

Control Multivariable Centralizado con Desacoplo para Aerogeneradores de Velocidad Variable

Miguel E. González* Francisco Vázquez** Fernando Morilla***

* *Unidad Académica de Ingeniería Eléctrica, Universidad Autónoma de Zacatecas, Ramón López Velarde 801, 98000 Zacatecas, México.*
(e-mail: migonzal492@yahoo.com.mx)

** *Departamento de Informática y Análisis Numérico, Universidad de Córdoba, Campus Rabanales, Edificio Leonardo Da Vinci, Córdoba, España.*
(e-mail: fvazquez@uco.es)

*** *Departamento de Informática y Automática, ETSI Informática, UNED, C/. Juan del Rosal 16, 28040 Madrid, España.*
(e-mail: fmorilla@dia.uned.es)

Resumen: El diseño de sistemas de control para aerogeneradores de velocidad variable representa un reto importante ya que se trata de procesos multivariables no lineales, con fuertes perturbaciones, diversas restricciones y gran interacción entre sus variables. Bajo este escenario se debe generar eficientemente la potencia eléctrica y al mismo tiempo regular la velocidad de giro de la turbina. En este trabajo se proponen varios esquemas de control multivariable, con el objetivo de mejorar el rendimiento de los aerogeneradores atenuando los efectos de la interacción entre sus variables. La solución propuesta se basa en controladores PID con diseños del tipo descentralizado, centralizado con diversas redes de desacoplo y un esquema con cuatro PI. El comportamiento del aerogenerador se describe mediante un modelo matemático no lineal, que se linealiza para obtener una matriz de funciones de transferencia, a partir de la cual se diseñan los controladores. Finalmente se realiza un análisis comparativo para determinar qué controlador presenta mejores resultados, aplicando perturbaciones con un modelo de la velocidad del viento y cambios aleatorios de la carga eléctrica. Copyright © 2010 CEA.

Palabras Clave: Aerogenerador, Control Multivariable, Modelado e Interacción.

1. INTRODUCCIÓN

El interés por todas las fuentes de energía alternativas ha crecido en los últimos años y en especial las basadas en la energía producida por el viento. La potencia instalada ha supuesto un incremento notable en países como Estados Unidos, Alemania o España. Este desarrollo se ha venido dando de forma sostenida, motivado principalmente por el desarrollo de generadores eléctricos libres de emisiones de carbón (Rocha y Martins, 2003) y (García-Sanz y Torres, 2004).

La mejora de la eficiencia de las plantas de producción eólica constituye uno de los principales problemas a los que se enfrentan las empresas energéticas. Entre los avances encaminados a resolver este problema se encuentra la instalación de aerogeneradores de velocidad variable, con los que se pretende extraer la máxima energía eléctrica posible a bajas velocidades del viento y mantenerla en sus valores nominales cuando se presentan fuertes vientos. Para conseguir lo anterior se requieren controladores más complejos, que le permitan al aerogenerador mantener los puntos de operación de máxima eficiencia de potencia, regulando la velocidad angular de la turbina y la potencia generada en diferentes valores determinados por la velocidad media del viento. Esto aporta muchos beneficios con respecto a los aerogeneradores de velocidad fija, como mejor calidad en la energía eléctrica producida, mayor rendimiento y una considerable reducción en las vibraciones y esfuerzos mecánicos tanto en la turbina como en el generador eléctrico (Rodríguez *et al.*, 2003).

El diseño de sistemas de control para los aerogeneradores de velocidad variable resulta complicado ya que, además de las variaciones en la magnitud y dirección del viento, se deben considerar cambios abruptos en la carga eléctrica, fuertes no linealidades, varias restricciones y gran interacción entre sus variables (Boukhezzer *et al.*, 2007).

Diversas técnicas de control multivariable se han implementado en los aerogeneradores, como son: Control con Variación Paramétrica Lineal (Ostergaard *et al.*, 2008), H_∞ (Rocha y Martins, 2003), Adaptativo (Johnson *et al.*, 2008), Óptimo LQG (Selvam *et al.*, 2009), PID descentralizado (Wu *et al.*, 2008), Predictivo (Yang *et al.*, 2009), Lógica Difusa (Simoes *et al.*, 2009) y Redes Neuronales (Li *et al.*, 2005).

En este trabajo se analiza detalladamente el modelado matemático de los aerogeneradores, estudiando principalmente el problema de la interacción entre sus variables. Entonces se proponen varios esquemas de control multivariable, con el objetivo de mejorar el rendimiento de los aerogeneradores por medio de la atenuación de los efectos de la interacción. La solución propuesta se basa en el controlador Proporcional Integral (PI), con diseños del tipo descentralizado, centralizado con diferentes redes de desacoplo y un esquema con cuatro PI. Finalmente se evalúan los controladores bajo condiciones de operación similares a las que sería sometido el aerogenerador en la práctica, que consisten en variaciones de la velocidad del viento y carga eléctrica.

El documento está estructurado como se indica a continuación: En la sección 2 se realiza la descripción general del proceso, posteriormente en la sección 3 se presenta un modelo matemático. Tal modelo se linealiza en la sección 4 hasta obtener una matriz de funciones de transferencia que permita evaluar la interacción. Se diseñan los controladores multivariables en la sección 5 y se culmina con un análisis comparativo en la sección 6. Finalmente se presentan las conclusiones y el trabajo a futuro.

2. DESCRIPCIÓN DEL PROCESO

Un diagrama de bloques del aerogenerador incluyendo el sistema de control en lazo cerrado se muestra en la figura 1. Éste se compone de una hélice cuyo movimiento rotacional es impulsado por la fuerza del viento, con lo que se genera el par τ_a , de esta forma la turbina gira a una velocidad angular ω_r .

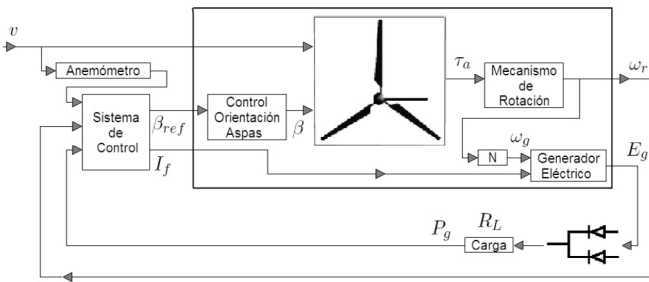


Figura 1. Diagrama de bloques del aerogenerador y el sistema de control en lazo cerrado.

Aún cuando la hélice puede desarrollar velocidades angulares de varias decenas de revoluciones por minuto, no siempre es suficiente para que un generador produzca electricidad. Es entonces necesario un sistema de transmisión de engranajes para incrementarla, produciendo la velocidad angular ω_g que es N veces mayor que la velocidad ω_r .

Con la velocidad angular ω_g adecuada en el eje del generador eléctrico, más el flujo de corriente de campo I_f , se genera la tensión E_g . Tal tensión se aplica a la carga R_L produciendo la potencia P_g . Un aspecto que se debe considerar es que conforme aumenta la potencia en el generador, también lo hace el par producido por su campo electromagnético τ_{em} , que se opone al giro del eje comportándose como un freno para el mecanismo (Fernández *et al.*, 2008).

La aerodinámica del aerogenerador depende de dos elementos básicamente: la veleta que orienta al mecanismo hacia la dirección donde sopla el viento y la hélice cuyas aspas pueden orientarse girando sobre su propio eje un ángulo β , denominado también ángulo de paso o ataque, ver figura 2. Para el control del aerogenerador este ángulo β es una entrada manipulada, que permite modificar las características aerodinámicas de la hélice, y por lo tanto variar la velocidad angular ω_r y la potencia producida P_g (Rodríguez *et al.*, 2003).

Se puede considerar que el aerogenerador es un proceso multivariable con dos salidas y tres entradas. Las salidas controladas son la velocidad angular ω_r y la potencia P_g , mientras que las entradas manipuladas son la corriente aplicada al generador eléctrico I_f y el ángulo de orientación de las aspas β . Cabe mencionar que para orientar las aspas se requiere un

mecanismo regulado que responde a la consigna β_{ref} , como se muestra en la figura 1. En lo que respecta a las variaciones de la velocidad del viento v , éstas se tratan como una entrada no manipulada, la cual define las condiciones de operación del proceso (Boukhezzar *et al.*, 2007).

Entonces, el sistema de control tiene como objetivo regular la potencia generada P_g y la velocidad del rotor ω_r , ajustando la corriente de campo I_f y el ángulo β_{ref} para alcanzar las consignas que son determinadas por la velocidad del viento v .

3. MODELO DEL AEROGENERADOR

El modelo matemático presentado en esta sección describe en forma detallada el comportamiento del aerogenerador, considerando la aerodinámica de las aspas de la hélice, las fuerzas del mecanismo de la turbina, así como los aspectos eléctricos del generador. Además se presenta un modelo adicional para describir los cambios en la velocidad del viento, lo que permite obtener resultados más realistas. Con estos modelos también es posible simular el proceso bajo distintas condiciones de operación, sometiéndolo a perturbaciones que consisten en variaciones de la carga eléctrica y velocidad del viento, que resultan muy útiles para evaluar el rendimiento del aerogenerador con diferentes controladores.

El estudio se realiza en varias etapas: mecanismo de rotación, aerodinámica y finalmente generador eléctrico. Las expresiones utilizadas han sido unificadas en el presente trabajo a partir de las obtenidas en la literatura.

3.1 Mecanismo de Rotación

El diagrama esquemático del mecanismo de rotación se muestra en la figura 2. Su estudio se hace en dos partes, que se denominan sección de baja y alta velocidad.

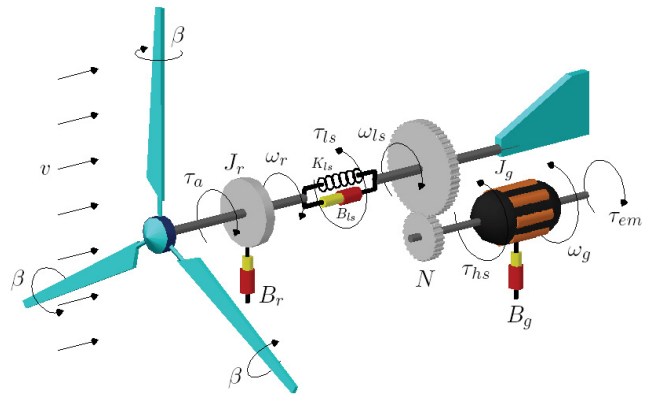


Figura 2. Mecanismo de rotación y generador eléctrico.

Sección de Baja Velocidad

El mecanismo de baja velocidad está compuesto por la turbina, que va desde la hélice hasta la transmisión del engranaje. El momento de inercia propuesto por (Boukhezzar *et al.*, 2007) es:

$$J_r \dot{\omega}_r = \tau_a - B_r \omega_r - N \tau_{hs} - \tau_{ls}, \quad (1)$$

donde J_r es la inercia, ω_r es la velocidad angular de la flecha, τ_a es el par generado por la fuerza del viento y B_r es el coeficiente de fricción debido a la viscosidad del lubricante.

Por otro lado, τ_{hs} es el par requerido en la parte de alta velocidad para hacer girar el eje del generador eléctrico, y que proyectado en la parte de baja velocidad se comporta como una carga que se opone al par τ_a .

Un fenómeno con comportamiento de resorte – amortiguador suele presentarse en estos mecanismos como el par τ_{ts} , debido a la torsión de la flecha, ver figura 2. En este trabajo se modela un generador de baja potencia, en donde la flecha del rotor no tiene una gran longitud, y es lo suficientemente rígida para evitar la torsión, por lo que se puede descartar este fenómeno. Esto implica que la expresión (1) puede simplificarse a:

$$J_r \dot{\omega}_r = \tau_a - B_r \omega_r - N \tau_{hs}, \quad (2)$$

donde:

$$N = \frac{\omega_g}{\omega_r}. \quad (3)$$

Sección Alta Velocidad

El momento de inercia en el eje del generador eléctrico y después de la transmisión del engranaje, está dado por:

$$J_g \dot{\omega}_g = \tau_{hs} - B_g \omega_g - \tau_{em}, \quad (4)$$

donde J_g es la inercia del mecanismo en la parte de alta velocidad y B_g es el coeficiente de fricción viscosa. τ_{em} es el par producido por el campo electromagnético en el rotor del generador eléctrico, que depende tanto de potencia generada P_g como de la corriente de campo aplicada I_f .

Mecanismo Completo

Uniendo los modelos de baja (2) y alta velocidad (4), y considerando únicamente ω_r para simplificarlo, resulta:

$$J_t \dot{\omega}_r = \tau_a - B_t \omega_r - \tau_g, \quad (5)$$

donde:

$$J_t = J_r + N^2 J_g; \quad B_t = B_r + N^2 B_g; \quad \tau_g = N \tau_{em}$$

3.2 Aerodinámica

El par τ_a generado por la fuerza del viento depende de las características aerodinámicas de la hélice, en donde intervienen diversos elementos como: la forma, tamaño y orientación de sus aspas, y por supuesto, la velocidad, dirección y densidad del viento (García-Sanz y Torres, 2004).

Una vez que el mecanismo está orientado hacia la dirección donde sopla el viento, la cantidad de energía que se extrae de éste, se regula por medio del ángulo de orientación β de las aspas de la hélice. La relación entre la velocidad del viento v y la velocidad angular producida en la flecha ω_r , se describe por la razón conocida como tip-speed-ratio (Johnson *et al.*, 2008):

$$\lambda = \frac{R \omega_r}{v}, \quad (6)$$

donde R es el radio de la hélice.

El estudio de la aerodinámica de la hélice se realiza usando la teoría Blade Element Momentum (BEM), que está basada en la teoría Glauert Propeller aplicada en aerogeneradores. Estas teorías permiten conocer la eficiencia tanto de la potencia generada $C_p(\lambda, \beta)$, como del par producido $C_q(\lambda, \beta)$, ambas en función de la razón λ y del ángulo de orientación de las aspas β . Las curvas que se muestran en la figura 3 describen el comportamiento de la eficiencia aerodinámica de un generador que tiene una hélice con tres aspas, modelo NACA4418 (Nagai *et al.*, 2009).

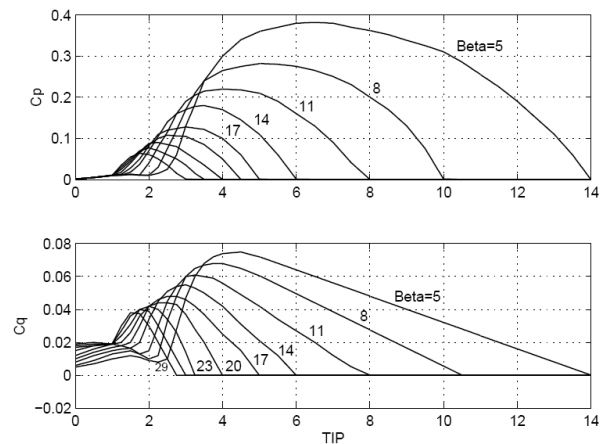


Figura 3. Eficiencia de potencia $C_p(\lambda, \beta)$ y de par $C_q(\lambda, \beta)$, en función del ángulo β y de la razón λ (tip speed ratio).

A partir de la función $C_q(\lambda, \beta)$ y la siguiente expresión, se puede determinar el par τ_a :

$$\tau_a = \frac{1}{2} \rho \pi R^3 v^2 C_q(\lambda, \beta), \quad (7)$$

donde ρ es la densidad del viento.

3.3 Generador Eléctrico

Para determinar la potencia producida P_g es necesario considerar las características del generador eléctrico. Se puede comenzar por determinar el voltaje generado E_g en función de la velocidad ω_g y corriente I_f , (Nagai *et al.*, 2009):

$$E_g = K I_f \omega_g, \quad (8)$$

donde K es una constante del generador.

Para una carga resistiva R_L la potencia producida es:

$$P_g = K^2 \left(\frac{R_L}{R_L^2 + X_g^2} \right) I_f^2 \omega_g^2, \quad (9)$$

donde X_g es la reactancia del generador, cuyo valor es proporcional a la velocidad angular ω_g con un factor α .

Finalmente el par electromagnético τ_g producido es:

$$\tau_g = \frac{P_g}{\eta_g \eta_m \omega_g}, \quad (10)$$

donde η_g es la eficiencia eléctrica del generador y η_m es la eficiencia del mecanismo.

3.4 Ecuaciones del Modelo No Lineal

Las ecuaciones presentadas en los apartados anteriores constituyen un conjunto de cuatro expresiones que describen el comportamiento no lineal del aerogenerador, y que son fundamentales en el desarrollo de este trabajo:

$$J_t \dot{\omega}_r = \tau_a - B_t \omega_r - \tau_g, \quad (11)$$

$$\tau_a = \frac{1}{2} \rho \pi R^3 v^2 C_q(\lambda, \beta), \quad (12)$$

$$P_g = K^2 \left(\frac{R_L}{R_L^2 + X_g^2} \right) I_f^2 N^2 \omega_r^2, \quad (13)$$

$$\tau_g = \frac{P_g}{\eta_g \eta_m N \omega_r}. \quad (14)$$

3.5 Modelo de la Velocidad del Viento

La velocidad del viento es una variable independiente, que también es necesario modelar ya que es fundamental para describir el comportamiento del aerogenerador. Existen muchas publicaciones sobre el tema (Anderson y Bose, 2009), (Slootweg *et al.*, 2003), (Wasynczuk *et al.*, 1981), (Muhando *et al.*, 2007), (Masoud, 2008) y la mayoría concuerdan que se trata de un proceso estocástico estacionario formado por cuatro elementos:

$$v = v_m + v_r + v_g + v_n, \quad (15)$$

donde v es la velocidad general del viento, v_m es la velocidad media o base, v_r representa variaciones tipo rampa, v_g ráfagas y v_n describe la turbulencia.

Del estudio realizado se concluye que la combinación entre el modelo reportado por (Anderson y Bose, 2009), junto con las ecuaciones de (Masoud, 2008) para generar la señal de turbulencia, capturan de forma adecuada el comportamiento de este fenómeno natural. Esta elección se basa en que la función densidad espectral tiene dependencia de la velocidad media, condición necesaria para obtener una señal más cercana a la realidad. Las expresiones son:

$$S(\omega_i) = \frac{9,5\sigma^2 h / v_m}{\left[1 + (20\omega_i h / v_m)^2 \right]^{5/6}}, \quad (16)$$

$$v_n = \sum_{i=1}^M A_i(\omega_i) \cos(\omega_i t + \phi_i), \quad (17)$$

$$A_i(\omega_i) = \frac{2}{\pi} \sqrt{\frac{1}{2} [S(\omega_i) + S(\omega_{i+1})]} (\omega_{i+1} - \omega_i), \quad (18)$$

donde h es la altura del punto de medición de la señal del viento, σ es la desviación estándar, ϕ una señal aleatoria con distribución uniforme de $-\pi$ a π , que reproduce las ráfagas y turbulencia, cuyo espectro se distribuye a lo largo de las frecuencias definidas por ω_i , con $M = 50$.

4. LINEALIZACIÓN

En esta sección se linealiza el modelo dado en (11 - 14) utilizando el desarrollo en series de Taylor, hasta obtener una matriz de funciones de transferencia que permita evaluar la

interacción del proceso y diseñar los controladores multivariables. Los puntos de operación eq quedan definidos principalmente por la velocidad del viento v , la eficiencia de potencia $C_p(\lambda, \beta)$ y la eficiencia de par $C_q(\lambda, \beta)$. Según las curvas presentadas en la figura 3, se tiene buena eficiencia cuando la función $C_p(\lambda, \beta)$ es mayor o igual a 0,3 y la razón λ aproximadamente 6.

Linealización de τ_a

Aplicando las derivadas parciales en (12) para linealizar sobre el punto de operación eq :

$$\tilde{\tau}_a = \left[\frac{\partial \tau_a}{\partial v} \right]_{eq} \tilde{v} + \left[\frac{\partial \tau_a}{\partial \beta} \right]_{eq} \tilde{\beta}, \quad (19)$$

se obtiene:

$$\tilde{\tau}_a = \left[\rho \pi R^3 v_{eq} C_q(\lambda, \beta)_{eq} \right] \tilde{v} + \left[0,5 \rho \pi R^3 v_{eq}^2 (-0,007) \right] \tilde{\beta}, \quad (20)$$

La expresión anterior se puede simplificar a:

$$\tilde{\tau}_a = b_1 \tilde{v} + b_2 \tilde{\beta}. \quad (21)$$

Linealización de τ_g

Siguiendo el mismo procedimiento para (14), en donde las variables involucradas son I_f y ω_r :

$$\tilde{\tau}_g = \left[\frac{\partial \tau_g}{\partial I_f} \right]_{eq} \tilde{I}_f + \left[\frac{\partial \tau_g}{\partial \omega_r} \right]_{eq} \tilde{\omega}_r. \quad (22)$$

Evaluando las derivadas parciales se obtiene que:

$$\tilde{\tau}_g = b_3 \tilde{I}_f + b_4 \tilde{\omega}_r, \quad (23)$$

donde:

$$b_3 = \frac{2K^2 N}{\eta_g \eta_m} \left(\frac{R_L}{R_L^2 + X_g^2} \right) I_{feq} \omega_{req},$$

$$b_4 = \frac{K^2 N}{\eta_g \eta_m} \left(\frac{R_L}{R_L^2 + X_g^2} \right) I_{feq}^2.$$

Linealización de P_g

El desarrollo en series de Taylor en (13) involucra las variables I_f y ω_r :

$$\tilde{P}_g = \left[\frac{\partial P_g}{\partial I_f} \right]_{eq} \tilde{I}_f + \left[\frac{\partial P_g}{\partial \omega_r} \right]_{eq} \tilde{\omega}_r. \quad (24)$$

Después de resolver las derivadas parciales resulta:

$$\tilde{P}_g = b_5 \tilde{I}_f + b_6 \tilde{\omega}_r, \quad (25)$$

donde:

$$b_5 = 2K^2 N^2 \left(\frac{R_L}{R_L^2 + X_g^2} \right) I_{feq} \omega_{req}^2,$$

$$b_6 = 2K^2 N^2 \left(\frac{R_L}{R_L^2 + X_g^2} \right) I_{feq}^2 \omega_{req}.$$

4.1 Matriz de Funciones de Transferencia

El modelo lineal queda definido mediante las ecuaciones (11, 21, 23 y 25). Sin embargo, se debe incluir el mecanismo controlado que permite orientar el ángulo β de las aspas, a partir de la consigna β_{ref} , ver figura 1. Este sistema de orientación puede ser impulsado por un actuador eléctrico o hidráulico, el cual se puede representar por la siguiente función de transferencia, según el trabajo reportado por (Ostergaard *et al.*, 2008):

$$\beta(s) = \frac{K_\beta}{T_\beta s^2 + s + K_\beta} \beta_{ref}(s), \quad (26)$$

donde T_β es el parámetro que define el tiempo de respuesta del sistema de orientación utilizado, mientras que K_β es la ganancia de su controlador. Entonces el modelo lineal admite la siguiente representación matricial:

$$\begin{bmatrix} W_r(s) \\ P_g(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} g_{11}(s) & g_{12}(s) \\ g_{21}(s) & g_{22}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_f(s) \\ \beta_{ref}(s) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} g_{13}(s) \\ g_{23}(s) \end{bmatrix} V(s), \quad (27)$$

donde:

$$\begin{aligned} g_{11}(s) &= \left[\frac{-b_3}{J_i s + (B_i + b_4)} \right], \\ g_{12}(s) &= \left[\frac{b_2}{J_i s + (B_i + b_4)} \right] \left[\frac{K_\beta}{T_\beta s^2 + s + K_\beta} \right], \\ g_{13}(s) &= \left[\frac{b_1}{J_i s + (B_i + b_4)} \right], \\ g_{21}(s) &= \left[\frac{b_5 J_i s + b_5 (B_i + b_4) - b_3 b_6}{J_i s + (B_i + b_4)} \right], \\ g_{22}(s) &= \left[\frac{b_2 b_6}{J_i s + (B_i + b_4)} \right] \left[\frac{K_\beta}{T_\beta s^2 + s + K_\beta} \right], \\ g_{23}(s) &= \left[\frac{b_1 b_6}{J_i s + (B_i + b_4)} \right]. \end{aligned}$$

Como puede observarse en (27), se trata de un proceso con dos salidas $W_r(s)$ y $P_g(s)$, y dos entradas $I_f(s)$ y $\beta_{ref}(s)$, más la entrada no manipulada $V(s)$.

4.2 Cálculo de Parámetros

Para calcular los parámetros b_1 a b_6 del modelo linealizado (27), se requiere seleccionar un aerogenerador del que se puedan obtener los valores de sus constantes, restricciones y puntos de operación. Para ello se ha seleccionado el aerogenerador de 3 kW de potencia nominal (Nagai *et al.*, 2009), cuyos datos se muestran en la Tabla 1. Éste se compone del generador eléctrico (SG3000, Sawafuji Electric Co., Ltd.), la transmisión del engranaje (CNH-4115-11, Sumitomo Heavy Industries, Ltd.) y la hélice con aspas de fibra de vidrio modelo (NACA4418).

En la Tabla 2 (Referencia), se muestra un conjunto de puntos de operación que cumplen con las condiciones de buena eficiencia en la generación de potencia.

Tabla 1. Constantes y restricciones del proceso.

J_i	15 kg·m ²	T_β	2
B_i	0,2 N·m·seg/rad	h	0,9 m
N	11	σ	2
η_g	0,6	v_{min} a v_{max}	4 a 12 m/seg
η_m	0,4	P_{gnom}	3 kW
ρ	1,225 kg/m ³	P_{gmax}	4 kW
K	0,223 Ω·seg/rad	ω_{max}	400 rpm
A	0,0178 Ω·seg/rad	R_{Lnom}	4 Ω
R	2 m	B_{min} a β_{max}	5 a 90 grados
K_β	0,15	I_{fmax}	4 Amp

Tabla 2. Puntos de operación, $C_p(\lambda, \beta) \geq 0,3$ y $\lambda \approx 6$.

v	Referencia			Simulación				Λ
	ω_r	P_g		ω_r	P_g	I_f	β_{ref}	
4	120	160		119,6	157,9	0,96	5,00	0,89
5	145	310		145,6	307,4	1,17	5,48	0,88
6	175	530		174,8	532,5	1,38	5,72	0,82
7	205	800		205,2	802,6	1,56	6,44	0,72
8	233	1150		233,8	1159,4	1,77	6,92	0,65
9	262	1625		261,9	1631,6	2,01	7,16	0,56
10	292	2200		292,4	2199,3	2,25	7,40	0,55
11	320	3000		320,1	3047,0	2,58	7,10	0,64
12	340	4000		341,0	4005,7	2,91	7,10	0,70

Además de los datos de las Tablas 1 y 2 (Referencia), se requiere conocer los valores de las entradas I_f y β_{ref} necesarios para llevar al proceso a cada uno de los puntos de operación. Para determinarlos se ha simulado el modelo no lineal dado en (11 - 14) incluyendo (26), y se han ajustado I_f y β_{ref} hasta alcanzar la potencia y velocidad del rotor correspondientes. Se ha utilizado el entorno *Matlab-Simulink*[®] para simular el proceso y los resultados se muestran en la Tabla 2 (Simulación). Con esta información, para una velocidad del viento de 10 m/seg, se obtiene la siguiente matriz de funciones de transferencia $G(s)$:

$$\begin{bmatrix} g_{11}(s) & g_{12}(s) \\ g_{21}(s) & g_{22}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left(\frac{-86,41}{15s + 0,37} \right) & \left(\frac{-10,89}{15s + 0,37} \right) \left(\frac{0,15}{2s^2 + s + 0,15} \right) \\ \left(\frac{29324,85s + 327,75}{15s + 0,37} \right) & \left(\frac{-51,07}{15s + 0,37} \right) \left(\frac{0,15}{2s^2 + s + 0,15} \right) \end{bmatrix} \quad (28)$$

5. CONTROLADORES MULTIVARIABLES

Antes de comenzar con el diseño de los controladores multivARIABLES, se mide la interacción del proceso mediante la Matriz de Ganancias Relativas (Skogestad y Postlethwaite, 2005) y (Salgado y Yuz, 2009). Este indicador es útil para determinar que tan intenso es el problema de la interacción en el aerogenerador, el cual se debe considerar en el diseño de los controladores multivARIABLES.

5.1 Medición de Interacción

Ya que los puntos de operación están sujetos a la velocidad del viento y ésta varía constantemente, entonces se procede a evaluar la interacción al menos para cada uno de los puntos de la Tabla 2. En la misma Tabla se presenta el elemento λ_{11} de cada una de las matrices de ganancias relativas (Λ) calculadas en estado estacionario.

Los elementos λ_{11} muestran que conforme la velocidad del viento aumenta, también lo hace la interacción hasta llegar a un punto máximo entre 9 y 10 m/seg, y se vuelve a reducir para

valores mayores. Otro aspecto importante que se presenta en estos resultados es el emparejamiento, el cual indica que la velocidad del rotor ω_r , debe ser controlada con la corriente de campo I_f , y la potencia producida P_g con el ángulo de orientación de las aspas β_{ref} .

Estos niveles de interacción sobre todo a velocidades medias y altas del viento, no sólo justifican el uso de estrategias de control multivariable sino además que éstas se diseñen teniendo en cuenta la interacción (Vázquez *et al.*, 1999) y (Vázquez y Morilla, 2002).

5.2 Control Descentralizado

Una primera alternativa de solución al problema de la interacción es aplicar un control descentralizado (Grosdidier y Morari, 1985), cuya estructura se muestra en la figura 4. El diseño de los controladores $k_1(s)$ y $k_2(s)$ se debe realizar conjuntamente pues las respectivas funciones de transferencia, (29) y (30) que estos controladores perciben, dependen de la correspondiente función de transferencia del camino directo y de la influencia que el otro lazo de control ejerce sobre ella (Vázquez *et al.*, 1999).

$$\tilde{g}_1(s) = g_{11}(s) - \frac{k_2(s)g_{12}(s)g_{21}(s)}{1+k_2(s)g_{22}(s)}, \quad (29)$$

$$\tilde{g}_2(s) = g_{22}(s) - \frac{k_1(s)g_{12}(s)g_{21}(s)}{1+k_1(s)g_{11}(s)}. \quad (30)$$

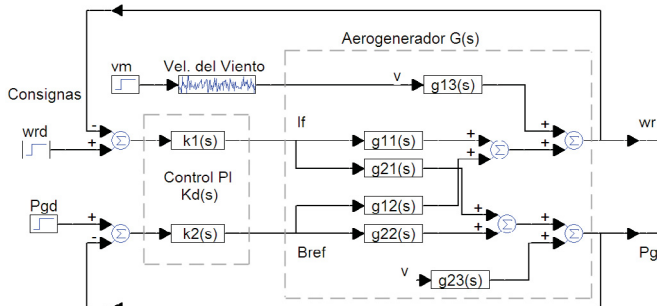


Figura 4. Estructura del control PI descentralizado.

Si además los controladores elegidos son PI, el controlador descentralizado $K_d(s)$ queda definido por:

$$\begin{bmatrix} k_1(s) & 0 \\ 0 & k_2(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_{p1}(1+(t_{i1}s)^{-1}) & 0 \\ 0 & k_{p2}(1+(t_{i2}s)^{-1}) \end{bmatrix}. \quad (31)$$

La sintonía del controlador puede realizarse utilizando diferentes métodos, como: heurísticos (Shinsky, 1988), empleando relé (Wang *et al.*, 1997), Bandas de Gershgorin (Ho *et al.*, 1997), entre otros. Para este trabajo se ha decidido utilizar el proceso iterativo propuesto por (Vázquez *et al.*, 1999), que fue implementado en la herramienta computacional TITO, desarrollada por (Vázquez *et al.*, 1998) y que puede obtenerse en <http://www.dia.uned.es/~fmorilla/>. Esta herramienta facilita de gran manera la sintonización de las ganancias del controlador, a partir de un comportamiento deseado en función del margen de fase, margen de ganancia o ambos. Entonces utilizando TITO, los parámetros del control k_p y t_i se calculan para un margen de fase de 60° , considerando una velocidad media del viento de 10

m/seg y la matriz de funciones de transferencia dada en (28), resultando:

$$k_{p1} = -6,2 \cdot 10^{-3} \text{ A/rpm}; \quad t_{i1} = 32,0 \text{ seg}, \quad (32)$$

$$k_{p2} = -6,8 \cdot 10^{-3} \text{ grados/W}; \quad t_{i2} = 24,9 \text{ seg}. \quad (33)$$

Para evaluar la respuesta temporal del sistema con cada uno de los controladores aplicados al modelo no lineal del aerogenerador, se aplican cambios tipo escalón en las consignas para la velocidad angular ω_{rd} , la potencia generada P_{gd} y la velocidad media del viento v_m , cada uno en distinto tiempo para observar los efectos de la interacción.

Además en una primera instancia se mantiene la carga eléctrica R_L constante en un valor de 4Ω . En una segunda instancia en la sección 6, se evalúa el proceso bajo perturbaciones, que consisten en agregar turbulencia en la señal de la velocidad del viento y variaciones aleatorias de la carga eléctrica, condiciones similares a las que experimentan los aerogeneradores en la práctica.

Las pruebas se realizaron para una velocidad media del viento de $v_m=10$ m/seg, ya que según la matriz RGA es uno de los puntos donde se presenta mayor interacción. Los cambios de los puntos de operación se realizaron alrededor de él, pasando primeramente la consigna de velocidad angular ω_{rd} de 292 a 310 rpm. Posteriormente la consigna para la potencia generada P_{gd} de 2200 a 2500 W. Finalmente se varía la velocidad media del viento de 10 a 10,5 m/seg.

Como puede observarse en los resultados de la figura 5, las salidas en estado estacionario alcanzan las consignas establecidas al aplicar el control descentralizado. Sin embargo, el comportamiento transitorio muestra aún los efectos de la interacción, ya que cuando se aplica el escalón en la consigna ω_{rd} no se puede mantener la potencia en 2200 W, y presenta una caída de 200 W antes de recuperarse.

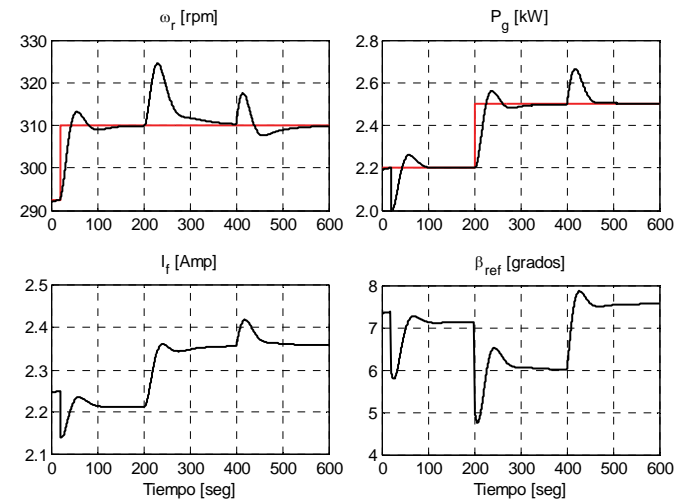


Figura 5. Resultados con el control Descentralizado.

A los 200 seg se aplica el escalón de la consigna P_{gd} , y se aprecia como la señal de velocidad angular también se ve fuertemente afectada. Por otra parte, al variar la velocidad media del viento a los 400 seg, ambas salidas también se ven alteradas. Aún así, estos resultados son significativamente mejores a los

que se pueden obtener con un control PI con sintonía individual, dados los niveles de interacción del proceso. También se muestran las salidas del controlador, las cuales en general están dentro de los límites dictados por las restricciones del proceso, sólo con breves instantes de la señal β_{ref} por debajo del límite inferior que es de 5 grados.

Buscando obtener un mejor rendimiento del aerogenerador con el control descentralizado, se probaron otros márgenes de fase distintos al mencionado anteriormente (60°). Para márgenes de fase menores se mejoraban los resultados ante los cambios en la velocidad del viento, pero aumentaban los efectos de la interacción. Y para márgenes de fase mayores, se mejoraban aunque no significativamente el rechazo a la interacción, pero empeoraba el comportamiento ante los cambios de la velocidad del viento. El margen de fase de 60° presentaba el mejor desempeño y un equilibrio entre los dos requerimientos, de ahí que se seleccionara como especificación en el diseño del control descentralizado y sólo se describan dichos resultados en este apartado.

Debido a que los resultados con el control descentralizado no cancelan en su totalidad los efectos de la interacción, es necesario plantear otras estrategias de control más completas, que permitan mejores resultados en las salidas del aerogenerador. En las siguientes secciones se realiza el diseño de varios controladores centralizados con redes de desacoplo.

5.3 Control Centralizado

Para atenuar aún más los efectos de la interacción, se plantea un esquema de control centralizado con red de desacoplo (Skogestad y Postlethwaite, 2005). Como puede verse en la figura 6 se sitúa la red de desacoplo entre el proceso y el controlador.

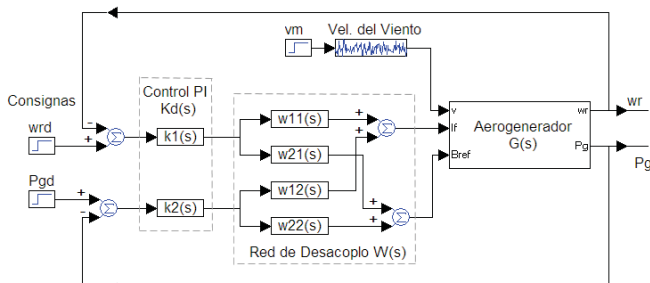


Figura 6. Control centralizado con red de desacoplo.

Se debe obtener un sistema diagonalmente dominante formado por $\tilde{G}(s) = G(s)W(s)$, donde $G(s)$ es la matriz de funciones de transferencia del proceso y $W(s)$ es la red de desacoplo.

$$\begin{bmatrix} \tilde{g}_{11}(s) & \tilde{g}_{12}(s) \\ \tilde{g}_{21}(s) & \tilde{g}_{22}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} g_{11}(s) & g_{12}(s) \\ g_{21}(s) & g_{22}(s) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w_{11}(s) & w_{12}(s) \\ w_{21}(s) & w_{22}(s) \end{bmatrix}. \quad (34)$$

Existen básicamente dos métodos para el diseño: dinámico cuando la red de desacoplo $W(s)$ se calcula utilizando las funciones de transferencia del proceso $G(s)$ y estático cuando sólo utiliza sus ganancias en estado estacionario $G(0)$. En este trabajo se analizan tres diferentes redes, dos del tipo dinámico y una estática. Posteriormente se calculan los parámetros del controlador utilizando el mismo proceso iterativo, pero como desde el punto de vista de los controladores $k_1(s)$ y $k_2(s)$ se ha

reducido totalmente o significativamente la interacción, el ajuste de los controladores es computacionalmente más rápido para la herramienta TITO.

Desacoplo Dinámico Nordfeldt

También se puede conseguir que $\tilde{G}(s)$ sea diagonal con la red (Nordfeldt, 2005):

$$\begin{bmatrix} w_{11}(s) & w_{12}(s) \\ w_{21}(s) & w_{22}(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} g_{22}(s) & -g_{12}(s) \\ -g_{21}(s) & g_{11}(s) \end{bmatrix}. \quad (35)$$

La herramienta TITO también puede calcular la red de desacoplo Dinámico Nordfeldt, donde además de considerar la matriz (35), elimina la parte de la dinámica redundante y normaliza para que las ganancias diagonales del conjunto proceso + red sean unitarias. De esta forma $W(s)$ para el proceso dado en (28), es:

$$w_{11}(s) = \frac{-8.96 \cdot 10^{-6}}{2s^3 + 1.05s^2 + 0.17s + 0.004}, \quad (36)$$

$$w_{12}(s) = \frac{9.55 \cdot 10^{-7}}{s^3 + 0.52s^2 + 0.087s + 0.002}, \quad (37)$$

$$w_{21}(s) = \frac{-0.034s - 3.83 \cdot 10^{-4}}{s + 0.025}, \quad (38)$$

$$w_{22}(s) = \frac{-5.05 \cdot 10^{-5}}{0.5s + 0.012}. \quad (39)$$

Los parámetros del control PI para un margen de fase de 60° son:

$$k_{p1} = 3,04 \text{ A/rpm}; \quad t_{i1} = 35,41 \text{ seg}, \quad (40)$$

$$k_{p2} = 3,04 \text{ grados/W}; \quad t_{i2} = 35,40 \text{ seg}. \quad (41)$$

Los resultados con este controlador se muestran en la figura 7, en donde se aprecia una gran mejoría con respecto al control descentralizado en ambas salidas, sobre todo en la señal de potencia P_g , con un buen rechazo a los efectos de la interacción sin presentar la caída inicial al aplicar el escalón en la consigna de velocidad ω_{rd} .

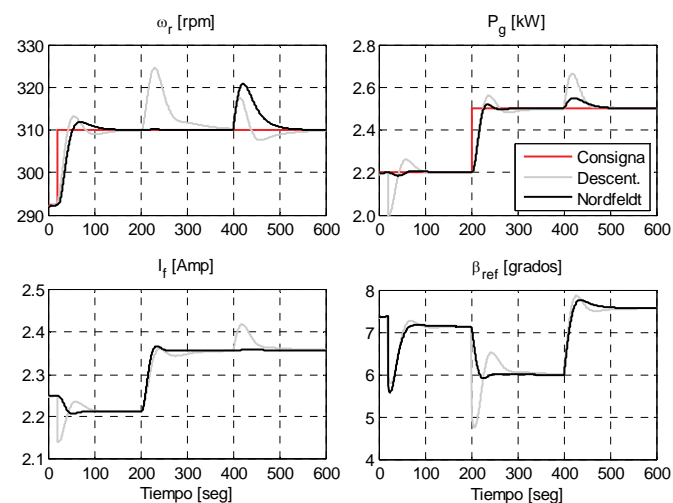


Figura 7. Resultados del control con desacoplo Nordfeldt.

El desacoplo produce señales de control relativamente lentas, que evitan la saturación en el límite inferior de β_{ref} , sin embargo no responden lo suficientemente rápido a los cambios de la velocidad del viento, como se observa en las señal de ω_r .

Desacoplo Dinámico con $w_{21} = w_{22} = 1$

Éste consiste en fijar dos elementos de la matriz $W(s)$ en la unidad y ajustar los dos restantes para que el producto $G(s)W(s)$, resulte en un sistema diagonalmente dominante (Vázquez y Morilla, 2002). De las cuatro posibles combinaciones que se pueden realizar para este proceso sólo con la elección de $w_{21}(s)$ y $w_{22}(s)$ en la unidad, es posible obtener funciones de transferencia propias:

$$w_{11}(s) = \frac{-g_{22}(s)}{g_{21}(s)}, \quad w_{12}(s) = \frac{-g_{12}(s)}{g_{11}(s)}. \quad (42)$$

Por lo tanto, la red de desacoplo dinámico con $w_{21} = w_{22} = 1$ para el proceso dado en (28), es:

$$w_{11}(s) = \frac{-1.3 \cdot 10^{-4}}{s^3 + 0,51s^2 + 0,08s + 8,4 \cdot 10^{-4}}, \quad (43)$$

$$w_{12}(s) = \frac{-9,4 \cdot 10^{-3}}{s^2 + 0,5s + 0,075}, \quad (44)$$

$$w_{21}(s) = 1, \quad (45)$$

$$w_{22}(s) = 1. \quad (46)$$

Los valores calculados con TITO de los parámetros del control PI para un margen de fase de 60° son:

$$k_{p1} = -0,09 \text{ A/rpm}; \quad t_{i1} = 55,82 \text{ seg}, \quad (47)$$

$$k_{p2} = -6,6 \cdot 10^{-3} \text{ grados/W}; \quad t_{i2} = 6,54 \text{ seg}. \quad (48)$$

Los resultados para este controlador son todavía mejores con un mayor rechazo de la interacción para la señal de potencia P_g , presentando una respuesta con un tiempo de asentamiento menor, lo que permite responder rápido a los cambios de la velocidad del viento, ver la figura 8. Para la velocidad angular ω_r los resultados son prácticamente los mismos que con el desacoplo Nordfeldt.

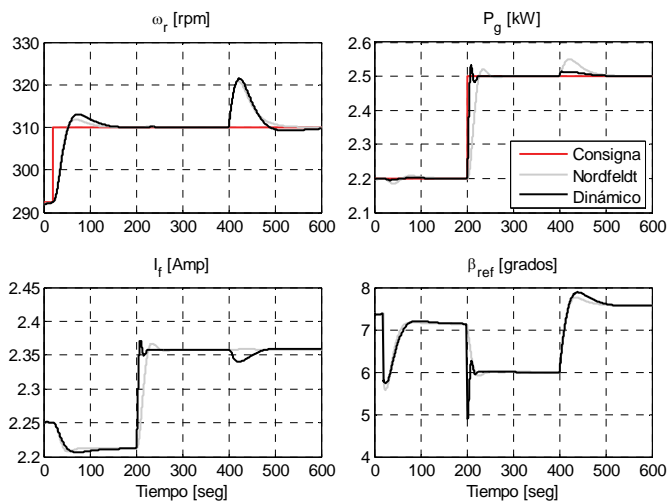


Figura 8. Resultados control desacoplo Dinámico $w_{21}=w_{22}=1$.

Desacoplo Estático con $w_{11} = w_{22} = 1$

El diseño del desacoplo estático es más simplificado ya que se basa sólo en las ganancias en estado estacionario, y consiste en fijar los elementos $w_{11}(0)$ y $w_{22}(0)$ en la unidad, ajustando el resto como se muestra enseguida (Morilla et al., 2005):

$$w_{12}(0) = \frac{-g_{12}(0)}{g_{11}(0)}, \quad w_{21}(0) = \frac{-g_{21}(0)}{g_{22}(0)}. \quad (49)$$

Entonces, la red de desacoplo estático con $w_{11} = w_{22} = 1$ para el proceso dado en (28), es:

$$w_{11}(0) = 1, \quad (50)$$

$$w_{12}(0) = -0,13, \quad (51)$$

$$w_{21}(0) = 6,39, \quad (52)$$

$$w_{22}(s) = 1. \quad (53)$$

Los valores calculados con TITO de los parámetros del control PI para un margen de fase de 60° son:

$$k_{p1} = -6,50 \cdot 10^{-3} \text{ A/rpm}; \quad t_{i1} = 34,51 \text{ seg}, \quad (54)$$

$$k_{p2} = 2,22 \cdot 10^{-3} \text{ grados/W}; \quad t_{i2} = -0,66 \text{ seg}. \quad (55)$$

Con esta red, la salida de potencia P_g muestra una dinámica mucho más rápida que la de los controladores anteriores, alcanzado la consigna en muy poco tiempo, pero produciendo transitorios instantáneos considerables (ver la figura 9). La simplificación en el orden del controlador resulta en un ligero deterioro en el rechazo de la interacción en la salida de velocidad angular ω_r .

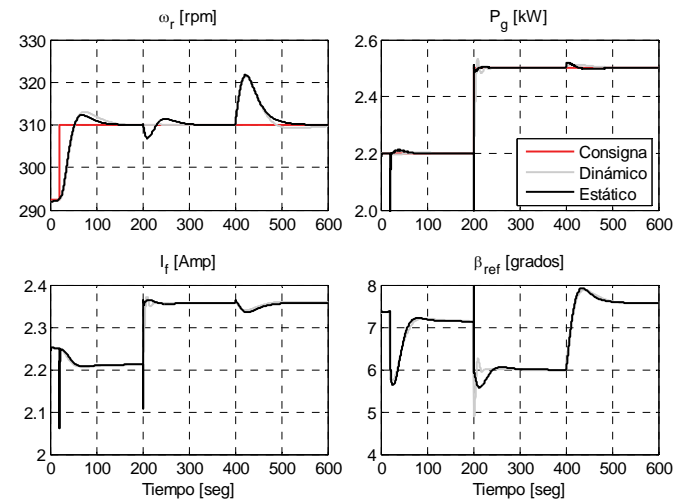


Figura 9. Resultados control con desacoplo Estático $w_{11}=w_{22}=1$.

Centralizado con Cuatro PI

En las secciones anteriores se han revisado diversas redes de desacoplo con la finalidad de atenuar la interacción en el aerogenerador. En la práctica no siempre resulta fácil implementar tal desacoplo, sobre todo para las redes que se basan en la dinámica del proceso. Una alternativa de solución, es utilizar un control centralizado con cuatro PI, ver figura 10.

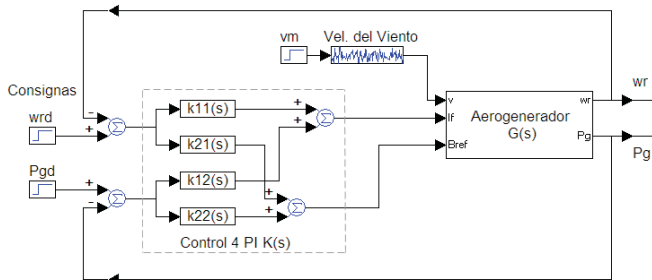


Figura 10. Control centralizado con cuatro PI.

Sin embargo, surge el problema de la sintonía de los ocho parámetros de los cuatro PI. Un método propuesto por (Morilla *et al.*, 2005), que se basa en el desacoplo estático, permite resolver este problema. Este método considera la red de desacoplo $W(s)$ presentada en (49) y el control diagonal $K_d(s)$ dado en (31). Empleando la expresión $K(s) = W(s)K_d(s)$ se obtiene un controlador multivariable con cuatro elementos:

$$K(s) = \begin{bmatrix} k_1(s) & -\frac{g_{12}(0)}{g_{11}(0)}k_2(s) \\ -\frac{g_{21}(0)}{g_{22}(0)}k_1(s) & k_2(s) \end{bmatrix}, \quad (56)$$

donde $k_{21}(s)$ difiere con respecto a $k_{11}(s)$ sólo en el valor de la ganancia proporcional. Así mismo $k_{12}(s)$ de $k_{22}(s)$.

La sintonía de los parámetros de los cuatro controladores PI de $K(s)$ se realiza considerando el proceso:

$$G(s)W(s) = \begin{bmatrix} g_{11}(s) - \frac{g_{21}(0)}{g_{22}(0)}g_{12}(s) & g_{12}(s) - \frac{g_{12}(0)}{g_{11}(0)}g_{11}(s) \\ g_{21}(s) - \frac{g_{21}(0)}{g_{22}(0)}g_{22}(s) & g_{22}(s) - \frac{g_{12}(0)}{g_{11}(0)}g_{21}(s) \end{bmatrix}. \quad (57)$$

Utilizando la herramienta TITO se pueden sintonizar los controladores como si se tratara de un desacoplo estático, después se ajustan las ganancias proporcionales como se indica en (56) y se implementan los cuatro PI como en el diagrama dado en la figura 10. Los parámetros obtenidos son:

$$k_{p11} = -6,49 \cdot 10^{-3} \text{ A/rpm}; \quad t_{i11} = 34,51 \text{ seg}, \quad (58)$$

$$k_{p12} = -2,80 \cdot 10^{-4} \text{ A/W}; \quad t_{i12} = -0,66 \text{ seg}, \quad (59)$$

$$k_{p21} = -0,04 \text{ grados/rpm}; \quad t_{i21} = 34,51 \text{ seg}, \quad (60)$$

$$k_{p22} = 2,22 \cdot 10^{-3} \text{ grados/W}; \quad t_{i22} = -0,66 \text{ seg}. \quad (61)$$

Los resultados con el control multivariable de cuatro PI aplicado al modelo no lineal del aerogenerador, se muestran en la figura 9. Estos son iguales a los obtenidos con el control que tiene red de desacoplo estática, concluyendo que es posible atenuar la interacción utilizando una estructura de control centralizado más práctica de implementar, sin incluir explícitamente una red de desacoplo.

6. ANÁLISIS COMPARATIVO

Es necesario hacer un análisis comparativo que permita determinar cuál de los controladores ofrece mejores prestaciones para los aerogeneradores. Pero esto se debe hacer bajo

condiciones más realistas, como variaciones de la carga eléctrica y velocidad del viento. En la sección anterior la carga eléctrica R_L se consideró constante de 4Ω , y la velocidad del viento sin turbulencia. En esta sección se evalúa el rendimiento de los controladores bajo perturbaciones dadas por variaciones aleatorias en la carga eléctrica, que van desde 1Ω para carga máxima, hasta 8Ω en condiciones de poca demanda de potencia. Por su parte, para la velocidad del viento se utiliza el modelo dado en (15 - 18), considerando que se toman mediciones a una altura h de 9 m y con una desviación estándar σ igual a 2.

También se aplican escalones en la velocidad media del viento, para llevar el proceso a diferentes puntos de operación, que van desde 11 hasta 8 m/seg espaciados cada 500 segundos. Se han elegido estos valores de velocidad del viento ya que es el intervalo donde se presenta mayor interacción, y por lo tanto se tienen mayores exigencias para el controlador. Es importante hacer notar que en la realidad la velocidad media del viento no cambia tan drásticamente como un escalón, así que esta experiencia en ese sentido presenta condiciones más extremas que en la práctica.

Además de evaluar el desempeño de las señales de salida P_g y ω_r , y de las entradas I_f y β_{ref} , se incluye la eficiencia de potencia $C_p(\lambda, \beta)$ que debe mantenerse mayor o igual a 0,3, y la razón λ (tip speed ratio) próxima a 6, para garantizar que el aerogenerador trabaje eficientemente.

6.1 Resultados Aplicando Perturbaciones

Los resultados bajo perturbaciones para el control descentralizado se presentan en la figura 11, en donde se puede observar que las variaciones en la carga eléctrica y la turbulencia del viento, produciendo grandes oscilaciones en las salidas.

Esto se debe a que la señal de control β_{ref} cae por debajo del límite inferior de 5 grados dado en las restricciones, lo que provoca saturación y deterioro en las salidas. A pesar de ello, el controlador es capaz de llevar al aerogenerador de un punto de operación a otro, sin perder la estabilidad y mejorando conforme se reduce la velocidad del viento, confirmando que la interacción es máxima en 10 m/seg como lo indica la matriz RGA.

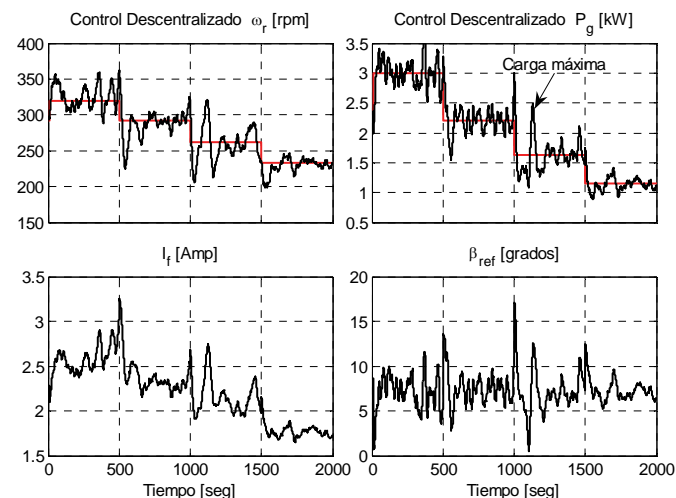


Figura 11. Resultados con el control Descentralizado sometido a perturbaciones.

Por su parte, el control con el desacoplo dinámico Nordfeldt atenúa en cierta medida los efectos de las perturbaciones, pero aún se tienen fuertes oscilaciones. También se nota que en condiciones de carga máxima la dinámica de este compensador no es lo suficientemente rápida, reflejándose en una caída importante de potencia, ver figura 12.

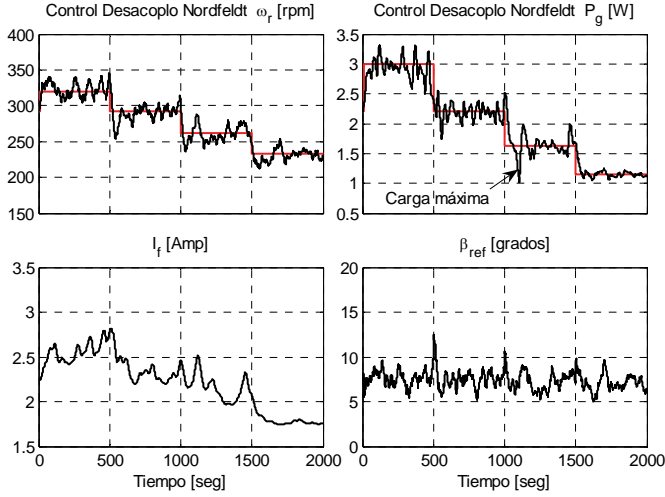


Figura 12. Resultados con el control con desacoplo Nordfeldt sometido a perturbaciones.

Los controladores que mostraron una respuesta más rápida en la sección anterior, como son el desacoplo dinámico con $w_{21}=w_{22}=1$ y el estático $w_{11}=w_{22}=1$ o su equivalente con 4 PI, asimilan mejor las continuas variaciones debido a la turbulencia de la velocidad del viento y los cambios en la carga eléctrica, ver las figuras 13 y 14. En particular el control con desacoplo estático o su equivalente 4 PI, muestra impulsos significativos en los instantes en que los escalones de las consignas cambian. Pero esto no sería un problema en la práctica, ya que como se mencionó previamente, la velocidad media del viento no tiene esos cambios tan abruptos.

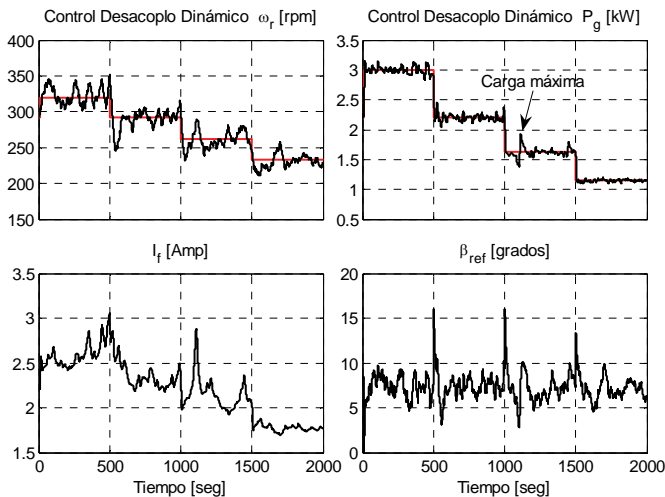


Figura 13. Resultados del control con desacoplo dinámico $w_{21} = w_{22} = 1$ sometido a perturbaciones.

En situaciones de carga máxima se incrementa instantáneamente el consumo de potencia y también el par electromagnético τ_{em} .

Esto demanda un aumento en el par τ_a por poder mantener el mecanismo girando, es por ello que el ángulo β_{ref} disminuye para mejorar las características aerodinámicas y extraer más fuerza del viento. Pero este aumento en el par τ_a tiende a provocar un incremento en la velocidad del rotor ω_r , que debe ser regulado proporcionando mayor corriente de campo I_f . La condición de carga máxima regularmente dura poco tiempo, así que si el controlador reacciona lo suficientemente rápido, mantendrá una buena regulación de las salidas. En cambio como se ha comprobado, se manifestarán grandes errores en controladores de respuesta lenta.

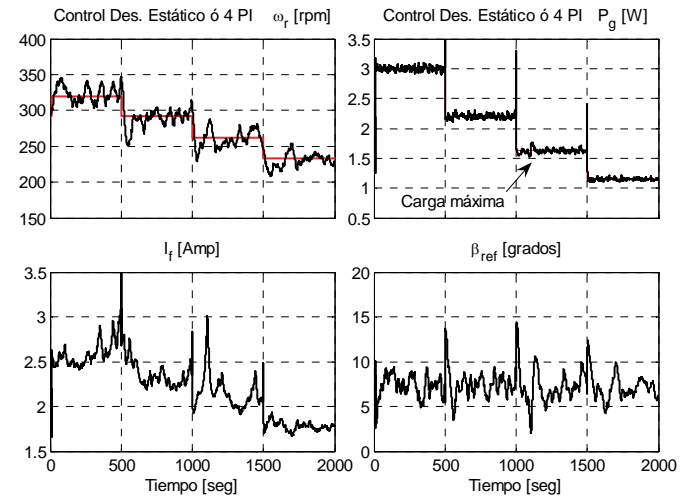


Figura 14. Resultados del control con desacoplo estático $w_{11} = w_{22} = 1$ sometido a perturbaciones.

Con los resultados obtenidos con otras técnicas de control multivariable como: Control con Variación Paramétrica Lineal (Ostergaard *et al.*, 2008), Multivariable No Lineal (Boukhezzer *et al.*, 2007), Adaptativo (Bao *et al.*, 2010) y Predictivo (Hou *et al.*, 2009), es posible concluir que con la regulación de potencia y velocidad conseguidas con los controladores centralizados de este trabajo, se obtiene un buen rendimiento del aerogenerador.

6.2 Análisis estadístico

Aún cuando en las figuras anteriores se puede apreciar de manera gráfica el rendimiento de los controladores, con un análisis estadístico es posible conseguir una comparación más objetiva en base a los resultados numéricos.

Primeramente se presentan en las figuras 15 y 16 los histogramas correspondientes a las señales de potencia P_g y velocidad ω_r , en los 2000 seg de las experiencias de las figuras previas. Estas distribuciones de probabilidad ya muestran de forma más clara qué controlador mantiene las salidas más cerca de la consigna establecida, correspondiente a cada punto de operación. En general la regulación de la velocidad angular ω_r no es tan buena como la de potencia P_g , ya que la señal no se ajusta tan fielmente a la consigna, pero si se mantiene alrededor de ella, mejorando conforme disminuye la velocidad del viento.

El análisis estadístico está basado en la desviación estándar, que representa la dispersión de la variable en este caso con respecto a la consigna establecida. En la Tabla 3 se muestran los resultados para las variables de interés. Por ejemplo para la potencia P_g en la consigna de 2200 W, se confirma que el control con desacoplo

estático o el equivalente con cuatro PI, es el que muestra menor dispersión con apenas una desviación estándar de 73,13 W, lo que representa un error del 3,32%. Por su parte el control descentralizado tiene una dispersión significativa con una desviación estándar de 241,48 W, y un error del 10,98%, ver Tabla 3.

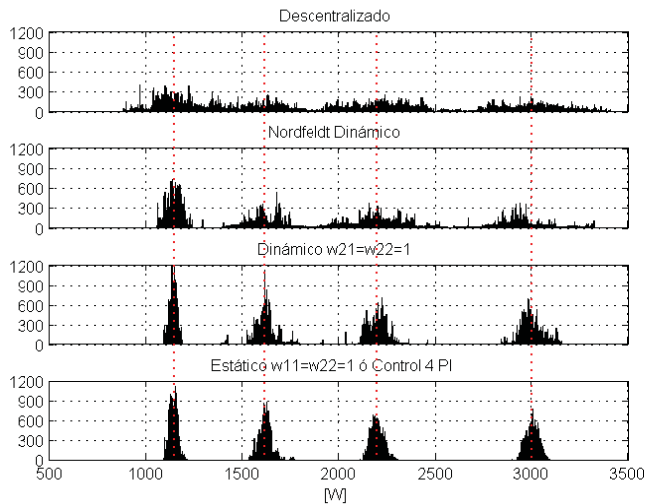


Figura 15. Histograma de la señal de potencia P_g para cada uno de los controladores y diferentes puntos de operación.

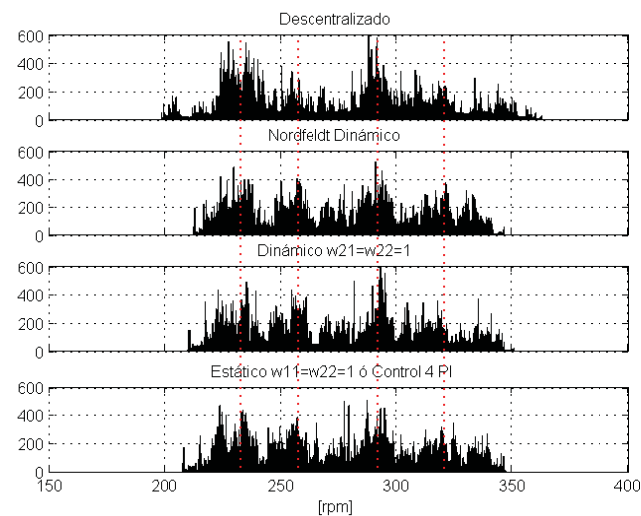


Figura 16. Histograma de la señal de potencia ω_r para cada uno de los controladores y diferentes puntos de operación.

En lo que respecta a la velocidad ω_r , cuya consigna es de 292 rpm, los tres controladores centralizados muestran un buen desempeño con una desviación estándar de 14,55 rpm para el desacoplo estático, con un error del 4,98%. Por otro lado el control descentralizado tiene mayor dispersión con 20,18 rpm y error del 6,91%.

Las otras dos variables que permiten evaluar la eficiencia del aerogenerador, son la eficiencia de potencia $C_p(\lambda, \beta)$ que debe ser mayor a 0,3 y la razón λ que se debe mantener cercana a 6. En todos los controladores centralizados se obtiene una desviación estándar para C_p cercana a 0,04, que implica un error del 13%, el cual es aceptable ya el intervalo en el que el coeficiente de potencia es mayor a 0,3 es muy amplio según las curvas de la figura 3. En lo que se refiere a la razón λ los controladores

centralizados producen una desviación estándar no mayor a 0,48, con un error del 8,00% que es adecuado para considerar que el aerogenerador trabaja eficientemente.

Tabla 3. Desviación estándar y porcentaje de error.

	Descent.	Nordfeldt Dinámico	Dinámico $w_{21}=I$ $w_{22}=I$	Estático $w_{11}=I$ $w_{22}=I$ ó 4PI
P_g W	241,48	130,50	79,63	73,13
ω_r rpm	20,18	12,71	15,12	14,55
$C_p(\lambda, \beta)$	0,06	0,04	0,05	0,04
TIP λ	0,54	0,45	0,48	0,47
% Error P_g	10,98	5,93	3,62	3,32
% Error ω_r	6,91	4,35	5,18	4,98
% Error C_p	20,00	13,33	16,67	13,33
% Error λ	9,00	7,50	8,00	7,83

7. CONCLUSIONES

En este trabajo se ha analizado el modelado matemático de un aerogenerador, con la finalidad de estudiar el problema de la interacción entre sus variables. El modelo multivariable no lineal obtenido, se ha conformado gracias a una búsqueda bibliográfica recopilando las aportaciones de diversos autores.

Después de la linealización correspondiente sobre los puntos de operación en donde se obtiene la máxima eficiencia de potencia, se calculó la matriz de ganancias relativas RGA, con la que se puede concluir que se trata de un proceso con gran interacción, la cual aumenta conforme se incrementa la velocidad del viento. La matriz RGA también permite concluir que el emparejamiento adecuado, es controlar la velocidad de rotación ω_r , por medio de la corriente de campo I_f , y la potencia generada P_g con el ángulo de paso de las aspas β_{ref} .

Como alternativa de solución para mejorar la eficiencia de potencia de los aerogeneradores, se plantearon varios esquemas de control multivariable del tipo descentralizado, centralizado con redes de desacoplo y centralizado con cuatro PI. Para el diseño de los controladores se utilizó la herramienta computacional TITO, que facilita de gran manera los cálculos para la sintonía de las ganancias, gracias a su proceso iterativo basado en el ajuste del margen de fase.

A través de un análisis comparativo en donde se somete al aerogenerador con los diversos esquemas de control propuestos, a perturbaciones que consisten en cambios aleatorios de la carga eléctrica y variaciones en la velocidad del viento, se concluye que el control con desacoplo estático o su equivalente con cuatro PI, es el que mejor comportamiento presenta en la regulación de la velocidad ω_r y la potencia P_g . Gracias a su sencillez y los buenos resultados obtenidos, este controlador ofrece una alternativa para el control de aerogeneradores. Garantizando que puede trabajar eficientemente en el punto de operación de diseño, y sobre un intervalo que cubre varios puntos de operación a su alrededor, atenuando adecuadamente los problemas de interacción y mostrando que es robusto ante las perturbaciones analizadas.

Como trabajo futuro, se plantea utilizar compensación a los cambios en la velocidad del viento en función del punto de operación (compensación estática) y ajuste de controladores

incluyendo una segunda capa de control del tipo adaptativo con ganancias programadas (Gain Scheduling).

También se pueden mejorar los resultados con otros posibles diseños, como el ajuste del control con cuatro PI propuesto en (Morilla *et al.*, 2008). Por otro lado el deterioro que provocan las saturaciones en β_{ref} , se puede corregir incorporando restricciones por velocidad de cambio en las dos variables manipuladas (Morilla *et al.*, 2009).

REFERENCIAS

- Anderson, P. y A. Bose (2009). Stability simulation of wind turbine systems. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems* **102**, 3791–3795.
- Bao, Y., H. Wang y J. Zhang (2010). Adaptive inverse control of variable speed wind turbine. *Nonlinear Dynamics*, Springer.
- Boukhezzi, B., L. Lupu, H. Siguerdidjane y M. Hand (2007). Multivariable control strategy for variable speed, variable pitch wind turbines. *Renewable Energy, Science Direct Elsevier* **32**, 1273–1287.
- Fernández, L., C. García y F. Jurado (2008). Comparative study on the performance of control systems for doubly fed induction generator wind turbines operating with power regulation. *Energy, Science Direct Elsevier* **33**, 1438–1452.
- García-Sanz, M. y E. Torres (2004). Control y experimentación del aerogenerador síncrono multipolar de velocidad variable TWT1650. *Revista Iberoamericana de Automática e Informática Industrial* **1**, No. 3, 53–62.
- Grosdidier, P. y M. Morari (1985). Interaction measures for systems under decentralized control. *Automatica* **22**, 309–319.
- Ho, W.K., T.H. Lee y O.P. Gan (1997). Tuning of multiloop PID controllers based on gain and phase margins specifications. *13th IFAC World Congress* pp. 211–216.
- Hou G., Z. Wang, P. Jiang y J. Zhang (2009). Multivariable predictive functional control applied to doubly fed induction generator under unbalanced grid voltage conditions. 4th IEEE Conference on Industrial Electronics and Applications (ICIEA 2009), Xian, China, pp. 2644 – 2650.
- Johnson, K., L. Pao, M. Balas y L. Fingersh (2008). Control of variable speed wind turbines. *IEEE Control Systems Magazine* pp. 70–81.
- Li, H., K. Shi y P. McLaren (2005). Neural-network-based sensorless maximum wind energy capture with compensated power coefficient. *IEEE Transactions on Industry Applications* **41**, 1548–1556.
- Masoud, B. (2008). Modeling and controller design of a wind energy conversion system including a matrix converter. *Thesis PhD in Electrical and Computer Engineering, University of Waterloo, Ontario, Canada*.
- Morilla, F., F. Vázquez y A. García (2005). Control centralizado con cuatro PIDs. *XXVI Jornadas de Automática, Alicante, España*.
- Morilla, F., F. Vázquez y J. Garrido (2008). Centralized PID control by decoupling for TITO processes. *13th IEEE International Conference on Emerging Technologies and Factory Automation*.
- Morilla, F., J. Garrido y F. Vázquez (2009). Anti-windup coordination strategy for multivariable PID control. *14th IEEE International Conference on Emerging Technologies and Factory Automation*.
- Muhando, E., T. Senjyu, A. Yona, H. Kinjo y T. Funabashi (2007). Disturbance rejection by dual pitch control and self-tuning regulator for wind turbine generator parametric uncertainty compensation. *IET Control Theory Appl.* **1**, 1431–1440.
- Nagai, B., K. Ameku y J. Nath (2009). Performance of a 3 kW wind turbine generator with variable pitch control system. *Applied Energy, Elsevier* **86**, 1774–1782.
- Nordfeldt, P. (2005). PID Control of TITO Systems, Licentiate Thesis. Department of Automatic Control, Lund Institute of Technology. LUTFD2/TFRT–3228–SE. ISSN 0280-5316.
- Ostergaard, K., J. Stoustrup y P. Brath (2008). Linear parameter varying control of wind turbines covering both partial load and full load conditions. *International Journal of Robust and Nonlinear Control* **19**, 92–116.
- Rocha, R. y L. Martins (2003). A multivariable H_∞ control for wind energy conversion system. *Journal of Automatic Control IEEE* pp. 206–211.
- Rodríguez, J.L., J.C. Burgos y S. Arnalte (2003). Sistemas eólicos de producción de energía eléctrica. *Rueda S.L. Porto Cristo* 13, 28924 Alcorcón Madrid, España.
- Salgado, M. y J. Yuz (2009). Una medida de interacción multivariable en el dominio del tiempo y la frecuencia. *Revista Iberoamericana de Automática e Informática Industrial* **6**, No. 2, 17–25.
- Selvam, K., S. Kanev, J. vanWingerden, J. Engelen y M. Verhaegen (2009). Feedback - feedforward individual pitch control for wind turbine load reduction. *International Journal of Robust and Nonlinear Control*, pp. 72–91.
- Shinskey, F. (1988). Process control system application, design and tuning, 3rd Ed. New York. *McGraw-Hill*.
- Simoes, M., K. Bimal, B. Bose y R. Spiegel (2009). Fuzzy logic based intelligent control of a variable speed cage machine wind generation system. *IEEE Transactions on Power Electronics* **12**, 87–95.
- Skogestad, S. y I. Postlethwaite (2005). Multivariable feedback control analysis and design, Second Edition. *John Wiley and Sons, Ltd*.
- Slootweg, J., S. de Haan, H. Polinder y W. Kling (2003). General model for representing variable speed wind turbines in power system dynamics simulations. *IEEE Transactions on Power Systems* **18**, 144–151.
- Vázquez, F. y F. Morilla (2002). Tuning decentralized PID controllers for MIMO systems with decouplers. *15th IFAC World Congress, Barcelona, Spain*.
- Vázquez, F., F. Morilla y S. Dormido (1998). Entorno para simulación, análisis y sintonía de sistemas con control descentralizado 2x2. *XIX Jornadas de Automática, Madrid, España*.
- Vázquez, F., F. Morilla y S. Dormido (1999). An iterative method for tuning decentralized PID controllers. *14th IFAC World Congress*.
- Wang, Q., B. Zou, T. Lee y Q. Bi (1997). Auto-tuning of multivariable PID controllers from decentralized relay feedback. *Automatica* **33**, 319–330.
- Wasynczuk, O., D. Man y J. Sullivan (1981). Dynamic behavior of a class of wind turbine generators during random wind fluctuations. *IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems* **100**, 2837–2845.
- Wu, Y., X. Zhang, P. Ju y M. Sterling (2008). Decentralized nonlinear control of wind turbine with doubly fed induction generator. *IEEE Trans. on Power Systems* **23**, 613–621.
- Yang, X., L. Xu, Y. Liu y D. Xu (2009). Multivariable predictive functional control for doubly fed induction generator. *IEEE International Conference on Control and Automation, Guangzhou, CHINA*.