

<학술논문>

DOI:10.3795/KSME-A.2011.35.1.059

ISSN 1226-4873

풍력터빈의 피치 PI 제어기 특성 고찰[§]

임 채 욱^{*†}

* 한밭대학교 기계공학과

Study on Properties of Pitch Control for Wind Turbine

Chae-Wook Lim^{*†}

* Dept. of Mechanical Engineering, Hanbat Nat'l Univ.

(Received June 9, 2010 ; Revised August 26, 2010 ; Accepted August 26, 2010)

Key Words: Wind Turbine(풍력터빈), Pitch PI Controller(피치 PI 제어기), Aerodynamic Nonlinearity(공기역학적 비선형성), Linearization(선형화), Closed-Loop Pitch System(폐루프 피치계)

초록: 블레이드와 바람의 상호작용에 의해 발생하는 풍력터빈의 공기역학적 토크와 파워의 특성은 매우 비선형적이다. 그러므로 풍력터빈의 전체 동적 거동은 풍속의 크기에 따라서 비선형적인 특성을 가진다. 공기역학적 비선형성은 또한 풍력터빈 제어시스템의 특성에 영향을 미치므로, 풍력터빈 제어기를 설계하기 위해서는 비선형적인 공기역학적 특성들에 대한 해석을 통한 고찰이 필연적이다. 본 논문에서는 정격파워 이상에서 풍속 크기에 따른 비선형적인 공기역학적 특성들과 이 비선형성들이 PI 제어기를 가지는 폐루프 피치계에 미치는 영향들을 1-질량 모델의 풍력터빈에 대하여 살펴본다.

Abstract: The aerodynamic power and torque of wind turbines are extremely nonlinear. Therefore, the overall dynamic behavior of a wind turbine exhibits nonlinear characteristics that are dependent on the magnitude of the wind speed. The nonlinear aerodynamic characteristics of the wind turbine also affect the characteristics of the control system of the wind turbine. Therefore, the analysis of the nonlinear aerodynamic characteristics of wind turbine is essential in designing the wind-turbine controller. In this study, the nonlinear aerodynamic characteristics and the effects of these characteristics on the closed-loop pitch system with PI controller for an 1-mass model of the wind turbine are investigated above rated power.

1. 서 론

오늘날 대부분의 풍력터빈은 가변속도 가변피치 형태를 취하고 있으며, 최근 풍력터빈은 대형화되는 추세로 수 MW급이 시장의 주류를 형성하고 있다.^(1,2) 풍력터빈이 대형화됨에 따라 정격파워 이상에서 작동하는 피치제어의 중요성이 더욱 커지고 있다. 풍력터빈에서 피치제어의 목적은 정격풍속 이상에서 블레이드 피치각을 조절하여 생산되는 파워가 항상 정격값을 유지하도록 출력파워의 변동을 줄이는 것이다.⁽³⁻⁶⁾

풍력터빈의 제어에 있어서 중요하게 고려되어야 할 사항은 바람과 블레이드의 상호작용에 의한 공기역학적 토크의 비선형성이다. 풍력터빈은

공기역학적 토크의 비선형성으로 인해 블레이드, 로터, 회전축, 기어박스, 타워, 발전기 등 풍력터빈의 각 구성요소들을 선형모델로 가정하더라도 풍력터빈의 전체 거동은 비선형적인 거동을 보이게 된다. 풍력터빈의 피치제어기는 선형 제어기 또는 비선형 제어기의 형태로 설계되어 실제의 풍력터빈에 적용되고 있다. 풍력터빈의 피치제어기의 설계에 관한 연구결과들이 논문과 연구기관의 보고서 등을 통하여 발표되고 있지만,⁽⁷⁻¹⁰⁾ 공기역학적 비선형성이 피치 PI 제어기의 극점과 시간응답 등에 미치는 영향에 대한 연구결과는 아직 구체적으로 제시되지 않았다. 저자의 이전 연구에서는 정격풍속 이하에서 바람과 블레이드의 상호작용에 의한 비선형성이 풍력터빈의 전체 거동과 PI 제어기를 가지는 폐루프 토크계에 미치는 영향을 살펴보았는데,⁽¹¹⁾ 본 연구에서는 정격풍속 이상에서 공기역학적 토크의 비선형성이

§ 이 논문은 2010년도 대한기계학회 동역학 및 제어부분 춘계 학술대회(2010. 6. 3.-4., 광주과학기술원) 발표논문임

† Corresponding Author, cwlim@hanbat.ac.kr

© 2011 The Korean Society of Mechanical Engineers

풍력터빈의 전체 거동과 PI 제어기를 가지는 페루프 피치계에 미치는 영향을 살펴보고자 한다. 이를 위하여 비선형적인 공기역학적 토크를 선형화하여 로터속도 및 피치각에 대한 공기역학적 토크의 변화를 나타내는 2 개의 비선형 파라미터들을 구하고, 1.5 MW 풍력터빈을 대상으로 이 비선형 파라미터들이 페루프 피치계의 특성에 미치는 영향을 살펴보고자 한다.

2. 공기역학적 토크의 비선형 파라미터

2.1 공기역학적 토크

바람과 로터 블레이드의 상호작용에 의한 공기역학적 토크는 식 (1)과 같이 무차원인 출력계수를 사용하여 풍속의 함수로 표현되는데, 풍속 뿐만 아니라 주속비와 피치각에 대하여 비선형적으로 표현된다.^(3,4)

$$T_r = \frac{\pi \rho R^3}{2} \frac{C_p(\lambda, \beta)}{\lambda} V^2 \quad (1)$$

여기서 ρ 는 공기밀도, R 은 블레이드 길이, β 는 블레이드 피치각, V 는 풍속, C_p 는 출력계수, λ 는 주속비(tip speed ratio)로 식 (2)와 같이 정의된다.

$$\lambda = \frac{\Omega_r R}{V} \quad (2)$$

여기서 Ω_r 은 로터 속도이다.

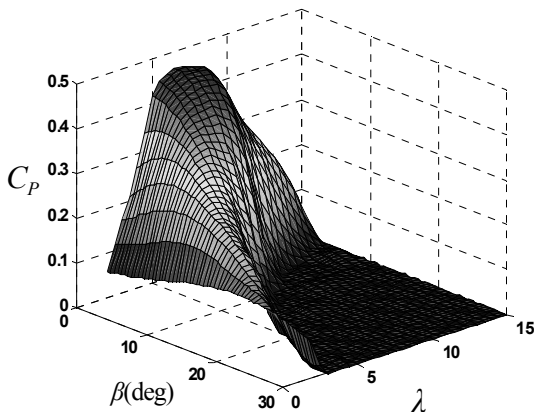


Fig. 1 Nonlinear power coefficient values

본 논문에서 사용된 출력계수는 Fig. 1과 같은데, 주속비와 피치각의 함수이며 최대값($C_{p,max}$)을 가지는 한 점이 존재함을 알 수 있다. $C_{p,max}$ 가 되게 하는 주속비와 피치각의 값을 각각 λ_{opt} 와 β_{opt} 로 두면, Fig. 1의 경우 $\lambda_{opt} = 6.6$, $\beta_{opt} = 0.4^\circ$ 이고 이에 대한 $C_{p,max} = 0.4635$ 이다.

2.2 피치제어와 관련된 공기역학적 비선형성

바람과 블레이드의 상호작용에 의한 공기역학적 토크의 비선형성으로 인해 풍력터빈의 전체거동은 비선형성을 보이는데, 풍속 크기에 따른 풍력터빈의 동특성을 파악하고 정밀한 피치제어의 설계를 위해서는 공기역학적 토크의 비선형성을 선형화할 필요가 있다. 선형화를 위해서는 동작점이 먼저 선정되어야 하는데, 가변속도-가변피치 풍력터빈의 경우 비선형적인 공기역학적 토크의 선형화를 위해서는 동작 풍속(V_o)에 따른 로터속도와 피치각 모두에 대한 동작점(Ω_{ro}, β_o)의 선정이 필요하다. 이들 동작점들은 수립되는 제어전략을 바탕으로 풍력터빈의 출력, 로터 속도, 피치각의 제한조건 정보들을 고려하여 구하게 된다.⁽¹²⁾ 토크제어기의 경우에는 정격풍속 이하에서 작동하므로 피치각의 동작점 $\beta_o = \beta_{opt}$ 로 고정되지만, 피치제어의 경우에는 정격풍속 이상에서 작동하므로 피치각의 동작점은 풍속의 크기에 따라 커지게 된다(Fig. 3 참조).

로터 속도, 피치각, 풍속에 대한 동작점($O_p = \{\Omega_{ro}, \beta_o, V_o\}$) 근처에서의 로터 속도, 피치각, 풍속의 변화를 각각 $\delta\Omega_r$, $\delta\beta$, δV 로 두면, 식 (1)의 비선형적인 공기역학적 토크는 식 (3)과 같이 선형화가 가능하다.

$$T_r = T_{ro} + \delta T_r \quad (3)$$

여기서 $T_{ro} = T_r|_{O_p}$ 로 동작점들에서의 공기역학적 토크이고, δT_r 은 동작점들 근처에서의 공기역학적 토크의 변화로 식 (4)와 같다.

$$\delta T_r = \left. \frac{\partial T_r}{\partial \Omega_r} \right|_{O_p} \cdot \delta \Omega_r + \left. \frac{\partial T_r}{\partial \beta} \right|_{O_p} \cdot \delta \beta + \left. \frac{\partial T_r}{\partial V} \right|_{O_p} \cdot \delta V \quad (4)$$

정격풍속 이상에서 작동하는 피치제어의 특성을 파악하기 위해서는 로터 속도와 피치각에 대한 공기역학적 토크의 변화를 모두 알아야 하므로, 이를 각각 식 (5)와 식 (6)으로 둔다. 공기역학적 토크를 로터 속도에 대하여 편미분한 값 (N_{Ω_r})은 풍력터빈에 물리적으로 감쇠의 역할을 하므로 (-) 부호를 이용하여 표현하였고, 식 (7)과 같이 구해진다.⁽¹¹⁾ 공기역학적 토크를 피치각에 대하여 편미분한 값(N_{β_r})은 피치각의 변화로 인해 공기역학적 토크가 작아지므로 음수의 값을 가지게 되는데, 식 (1)과 식 (2)로부터 식 (8)과 같이 쉽게 구할 수 있다.

$$N_{\Omega_r} = - \left. \frac{\partial T_r}{\partial \Omega_r} \right|_{O_p} \quad (5)$$

$$N_{\beta_r} = \left. \frac{\partial T_r}{\partial \beta} \right|_{O_p} \quad (6)$$

$$N_{\Omega_r} = \frac{\pi \rho R^2}{2} \frac{V_o^3}{\Omega_{ro}^2} \left[C_P(\lambda_o, \beta_o) - \lambda_o \left. \frac{\partial C_P(\lambda, \beta_o)}{\partial \lambda} \right|_{\lambda_o} \right] \quad (7)$$

$$N_{\beta_r} = \frac{\pi \rho R^2}{2} \frac{V_o^3}{\Omega_{ro}} \left. \frac{\partial C_P(\lambda_o, \beta)}{\partial \beta} \right|_{\beta_o} \quad (8)$$

3. 피치제어의 특성

3.1 풍력터빈 모델

본 논문에서는 정격풍속 이상에서 풍력터빈의 피치제어의 특성을 살펴보기 위해서 Fig. 2와 같은 풍력터빈 시스템을 고려한다. 드라이버-트레인의 거동은 로터의 감쇠와 기어박스의 기어비를 고려하고 회전축의 강성과 감쇠는 고려하지 않는다. 그리고 피치제어를 위한 되먹임 신호는 발전기의 회전속도를 고려한다. Fig. 2에서 T_r 은 로터를 회전시키는 공기역학적 토크, T_g 는 발전기 토크, β 는 블레이드의 피치각, J_r 은 로터의 관성 모멘트, J_g 는 발전기의 관성 모멘트, B_r 은 로터의 감쇠, n_{gb} 는 기어박스의 기어비이다.

Fig. 2와 같이 기어박스가 있는 풍력터빈의 경

우 풍력터빈의 동적거동을 표현하는 미분 방정식은 로터 속도 또는 발전기 속도를 상태로 둘 수 있다. 본 논문에서는 발전기 속도를 상태로 둔 경우를 고려하는데, 운동 방정식은 식 (9)와 같이 1차 미분 방정식으로 표현된다.

$$J_e \dot{\Omega}_g(t) + B_e \Omega_g(t) = T_e(t) - T_g(t) \quad (9)$$

여기서 Ω_g 는 발전기 속도이고, J_e , B_e , T_e 는 각각 등가의 관성 모멘트, 등가의 감쇠, 등가의 공기역학적 토크로 식 (10)과 같다.

$$J_e = J_g + \frac{J_r}{n_{gb}^2}, \quad B_e = \frac{B_r}{n_{gb}^2}, \quad T_e = \frac{T_r}{n_{gb}} \quad (10)$$

본 논문에서는 정격출력 1.5 MW, 로터 정격속도 20 rpm, 출력계수는 Fig. 1과 같이 비선형적인 공기역학적 특성을 갖는 가변속도-가변피치 형태의 풍력터빈에 대하여 살펴보고자 한다. 풍력터빈의 파라미터 값들은 Table 1과 같고, 이 경우 등가의 관성 모멘트 $J_e = 474.4444 \text{ kgm}^2$, 등가의 감쇠 $B_e = 0.6716 \text{ kgm}^2/\text{s}$ 로 계산된다. 풍력터빈이 작동하는 시동풍속은 3 m/s이고 정지풍속은 24 m/s인 경우를 고려하였다. 가변속도-가변피치 풍력터빈의 제어전략을 적용하면 정격출력이 되는 풍속과 풍속에 따른 피치각의 정상상태값을 계산할 수 있다.⁽¹²⁾ Fig. 3은 이에 대한 결과로 풍속에 따른 출력과 피치각을 보여준다. 1.5 MW 정격출

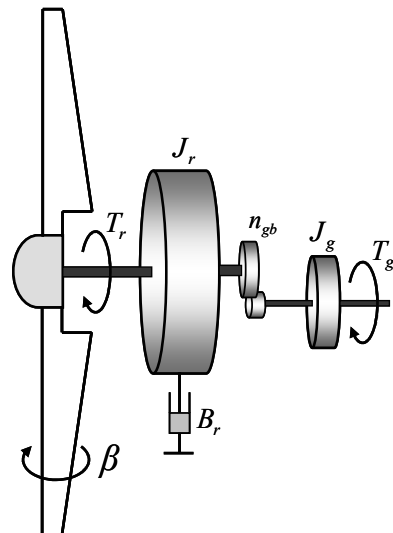
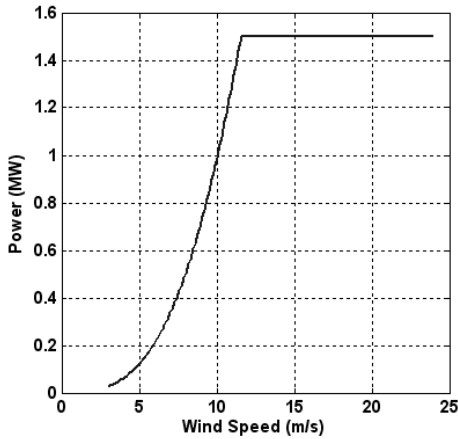


Fig. 2 An 1-mass model of wind turbine

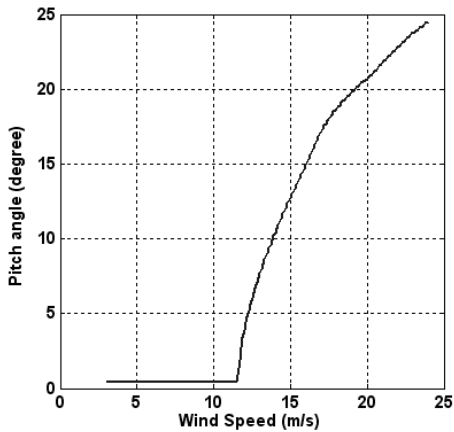
력이 생산되는 정격풍속은 11.6 m/s이고, 정격풍속 이상에서 정격출력을 유지하기 위하여 풍속이 커짐에 따라 피치각이 증가하는 것을 확인할 수 있다.

Table 1 Physical parameter values of an 1.5 MW wind turbine

Physical parameters	Values
R	33.25 m
J_r	3.357e6 kgm ²
J_g	60 kgm ²
B_r	5.44e3 kgm ² /s
n_{gb}	90



(a) Power curve



(b) Pitch curve

Fig. 3 Steady-state curves according to the wind speed of an 1.5MW wind turbine

3.2 피치제어의 특성 확인

발전기 속도의 동작점(Ω_{go}) 근처에서의 변화를 $\delta\Omega_g$, 발전기 토크의 동작점(T_{go}) 근처에서의 변화를 δT_g , 블레이드 피치각의 동작점(β_o) 근처에서의 변화를 $\delta\beta$ 로 두고, 식 (1)의 비선형적인 공기역학적 토크를 선형화한 결과를 이용하면, 식 (9)는 식 (11)과 같이 선형화된다.

$$J_e \delta \dot{\Omega}_g(t) + (B_e + B_{\Omega_g}) \delta \Omega_g(t) = N_{\beta_g} \delta \beta - \delta T_g(t) \quad (11)$$

여기서 $B_{\Omega_g} = N_{\Omega_r} / n_{gb}^2$ 이고 $N_{\beta_g} = N_{\beta_r} / n_{gb}$ 이다.

식 (11)을 블레이드 피치각과 발전기 회전속도 사이의 전달함수로 표현하면 식 (12)와 같다.

$$G_p(s) = \frac{\delta \Omega_g(s)}{\delta \beta(s)} = \frac{N_{\beta_g}}{J_e s + (B_e + B_{\Omega_g})} \quad (12)$$

참고로 식 (11)을 발전기 토크입력과 발전기 회전속도 사이의 전달함수로 표현하면 식 (13)과 같다.

$$G_g(s) = \frac{\delta \Omega_g(s)}{\delta T_g(s)} = \frac{-1}{J_e s + (B_e + B_{\Omega_g})} \quad (13)$$

식 (12)의 피치 전달함수와 식 (13)의 토크 전달함수를 비교하면, 토크 전달함수는 동작점에 따라서 상수가 아닌 변수가 1개(B_{Ω_g})이지만, 피치 전달함수는 동작점에 따라서 상수가 아닌 변수가 2개(B_{Ω_g} , N_{β_g})임을 알 수 있다.

고려된 1.5 MW의 풍력터빈에 대하여 정격이상의 동작풍속(V_o)에 따른 공기역학적 비선형 파라미터 값들(B_{Ω_g} 와 N_{β_g})을 구하면 Table 2의 결과를 얻게 된다. B_{Ω_g} 의 값은 양수로 풍속이 커짐에 따라 커지고, N_{β_g} 의 값은 음수로 풍속이 커짐에 따라 절대값이 커지는 경향임을 확인할 수 있다. 식 (12)의 개루프 피치계 전달함수의 풍속에 따른 주파수 응답 크기는 Fig. 4와 같은데, 주파수 응답은 바람과 블레이드의 상호작용으로 인해 비선형적인 특성을 보임을 확인할 수 있다. 개루프 피치계의 비선형인 특성은 풍속이 커짐에 따라

Table 2 Two nonlinear parameters according to the wind speed

V_o (m/s)	B_{Ω_g} (Nms/rad)	N_{β_g} (Nm/deg)
12	34.12	-385.89
13	47.48	-644.89
14	62.97	-799.78
15	80.74	-954.55
16	120.64	-1137.89
17	142.50	-1323.33
18	132.13	-1940.44
19	135.71	-2288.00
20	154.88	-2361.78
21	180.79	-2277.89
22	193.93	-2409.78
23	195.96	-2802.78
24	197.77	-3196.67

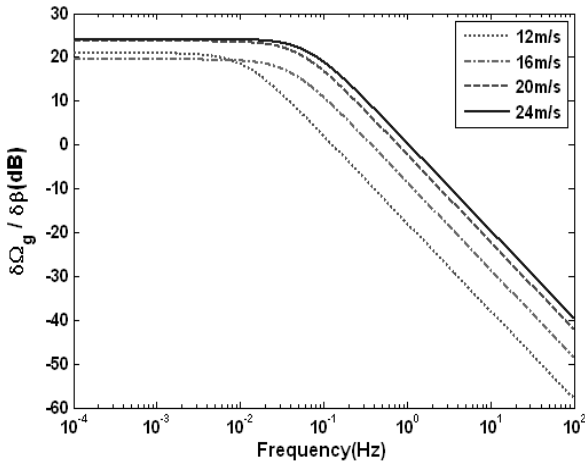


Fig. 4 Frequency responses of transfer function for the open-loop pitch system according to the wind speed

대역폭이 커져 피치각의 변화에 대한 발전기의 회전속도 응답이 빠르고 크게 나타나는 경향임을 확인할 수 있다.

본 논문에서는 Fig. 5 같이 속도제어루프 형태의 피치제어기 구조를 가지는 경우를 고려하고, 피치제어기는 식 (14)의 PI 제어기를 적용하여 바람과 블레이드의 상호작용에 의한 비선형성이 페루프계에 미치는 영향을 살펴본다.

$$C_p(s) = K_p + \frac{K_i}{s} \quad (14)$$

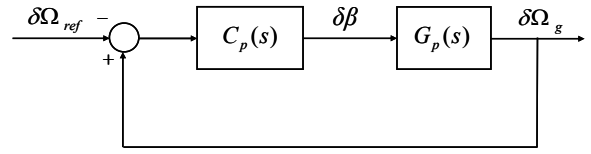


Fig. 5 Pitch control with speed control loop

회전속도 기준입력(Ω_{ref})과 발전기 회전속도(Ω_g) 사이의 선형화된 페루프 피치계 전달함수는 식 (15)와 같다.

$$G_c(s) = \frac{\delta\Omega_g(s)}{\delta\Omega_{ref}(s)} = \frac{-N_{\beta_g}(K_p s + K_i)}{J_e s^2 + (B_e + B_{\Omega_g} - K_p N_{\beta_g})s - K_i N_{\beta_g}} \quad (15)$$

페루프 피치계 극점의 고유진동수(ω_n)와 감쇠비(ζ)는 식 (16), (17)과 같다.

$$\omega_n = \sqrt{-\frac{K_i N_{\beta_g}}{J_e}} \quad (16)$$

$$\zeta = \frac{B_e + B_{\Omega_g} - K_p N_{\beta_g}}{2\sqrt{J_e K_i N_{\beta_g}}} \quad (17)$$

그러므로 바람과 블레이드의 상호작용에 의해 결정되는 B_{Ω_g} 와 N_{β_g} 모두는 페루프 피치계 극점에 영향을 줄 수 있다. B_{Ω_g} 는 페루프 피치계 극점의 감쇠비에만 영향을 주고, N_{β_g} 는 페루프 피치계 극점의 고유진동수와 감쇠비 모두에 영향을 줄 수 있다.

고려된 1.5 MW의 풍력터빈을 대상으로 동작 풍속 12 m/s에서 고유진동수는 0.1 Hz, 감쇠비는 0.5가 되도록 PI 제어기인 값($K_p=0.6824$, $K_i=0.4855$)을 설계하였다. 설계된 PI 제어기인 값은 피치제어기의 응답이 충분히 빠르도록 설정하기 위하여 고유진동수를 0.1Hz로 두었는데, 이는 Fig. 4의 개루프 피치계의 응답 특성으로부터 확인할 수 있다. 또한 감쇠비는 0.5~0.7 정도의 범위 중 0.5로 선택하였는데, 이는 풍속이 커질수록 공기역학적 비선형성이 감쇠비를 크게 하므로 (Table 3 참조) 동작풍속 12m/s에서 감쇠비를 0.5로 두었다.

설계된 PI 제어기인 값을 적용하여 풍속에 따

Table 3 Natural frequencies and damping ratios of the closed-loop pitch system according to the wind speed

V_o (m/s)	f_n (Hz)	ζ
12	0.100	0.500
13	0.123	0.633
14	0.144	0.710
15	0.157	0.781
16	0.172	0.877
17	0.185	0.947
18	0.224	1.089
19	0.243	1.169
20	0.247	1.198
21	0.243	1.198
22	0.250	1.234
23	0.269	1.313
24	0.288	1.387

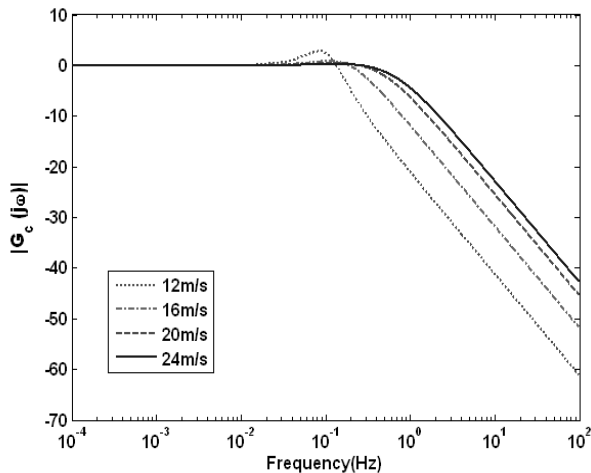


Fig. 6 Frequency responses of the closed-loop pitch system according to the wind speed

른 페루프 피치계의 고유진동수와 감쇠비를 구하면 Table 3과 같다. 식 (16)에서 페루프 피치계의 고유진동수에 영향을 주는 공기역학적 비선형 파라미터는 N_{β_g} 이다. N_{β_g} 의 값은 Table 2에서 보이는 바와 같이 풍속이 커질수록 절대값이 큰 값을 가지므로, 풍속이 커짐에 따라 페루프 피치계의 고유진동수는 Table 3에서와 같이 증가하게 된다. 페루프 피치계의 고유진동수는 풍속 12 m/s에서 0.1 Hz이나 풍속 24 m/s에서는 0.288 Hz로 3배

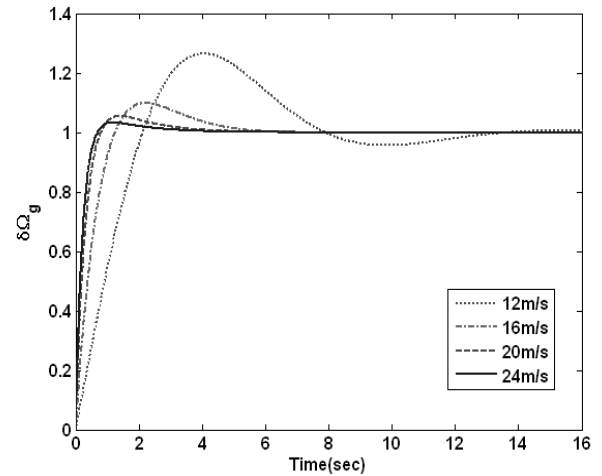


Fig. 7 Unit step responses of the closed-loop pitch system according to the wind speed

가까이 증가함을 확인할 수 있다. 식 (17)에서 페루프 피치계의 감쇠비에 영향을 주는 공기역학적 비선형 파라미터는 B_{Ω_g} 와 N_{β_g} 둘 다이다. Table 2에서 보이는 바와 같이 풍속이 커짐에 따라 B_{Ω_g} 는 커질 뿐만 아니라 N_{β_g} 의 절대값이 커지므로, 감쇠비는 Table 3에서와 같이 증가하게 된다. 페루프 피치계의 감쇠비는 풍속 12 m/s에서 0.5 이나 풍속 18 m/s 이상에서는 1보다 큰 값을 가지게 됨을 확인할 수 있다. 설계된 PI 제어기인 값을 적용하여 풍속에 따른 페루프 피치계의 주파수 응답 크기와 단위계단 응답은 각각 Fig. 6 및 Fig. 7과 같은데, 풍속에 따라 비선형적인 특성을 보임을 확인할 수 있다. 풍속이 커질수록 고유진동수와 감쇠비가 증가하여 주파수응답에서 대역폭이 커지고, 이에 따라서 상승시간이 줄어들고 초과가 줄어드는 시간응답 특성을 보임을 확인할 수 있다.

4. 결론

본 논문에서는 풍력터빈의 공기역학적 토크의 비선형성이 정격출력 이상에서 작동하는 피치제어에 미치는 영향을 살펴보았다. 이를 위하여 피치제어의 특성에 영향을 주는 2개의 비선형 파라미터들을 선형화를 통하여 구하였고, 1.5 MW 가변속도-가변피치 풍력터빈에 대한 예를 통하여 비선형 파라미터가 페루프 피치계에 미치는 영향을 살펴보았다. 피치제어기는 속도제어루프 형태

의 PI 제어기를 고려하여 공기역학적 비선형성의 영향을 확인하였다. 공기역학적 비선형성은 페루프 피치계의 고유진동수와 감쇠비 모두에 영향을 줄 수 있었고, 이로 인해 페루프 피치계는 풍속이 커질수록 고유진동수와 감쇠비 모두 커지는 비선형적인 특성을 보여 상승시간이 줄어들고 초과가 줄어들어 시간응답 특성을 확인할 수 있었다.

후 기

본 연구는 2010년도(2차년도) 지식경제부의 재원으로 한국에너지 기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다(No. 2009T100100621).

참고문헌

(1) Hansen, A. D. and Hansen, L. H., 2007, "Wind Turbine Concept Market Penetration over 10 Years," *Wind Energy*, Vol. 10, No. 1, pp. 81~97.

(2) Joselin Herberta, G. M., Iniyamb, S., Sreevalsanc, E. and Rajapandian, S., 2007, "A Review of Wind Energy Technologies," *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol. 11, pp. 1117~1145.

(3) Burton, T., Sharpe, D., Jenkins, N. and Bossanyi, E., 2001, *Wind Energy Handbook*, John Wiley & Sons, Ltd.

(4) Bianchi, F. D., Battista, H. D. and Mantz, R. J., 2007, *Wind Turbine Control Systems: Principles, Modelling and Gain Scheduling Design*, Springer-Verlag.

(5) Leithead, W. E. and Connor, B., 2000, "Control

of Variable Speed Wind Turbines: Dynamic Models," *International Journal of Control*, Vol. 73, No. 13, pp. 1173~1188.

(6) Munteanu, I., Bratcu, A. L., Cutululis, N. A. and Ceanga, E., 2008, *Optimal Control of Wind Energy Systems*, Springer-Verlag.

(7) Bianchi, F. D., Mantz, R. J. and C.F. Christiansen, C. F., 2005, "Gain Scheduling Control of Variable-Speed Wind Energy Conversion Systems Using Quasi-LPV Models," *Control Engineering Practice*, Vol. 13, pp. 247~255.

(8) Munteanu, I., Cutululis, N.A., Bratcu, A. I. and Ceangă, E., 2005, "Optimization of Variable Speed Wind Power Systems Based on a LQG Approach," *Control Engineering Practice*, Vol. 13, pp. 903~912.

(9) Van der Hooft, E.L., Schaak, P. and T.G. Van Engelen, T. G., 2003, *Wind Turbine Control Algorithms*, *Technical report ECN-C-03-111*, ECN Petten.

(10) Hansen, M., Hansen, A., Larsen, T., Øye, S., Sørensen, P. and Fuglsang, P., 2005, *Control Design for a Pitch-regulated, Variable Speed Wind Turbine*, *Technical Report RISO-R-1500(EN)*, Risø National Laboratory, Roskilde, Denmark.

(11) Lim, C. W., 2010, "A Study on Properties of Torque Control for Wind Turbine," Vol. 15, No. 12, pp. 1157~1162.

(12) Lim, C. W., 2009, "A Method to Define Steady-State Curves for Variable-Speed Variable-Pitch Wind Turbine," *Trans. of the KSME(B)*, Vol. 33, No. 11, pp. 894~899.