

## 論文

J. of The Korean Society for Aeronautical and Space Sciences 44(5), 399-406(2016)

DOI: <http://dx.doi.org/10.5139/JKSAS.2016.44.5.399>

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

## 수평축 풍력터빈의 공력 하중 비교 (II): 수직 전단흐름 효과의 유·무

김 진\*, 강승희\*\*, 유기완\*\*\*

## Comparison of Aerodynamic Loads for Horizontal Axis Wind Turbine (II): with and without Vertical Wind Shear Effect

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

Power &amp; Industrial Systems Performance Group, Hyosung\*

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

## ABSTRACT

The large scale wind turbine blades usually experience periodic change of inflow speed due to blade rotation inside the ground shear flow region. Because of the vertical wind shear, the inflow velocity in the boundary layer region is maximum at uppermost position and minimum at lowermost position. These spatial distribution of wind speeds can lead to the periodic oscillation of the 6-component loads at hub and low speed shaft of the wind turbine rotor. In this study we compare the aerodynamic loads between two inflow conditions, i.e, uniform flow (no vertical wind shear effect) and normal wind profile. From the computed results all of the relative errors for oscillating amplitudes increased due to the ground shear flow effect. Especially bending moment and thrust at hub, and bending moments at LSS increased enormously. It turns out that the aerodynamic analysis including the ground shear flow effect must be considered for fatigue analysis.

## 초 록

대형 풍력터빈은 지상 전단 흐름 내에서 회전하면서 주기적인 유입속도의 변동 조건 하에 운용된다. 수직 전단흐름에 의해서 경계층 내의 유입 속도는 최고점에서 속도가 최대가 되고 최저점에서 속도가 최소가 된다. 이러한 공간적인 풍속 분포는 풍력터빈 로터의 허브와 저속회전축에서 6분력 하중에 대한 주기적인 진동을 야기한다. 본 연구에서는 수직 전단 흐름 효과를 무시한 균일 흐름장과 지상 전단 흐름효과를 고려한 두 가지 경우에 대한 공력 하중을 비교분석하였다. 계산 결과로부터 허브에서의 추력과 굽힘모멘트, LSS의 굽힘모멘트가 크게 변동하는 결과를 보여주었다. 따라서 지상 전단흐름 효과를 반영한 공력 해석이 피로 해석을 위해서 반드시 필요함을 확인하였다.

**Key Words** : Horizontal Axis Wind Turbine(수평축풍력터빈), Uniform Flow(균일 흐름), Normal Wind Profile(정상 풍속 측면도), Low-Speed Shaft(LSS, 저속 전단축)

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

\*\*\* Corresponding author, E-mail : [kwryu@chonbuk.ac.kr](mailto:kwryu@chonbuk.ac.kr)

### I. 서론

대부분의 풍력터빈의 설계단계에서 공력 성능 해석은 터빈에 유입되는 흐름을 균일흐름으로 가정하여 수행한다. 그러나 지상 또는 해상에 설치된 대형 풍력 터빈의 경우는 지상 경계층(ground shear flow) 안에 놓이게 되어 블레이드가 수직상방을 지날 때와 수직 하방을 지날 때에 속도 차에 의한 주기적인 하중진동이 발생한다[1,2].

Figure 1(a)에서와 같이 2 kW급의 소형 풍력터빈의 경우에는 지름이 3.6 m에 불과해 수직방향의 전단 흐름 유입을 굳이 고려할 필요가 없이 Fig. 2(a)에서처럼 균일흐름으로 가정할 수 있지만, Fig. 1(b)에서 보이는 바와 같이 최근에 상용화된 수 MW급 대형 풍력터빈의 경우는 Fig. 2(b)와 같은 전단 흐름에 의한 하중 변동이 구조물에 끼치는 영향이 고려되어야 한다. 미국 NREL에서 개발하여 자료가 공개된 5 MW급 풍

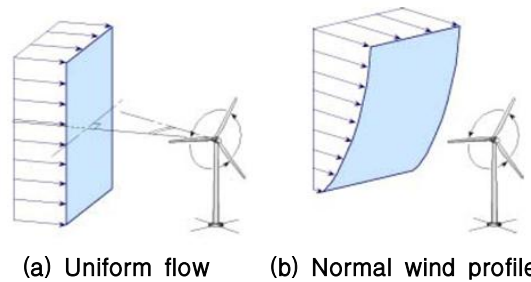


Fig. 2. Inflow profiles

력터빈의 경우 직경은 126 m에 이르고 타워 높이도 직경 길이에 해당되어 풍력터빈 회전면에 들어오는 최대 풍속과 최소풍속의 차이가 허브 위치의 풍속을 기준으로 최대 15%에 이를 수 있다. 이러한 속도 변화는 블레이드 허브나 저속 전달축(low speed shaft, LSS) 하중의 주기적인 변동을 일으키는 원인이 된다.

IEC61400-1[3]에서는 균일 흐름 조건의 정적 극한 하중 뿐만 아니라, 동적 하중 조건을 규정하기 위해 지상 경계층 내의 바람 분포를 반영한 정상 바람 측면도(normal wind profile, NWP)를 제시하고 있다. 그러나 대형 풍력터빈의 균일 흐름 조건과 NWP 조건에 따른 공력 하중 영향에 대한 구체적인 자료는 아직까지 제시되지 못하고 있는 상황이다. 따라서 지상 경계층 조건 하에 가해지는 MW 급 풍력터빈의 피로 하중 등을 고려한 구조적 건전성을 확보하기 위해서는 지상경계층 내의 바람 분포가 반영된 공력하중 변화에 대한 영향 연구가 필수적으로 요구된다.

따라서 본 연구에서는 NWP 조건에서 수평축 풍력터빈에 대한 공력하중 변동 영향에 대한 연구를 수행하였다. 효율적이며 정확한 공력하중 해석을 위해 기본적인 블레이드 요소 모멘텀 이론(blade element momentum theorem, BEMT)에 풍동시험자료 외삽과 실속지연 효과, 팁 손실 효과 및 동적실속 등에 대한 영향을 고려하였다. MW 급 수평축 풍력터빈이 지상 경계층내의 전단 흐름에 놓여있는 경우에 대해 허브와 저속 전달축(low-speed shaft, LSS)에서 6 분력 하중 및 모멘트 변화에 대한 수치적 해석을 수행하여 균일 흐름 조건일 때의 결과와의 비교를 통해 지상 전단 흐름 영향이 풍력터빈의 공력하중 변동에 미치는 영향을 연구하였다.

### II. 공력 해석 모델

복잡한 유동 조건에 놓인 풍력 터빈의 공력성



(a) Small scale wind turbine (2 kW)



(b) Large scale offshore wind turbine (5 MW)

Fig. 1. Small and large scale wind turbines

능을 예측하기 위해 단순화된 블레이드 요소 모멘텀 이론(blade element momentum theorem, BEMT)은 유용한 역할을 한다고 볼 수 있으며, 많은 통합 설계 프로그램에서도 이를 적용하고 있다. BEMT가 갖는 가장 큰 장점은 계산 속도가 매우 빠르다는 것과 에어포일 공력 시험자료를 이용하기 때문에 풍력터빈 설계단계에서 구조, 동역학 및 제어 해석을 위한 많은 유용한 공력 자료를 실질적으로 제공할 수 있다는 것이다. 그러나 실제 풍력터빈의 운전조건은 BEMT의 비점성 정상 균일 흐름의 가정에서 벗어난 운전조건을 갖기 때문에 공기역학적 지식을 기반으로 하는 보완이 있어야 풍력터빈과 같은 비정상, 비균일, 난류 등의 효과를 반영할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 BEMT를 보완하기 위한 다양한 공력 모델에 대해서 조사하였다. 다만 BEMT를 이용한 근사해석은 이론적인 한계에 따라서 CFD 해석 결과와 큰 차이를 보이는 바람조건도 존재함을 주지할 필요가 있다[4].

### 2.1 에어포일 자료의 보완

풍력터빈에서 에어포일 공력자료는 매우 중요한 입력 자료이나, 실 운용 조건에 근접한 결과로의 보정을 수행하지 않는 경우에는 부정확한 해석 결과를 제시할 수 있다. 일반적으로 에어포일의 공력자료는 풍동시험을 통하여 제시되고 있다. 그러나 풍동시험에는 실물과의 크기 차이 및 시험 조건에 의한 제약 등이 존재한다. 풍동시험에서 제시되어진 에어포일 자료를 풍력터빈 공력 성능 해석에 적용하기 위해서는 다음과 같은 보완이 필요하다.

먼저 풍력터빈 블레이드의 스펠 방향 유입 속도의 증가는 팁으로 갈수록 레이놀즈 수(Reynolds number)의 증가를 야기하므로 블레이드 요소에 대한 레이놀즈 수의 내삽(interpolation)이 필요하다. 또한 블레이드는 여러 가지 에어포일을 스펠방향으로 분포시키는데 서로 상이한 두 에어포일 사이에 존재하는 블레이드 요소에 대한 공력 자료의 내삽이 필요하다. 물론 여기에는 두 에어포일 사이의 내삽된 형상의 에어포일이 같은 방식으로 내삽된 공력자료를 갖는다고 가정한다 (실제로는 그렇지 않을 수 있음). 본 연구에서 모델로 정한 1 MW 풍력터빈 블레이드에 대한 에어포일 분포는 참고문헌 [5]에 소개 되어 있다.

에어포일 공력 시험 자료는 주어진 레이놀즈 수 및 받음각 조건에서 양력, 항력 및 모멘트 계수의 분포를 갖는다. 하지만 풍동시험을 모든 받음각의 범위에 대하여 시험한다는 것은 시간 및

비용의 제약 등으로 인하여 제한된 받음각 범위인  $-25^\circ \sim 25^\circ$  내에서 수행된다. 또한, 에어포일의 후 실속 상태에서의 공력 특성은 에어포일 종류와 거의 무관하게 평판과 유사한 공력 특성을 갖는다. 그러나 풍력터빈의 공력해석을 수행하기 위해서는 전 받음각 영역의 공력 자료가 필요하다. 이를 위해 실속 이후의 공력자료를 외삽(polar extrapolation)을 수행하여야 한다. 본 연구에서는 Viterna-Corrigan 외삽 방법[6]을 사용하였으며, 풍력터빈 공력 해석에 많이 적용되고 있다[5].

에어포일 공력 시험 자료는 풍동에서 익단 효과를 제거한 에어포일을 가지고 얻어낸다. 그러나 풍력터빈 블레이드는 허브를 중심으로 회전하게 되면서 유체 입자가 블레이드 표면을 지나다가 원심력에 의해 팁 쪽으로 움직이는 경향을 갖는다. 이러한 동적 거동은 Coriolis 가속도에 의해 유체 입자를 블레이드 뒷전(trailing edge) 방향으로 밀어주는 힘을 발생시켜 결과적으로 실속이 지연되는 현상을 유발한다. 이를 실속지연 효과(stall delay effect) 또는 Himmelskamp 효과 [7]라 하며 모든 회전익에 공통적으로 발생하는 현상이다. 본 연구에서는 실속지연 효과를 반영하기 위해 Du and Selig 모델[8]을 적용하였다.

### 2.2 공력자료의 손실 보정

풍력터빈 블레이드의 바람을 맞이하는 면(압력면)의 압력은 그 반대인 흡입면에 비해서 압력이 높아 블레이드 팁으로 가면 압력면에서는 팁 쪽으로, 흡입면에서는 허브 쪽으로 스펠방향 흐름이 발생하면서 차압이 줄어드는 손실이 발생하게 되는데, 이를 팁 손실(tip loss)이라 한다. 본 연구에서는 Prandtl의 팁 손실 모델[9]을 사용하였다.

비압축, 비점성, 정상 흐름의 가정 하에서 풍력터빈의 축간섭계수(axial induction factor)가 0과 1 사이의 범위에서는 Rankine-Froude 이론은 타당하다고 볼 수 있다. 그러나 실제 흐름에서는 축간섭계수가 0.4 근방 이상이 되면 난류 후류 상태(turbulent wake state)가 되어 Rankine-Froude 이론은 더 이상 성립하지 않는다. 이러한 현상은 BEMT에서도 보완을 요구하는데, Glauert, Walker & Wilson, Buhl 등에 의해서 보완을 위한 반 경험식이 제안되었다. 본 연구에서는 Buhl이 제안한 식[10]을 적용하였다.

### 2.3 동적실속 모델링

균일흐름장 내에 놓인 풍력터빈 로터의 블레이드는 로터 면에 균일하게 수직으로 불어오는

바람을 입력으로 받기 때문에 블레이드의 특정 위치에서 회전에 의한 위상각 증가에 따른 받음각의 변동은 존재하지 않는다. 그러나 지상 경계층을 고려한 정상 풍속 측면도가 존재하는 경우에는 고도가 증가할수록 풍속도 증가하게 되며 유입각(inflow angle)의 증가와 감소가 블레이드 회전에 따라 변하게 된다. 이로 인해 회전축으로부터 거리  $r$  만큼 떨어진 특정 위치의 블레이드 요소에서도 받음각의 증가와 감소가 빠른 속도로 주기적인 변동을 하면서 공력하중에 영향을 준다. 특히 실속각 근처에서는 받음각이 증가할 때와 감소할 때의 공력 값이 같은 받음각에서 동일하지 않고 크게 차이가 나는 히스테리시스 루프(hysteresis loop) 현상이 생기는데 이를 동적실속(dynamic stall)이라 한다. 동적실속은 블레이드 앞전에서 발생한 강한 와류가 흡입면 표면을 지나면서 유체입자에 에너지를 주어 실속이 늦추어지게 되어 정적실속각 이상에서도 양력이 증가하는 현상을 띄기도 한다. 본 연구에서 사용된 동적실속은 모델은 Beddoes-Leishman 모델[11]을 기반으로 적용 하였다.

### III. 지상경계층 내의 정규 흐름 형상

풍력터빈은 지상에 존재하는 속도 경계층에 의해서 수직 방향으로 속도 분포가 지수함수 분포를 갖게 되는 속도 경계층 내부에 설치된다. 속도 분포는 경험적으로 다음과 같이 모델링 된다.

$$V(z) = V_{hub}(z/z_{hub})^\alpha \quad (1)$$

여기서  $V_{hub}$ 는 허브 높이에서의 풍속이고  $z_{hub}$ 는 허브 높이를 말한다.

Figure 3은 입력 풍속이 12 m/s일 때의  $\alpha$ 에 따른 지상 속도 분포와 풍력 터빈에 작용하는 힘을 나타낸 것이다. 대개  $\alpha$ 는 지상에서 0.2이고 해상에서는 이보다 작은 0.1 정도의 값이다[12]. 그림에서 보이는 것과 같이  $\alpha$ 의 값에 따라 속도 분포의 기울기가 커지는 것을 볼 수 있다. 이와 같은 속도 분포는 로터의 상단과 하단의 속도 차를 일으킨다. 그림에서 나타난 것과 같이  $x$ -축은 로터 회전축 방향,  $z$ -축은 블레이드 바깥 스캔 방향,  $y$ -축은  $x$ 와  $z$ -축으로부터 오른손 법칙으로 정해지는 방향으로 블레이드 회전면 상에 놓인다. 그림에서  $W$ 는 블레이드의 자중,  $F_x$ 는 추력(항력),  $F_y$ 는 토크를 야기하는 블레이드 회전면 위의 힘,  $F_z$ 는 회전에 의한 원심력을 의미한다. 3

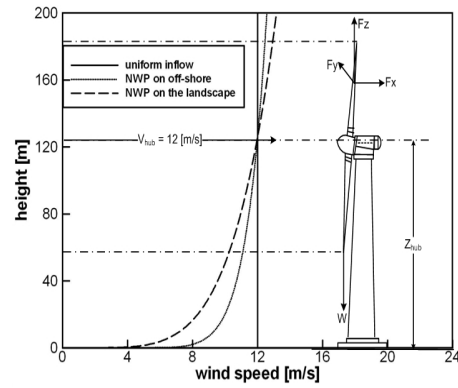


Fig. 3. Normal wind profile

Table 1. Main parameters of HAWT

| Parameters             | Value |
|------------------------|-------|
| Number of blades       | 3     |
| Number of airfoils     | 6     |
| Rated power [MW]       | 1     |
| Rated wind speed [m/s] | 12    |
| Rotational speed [rpm] | 26.5  |
| Diameter [m]           | 60.6  |
| Hub height [m]         | 70    |

가지 공기력  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ 는 입력 풍속의 제공에 비례하므로 블레이드가 경계층 내부를 회전하면서 유입 속도 변동과 회전에 의해 주기적인 하중 변화가 발생하게 된다. 이에 의해서 허브와 저속 전달축에 동적 하중 변동을 일으킨다.

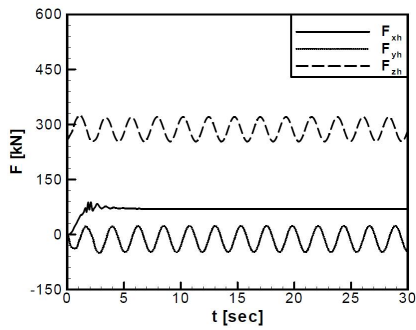
### IV. 하중 해석 조건

본 연구에서 하중 해석을 하기 위한 풍력 터빈의 제원은 Table 1과 같다[5].

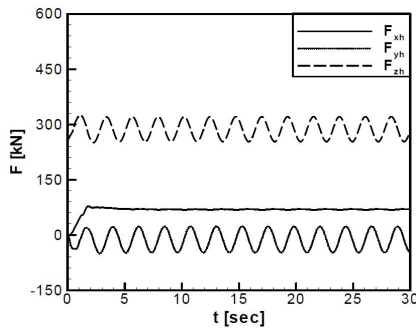
이와 같은 조건을 기반으로, 균일 흐름 및 NWP 조건 모두 풍력터빈 발전기(wind turbine generator system) Class III에 높은 난류 특성(A)을 갖는 것으로 적용 하였다[3]. NWP는 식 (1)에 지수  $\alpha = 0.2$ 를 적용하였으며, NREL에서 제공한 FAST를 사용하여 하중 해석을 수행하였으며[13], 공력해석에 대한 이론적인 배경은 Moriarty[14] 등에 의해 잘 소개되어 있다.

### V. 결과 및 토의

식 (1)과 Fig. 3에서 나타난 풍력터빈 블레이드

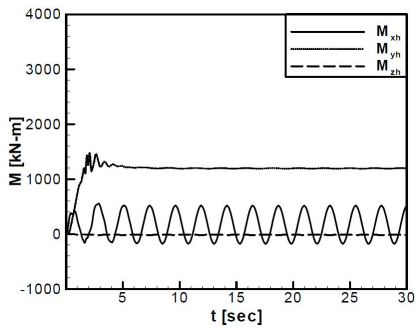


(a) Uniform flow

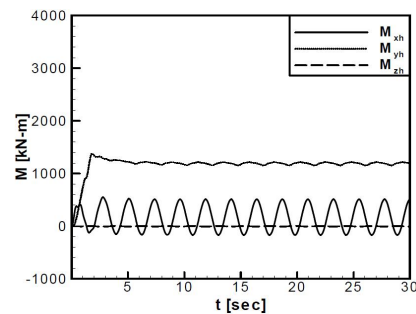


(b) Normal wind profile

Fig. 4. Forces at hub



(a) Uniform flow



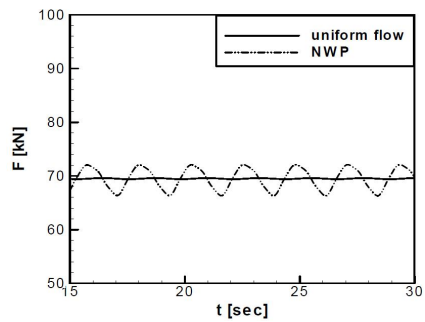
(b) Normal wind profile

Fig. 5. Moments at hub

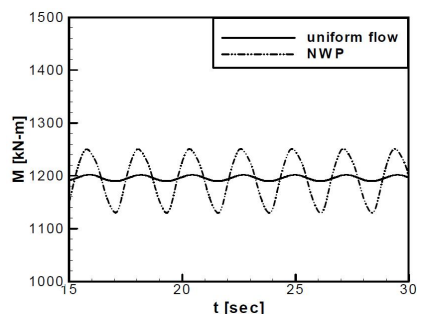
의 공력 하중 해석을 위해서 바람조건은 12 m/s의 균일 흐름장과  $\alpha = 0.2$ 의 지상 경계층 흐름을 모사한 정상 풍속 측면도(normal wind profile)를 갖는 경우에 대하여 해석을 수행하였다. 그 결과 하중 값이 크게 나타나는 허브축과 토크가 크게 작용되는 저속 전달축에 대해서 각각 6분력 결과를 얻을 수 있었다. 허브축에 대한 결과는 Fig. 4 ~ Fig. 6에 저속 전달축(LSS)에 대한 결과는 Fig. 7 ~ Fig. 9에 나타내었다.

### 5.1 허브축 하중

허브축에 나타나는 하중은 Fig. 4와 같이 시간에 따라서 일정한 주기를 가지고 작용하는 것을 볼 수 있다. 이 때, 최대 하중은 325.1 kN으로 회전에 의한 원심력과 중력에 의해서 나타나며 블레이드의 방위각에 따라서 주기성을 보임을 볼 수 있다. 또한, 모멘트의 경우는 Fig. 5에서 보는 바와 같이  $y$ 방향의 모멘트가 1,469 kN-m에 이른다. Fig. 6은 허브축에서 발생하는 하중과 모멘트의 진폭의 차이를 나타낸다. Fig. 6(a)에서 나타내고 있는  $F_x$ 의 경우 하중의 평균값은 거의 일정하다. 그러나 진폭을 살펴보면 Table 2에서 나타낸 바와 같이 균일 흐름장일 때는 그 차가 0.11 kN-m로 변동이 미세한 반면 NWP 바람 조



(a) Thrust (drag,  $F_{xh}$ )



(b) Bending moment ( $M_{yh}$ )

Fig. 6. Forces and moments at hub

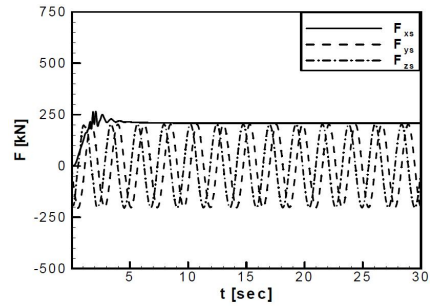
건에서는 3.08 kN-m로 큰 것을 알 수 있다. 또한  $M_y$ 를 나타내고 있는 Fig. 6(b)에서는 진폭의 차가 지상 경계층일 때 63.9 kN-m, 상대 오차 965 %로 매우 큰 차이를 보임을 알 수 있다. 여기서 힘 또는 모멘트 등의 물리량  $F$ 에 대한 상대오차는 다음과 같이 정의 하였다.

$$\frac{F_{NWP} - F_U}{F_U} \times 100 \text{ [%]} \quad (2)$$

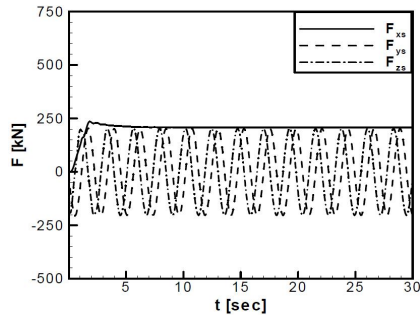
여기서 하첨자 NWP와 U는 각각 normal wind profile과 uniform flow 균일흐름 조건을 나타낸다. Table 2는 계산 결과를 요약한 것으로 균일 흐름장과 정상 풍속 측면도(NWP)를 갖는 흐름장의 6분력 하중에 대한 각각의 평균치와 하중 변동의 진폭, 그리고 균일 흐름장 값에 대한 정상 풍속 측면도를 갖는 흐름장의 상대오차를 나타낸 결과이다. 전체적으로 균일 흐름장에 비해서 NWP 흐름 조건이 하중의 진폭을 크게 증가시키고 있음을 알 수 있다. 그러나 각각의 바람 조건에서 허브와 LSS의 6분력하중의 시간에 따른 평균치는 차이가 없음을 알 수 있다.

5.2 LSS축 하중

LSS축 하중은 3개의 블레이드의 합성력이 전달되는 하중을 의미한다. LSS 축 하중에 대한 해석 결과를 Fig. 7~ Fig. 9에 나타내었다. Fig. 7에서 추력 방향으로 최대 250 kN 정도에 이르는 것을 알 수 있다. 그러나 모멘트는 균일 흐름장 일 때는 거의 일정한 값에서 작은 진폭을 가지고 진동하지만 지상 경계층 조건하에서는 큰 진폭을 가지고 변화하는 것을 볼 수 있다. Fig. 8에서 보는 바와 같이 x-방향 모멘트(토크) 최대값은 854 kN-m 정도의 값을 보이다가 555 kN-m에 수렴하는 경향을 보인다. 특히 y-방향과 z-방향의 LSS 축 굽힘 모멘트는 균일 흐름장과 정상 풍속 측면도를 갖는 흐름장에 의한 각각의 값들이 Fig. 9에서 나타낸 바와 같이 커다란 차이를 보이고 있다. Fig. 6과 Fig. 9를 종합해볼 때 균일흐름과 정상 풍속 단면도에 놓인 풍력터빈에 의한 공력 하중의 차이는 속도경계층 내의 높이에 따른 속도 차이가 일으키는 양력과 항력의 주기적인 변동이 주요 원인이다. 양력과 항력의 벡터의 합성으로 얻어내는 축력(추력성분)이 속도경계층 내의 풍속 변동으로 가장 큰 영향을 받는다. 정상 풍속 측면도의 경우에는 균일흐름과 달리 블레이드가 풍속이 강한 상부를 지날 때 허브에서의 추력이 가장 크고 풍속이 약한 하부를 지날 때 추력이 가장 작은 주기적인 변동이 관찰된다. 블레

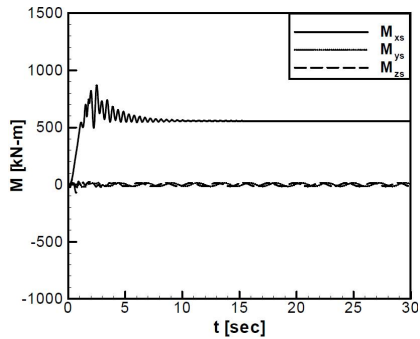


(a) Uniform flow

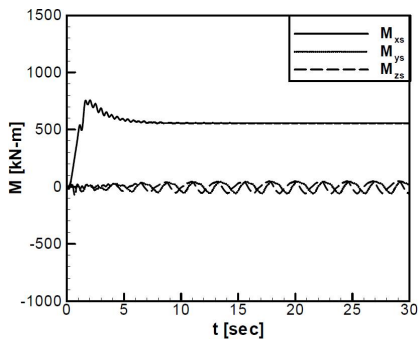


(b) Normal wind profile

Fig. 7. Forces at LSS

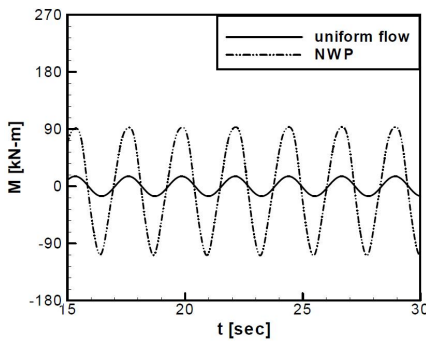


(a) Uniform flow

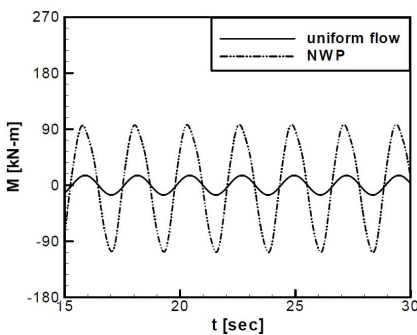


(b) Normal wind profile

Fig. 8. Moments at LSS



(a) Bending moment ( $M_{ys}$ )



(b) Bending moment ( $M_{zs}$ )

Fig. 9. Component of moments at LSS

이드 각각에 대한 추력의 변동은 허브에서의 굽힘모멘트 변동을 크게 일으키며, 블레이드 3개가 합쳐진 로터에 의해 구동되는 LSS에도 같은 양상을 일으킨다. LSS 특에서 각각의 모멘트는 경계층 효과를 반영한 흐름장의 모멘트가 균일 흐름장의 모멘트에 비해 대략 520% 정도 더 큰 값을 보이고 있을 알 수 있다. 이는 정확한 구조 해석을 위해 지상경계층에 따른 수직속도 분포를 고려할 필요가 있음을 의미한다.

Table 2는 계산 결과를 요약한 것으로 균일 흐름장과 정상 풍속 측면도(NWP)를 갖는 흐름장의 6분력 하중에 대한 각각의 평균치와 하중 변동의 진폭, 그리고 균일 흐름장 값에 대한 정상 풍속 측면도를 갖는 흐름장의 상대오차를 나타낸 결과이다. 6분력 하중에 대한 각각의 평균치와 하중 변동의 진폭은 FFT(Fast Fourier Transform) 해석을 통해 얻어내었다. 아울러 균일 흐름장 값에 대한 정상 풍속분포 흐름장의 상대 오차를 추가적으로 나타내었다. 특히 LSS에서 추력 진폭의 변동 오차는 지상경계층에 의해서 200% 증가를 보여주었다. 전체적으로 균일 흐름장에 비해서 NWP 흐름 조건이 하중의 진폭을

Table 2. Calculated loads for uniform and NWP wind conditions

|     |               | Uniform Flow |           | Normal Wind Profile |           | Relative amplitude Error (%) |
|-----|---------------|--------------|-----------|---------------------|-----------|------------------------------|
|     |               | mean         | amplitude | mean                | amplitude |                              |
| Hub | Fx (kN)       | 69.5         | 0.11      | 69.4                | 3.08      | 2,700                        |
|     | Fy (kN)       | -11.8        | 36        | -11.8               | 36.2      | 0.6                          |
|     | Fz (kN)       | 286.6        | 33.4      | 286.6               | 34.2      | 2.4                          |
|     | Mx (kN-m)     | 164.4        | 344.4     | 164.4               | 345.9     | 0.4                          |
|     | My (kN-m)     | 1,195.7      | 6         | 1,194.5             | 63.9      | 965                          |
|     | Mz (kN-m)     | -11.9        | 4.2       | -11.9               | 4.4       | 4.8                          |
|     | Thrust (kN)   | 208.5        | 0.05      | 208.2               | 0.15      | 200                          |
| LSS | Fy (kN)       | 3.5          | 202.6     | 3.5                 | 203.9     | 0.6                          |
|     | Fz (kN)       | -2.2         | 201.4     | -2.3                | 202.4     | 0.5                          |
|     | Torque (kN-m) | 556          | 0.7       | 555.3               | 0.8       | 14.3                         |
|     | My (kN-m)     | 0.2          | 15.6      | 1.2                 | 96.4      | 518                          |
|     | Mz (kN-m)     | 0.3          | 15.7      | 1.7                 | 95.6      | 508.9                        |

크게 증가시키고 있음을 알 수 있다. 그러나 각각의 바람조건에서 허브와 LSS의 6분력하중의 시간에 따른 평균치는 차이가 없음을 알 수 있다.

## VI. 결론

본 연구를 통해 균일흐름과 지상 경계층 두 가지 유동 조건 하에서 1 MW급 수평축 풍력 터빈 로터의 허브와 저속 전달축에 작용하는 6분력 하중과 모멘트를 각각 상호 비교 분석한 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

(1) 수평축 풍력터빈 로터와 저속 전달축 상에 작용하는 6분력 하중의 시간에 따른 평균치는 두 바람 조건에서 서로 차이가 없음을 알 수 있다.

(2) 지상 경계층에 의한 흐름 변동에 의해 블레이드 허브에서의 굽힘 모멘트 진폭 변동이 965% 증가되며, 저속 전달축에서는 추력 진폭 변동이 200%의 증가를 보였고, 2개의 굽힘 모멘트 진폭의 변동은 각각 520% 정도의 증가 현상이 발생되었다. 따라서 보다 정확한 피로해석 등을 위해서는 균일 흐름 조건보다 지상경계층을 고려한 해석 결과를 사용하는 것이 필수적이다.

## Reference

- 1) Burton, T., Sharpe, D., Jenkins, N., and Bossanyi, E., Wind energy handbook, 2<sup>nd</sup> edition, John Wiley & Sons, 2011.
- 2) Bailey, B. H., "Predicting vertical wind

profiles as a function of time of the day and surface wind speed," Proceedings of an International Colloquium on Wind Energy, BWEA, Brighton, UK, 1981.

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

4) 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.

5) 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.

6) Viterna, L. A., and Corrigan, R. D., "Fixed pitch rotor performance of large horizontal axis wind turbines," Proceedings, Workshop on Large Horizontal Axis Wind Turbine, NASA, P-2203, DOE Publication. CONF-810752, Cleveland, OH: NASA Lewis Research Center, 1981, pp. 69-85.

7) Himmelskamp, H., Profile investigations on a rotating airscrew, Ph.D. Thesis, Gottingen University. Germany, 1945.

8) Du, Z. and Selig, M. S., "A 3-D stall delay model for horizontal axis wind turbine performance prediction," Proc. 1998 ASME Wind Energy Symposium, 36<sup>th</sup> AIAA Aerospace Science Meeting, AIAA 1998-0021, 1998.

9) Betz, A., Schraubenpropeller mit geringstem energieverlust, Gottinger Nachr., Germany, 1919.

10) Buhl, M. L., Jr., A new empirical relationship between thrust coefficient and induction factor for the turbulent windmill state, NREL/TP-500-36834, Golden, CO. NREL, September, 2004.

11) 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.

12) Hsu, S. A., "Determining the power-law wind-profile exponent under near neutral stability conditions at sea," Journal of Applied Meteorology, 1994, pp. 757 - 765.

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

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