

論文

J. of The Korean Society for Aeronautical and Space Sciences 44(5), 391-398(2016)

DOI:http://dx.doi.org/10.5139/JKSAS.2016.44.5.391

ISSN 1225-1348(print), 2287-6871(online)

수평축 풍력터빈의 공력 하중 비교 (I): 난류 유입 유·무

김 진*, 강승희**, 유기완***

Comparison of Aerodynamic Loads for Horizontal Axis Wind Turbine (I): with and without Turbulent Inflow

Jin Kim*, Seung-Hee Kang** and Ki-Wahn Ryu***

Power & Industrial Systems Performance Group, Hyosung*

Department of Aerospace Engineering, Chonbuk National University**·***

ABSTRACT

This study focused on the aerodynamic loads of the horizontal axis wind turbine blade due to the normal turbulence inflow condition. Normal turbulence model (NTM) includes the variations of wind speed and direction, and it is characterized by turbulence intensity and standard deviation of flow fluctuation. IEC61400-1 recommends the fatigue analysis for the NTM and the normal wind profile (NWP) conditions. The aerodynamic loads are obtained at the blade hub and the low speed drive shaft for MW class horizontal axis wind turbine which is designed by using aerodynamically optimized procedure. The 6-components of aerodynamic loads are investigated between numerical results and load components analysis. From the calculated results the maximum amplitudes of oscillated thrust and torque for LSS with turbulent inflow condition are about 5~8 times larger than those with no turbulent inflow condition. It turns out that the aerodynamic load analysis with normal turbulence model is essential for structural design of the wind turbine blade.

초 록

본 연구에서는 난류 유입조건을 갖는 수평축 풍력터빈 블레이드의 공력 하중에 대해 초점을 맞추어 연구하였다. 난류모델은 풍속과 방향에 대한 변동을 포함하며, 그 특성은 난류 강도와 표준편차로 표현된다. IEC61400-1에서는 정상 난류 모델과 정상 풍속 측면도에 대해서 피로해석을 수행하도록 규정하고 있다. 이를 위해 공력 최적설계 절차를 통해 얻어낸 MW급 수평축 풍력터빈 블레이드 허브와 저속 회전축에 대한 공력하중 해석을 수행한다. 공력하중 성분은 수치적인 절차를 통해 얻어내며 이를 블레이드 회전 특성을 고려하여 해석적으로 검토하였다. 난류 조건을 고려했을 때의 최대 추력과 토크의 변동치는 난류 조건을 고려하지 않았을 때의 값들에 비해 5~8 배 더 큰 값을 보였다. 따라서 난류 조건을 반영한 하중 해석은 풍력터빈 블레이드의 구조설계에 있어서 필수적임을 확인하였다.

Key Words : Normal Turbulence Model(NTM, 정상 난류 모델), Horizontal Axis Wind Turbine(HAWT, 수평축 풍력 발전기), Aerodynamic Load(공력하중), Blade Element Momentum Theorem(BEMT, 블레이드 요소 모멘텀 이론)

† Received : February 18, 2016 Revised : March 29, 2016 Accepted : April 27, 2016

*** Corresponding author, E-mail : kwryu@chonbuk.ac.kr

I. 서론

블레이드 요소이론(blade element momentum theorem)을 이용하여 풍력터빈의 공력성능 해석을 수행하는 경우 풍력 터빈에 유입되는 바람은 정상 균일 흐름으로 가정한다. 그러나 실제 유입 흐름은 시간과 위치에 따라서 변동하는 난류(turbulence) 성질을 포함하고 있으며, 지상경계층의 영향을 받아 시간에 따른 평균적인 흐름도 높이에 따라 변한다.

현재 상용화된 대형 풍력터빈의 경우 타워의 높이는 100 m 이상에 이르러 난류 특성이 강하게 나타나는 지상 1 km 이내에 들게 된다. 이로 인해 지면 거칠기에 따른 마찰, 공기의 밀도, 온도 등으로 인하여 매우 불규칙적인 난류로 인해 풍력터빈 블레이드에는 급격한 하중 변동이 발생한다. 난류 특성에 의한 풍속 변동은 비정상 공력하중(unsteady aerodynamic load)에 따른 피로(fatigue)를 야기하고 풍력 터빈을 설계 수명까지 운용하기 위한 건전성에 영향을 미치게 되므로, 구조물의 안전 설계를 위해서는 이러한 비정상 공력 하중 자료가 필요하며 이에 대한 연구가 필수적이다.

풍력터빈에 유입되는 바람의 형태는 균일 흐름(uniform flow)과 지상 경계층 내의 정상 풍속 측면도(normal wind profile), 그리고 지상 경계층 내의 비정상 유동(unsteady flow)으로 나눌 수 있다 [1]. 정상 균일 유동의 경우 풍력터빈 블레이드가 회전하는 동안 시간에 따른 하중 변동의 원인은 원심력과 중력의 방향 변동에 의한 주기적인 성분만이 존재 한다. 그러나 풍력 터빈이 지상 경계층에 놓이게 되면 높이에 따른 풍속의 변동이 발생하여 이로 인한 공력 하중의 주기적 변화가 추가되며, 더 나아가 지상 경계층 내의 난류 유동에 노출되면 비주기적인 복잡한 하중 변화가 발생된다.

본 연구에서는 정상 풍속 측면도를 기반으로 난류의 유·무 조건에 운용되는 풍력 터빈에 발생하는 공력하중의 변동에 대한 연구를 수행하였다. 이를 위해 블레이드 회전에 따른 주기적인 하중 변동의 원인을 파악하고, FFT(Fast Fourier Transform)를 통해 기본주파수(fundamental frequency)를 얻어내었다. 아울러 난류의 특성을 가진 바람이 유입되었을 때에 구조적으로 큰 하중이 작용하는 풍력 터빈 블레이드의 허브(hub)와 저속 전달축(low speed shaft, LSS)의 6분력 하중을 계산한 후 난류 유입이 없는 바람 조건과 비교했을 때 난류 유입이 공력하중 변동에 어느 정도의 영향을 미치는지에 대한 연구를 수행하였다.

II. 정상 난류 모델

정상 난류 모델은 10분 동안의 바람 속도의 통계적 변화량을 나타내며 풍속, 풍향, 날개의 회전 속도의 효과를 포함한다. 풍속에 따른 수직 속도 성분의 표준 편차는 아래 식과 같다[2].

$$\sigma_1 = I_{15}(15 + aV_{hub})/(a+1) \quad (1)$$

여기에서 I_{15} 는 10분 평균 풍속이 15 m/s일 때의 난류 강도, V_{hub} 는 허브 위치에서의 평균 풍속을 나타내고, a 는 정상 풍속 측면도(normal wind profile)을 표현하기 위한 기울기 값을 나타내며 평균 풍속에 따라 Fig. 1과 Fig. 2 형태를 보인다. I_{15} 와 a 는 IEC61400-1의 풍속과 난류 값에 대해 정의하고 있는 풍력터빈 발전 시스템의 등급(wind turbine generator systems' class)에서 얻을 수 있다[2].

Figure 3은 일반적인 지상 경계층 내에서 풍력터빈에 난류가 유입될 때의 임의의 순간에서의 속도 분포 예를 나타낸 것이다. 지상 경계층의 속도 분포 영향에 의하여 고도가 높을수록 유속

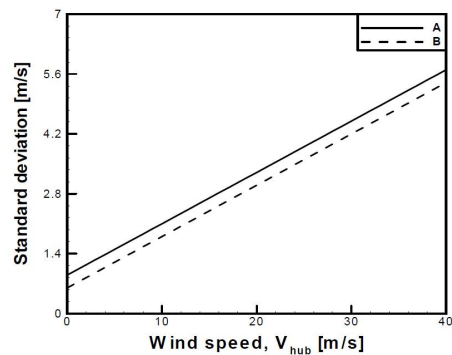


Fig. 1. Standard deviation

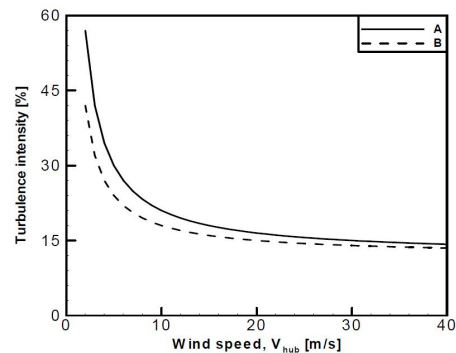


Fig. 2. Turbulence intensity

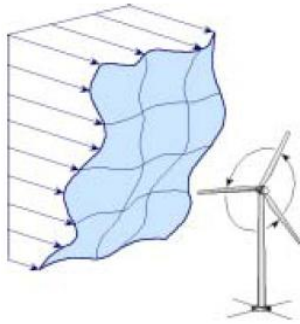


Fig. 3. Turbulent inflow toward wind turbine

이 증가하는 경향을 가지며 불규칙한 흐름이 유입되는 것을 알 수 있다.

III. 공력하중 해석 모델 및 조건

3.1 공력 모델

풍력터빈과 블레이드와 같이 회전하는 장치의 유동 해석은 쉽지 않아 공력 해석을 위해서는 단순화한 공력 모델과 유동의 가정이 필요하다. 본 절에서는 풍력터빈 로터의 회전면(disc plane)에서의 유입 흐름(inflow) 분포에 대한 모델과 동적실속 모델(dynamic stall model), 그리고 난류 모델(turbulence model)의 선정 근거에 대해서 고찰해 보기로 한다.

먼저 블레이드 디스크 면에 유입되는 흐름 모델은 블레이드 단면 에어포일에서의 유효 받음각을 결정하는데 중요하다. 여기에는 크게 블레이드 모멘텀 이론 유입 모델[3]과 일반 동적 후류(generalized dynamic wake, GDW) 유입 모델[4] 등이 있다. 블레이드 모멘텀 이론 유입 모델의 경우 풍력 터빈 블레이드의 에어포일 주변의 공기 흐름은 후류에서의 소용돌이가 변화를 조정하기 위해서 즉각적으로 가속된다고 가정하여 정상 상태와 축 대칭 유입 조건에 적합하다고 할 수 있지만 비정상 유입조건에서는 적절하지 않다. 실제 난류 유입 흐름이나 터빈의 운용 조건으로 인하여 후류의 세기나 모양이 변하면서 흘러가게 되면 에어포일 표면에 작용하는 압력 변동에 시간지연 효과가 작용하게 되므로 유입 흐름이 균일하지 않거나 풍력터빈의 요(yaw) 거동이 있는 경우에는 Peters와 He의 비정상 이론에 기본을 둔 일반화된 동적 유입 모델이 더 적합하다. 따라서 본 연구에서는 이러한 시간 지체 현상과 난류 유입 조건을 고려한 일반 동적 후

류(generalized dynamic wake) 모델[4]을 적용하였다.

일반적인 블레이드 요소 모멘텀 이론의 경우 로터 면에 들어오는 유입속도는 정상 균일 유입류(steady uniform inflow)로 가정하기 때문에 블레이드 받음각에 따른 히스테리시스 현상은 존재하지 않는다. 그러나 블레이드 단면 에어포일에 유입되는 유입류가 주기적인 각도 증감이 존재하게 되는 비정상 상태에서는 공력하중이 받음각의 증감에 따라 다른 값을 갖는 히스테리시스 현상이 관찰된다. 특히 실속각 근처에서는 정상실속(steady stall)과는 전혀 다른 동적 실속(dynamic stall)을 유발시킨다. 동적 실속은 풍력터빈의 출력 증가를 가져오기도 하지만 동시에 하중의 증가에 따른 부작용도 존재한다. 따라서 난류유입이나 고도에 따른 풍속분포가 존재하는 경우에는 동적 실속을 유발할 수 있는 요인이 있어 정확한 하중 해석을 위해서는 동적 실속 모델의 적용이 반드시 필요하다. 본 연구에서는 Leishman-Beddoes의 동적실속 모델[5]을 공력자료로 취득하기 위해 적용하였다.

난류 유동을 수치적으로 정확하게 해석하기 위해서는 스펙트럼을 취한 값이 중요한데, 이에 대해서는 Kaimal[6] 또는 von Karman 난류 스펙트럼 모델[7]이 있다. 먼저 Kaimal 모델에서 무차원 형태의 난류 스펙트럼 밀도 분포는 아래와 같다.

$$\frac{fS_k(f)}{\sigma_k^2} = \frac{4fL_k/V_{hub}}{(1+6fL_k/V_{hub})^{5/3}} \quad (2)$$

- f : Frequency
- S_k : Single-side velocity component spectrum
- σ_k : Velocity component standard deviation
- L_k : Velocity component integral length scale parameter
- k : Component of wind vector (1 = longitudinal, 2 = lateral, 3 = vertical)

Petersen은 von Karman 스펙트럼이 풍동시험에서의 난류에 대해 잘 표현하고 있다고 언급하였으며[8], 최근 연구에서는 약 150 m 위에서의 대기의 난류에도 적용이 가능하다고 제시하였다. von Karman 스펙트럼은 다음과 같이 표현된다.

$$\frac{fS_k(f)}{\sigma_k^2} = \frac{4fL_k/V_{hub}}{(1+70.8(fL_k/V_{hub})^2)^{5/6}} \quad (3)$$

여기서 L_k 은 바람 벡터 성분별 길이척도이며 식

Table 1. Main parameters of HAWT

Parameters	Value
Number of blades	3
Rated power [MW]	1
Rated wind speed [m/s]	12
Rotational speed [rpm]	26.5
Diameter [m]	60.6
Hub height [m]	70
Blade mass [kg]	3541.4
Center of gravity for a blade [m]	9.61

(2)의 길이 척도와 동일하지는 않다. 난류와 같은 통계적인 유동을 수치적으로 정확하게 해석하기 위해서는 스펙트럼을 취한 값이 중요하다. von Karman 모델은 풍속과 풍향이 변하는 모델인 반면 Kaimal 모델은 풍속만 취급할 수 있는 모델이므로 본 연구에서는 난류가 어느 정도의 값을 가지고 어떠한 변동을 일으키는지 알아보기 위해서 von Karman 모델을 적용하였다[7].

3.2 풍력 터빈 제원 및 하중 조건

하중 해석을 위해 본 연구에서 설계한 풍력 터빈의 제원은 Table 1과 같다[9].

이와 같은 조건을 기반으로 IEC61400-1의 기준에 의거하여 WTGS Class III의 높은 난류 특성을 적용하여 공력 하중 해석을 수행하였다.

3.3 난류 바람 조건

Figure 4는 정규 난류 모델의 허브 높이에서의 바람 크기 및 바람의 방향을 나타낸 것이다. 난류는 10분 동안의 풍속과 풍향을 측정하여 풍력 터빈에 영향을 줄 수 있는 하중을 측정함으로써 예측하게 된다. 이 때, 난류는 일정한 방향을 갖지 않으므로 그로 인해 생성되는 수평 속도와 수직 속도 역시 Fig. 4에서 나타낸 것과 같이 일정한 값을 지니지 않고 짧은 시간 간격을 가지고 변동하며, 그림에 나타난 바와 같이 수평 속도의 최대치와 최소치의 차는 14.4 m/s, 수직 속도는 16.6 m/s로 다른 극한 바람 조건이나 지상 경계층이 가지고 있는 속도 분포와는 다른 특성을 나타낸다.

또한 난류는 x (흐름방향), y , z (블레이드 스펙 방향) 성분 각각이 시간과 공간에 따라 변하기 때문에 풍력터빈 전방에 사각 격자계를 형성하여 분포시킨다. 이 때 생성된 난류는 방향과 크기가 일정하지 않고 시간에 따라 급격하게 변화

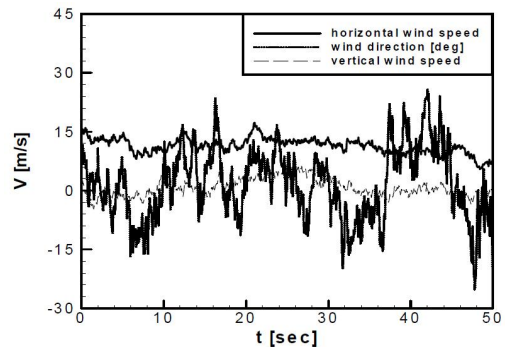


Fig. 4. Wind signal for NTM (Normal Turbulence Model)

하기 때문에 풍력 터빈이 받는 하중 및 모멘트의 변동을 야기한다. 본 연구에서는 로터 전면에 미치는 난류 바람에 대한 자료를 얻어 NREL에서 개발한 FAST 프로그램[10]을 활용하여 600초 동안의 하중 해석을 수행하였다. FAST 프로그램에 대한 이론적인 배경은 Moriarty 등에 의한 AeroDyn 이론 지침서 [11]에 잘 기술되어 있다. 여기에는 시간지체 현상과 난류유입 조건을 고려한 일반동적후류모델, Leishman-Beddoes 동적실속 모델, 블레이드 팁 손실 모델, 제한된 에어포일 실험 자료를 외삽하는 실속 후 공력모델 [12], 요 오차를 반영하기 위한 모델, 등을 포함하고 있으며, 기본적으로 비정상 공력해석을 수행하는 것이 골자이다. BEMT는 빠른 시간 내에서 하중을 얻어낼 수 있는 장점이 있어서 여러 통합해석 프로그램의 이론적 근간을 이루고 있으나, 이를 이용한 근사해석은 이론적인 한계와 적용된 모델들의 지나친 부하에 따라서 CFD 해석 결과와 큰 차이를 보이는 바람조건도 존재함을 주지할 필요가 있다[13].

IV. 결과 및 토의

블레이드 단면 에어포일에 작용하는 합성력은 Fig. 5와 식 (4)와 같이 수직력과 수평력 성분으

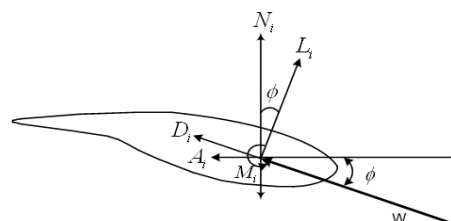


Fig. 5. Load components on the blade section

로 나눌 수 있다.

$$\begin{aligned} N_i &= L_i \cos\phi + D_i \sin\phi \\ A_i &= D_i \cos\phi - L_i \sin\phi \\ M_i &= c_{m_i} \rho W^2 c^2 \Delta l / 2 \end{aligned} \quad (4)$$

여기서 ϕ 는 블레이드 회전면과 흐름이 이루는 유입각(inflow angle)이며, c 는 코드 길이, ρ 는 공기 밀도, Δl 은 블레이드 요소 길이, c_{m_i} 는 피칭 모멘트 계수, W 는 블레이드 단면에서 회전을 동반한 유입속도이다. 그리고 L_i , D_i 및 M_i 는 각각 i 번째 블레이드 요소에서의 양력과 항력 그리고 모멘트를 나타낸다.

Figure 6과 식 (4)로부터 블레이드 공력 중심에 작용하는 합성력(resultant force)은 다음과 같다.

$$F_{cx} = \sum_{i=1}^n N_i \quad (5)$$

$$F_{cy} = \sum_{i=1}^n A_i - mg \sin\psi$$

$$F_{cz} = mr_{CG}\omega^2 + mg \cos\psi$$

$$M_{hx} = r_c F_{cy} \quad (6)$$

$$M_{hy} = -r_c F_{cx}$$

$$M_{hz} = \sum_{i=1}^n M_i$$

여기에서 n 은 블레이드를 나눈 요소의 개수이고 $r_c = |\vec{r}_c|$ 는 공력 중심 위치이며, r_{CG} 는 블레이드 무게 중심 위치, m 은 블레이드 질량, g 는 중력 가속도 그리고 ω 는 각속도를 나타낸다. 따라서 수직한 힘과 수평한 힘을 블레이드 스펠방향에 적용했을 때 식 (5)와 같이 3가지 방향의 힘

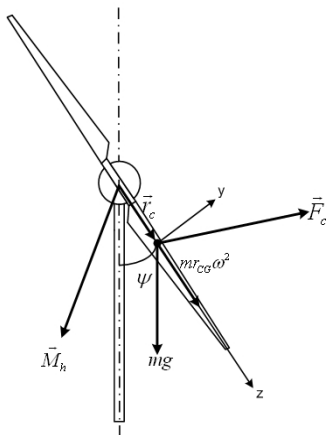


Fig. 6. Blade's loads due to centrifugal force and gravity

으로 나타낼 수 있다. 식 (6)은 블레이드에 작용하는 합성력에 의해 허브에 발생되는 모멘트를 나타낸다. 식 (5) 및 (6)에서와 같이 이들 힘은 블레이드가 회전했을 때 중량 크기의 진폭만큼 하중 진동이 발생한다. 모멘트는 허브의 경우 y -방향 모멘트가 허브의 x -방향 힘의 영향을 받기 때문에 주기성을 띄지 않고, x -방향 모멘트는 y -방향 힘이 영향을 주므로 주기적 양상을 보인다. 따라서 하중진동의 큰 요인은 공력하중에 블레이드 회전에 따른 관성력과 중력이 합쳐져서 블레이드 방위각에 따라 주기성을 갖게 되는 것이 그 원인이다.

속도 변동이 토크 변동을 얼마나 유발하는 지는 아래와 같은 표현으로 확인할 수 있다.

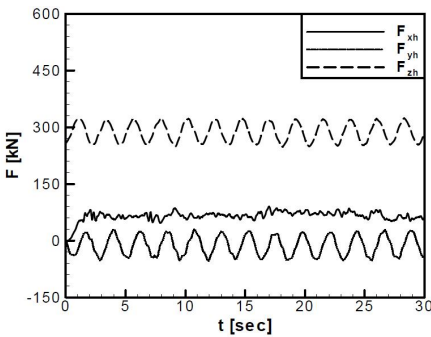
$$\Delta M_x / M_x = 2\Delta V / V \quad (7)$$

M_x 는 블레이드에 작용하는 토크이며 입력 풍속을 V 라고 할 때 난류 흐름에 의해 유속이 ΔV 만큼 변화 하였을 때 토크의 변화가 ΔM_x 이다. 허브 모멘트(hub moment)는 식 (6)처럼 나타내며 이 식과 수치 계산 결과로 볼 때 공력 중심은 허브에서 $r_c \approx 15$ m 위치임을 알 수 있다. 이를 통해 입력 풍속의 변화에 따른 하중 변동의 영향을 파악할 수 있는데 변동량이 작은 경우에는 거의 선형으로 변하게 됨을 알 수 있다. 허브나 LSS(low speed shaft)축에 대하여 6분력 하중 해석 결과를 나타내면 Table 2와 같다.

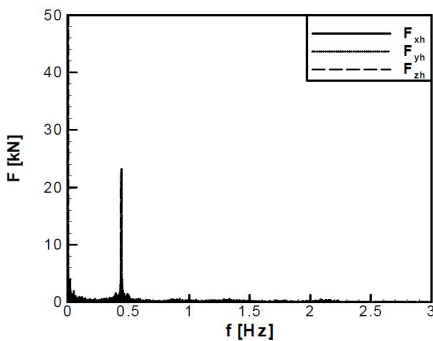
von Karman 스펙트럼 난류 모델을 적용한 난류 유입류에 대해 허브에서의 3 축 방향 하중의 시간에 대한 변화 및 FFT 해석을 수행한 결과를 Fig. 7에 나타내었다. 그림에서 보이는 것과 같이 x -방향(회전축 방향)의 힘은 다른 힘들과 달리 주기성이 일정하지 않고 난류의 흐름과 유사하게 변동하는 것을 볼 수 있다. 이러한 현상은 균일 흐름장이나 정상 풍속 측면도(normal wind profile) 조건에서는 발생되지 않는다. 이것은 x -방향으로 불어오는 흐름의 변동이 블레이드에 모멘텀을 전달하면서 변동 하중으로 작용한다는 것을 알 수 있다. x -방향의 힘을 제외한 두 가지 힘 F_{cy} 와 F_{cz} 는 식 (5)에서처럼 진폭이 mg 에 해당하는 하중의 진동 현상이 발생되게 된다. mg 값은 34.71 kN이며 실제 수치 계산의 값은 F_{cy} 의 진폭의 경우 34.9 kN이고 F_{cz} 의 경우에는 33.3 kN이므로 매우 근접하고 있음을 알 수 있다. 그리고 진동 주기는 회전수 26.5 rpm에 해당하는 0.44 Hz를 보이고 있다.

Table 2. Calculated loads for NTM

		MAX	Average	MIN	Amplitude	Dominant frequency (Hz)
Hub	F _x (kN)	106.80	67.33	-0.06	2.23	0.44
	F _y (kN)	34.50	-12.08	-59.51	22.90	0.44
	F _z (kN)	327.00	287.15	245.50	23.24	0.44
	M _x (kN-m)	706.80	166.82	-337.10	234.92	0.44
	M _y (kN-m)	1,841.00	1,164.15	-1.62	44.81	0.44
	M _z (kN-m)	0.00	-12.07	-23.78	3.07	0.44
LSS	Thrust (kN)	279.10	201.77	0.01	1.38	1.33
	F _y (kN)	221.60	0.12	-217.90	137.78	0.44
	F _z (kN)	216.00	-0.18	-217.70	137.87	0.44
	Torque (kN-m)	1,140.00	544.64	-0.02	5.15	1.32
	M _y (kN-m)	748.30	1.45	-853.50	70.33	0.44
M _z (kN-m)	701.10	-1.06	-746.40	670.43	0.44	



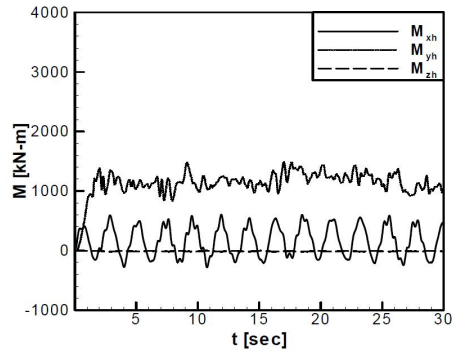
(a) Time domain



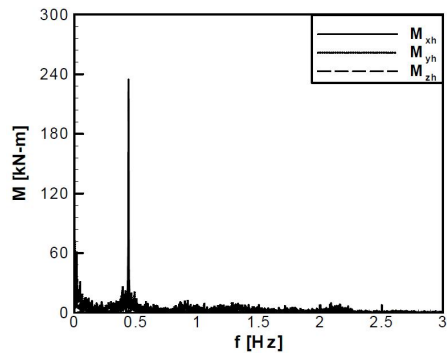
(b) Frequency domain

Fig. 7. Hub loads for NTM

Figure 8의 M_y 는 식 (6)에서와 같이 $-r_c F_x$ 와 같고 F_x 가 난류 속도 변동에 의해 진동하므로 M_y 도 이에 따라 일정한 주기를 갖지 않고 진동하는 특성을 보이고 있다. 반면에 강한 주기성을



(a) Time domain



(b) Frequency domain

Fig. 8. Hub moments for NTM

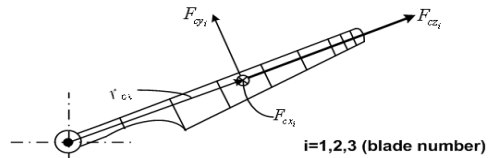


Fig. 9. Blade loads on the aerodynamic center

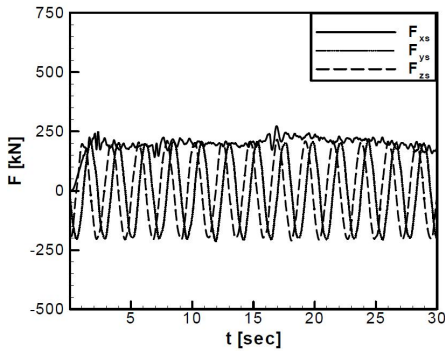
떨며 진동하고 있는 F_x 는 M_z 에 영향을 주므로 강한 주기성을 보이게 된다.

블레이드에 작용하는 세 방향의 힘을 3개의 블레이드에 대하여 합한 것이 LSS축의 하중이며 Fig. 9에 도시하였다. 또한 식 (8)에 나타난 바와 같이 LSS축 모멘트를 구할 수 있다.

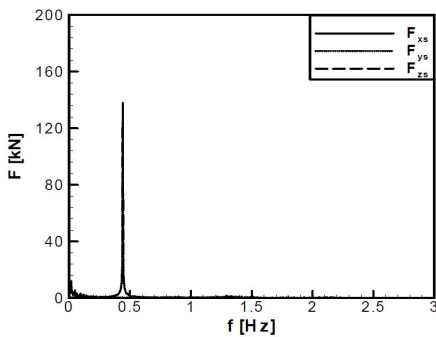
$$\vec{F}_{LSS} = \sum_{j=1}^3 \vec{F}_{c_j} \tag{8}$$

$$\vec{M}_{LSS} = \sum_{j=1}^3 \vec{r}_{c_j} \times \vec{F}_{c_j} \quad j=1,2,3-blade$$

LSS는 블레이드가 회전할 때 발생하는 토크를



(a) Time domain

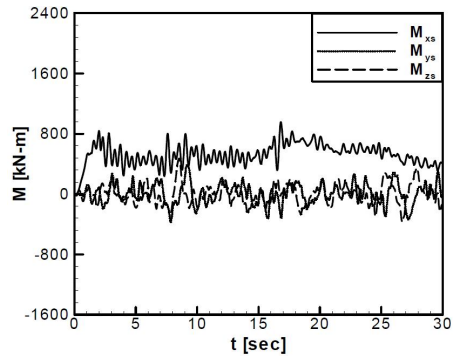


(b) Frequency domain

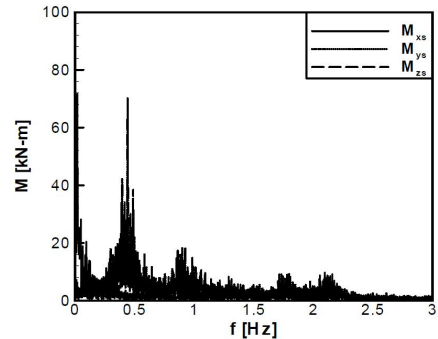
Fig. 10. LSS loads for NTM

증속기에 전달해 주는 역할을 한다. 저속으로 회전하기 때문에 상당한 토크가 작용하는 특징이 있다. 증속기를 통해 회전속도가 증가된 후 발전기와 연결된 고속회전축(high speed shaft)에 비해서 증속비 만큼 토크가 크고, 구조적인 강도가 필요한 축이라 할 수 있다.

블레이드의 허브가 받는 하중과 같이 Fig. 10의 LSS에서도 x -방향(축방향)의 힘은 일정한 주기성 없이 난류의 흐름 입력 풍속과 닮은 형태의 하중 변동 현상을 보이고 그에 비해 y, z -방향(블레이드 스팬방향)의 힘은 중력의 진폭을 가지고 원심력과 방위각에 따라서 주기성을 갖는 것을 볼 수 있다. 이 때, x -방향의 힘은 추력(thrust)에 해당하는데 이 값은 평균적으로 200 kN에 근접함을 알 수 있다. 이 값은 허브 축에서 구한 x -방향 하중의 약 3배가 되는 크기가 된다. 또한 y, z -방향의 힘은 각각 최대 값이 221.6 kN, 216 kN이 되는데, 두 힘은 서로 비슷한 값과 진폭으로 90°의 위상차를 두고 진동하는 것을 확인할 수 있다. 이 주파수는 0.44 Hz로 회전 주파수와 동일하다.



(a) Time domain



(b) Frequency domain

Fig. 11. LSS moments for NTM

Table 3. Calculated loads for NWP with and without turbulence

		NWP with NTM		NWP without NTM		Relative amplitude Error (%)
		mean	amplitude	mean	amplitude	
Hub	Fx (kN)	67.33	2.23	69.4	3.08	-27.6
	Fy (kN)	-12.08	22.90	-11.8	36.2	-36.7
	Fz (kN)	287.15	23.24	286.6	34.2	-32.0
	Mx (kN-m)	166.82	234.92	164.4	345.9	-32.1
	My (kN-m)	1,164.15	44.81	1,194.5	63.9	-29.9
	Mz (kN-m)	-12.07	3.07	-11.9	4.4	-30.2
LSS	Thrust (kN)	201.77	1.38	208.2	0.15	820
	Fy (kN)	0.12	137.78	3.5	203.9	-32.4
	Fz (kN)	-0.18	137.87	-2.3	202.4	-31.9
	Torque (kN-m)	544.64	5.15	555.3	0.8	543.8
	My (kN-m)	1.45	70.33	1.2	96.4	-27.04
	Mz (kN-m)	-1.06	67.43	1.7	95.6	-29.5

LSS 축 모멘트의 경우 Fig. 11에서 보는 바와 같이 허브 축의 모멘트와는 다르게 하중의 진동 양상이 더 복잡한 형태를 보인다. 그러나 주파수

영역에서의 해석을 보면 y , z -방향 모멘트 성분은 회전수와 동일한 0.44 Hz의 주파수에서 강한 주기성을 보이며, 추력 및 토크에서는 그 진폭은 크지 않지만 회전수의 3배 성분인 1.33 Hz의 주파수 특성이 감지되었다(Table 2 참조).

Table 3에서는 난류의 유무에 따른 허브 측과 LSS 측에서의 힘 및 모멘트 변동을 수치로 나타내었다. 난류 흐름을 가정한 경우는 난류 흐름을 가정하지 않은 경우에 비해 LSS 측의 추력 및 토크에서 대략 5~8배의 하중 진폭의 변동을 야기함을 알 수 있다. 따라서 풍력터빈의 구조적 건전성을 확보하기 위해서는 난류 유입 조건을 감안한 공력 하중 해석이 필수적이다.

V. 결 론

본 연구를 통해 지상 경계층 내의 비정상 상태의 흐름인 난류 유동을 분석하고 이에 근거한 하중 조건을 가진 풍력 터빈의 허브와 LSS에서의 하중과 모멘트를 구하여 FFT 해석을 하고 주기성을 검토한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있다.

(1) 허브에서나 LSS에서의 힘은 허브의 회전 축 방향(x)의 경우 난류 흐름입력 풍속과 닮은 하중 변동 현상을 보이는 반면 디스크 면상에 놓인 방향(y), 블레이드 스패 방향(z)은 허브의 경우 블레이드 방위각에 따라 원심력과 중력의 조합으로 인한 강한 주기성을 보이게 되며 그 주파수는 풍력 터빈의 회전 주파수와 동일하다.

(2) 모멘트는 허브의 경우 y -방향 모멘트가 허브의 x -방향 힘의 영향을 받기 때문에 주기성을 띠지 않는다. 또한, x -방향 모멘트는 y -방향 힘이 영향을 주므로 주기적 양상을 보인다. LSS 측의 추력과 토크는 3개 블레이드의 영향으로 회전 주파수의 3배에 해당하는 기본 주파수를 보인다.

(3) 난류 흐름을 가정한 경우는 난류 흐름을 가정하지 않은 경우에 비해 LSS 측의 추력 및 토크에서 대략 5~8배의 하중 진폭의 증가를 야기함을 알 수 있다. 따라서 풍력터빈의 구조적 건전성을 확보하기 위해서는 난류 유입 조건을 감안한 공력 하중 해석이 필수적이다.

Reference

1) Burton, T., Sharpe, D., Jenkins, N., and Bossanyi, E., Wind Energy Handbook, 2nd

edition, Wiley, 2011.

2) IEC-61400-1, Wind Turbine Generator Systems, Part 1: Safety Requirements. International Electrotechnical Commission, Geneva, Swiss, 2005.

3) Tangler, J. L., "The nebulous art of using wind tunnel airfoil data for predicting rotor performance," NREL/CP-500-31243, Jan. 2002.

4) He, C., Development and application of a generalized dynamic wake theory for lifting rotors, Georgia Institute of Technology, 1989.

5) Hansen, M. H., Gaunaa, M., Aagaard Madsen, H., "A Beddoes-Leishman type dynamic stall model in state-space and indicial formulation," RisØ-R-1354, Roskilde, Denmark, 2004.

6) Jelavic, M., Peric, N., and Car, S., "Estimation of wind turbulence model parameters," ICCA, Vol. 1, 2005, pp. 89~94.

7) Buhl, Jr. M. L., "SNwind user's guide," NREL/EL-500-30121, National Renewable Energy Laboratory, Golden, CO. USA.

8) Petersen, E. L., Mortensen, N. G., Landberg, L., Højstrup, J., Frank, H. P., "Wind power meteorology, Part I: climate and turbulence," Wind Energy, Vol. 1, No. 1, pp. 2-22, 1998.

9) Lee, C. S., "Optimal Aerodynamic Design and Load Calculation for Blade of 1 MW Horizontal Axis Wind Turbine," Master's Thesis, Chonbuk National University, 2005.

10) Jonkman, J. M., and Buhl, M. L., Jr., FAST User's Guide, NREL/EL-500-29798, NREL, March, 2004.

11) Moriarty, P. J., Hansen, A. C., "AeroDyn Theory Manual," NREL/TP-500-36881, January, 2005.

12) Ryu, Ki-Wahn, "Optimal Aerodynamic Design and Performance Analysis for Pitch-Controlled HAWT," Journal of the Korean Society for Aeronautical and Space Sciences, Vol. 35, No. 10, 2007, pp. 891~898.

13) Kim, D. H., Lee, J. H., Tran, T. T., Kwak, Y. S., and Song, J. S., "Extreme Design Load Case Analyses of a 5 MW Offshore Wind Turbine Using Unsteady Computational Fluid Dynamics," Journal of Wind Energy, Vol. 5, No. 1, 2014, pp. 22-32.