator
ierpdq_   =Z;     % corriente rotor
isdq_     =Z;     % corriente estator
irpdq_    =Z;     % corriente rotor

% Variables
dflsdq_   =Z;     % derivada enlace de flujo estator
dflrpdq_  =Z;     % derivada enlace de flujo rotor

% tsc tsd trc trd Rs Rrp Rfes Rferp Lm Ls Lrp
if isempty(dflmx)
    dflmx   = 1e12*[1;1]; % limitacion máxima derivada

    tsc     = tonoff(1);  % tiempo de conexión estator
    tsd     = tonoff(2);  % tiempo de desconexión estator
    trc     = tonoff(3);  % tiempo de conexión rotor
    trd     = tonoff(4);  % tiempo de desconexión rotor

% parametros del circuito equivalente
Rs         = param(1);
Rrp        = param(2);
Rfes       = param(3);
Rferp      = param(4);
Lm         = param(5);
Ls         = param(6) + Lm;
Lrp        = param(7) + Lm;
end

```

```

% lectura velocidades del bloque Deslizamiento
% dw_Grs = [d,w,wG,wr,ws]
wr = dw_Grs(4);
ws = dw_Grs(5);

% obtencion de las corrientes a partir del flujo ec. 3.92
kL = 1/(Lm^2-Ls*Lrp);

flsdq =flsrpdq(1:2);
flrpdq =flsrpdq(3:4);
iesdq(1) = kL*(-Lrp*flsdq(1)+Lm*flrpdq(1));
iesdq(2) = kL*(-Lrp*flsdq(2)+Lm*flrpdq(2));
ierpdq(1) = kL*( Lm*flsdq(1)-Ls*flrpdq(1));
ierpdq(2) = kL*( Lm*flsdq(2)-Ls*flrpdq(2));

% si el estator no esta conectado... [5.1] y [5.3]
if (tsc>=tsd) || (t<tsc) || (t>=tsd)
    % condicion de estator abierto (no conectado)
    vsdq(1) = -Rfes * iesdq(1);
    vsdq(2) = -Rfes * iesdq(2);
else
    % condicion de estator conectado
    vsdq(1) = vsdq(1);
    vsdq(2) = vsdq(2);
end

% si el rotor esta desconectado (abierto) ....[5.5] y [5.7]
if (trc>=trd) || (t<trc) || (t>=trd)
    % condicion de rotor abierto
    vrpdq(1) = -Rferp * ierpdq(1);
    vrpdq(2) = -Rferp * ierpdq(2);
else
    % condicion de rotor conectado
    % vrpdq(1) = real(vrpdq(1));
    % vrpdq(2) = real(vrpdq(2));
    vrpdq(1) = vrpdq(1);
    vrpdq(2) = vrpdq(2);
end

% derivadas de enlace de flujo, [5.2],[5.4], [5.6] y [5.8]
dflsdq(1) = vsdq(1) -Rs * iesdq(1) + ws * flsdq(2);
dflsdq(2) = vsdq(2) -Rs * iesdq(2) - ws * flsdq(1);
dflrpdq(1) = vrpdq(1) -Rrp * ierpdq(1) + wr * flrpdq(2);
dflrpdq(2) = vrpdq(2) -Rrp * ierpdq(2) - wr * flrpdq(1);

% limitación de amplitud de las derivadas a dflmx
dflsdq_ =min(max(dflsdq_,-dflmx),dflmx);
dflrpdq_ =min(max(dflrpdq_,-dflmx),dflmx);

% incremento de corriente de estator y rotor por pérdidas en el hierro
% fig 5.1 y 5.2
isdq(1) = iesdq(1) + vsdq(1) / Rfes;
isdq(2) = iesdq(2) + vsdq(2) / Rfes;
irpdq(1) = ierpdq(1) + vrpdq(1) / Rferp;
irpdq(2) = ierpdq(2) + vrpdq(2) / Rferp;

% vector salida derivada de flujo
dflsrpdq_ = [dflsdq_;dflrpdq_];

```

return

R_VRP. EMBEDDED FUNCTION QUE GENERA UNA RAMPA LINEAL ENTRE LOS DOS PUNTOS DE TENSIÓN INICIAL Y FINAL DEL ROTOR VRPRQ1 Y VRPDQ2

```

% -----
% R_Vrp
% predecesor R_Vrp
% rampa suave
% 03/09/2015, Joaquín Safont
% -----
function vrpdqo = R_Vrp(toffon,t,param)
% P = [DT;vrpdq1;vrpdq2]
vrpdqo=[0;0];

% este cambio mejora la velocidad
persistent flag t0 DT vrpdl vrpdl2 vrpq1 vrpq2 Dvrpd Dvrpq vrpdo vrpqo;

% este cambio mejora la velocidad
if isempty(flag)
    flag =0;
    t0 =0;
    DT =param(1);
    vrpdl =param(2);
    vrpq1 =param(3);
    vrpdl2 =param(4);
    vrpq2 =param(5);
    Dvrpd =(vrpd2-vrpdl)/DT;
    Dvrpq =(vrpq2-vrpq1)/DT;
    vrpdo =vrpd1;
    vrpqo =vrpq1;
end

tron = toffon(2);

if tron >= 0.5
    if flag == 0
        t0 = t;
        flag = 1;
    end
    if flag == 1
        dt = t-t0;
        Dvd = Dvrpd*dt;
        Dvq = Dvrpq*dt;
        vrpdo = vrpdl + Dvd;
        vrpqo = vrpq1 + Dvq;
    end
end

vrpdqo = [vrpdo; vrpqo];

return

```

RS_VRP. EMBEDDED FUNCTION QUE GENERA UNA RAMPA SUAVE (SGÚN EXPRESIONES ¡ERROR! NO SE ENCUENTRA EL ORIGEN DE LA REFERENCIA. A ¡ERROR! NO SE ENCUENTRA EL ORIGEN DE LA REFERENCIA.) ENTRE LOS DOS PUNTOS DE TENSIÓN INICIAL Y FINAL DEL ROTOR VRPRQ1 Y VRPDQ2

```

% -----
% RS_Vrp
% predecesor R_Vrp
% rampa suave
% 03/09/2015, Joaquín Safont
% -----
function vrpdqo = RS_Vrp(toffon,t,param)
% P = [DT;vrpdq1;vrpdq2]
vrpdqo=[0;0];

% este cambio mejora la velocidad
persistent flag t0 DT vrpdl vrpdl2 vrpq1 vrpq2 Dvrpd Dvrpq vrpdo vrpqo;
persistent Dt Dtm Dd Dq Dd4 Dq4 Ddt Dqt Ddt2 Dqt2

if isempty(flag)
    flag    =0;
    t0      =0;
    DT      =param(1);
    vrpdl   =param(2);
    vrpq1   =param(3);
    vrpdl2  =param(4);
    vrpq2   =param(5);
    % valor inicial
    vrpdo   =vrpdl;
    vrpqo   =vrpq1;
    % intervalos de tiempo: Dtm Dt DT
    Dtm     =DT/3;
    Dt      =2*Dtm;
    % intervalos de tension: Dd Dq
    Dd      =vrpdl2-vrpdl;
    Dq      =vrpq2-vrpq1;
    % coeficiente DV/4
    Dd4     =Dd/4;
    Dq4     =Dq/4;
    % coeficiente DV/Dt
    Ddt     =Dd/Dt;
    Dqt     =Dq/Dt;
    % coeficiente DV/Dt^2
    Ddt2    =Ddt/Dt;
    Dqt2    =Dqt/Dt;

end

tron = toffon(3);

% OJO!! se ha de coordinar tron (toffon) con DT: tron-troff >= DT
if (tron >= 0.5) && (flag == 0)
    t0 = t;
    flag = 1;
end

if (flag > 0) && (flag < 4)
    dt = t-t0;
    if flag == 1

```

```
vrpdo = vrpdl + Ddt2*dt^2;
vrpqo = vrpql + Dqt2*dt^2;
if dt >= Dtm
    flag = 2;
end
elseif flag == 2
    vrpdo = vrpdl - Dd4 + Ddt*dt;
    vrpqo = vrpql - Dq4 + Dqt*dt;
    if dt >= Dt
        flag = 3
    end
elseif flag == 3
    vrpdo = vrpdl + Dd-Ddt2*(dt-DT)^2;
    vrpqo = vrpql + Dq-Dqt2*(dt-DT)^2;
    if dt >= DT
        flag = 4
    end
end
end
end

vrpdqo = [vrpdo; vrpqo];

return
```

CP_ EMBEDDED FUNCTION PARA DETERMINAR EL COEFICIENTE DE POTENCIA

```
% -----  
% funcion del coeficiente de potencia  
% cp_ m  
% setup para modelo mdl_rb_turbina.mdl  
% 27/9/2014, Joaquín Safont  
% -----  
function cp=cp_(lambda,beta,A_,param)  
    % param = [c1;c2;c3;c4;c5;c6] constantes ec. 3.4  
    cp = 0;  
  
    % variables persistent (static) se asignan solo la primera vez  
    persistent c1 c2 c3 c4 c5 c6;  
    if (isempty(c1))  
        c1 = param(1);  
        c2 = param(2);  
        c3 = param(3);  
        c4 = param(4);  
        c5 = param(5);  
        c6 = param(6);  
    end  
  
    % ec. 3.4  
    cp = c1*(c2*A_-c3*beta-c4)*exp(-c5*A_)+c6*lambda;  
return
```

A. EMBEDDED FUNCTION PARA DETERMINAR FACTOR DEL COEFICIENTE DE POTENCIA

```
% -----  
% factor del coeficiente de potencia  
% A_  
% setup para modelo mdl_rb_turbina.mdl  
% 27/9/2014, Joaquín Safont  
% -----  
function A_=A_(lambda,beta)  
    A_ = 0;  
    A_ = 1/(lambda+0.08*beta)-0.035/(1+beta^3);  
return
```

Pw_. EMBEDDED FUNCTION PARA DETERMINAR POTENCIA DE TURBINA CON CP=1

```
% -----  
% funcion potencia de turbina con cp=1  
% Pw_  
% setup para modelo mdl_rb_turbina.mdl  
% 27/9/2014, Joaquín Safont  
% -----  
function Pwi =Pw_(vw,param)  
% potencia idel turbina  
% param = [ro;R] constantes ec. 3.1  
  
% salidas  
Pwi= 0;  
  
% variables persistent (static) se asignan solo la primera vez  
persistent ro R;  
if (isempty(ro))  
    ro = param(1);  
    R = param(2);  
end  
  
% Potencia ideal ec. 3.1 con cp=1  
Pwi = 0.5*ro*pi*R^2*vw^3;  
return
```

PFR . EMBEDDED FUNCTION PARA DETERMINAR LAS PÉRDIDAS DE FRICCIÓN GLOBALES

```
% -----  
% funcion de pérdidas de fricción globales  
% pfr_  
% setup para modelo mdl_rb_turbina.mdl  
% 27/9/2014, Joaquín Safont  
% -----  
function pfr=pfr_(wT,param)  
% ec. 3.24 potencia de fricción  
% param = [kfrv;kfrc]  
pfr = 0;  
  
persistent kfrv kfrc;  
if isempty(kfrv)  
    kfrv = param(1);  
    kfrc = param(2);  
end  
  
% potencia de fricción  
pfr = ((kfrv * wT) + kfrc) * wT;  
return
```

7.3. Otras funciones utilizadas

DFIG DATA VRO RFEX

El programa `Dfig_Data_Vro_Rfex` con la función `Dfig_Vro_Rfex` (versión `Dfig_Vro` con `Calc_Vro_Rfex`) se utiliza para obtener las condiciones del 4.6 cuyas resistencias equivalentes a las pérdidas del núcleo magnético están en bornes del circuito.

```
% -----
% Dfig_Data_Vro_Rfex.m
% Rotor en vacio en rango
% Con Rfe en exterior
% 52.36 rad/s (500 rpm) hasta 261.8
% 27/9/2014, Joaquín Safont
% -----

clear all;

% constantes
r3 = sqrt(3);

% parametros iniciales
Param_0;

% parametros de la red
VL = 400;
Vs = VL/r3;      % argumento 0 DEG
fs = 50;
ws = 2*pi*fs;

% calculo reactancias
Xls = ws*Lls;
Xlrp = ws*Llrp;
Xm = ws*Lm;

% velocidades extremas rango
wG1=52.36;
wG2=261.8;
% wG1=150;
% wG2=166;

% tamaño
SW = 200;

% rango
WG=linspace(wG1,wG2,SW);

% contador
IW=1:1:SW;

EParam=[p;Rs;Rrp;Rfes;Rferp;Lls;Llrp;Lm];

% bucle
```

```
for iW = IW
    wG      = WG(iW);

    [d,Es,Vrp,Is,Ies,Ierp]=Dfig_Vro_Rfex (Vs,ws,wG,EParam);

    EVRP0(iW) =abs(Vrp);
    FVRP0(iW) =angle(Vrp);
    VRPD0(iW) =r3*real(Vrp);
    VRPQ0(iW) =r3*imag(Vrp);

end

save('Dfig_Vr0_Rfex_', 'WG', 'EVRP0', 'FVRP0', 'VRPD0', 'VRPQ0');
```

POWER_ EMBEDDED FUNCTION ALTERNATIVO AL BLOQUE DE CÁLCULO DE POTENCIA

```

% -----
% embedded función
% Power_
% 27/6/2015, Joaquín Safont
% -----
function [Ps,Qs,Pr,Qr,Pem,Tem]=...
    Power_(wG,vsdq,isdq,iesdq,vrpdq,irpdq,ierpdq,param)
    % Param = [p;Lm]
    persistent pLm;

    Ps = 0;
    Qs = 0;
    Pr = 0;
    Qr = 0;
    Pem = 0;
    Tem = 0;

    if (isempty(pLm))
        pLm = param(1) * param(2);
    end

    % activa estator y rotor [5.31]
    Ps = vsdq(1) * isdq(1) + vsdq(2) * isdq(2);
    Pr = vrpdq(1) * irpdq(1) + vrpdq(2) * irpdq(2);

    % reactiva estator y rotor [5.32]
    Qs = vsdq(2) * isdq(1) - vsdq(1) * isdq(2);
    Qr = vrpdq(2) * irpdq(1) - vrpdq(1) * irpdq(2);

    % Par Tem [3.109]
    % criterio sentido potencia motora (sale de DFIG)
    % si resulta negativa es potencia resistente generadora (entra en DFIG)
    Tem = pLm * (iesdq(2) * ierpdq(1) - iesdq(1) * ierpdq(2));
    % tambien se podría utilizar Tem=p*(flrpq*irpd-flrpd*irpq);

    % Potencia Pem [3.110]
    Pem = wG * PTem(2);

return

```


8. Bibliografía

- [1] Z. Lubosny, Wind Turbine Operation in Electric Power Systems, Berlin: Springer-Verlag, 2003.
- [2] L. Serrano Iribarnegaray, Teoría de los Fasores Espaciales: Introducción y Aplicaciones Industriales, Barcelona: Marcombo, 2001.
- [3] L. Serrano Iribarnegaray, Fundamentos de Máquinas Eléctricas Rotativas, Barcelona: Marcombo, 1989.
- [4] J. Fraile Mora, Máquinas Eléctricas, Madrid: McGraw Hill, 2003.
- [5] León Martínez, V., Giner García, J., Montañana Romeu, J., Cazorla Navarro, A., Ineficiencias de los Sistemas Eléctricos. Efectos, Cuantificación y dispositivos de mejora de la eficiencia, Valencia. Servicio de Publicaciones UPV, 2001.
- [6] W. Leonhard, Control of Electric Drives, New York: Springer, 2001.
- [7] E. Ras, Análisis de Fourier y Cálculo Operacional Aplicado a la Electrotecnia, Barcelona: Marcombo, 1979.
- [8] R. Valentine, Motor Control Electronics Handbook, New York: McGraw Hill, 1998.
- [9] Pena, R; Clare, J.C.; Asher, G.M. Doubly fed induction generator using back-to-back PWM converters and its application to variable speed wind-energy generation. IEE proceedings, 1996
- [10] N. Moham, Electric Drives: An Integrative Approach, Minneapolis: MNPERE, 2001.
- [11] N. Moham, Advanced Electric Drives: Analysis, Control and Modeling Using Simulink, Minneapolis: MNPERE, 2001.
- [12] J. Roger Folch, Problemas de cálculo, construcción y ensayo de máquinas eléctricas, Valencia: Editorial de la UPV, 1997.
- [13] L. Serrano, JA. Martínez, Máquinas eléctricas, Valencia: Editorial UPV, 2013

- [14] V. León Martínez y J. Giner García, Método integral para la mejora de la eficiencia y la calidad en el suministro de la energía eléctrica en baja tensión, Valencia: Editorial de la UPV, 1996.
- [15] S. Catalán, Electrotecnia. Circuitos Eléctricos, Valencia: Servicio de Publicaciones UPV, 2012.
- [16] S. Catalán, Electrotecnia. Instalaciones eléctricas, Valencia: Servicio de Publicaciones UPV, 2012.
- [17] J. Fraile Mora, Electromagnetismo y Circuitos Eléctricos, Madrid: Servicio de Publicaciones Escuela de Caminos, 1995.
- [18] E. Ras, Teoría de Circuitos. Fundamentos, Barcelona: Marcombo, 1977.
- [19] M. Ragheb y A. Ragheb, Wind Turbines Theory - The Betz Equation and Optimal Rotor Tip Speed Ratio, Croacia: Dr. Rupp Carriveau, 2011.
- [20] K. Ogata, Ingeniería de Control Moderna, Madrid: Prentice Hall, 2006.
- [21] D.P.Kothari, I.J.Nagrath, Electric Machines, New Delhi: Tata McGraw Hill, 2010.
- [22] Carrillo. C.J. Análisis y simulación de sistemas eólicos aislados. Tesis Doctoral. Departamento de Ingeniería Eléctrica. Universidad de Vigo, 2001
- [23] N. Miller, P. W.W. y J. Sanchez_Gasca, «Dynamic Modeling of GE 1.5 and,» GE-Power Systems Energy Consulting, GE WTG Modeling-v3-0.doc, 2003.
- [24] J. Tamura y M. S.M., «Capítulo 2. Calculation Method of Losses,» de *Wind Energy Conversion Systems*, Springer, 2012.
- [25] V. Fuster Roig, Las perturbaciones eléctricas y la industria cerámica : origen, consecuencias y soluciones, Bilbao: Iberdrola, D.L., 2001.
- [26] Pyrhönen, J; Jokinen, T.;Hrabovcová, V., Design of Rotating Electrical Machines. John Wiley and Sons, 2009
- [27] H. Li y Z. Chen, «Overview of different wind generator systems,» *IET Renewable Power Generation*, 2007
- [28] L.H. Hansen, L. Helle, F Blaabjerg, E. Ritchie, S. Munk-Nielsen, H. Bindner., «Conceptual survey of Generators and Power Electronics for Wind Turbines,» *EDS-1115021*, 2001
- [29] V. León Martínez y L. Serrano Iribarnegaray, Bancos de ensayo para motores asíncronos con devolución de energía a la red eléctrica, Valencia: Universidad Politécnica de Valencia, 1988.
- [30] <http://www.sotaventogalicia.com/es/datos-tiempo-real/instantaneos-parque>. Parque Eólico experimental Sotavento
- [31] G. Xiao-Ming, H. Zhejiang Univ., S. Dan, H. Ben-Teng y H. Ling-ling, «Direct Power Control for Wind-Turbine Driven Doubly-Fed Induction Generator with Constant Switch Frequency,» de *Electrical Machines and Systems, International Conference*, Seoul, 2007.

- [32] Z. Lubosny y J. Bialek, «Supervisory Control of a Wind Farm,» *Power Systems, IEEE Transactions*, vol. Volume: 22, nº 3, pp. 985 - 994, 2007.
- [33] Poitiers, F, et al. Control of a doubly-fed induction generator for wind energy conversion systems. *International Journal of Renewable Energy Engineering*, 2001, vol. 3, no 3, p. 373-378.
- [34] Sheng Hu; Xinchun Lin; Yong Kang; Xudong Zou, «An Improved Low-Voltage Ride-Through Control Strategy of Doubly Fed Induction Generator During Grid Faults,» *Power Electronics, IEEE Transactions*, vol. 26, nº 12, pp. 3653-3665, 2011.
- [36] M. A. Snyder, «Development of Simplified Models of Doubly-Fed Induction Generators (DFIG),» Chalmers Bibliotek, Reproservice, Göteborg, 2012.
- [39] A.P.Tennakoont, A.Arulampalam, J.B.Ekanayake, S.G.Abeyratne, «Modeling and Control of Doubly Fed Induction Generators (DFHGs),» de *First International Conference on Industrial and Information Systems, ICIIS 2006, 8 - 11 August 2006*, Sri Lanka, 2006.
- [40] P. Stumpf, I. Nagy, «Study of Doubly Fed Induction Generator for,» *IEE*, 978-1-4673-4430-2/13, 2013
- [41] Jungwoo Park; Kiwook Lee; Dongwook Kim, «Control method of a doubly-fed induction generator with automatic grid synchronization,» de *IEEE Industrial Electronics, IECON - 32nd Annual Conference*, 2006.
- [42] S. Seman, «TRANSIENT PERFORMANCE ANALYSIS OF WIND-POWER INDUCTION GENERATORS,» Helsinki University of Technology, Helsinki, 2006.
- [43] I. Erlich y U. Bachmann, «Grid code requirements concerning connection and operation of wind turbines in Germany,» de *Power Engineering Society General Meeting, IEEE*, 2005.
- [45] J. Lopez, P. Sanchis, X. Roboam y L. Marroyo, «Dynamic Behavior of the Doubly Fed Induction Generator During Three-Phase Voltage Dips,» *Energy Conversion, IEEE Transactions on* , vol. 22, nº 3, pp. 709 - 717, 2007
- [46] J. Lopez, P. Sanchis, E. Gubia, A. Ursua, L. Marroyo y X. Roboam, «Control of Doubly Fed Induction Generator under symmetrical voltage dips,» de *Industrial Electronics, ISIE 2008. IEEE International Symposium on*, Cambridge, 2008
- [47] G. Abad, M. Rodriguez, J. Poza y J. Canales, «Direct Torque Control for Doubly Fed Induction Machine-Based Wind Turbines Under Voltage Dips and Without Crowbar Protection,» *Energy Conversion, IEEE Transactions on*, vol. 25, nº 2, pp. 586 - 588, 2010.
- [48] Truc Pham-Dinh, Hai Nguyen-Thanh, Kenko Uchida, Nguyen Gia Minh Thao, «Modified Controls for Grid-Connected Wind-Turbine Doubly Fed Induction Generator under Unbalanced Voltage Dip for Torque Stability and Reduction of Current Harmonic,» de *SICE Annual Conference*, Sapporo, Japan, 2014.
- [49] Seman, S., et al. Analysis of a 1.7 MVA doubly fed wind-power induction generator during power systems disturbances. *Proceedings of NORPIE*, 2004, p. 14-16
- [50] S. Mueeen, J. Tamura y T. Murata, Stability Augmentation of a Grid-connected Wind Farm,

London: Springer-Verlag, 2009

- [51] Michael Lewis (COO Wind Power), E.ON Wind Turbine Technology and Operations Factbook. Sept 2013
- [52] E.ON Netz GmbH, Grid Connection Regulations for High and Extra High Voltage, , Bayreuth, 1. April 2006
- [54] S. S. Mohit Singh, «Dynamic Models for Wind Turbines and Wind Power Plants,» NREL, Colorado, 2008.
- [58] V. Fuster Roig, Perturbaciones eléctricas : tipos y caracterización, Valencia: Editorial de la UPV, 2001.
- [59] Piggot. H, A Wind Turbine Recipe Book, Bajatec.net manuals, 2013.
<http://www.scoraigwind.com/wpNotes/bladeDesign.pdf>
- [60] Anibal, G; Gerald, M., Proyecto de Grado: Diseño de un aerogenerador de eje horizontal de 1 kW de potencia, Satenejas, 2006, Universidad Simon Bolívar.
- [61] R. Melicio y V. Mendes, «Doubly Fed Induction Generator Systems,» ISEL, DEEA, Secção de Economia e Gestão, 2001.
- [62] S. Heier, Grid Integration of Wind Energy Conversion Systems, Wiley-Blackwell, 1998.
- [63] Villarrubia López,M. Ingeniería de la Energía Eólica. Nuevas Energías. Barcelona: Marcombo, 2012
- [64] M. C. Cherta, Curso moderno de máquinas eléctricas rotativas. Tomo III Máquinas de corriente alterna asíncronas, Barcelon: Editores técnicos asociados. Ed. Reverte, 2003
- [65]S. Li, «A Simulation Analysis of Double-Fed Induction Generator for Wind Energy Conversion Using PSpice,» *IEEE, 1-4244-0493-2/06*, 2006..
- [66] Jungwoo Park ; KERI, Changwon ; Kiwook Lee ; Dongwook Kim ; Kwangsoo Lee et al. “An encoder-free grid synchronization method for a Doubly-fed Induction Generator” *Power Electronics and Applications, European Conference on*, p 1 – 6. Aalborg. IEEE, 2007.
- [67] K Ogata. Ingeniería de Cntrol utilizando Matlab ®, Madrid: Prentice Hall, 2006
- [68] Normal S. Nise. Control systems Engineering Third Edition.Danvers: John Wiley & Sons, 2000
- [69] K. Ogata. Sistemas de control en tiempo discreto. Mejico: Prentice Hall, 1996
- [70] Posada Contreras, Johnny. Modulación por ancho de pulso (PWM) y modulación vectorial (SVM). Una introducción a las técnicas de modulación. El Hombre y la Máquina, núm. 25, julio-diciembre, pp. 70-83 Universidad Autónoma de Occidente, Colombia 2005.
- [71] Patrick W. Wheeler, «Matrix Converters: A Technology Review» *IEEE Transactons on Industrial Electronics*, Vol 49, No.2, 2002

- [72] Ruben Peña, Jon Clare, Patrick W. Wheeler, E. Reyes «Control of a Doubly Fed Induction Generator via an Indirect Matrix Converter With Changing DC Voltage» *IEEE Transactions on Industrial Electronics*, Vol 58, No.10, 2011
- [73] Lixiang W., Lipo, T.A, Reyes «A Novel Matrix Converter Topology With Simple Commutation», *Industry Applications Conference. Thirty-Sixth IAS Annual Meeting. Conference Record of the 2001 IEEE*, p 1749 - 1754 vol.3, , 2001
- [74] Ramos, C.J.; Martins, A.P.;Araujo, A.S.;Carvalho, A.S. «Current control in the grid connection of the double-output induction generator linked to a variable speed wind turbine», *IECON 02 Industrial Electronics Society, 28th Annual Conference*, Vol 2, 2002
- [75] Wegener, R., Soter, S., & Rosmann, T. (2006, June). Operation of double fed induction generators with unmodified low cost standard converters. In Power Electronics Specialists Conference, 2006. PESC'06. 37th IEEE (pp. 1-5). IEEE.
- [76] Tapia, G., Santamaria, G., Telleria, M., & Susperregui, A. (2009). "Methodology for smooth connection of doubly fed induction generators to the grid. Energy Conversion", IEEE Transactions on, 24(4), 959-971.
- [77] Sadara, W., «Implementation of a three phase grid synchronization for doubly-fed induction generators in wind energy system» *IEEE (ECTI-CON), International Conference on*, pp. 1016 a 1020, Chaing Mai, 2010
- [78] Karthikeyan, A.; Naguru, N.R.; Nagamani, C.; Ilango, G.S., «Feedback Linearization Control Based Power Control of Grid Connected DFIG with Grid Synchronization» *IEEE (EEEIC), 2011 10th International Conference on*, pp 1 a 4, Rome, 2011
- [79] Mehler, C., G. Tisborn, and B. Orlik. "Advanced modeling of a doubly fed induction generator with open stator for soft grid synchronization." *Power Electronics and Applications (EPE), 2013 15th European Conference on*. IEEE, 2013.
- [80] Yuan, Guofeng, Jianyun Chai, and Yongdong Li. "Vector control and synchronization of doubly fed induction wind generator system." *Power Electronics and Motion Control Conference 2004, IPERC 2004. The 4th International*. Vol. 2. IEEE, 2004.
- [81] Gomez, S.A.;Amenedo, J.L.R. "Grid Synchronisation of Doubly Fed Induction Generators using Direct Torque Control, 2002" *IECON 02 [Industrial Electronics Society, IEEE 2002 28th Annual Conference* ,pp. 3338-3343, vol 4, 2002
- [82] Park, Jungwoo, et al. "Control Method of a Doubly-Fed Induction Generator with a Grid Synchronization Against Parameter Variation and Encoder Position." *Industry Applications Conference, 2007. 42nd IAS Annual Meeting*. Conference Record of the 2007 IEEE. IEEE, 2007.
- [83] Jungwoo Park, Kiwook Lee, Dongwook Kimal. "Control method of a doubly-fed induction generator with automatic grid synchronization" *IEEE Industrial Electronics, IECON 32nd Annual Conference on*, p 4254 – 4259. Paris. IEEE, 2006
- [84] Forchetti, D.G.; Garcia, G.O.; Valla, M.I. "Adaptive Observer for Sensorless Control of Stand-Alone Doubly Fed Induction Generator", *Industrial Electronics, IEEE Transactions*

- on, Vol 56, Issue 10, p 4174 – 4180, IEEE, 2009
- [87] Gomis-Bellmunt, O.; Junyent-Ferré, A.; Sumper, A.; Sudria-Andreu, A. et al. “Control of a doubly-fed induction generator under unbalanced conditions considering the converter limits”, *Power Electronics and Applications, EPE '09. 13th European Conference on*, p 1-8. Barcelona, IEEE 2009
- [86] Manel, J.-B.G.; Jihen, A. ; Ilhem, S.-B. “A novel approach of direct active and reactive power control allowing the connection of the DFIG to the grid”, *Power Electronics and Applications, EPE '09. 13th European Conference on*, p 1-10, Barcelona, IEEE 2009
- [87] Iwanski, G.; Pura, P.; Luszczuk, T. “Properties and control of variable speed doubly fed induction generator”, *Ecological Vehicles and Renewable Energies (EVER), Tenth International Conference on*, 31/3/2015-2/4/2015, p 1-8. Monte Carlo. IEEE 2015
- [88] Gómez, S.A; Amenedo, J.L.R. “Grid synchronisation of doubly fed induction generators using direct torque control” *IECON 02 [Industrial Electronics Society, 28th Annual Conference of the]*, Vol 4, p 3338-3343, IEEE, 2002
- [89] Guofeng Yuan; Jianyun Chai ; Yongdong Li. “Vector control and synchronization of doubly fed induction wind generator system”, *Power Electronics and Motion Control Conference, IPEMC 2004. The 4th International*, Vol 2, p 886 – 890. Xi’an. IEEE. 2004
- [90] Yongchang Zhang; Zhengxi Li; Wei Xu; Jiefeng Hu et al. “Grid synchronization of DFIG using model predictive direct power control”, *Electrical Machines and Systems (ICEMS), International Conference on*, 20-23/8/2011, p 1-6. Beijing. IEEE, 2011
- [91] Ruiz López, Emiliano; Roldán Porta, Carlos; Álvarez Bel, Carlos María, Análisis de perturbaciones de tensión en instalaciones de BT mediante EMTP (Electromagnetic Transients Program), Servicio de Publicaciones UPV, 2012.
- [92] Molina Torres, Raúl; Álvarez Bel, Carlos; “ Instalación de baterías de condensadores en un alimentador de media tensión para la optimización de la operación”, Servicio de Publicaciones UPV, 1989.
- [93] Charles Concordia, Synchronous Machines: Theory and Performance, Wiley, 1951