

## NREL Phase VI 수평축 풍력터빈의 공력특성에 관한 수치적 연구

모장오\* · 이영호†

(원고접수일 : 2009년 4월 13일, 원고수정일 : 2009년 7월 23일, 심사완료일 : 2009년 7월 30일)

### A Numerical Study on the Aerodynamic Characteristics for a HAWT of NREL Phase VI

Jang-Oh Mo\* · Young-Ho Lee†

**Abstract :** The purpose of this work is to compare and analyze computed results with experimental data of NREL (National Renewable Energy Laboratory) Phase VI for the whole operating conditions of various wind speeds using  $k-\omega$  turbulence model provided in the commercial code, FLUENT. Performance results such as power coefficient, shaft torque, pressure coefficient show a good agreement with experimental data. But, root bending moment is over-predicted than the experimentally measured value by about 30% for the whole operating conditions because of indefinite measurement reference. Nevertheless, these results qualitatively show a good tendency in the aspect of aerodynamic performance. As wind speed increases, streamlines on the surface of blade show more and more complex pattern.

**Key words :** Horizontal Axis Wind Turbine(HAWT, 수평축 풍력발전용 터빈), Aerodynamic Performance (공력성능), Tip Speed Ratio(TSR, 끝단속도비), Power Coefficient (출력계수), Bending Moment(굽힘모멘트), Torque(토크), Pressure Coefficient(압력계수)

#### 1. 서 론

지구 온난화에 따른 기후 변화의 심각성으로 세계 각국은 신재생에너지 개발에 많은 관심을 가지고 있다. 특히 우수한 경제성과 친 환경에너지인 풍력 발전 시스템의 설치는 90년대 이후 급격한 증가를 보이고 있으며 최근 5년간 연평균 28%의 증가율을 보이고 있다. 2020년까지 풍력 발전은 약

1200 GW 용량으로 전 세계 발전량의 12%를 차지 할 것으로 전망되며, 국내에서도 2012년까지 발전 설비용량의 약 3%에 해당하는 2,270 MW의 풍력발전기의 도입이 예상되고 있다<sup>[1]</sup>.

이러한 국내 발전 시설의 상당한 부분을 차지할 것으로 예상되는 풍력 발전 시스템에 있어서 가장 핵심적인 기술개발 분야는 블레이드이다. 개발하고자 하는 풍력발전기의 용량 및 운전풍속 등 기본설

† 교신저자(한국해양대학교 기계·정보공학부, E-mail : lyh@hhu.ac.kr, Tel:051)410-4293)

\* ATECS CFD 컨설팅사업부

계가 이루어지면 다음 단계로서 블레이드의 개발이 이루어지게 되며 이후 증속기 및 발전기 등의 시스템 통합을 위한 제어시스템 개발이 이루어지게 된다. 이러한 이유로 세계 각국의 주요 풍력발전시스템 개발업체 및 연구기관은 고유의 블레이드 기술 개발에 많은 노력을 기울이고 있으며, 이를 통해 풍력발전기의 대형화 고효율화가 이루어지고 있다. 그러나 우리나라는 독자적인 블레이드 개발 경험이 없으므로 풍력발전 산업의 활성화에 많은 장애 요인이 되고 있다<sup>[2]</sup>.

공기역학적 최적설계를 요구하는 대부분의 풍력 발전용 블레이드는 효율증대 및 성능향상을 위해 유동장의 특성을 명확하게 이해할 필요가 있다. 최적설계인자의 도출을 위해서는 신뢰성 있는 실험을 통한 방대한 유동 및 공력성능 특성 결과의 확보가 요구되나, 많은 비용과 시간이 소요되는 문제로 인해 현실적으로 쉽게 접근 할 수 없다. 따라서 효율적인 블레이드의 유동 및 공력성능 특성 파악을 위해, wake code, aero-elastic code, CFD code 등을 이용한 다양한 수치해석적 연구가 시도되고 있다.<sup>[3][4]</sup>

본 연구에서는 수평축 풍력발전용 터빈 NREL Phase VI를 대상으로 상용코드인 FLUENT에서 제공하는 SST  $k-\omega$  모델을 적용하여 수치해석을 수행하였다. 또한 수치해석 결과는 NREL 연구기관이 NASA Ames Wind tunnel에서 수행한 실험결과와 비교 분석되었다.

## 2. NREL VI 풍력터빈

### 2.1 NREL VI 제원

NREL(National Renewable Energy Laboratory)은 2000년 5월에 NASA Ames Research Center의 wind tunnel(24.4m×36.6m)에서 연구용 풍력터빈인 Phase VI에 대한 실험을 성공적으로 완료하였다. 그 후 즉시, NREL은 세계 각국에서 개발되고 있는 다양한 해석코드들의 해석능력 검증을 위한 목적으로 NASA Ames Research Center에서 수행된 실험결과와 블레이드

형상 정보 등을 웹상에 공개한 바 있다. 본 연구에서는 공개된 블레이드 형상정보를 바탕으로 정확한 형상구현이 가능하고, 비교적 쉽게 신뢰성 있는 실험결과와 확보가 가능한 Phase VI 풍력터빈 블레이드를 CFD 해석 대상으로 선정하였다. Phase VI 풍력터빈은 19.8kW의 정격출력을 발생시키며 실속제어형 방식이다. 블레이드 직경은 10.058m이며, 회전속도는 약 71rpm이고 2매의 블레이드가 장착된다. 자세한 풍력터빈 제원을 Table 1에 나타내었다. Phase VI 블레이드 프로파일은 S809 에어포일로 구성된다. S809 에어포일은 21%의 두께를 가지며 실속 제어형 풍력터빈의 출력성능 향상을 위해 전연부의 표면거칠기에 비교적 덜 민감하도록 설계되었다.

Table 1 NREL Phase VI wind turbine

|                      |         |
|----------------------|---------|
| Number of blade      | 2       |
| Rotor diameter       | 10.058m |
| Rotational speed     | 71.9rpm |
| Cut-in wind speed    | 6m/s    |
| Rated power          | 19.8kW  |
| Power regulation     | stall   |
| Rotational direction | CCW     |
| Global pitch angle   | 5°      |
| Hub height           | 12.192m |

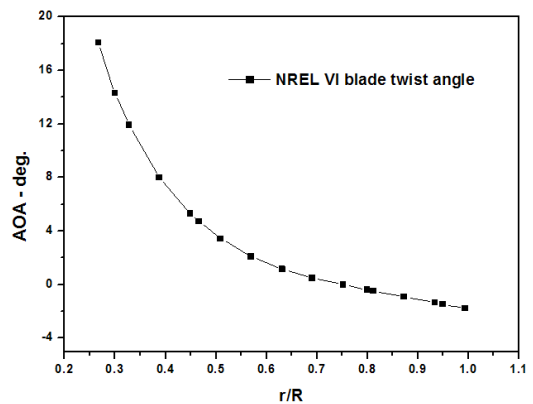


Fig. 1 NREL Phase VI rotor twist angle

Fig. 1은 Phase VI 풍력터빈 블레이드의 비틀림 각을 루트(root)에서 팁(tip)까지 나타내었다. 블레이드 루트에서 팁으로 갈수록 회전속도가 증가하기 때문에 각 스팬방향 위치에서는 정격풍속에 대하여 에어포일의 최적의 유효받음각이 설계가 되도록 팁으로 갈수록 비틀림 각은 감소하게 된다.

Fig. 2는 풍력터빈 블레이드의 두께를 루트에서 팁까지 나타내었다. 루트부분에서는 블레이드 굽힘하중, 비틀림하중, 원심하중의 3가지 하중이 복합적으로 작용하며, 구조적으로 이러한 하중들을 견디내기 위해 루트부분에서는 팁에 비해 상대적으로 두꺼운 형상을 유지하고 있음을 확인할 수 있다.

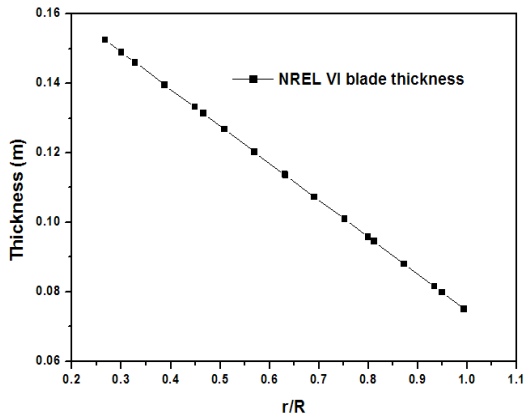


Fig. 2 NREL Phase VI rotor thickness

Table 2 Analysis conditions

|       | Velocity(m/s) | RPM  | TSR   |
|-------|---------------|------|-------|
| Case1 | 7             | 71.9 | 5.409 |
| Case2 | 10            | 72.1 | 3.797 |
| Case3 | 13            | 72.1 | 2.921 |
| Case4 | 15.1          | 72.1 | 2.515 |
| Case5 | 20.1          | 72   | 1.886 |
| Case6 | 25.1          | 72.1 | 1.513 |

2.2 해석조건 및 해석격자

Phase VI 풍력터빈의 해석조건을 Table 2에 나타내었다. 유입풍속은 7m/s ~ 25.1m/s 까지

6조건에 대해 해석을 수행하였으며 CFD 해석결과는 NREL 연구기관에 의해 NASA Ames wind tunnel에서 수행된 결과<sup>(5)</sup>와 비교하였다. NREL VI 풍력터빈 블레이드의 제어방식은 유입되는 풍속과 무관하게 회전수는 약 72 prm 으로 일정하게 유지가 되면서 과도한 유입풍속에 대해서는 풍력 발전시스템의 안정성을 확보하기 위해서 블레이드 허브부분에서부터 서서히 3차원 실속(stall)을 발생시켜 전체시스템의 출력을 제어하는 방식인 실속 제어형을 채택하고 있다. 모든 해석은 FLUENT 6.3.26 버전을 이용하여 수행되었으며, 대류항은 second upwind scheme을 적용하였다. 수렴판정을 위해 residual값을  $10^{-5}$  이하로 설정하였으며, 신뢰성 있는 수렴판정 결과의 확보를 위해 블레이드의 토크 값을 모니터링 하였다. 유입풍속이 증가함에 따라 블레이드 각 스팬위치에서의 유효받음각은 실속(Stall)이 발생하는 한계값을 벗어나므로 정상상태 해석을 수행한다 하더라도 주기적인 와 흘림 영향으로 주기적으로 진동하는 특성을 보이게 된다. 따라서, 이러한 경우 주기적인 진동특성이 발생하는 시점으로 5주기를 평균하여 토크값으로 사용하였다.

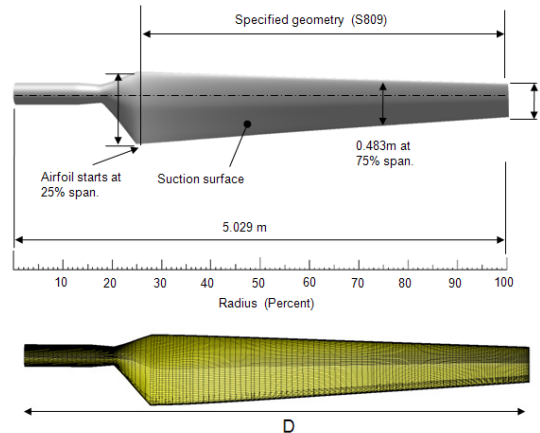


Fig. 3 NREL VI blade shape and grid

Fig. 3은 블레이드의 형상과 격자를 나타내고 있다. 블레이드 형상에 있어서 에어포일은 스팬방향 25% 지점에서 시작이 되며, 블레이드 반경은 5.029m이다. 블레이드 표면 격자는 팁으로 갈수

록 격자간격을 좁게 유지함으로써 해의 정확도를 높였다.

Fig. 4는 본 연구에 사용된 해석도메인을 나타내고 있다. 블레이드 반경길이 D를 기준으로 풍력터빈 블레이드로부터 입구까지는 2.5배, 후류방향으로 3.5배, 반경방향으로 3배의 공간해상도를 확보하였다. 전체격자수는 약 200만 셀이며, 완전한 O type의 HEXA 격자계로 구성하였다. 경계조건으로 입구는 속도경계조건, 출구는 압력경계조건을 부여하였고, 로터블레이드 대칭면에 대해서는 회전주기(rotational periodic)조건을 부여하여 하나의 블레이드에 대해서 해석을 수행하였다. 또한 모든 해석조건은 정상상태이므로 블레이드의 회전은 고정시키고 상대적으로 유체가 동등한 회전을 가지고 유입된다는 가정하에 적용되는 MRF(Multiple Reference Frame)기법을 채택하였다. 입구유입 난류강도는 NREL에서 공개된 0.2%의 값을 적용하였다.

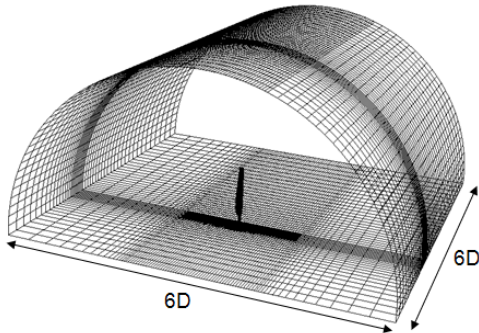


Fig. 4 Computational domain

### 2.3 SST $k-\omega$ 난류모델

강한 역압력 구배에 의한 박리유동의 예측성 향상을 위해 난류전단응력의 전달효과를 고려하여 난류생성항이 소산항보다 과다한 값을 가지지 않도록 개선된 모델이 Menter의 SST(Shear stress transport) $k-\omega$  모델<sup>[6]</sup>이다. 이 모델은 강한 역압력 구배에 대한 민감도가 결여되어 있다는  $k-\epsilon$  모델의 단점과 자유류 의존성 (freestream dependency)이 있다는  $k-\omega$  모델의 단점<sup>[7,8]</sup>을 서로 보완하기 위해 두 모델을 결합시킨 형태이다.

#### 2.3.1 SST $k-\omega$ 난류모델 지배방정식

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}(\Gamma_k \frac{\partial k}{\partial x_j}) + \bar{G}_k - Y_k + S_k \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \omega) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho \omega u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j}(\Gamma_\omega \frac{\partial \omega}{\partial x_j}) + G_\omega - Y_\omega + D_\omega + S_\omega \quad (2)$$

$k$  와  $\omega$ 에 대한 유효확산계수는 식(3)과 같다. 여기서  $\sigma_k$ ,  $\sigma_\omega$ 는 식(4), (5)와 같으며,  $k$  와  $\omega$ 에 대한 난류 프란틀수(turbulent Prand number)이다.

#### 2.3.2 유효확산계수 모델링

$$\Gamma_k = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}, \quad \Gamma_\omega = \mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\omega} \quad (3)$$

$$\sigma_k = \frac{1}{F_1/\sigma_{k,1} + (1-F_1)/\sigma_{k,2}} \quad (4)$$

$$\sigma_\omega = \frac{1}{F_1/\sigma_{\omega,1} + (1-F_1)/\sigma_{\omega,2}} \quad (5)$$

난류점성계수는 식(6)에 의해 계산이 된다.

$$\mu_t = \frac{\rho k}{\omega} \frac{1}{\max[\frac{1}{\alpha^*}, \frac{SF_2}{a_1 \omega}]} \quad (6)$$

SST  $k-\omega$  모델은 경계층 내부에서는  $k-\omega$ 모델이 정확하고, 자유류에서는  $k-\epsilon$ 모델이 정확하다는 점에 착안하여, 블렌딩 함수(blending function) 식(7)과(8)의  $F_1$ 과  $F_2$ 를 이용하여 계산이 된다.

$$F_1 = \tanh(\Phi_1^4) \quad (7)$$

$$\Phi_1 = \min[\max(\frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega}), \frac{4\rho k}{\sigma_{\omega,2} D_\omega^+ y^2}]$$

$$D_\omega^+ = \max[2\rho \frac{1}{\sigma_{\omega,2}} \frac{1}{\omega} \frac{\partial k}{\partial x_j} \frac{\partial \omega}{\partial x_j}, 10^{-10}]$$

$$F_2 = \tanh(\Phi_2^2) \quad (8)$$

$$\Phi_2 = \min\left[2\frac{\sqrt{k}}{0.09\omega y}, \frac{500\mu}{\rho y^2 \omega}\right]$$

### 2.3.3 난류운동에너지 생성항 모델링

$k$  와  $\omega$ 에 대한 난류운동에너지의 생성항은 식 (9), (10)과 같다.

$$\widetilde{G}_k = \min(G_k, 10\rho\beta^*kw) \quad (9)$$

$$G_w = \frac{\alpha}{v_t} G_k \quad (10)$$

여기서,  $\alpha_\infty$ 는 식(11)과 같다.

$$\alpha_\infty = F_1\alpha_{\infty,1} + (1-F_1)\alpha_{\infty,2} \quad (11)$$

$$\alpha_{\infty,1} = \frac{\beta_{i,1}}{\beta_\infty^*} - \frac{\kappa^2}{\sigma_{\omega,1}\sqrt{\beta_\infty^*}}$$

$$\alpha_{\infty,2} = \frac{\beta_{i,2}}{\beta_\infty^*} - \frac{\kappa^2}{\sigma_{\omega,2}\sqrt{\beta_\infty^*}}$$

여기서,  $\kappa=0.41$  이다.

### 2.3.4 난류운동에너지 소산항 모델링

$k$  와  $\omega$ 에 대한 난류운동에너지의 소산항은 식 (12), (13)과 같다.

$$Y_k = \rho\beta^*\omega \quad (12)$$

$$Y_k = \rho\beta k\omega^2 \quad (13)$$

$$\beta_i = F_1\beta_{i,1} + (1-F_1)\beta_{i,2}$$

### 2.3.5 교차확산항(Cross-Diffusion) 모델링

교차확산항은 식(14)와 같다.

$$D_w = 2(1-F_1)\rho\sigma_{\omega,2}\frac{1}{\omega}\frac{\partial k}{\partial x_j}\frac{\partial \omega}{\partial x_j} \quad (14)$$

$$\sigma_{k,1} = 1.176, \quad \sigma_{\omega,1} = 2.0, \quad \sigma_{k,2} = 1.0, \quad \sigma_{\omega,w} = 1.168$$

$$a_1 = 0.31, \quad \beta_{i,1} = 0.075, \quad \beta_{i,2} = 0.0828$$

## 3. 결과 및 고찰

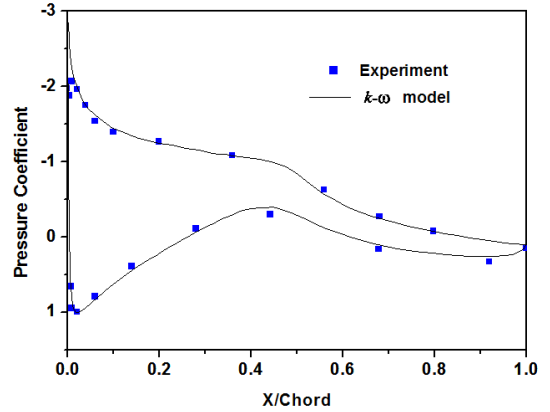
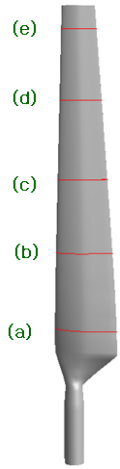
Fig. 5는 유입풍속 7m/s 기준에서 스펠방향 30%, 47%, 63%, 80%, 96% 지점의 압력계수 분포를 나타내고 있다. 압력계수의 정의는 식(15)와 같다.

$$C_P = \frac{P - P_\infty}{1/2\rho(V_\infty^2 + (r\omega)^2)} \quad (15)$$

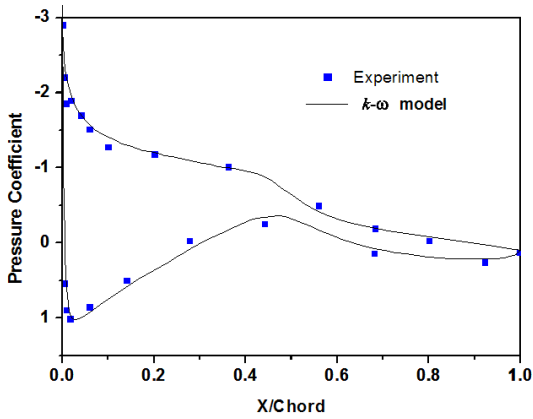
여기서,  $P_\infty$ ,  $V_\infty$ 는 자유흐름의 정압과 풍속,  $\omega$ 는 로터의 회전각속도,  $r$ 은 블레이드 반경방향 위치를 나타낸다. 블레이드 스펠방향 전영역에서 각 에어포일 코드선에 대한 유입풍속의 유효받음각은 실속각 이전 범위인 약 7.2°~ 11.6°사이의 각을 유지하고 있다. 따라서 이 유효받음각에서는 부착류(attached flow)가 발생하며, 이로 인해 각 스펠방향지점에서 압력계수는 실험결과와 잘 일치하는 해석결과를 보여주고 있다.

Fig. 6은 TSR의 변화에 따른 후방으로 발달하는 후류분포의 구조를 나타낸 것이다. 여기서, TSR이란 로터 블레이드로 불어오는 유입풍속과 블레이드 팁 부분에서의 끝단 속도 비로 정의된다. 로터블레이드를 통과해 빠져나가는 유동성분은 회전축 방향의 속도성분과 회전방향 속도성분의 합으로 나타낼 수 있으며, 이 합력의 속도벡터 크기가 후류분포의 구조를 결정하게 된다. 허브근처와 블레이드 끝단에서는 중심와류(cetral vortex)와 팁와류(tip vortex)가 관찰이 되며, TSR 값이 증가할수록 와류의 간격이 좁아지면서 복잡한 3차원 유동패턴을 나타내고 있음을 알 수 있다.

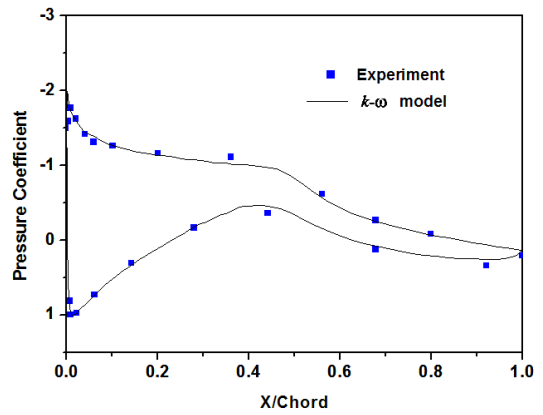
Fig. 7은 유입풍속 7m/s, 10m/s, 13m/s, 15.1m/s, 20.1m/s, 25.1m/s 조건에서 부압면(suction side)에서의 유선분포를 나타내고 있다. 실제 풍력발전용 로터 블레이드에서 발생하는 3차원 유동현상은 상당히 복잡한 특성을 보인다. 블레이드 허브쪽에서 발생하는 박리에 의해 분리된 유동흐름은 블레이드의 원심 가속력과 반경방향으로의 압력분포에 의해 허브쪽에 팁부분으로 이동하게 된다. 유입풍속 7m/s 조건에서 유효받음각은 약



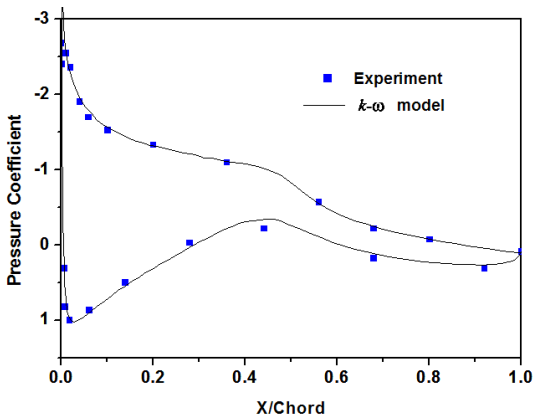
(c)  $r/R = 0.63$



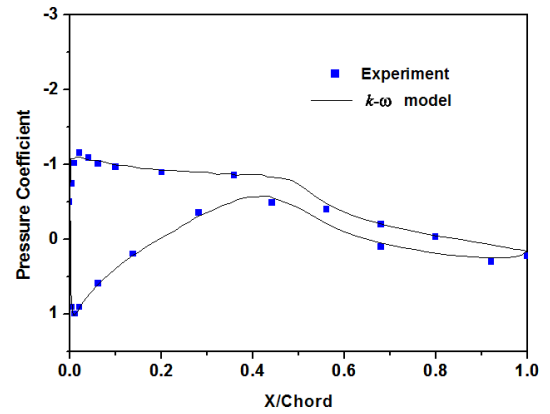
(a)  $r/R = 0.3$



(d)  $r/R = 0.8$



(b)  $r/R = 0.47$



(e)  $r/R = 0.95$

Fig. 5 Comparison of pressure coefficient on each spanwise section for 7m/s

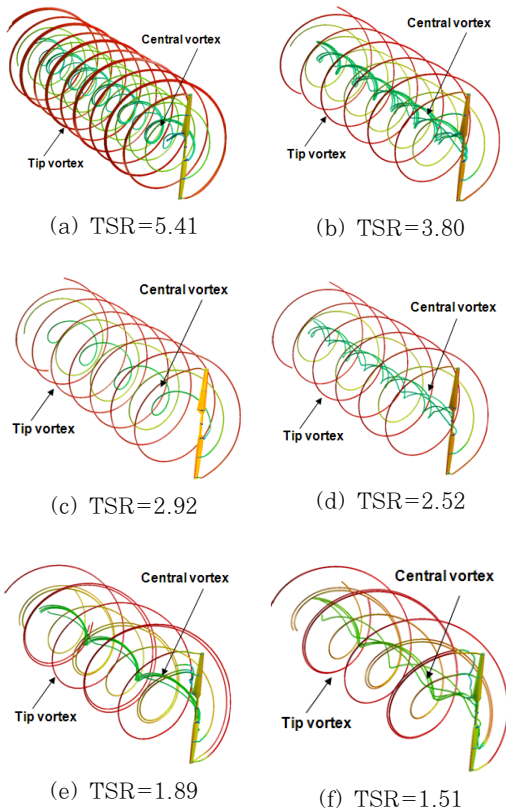


Fig. 6 Wake distributions for variation of TSR

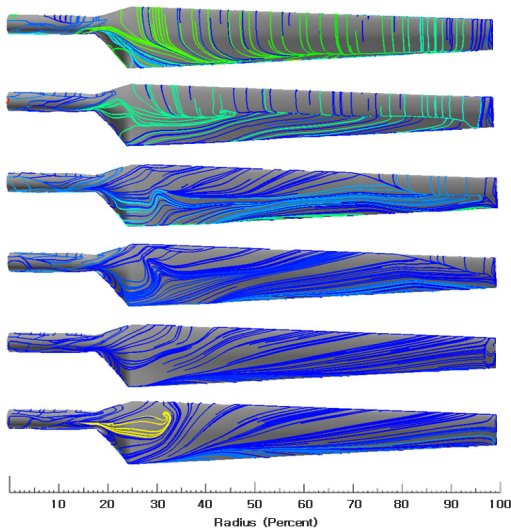


Fig. 7 surface streamlines on suction side for 7m/s, 10m/s, 13m/s, 15.1m/s, 20.1m/s, 25.1 m/s (from top to bottom)

7.2° ~ 11.6° 사이의 각을 유지하므로 블레이드 전 영역에서 실속(stall) 현상이 발생하지 않을 것으로 예측하였으나 스펠방향 0% ~ 30% 지점까지 반경방향의 흐름에 의해 강제적으로 3차원 박리를 발생시키는 것으로 판단이 된다. 또한 풍속이 증가할수록 유효받음각의 증가와 반경방향의 기류에 의해 블레이드 표면은 복잡한 유동패턴을 보이고 있음을 알 수 있다. 따라서 유입풍속이 증가할수록 블레이드 허브부분에서부터 3차원 실속이 서서히 발생하여 전체시스템의 출력을 제어하고 있음을 확인할 수 있다.

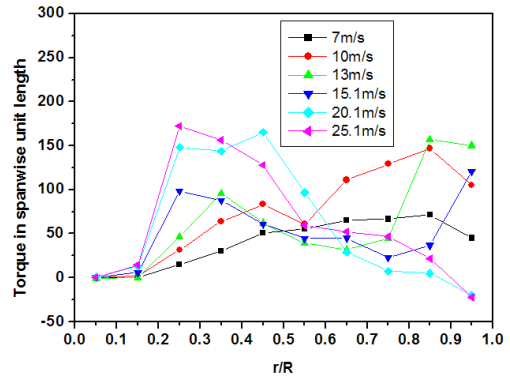


Fig. 8 Torque distribution in spanwise unit length

Fig. 8은 블레이드 각 스펠방향위치에서의 단위 길이당 토크 분포를 나타내고 있다. 유입속도가 7m/s인 경우, 블레이드 스펠방향 무차원 길이가 증가함에 따라 단위길이당 토크값은 증가하는 경향을 보이다가 90% 지점에서 하강하는 특성을 보이고 있다. 로터 블레이드의 스펠방향 40% 지점에서 90% 까지의 토크값은 전체토크값의 77%를 담당하며, 0% 지점에서 40% 까지의 토크값은 전체토크값의 11%를, 90% 지점에서 100% 까지의 토크값은 12%를 담당하고 있다. 따라서 블레이드 설계시 스펠방향 40% 까지는 구조적인 관점에서, 40% ~ 100% 까지는 공기역학적 관점에서 설계 접근이 이루어져야 할 것으로 판단된다. 유속이 증가함에 따라 로터 블레이드에 작용하는 유효받음각은 실속각 이상이 되므로 각 스펠방향 위치에서의 단위길이당 토크값은 유속에 따라 각기 상이한 특성을 나타내고 있다.



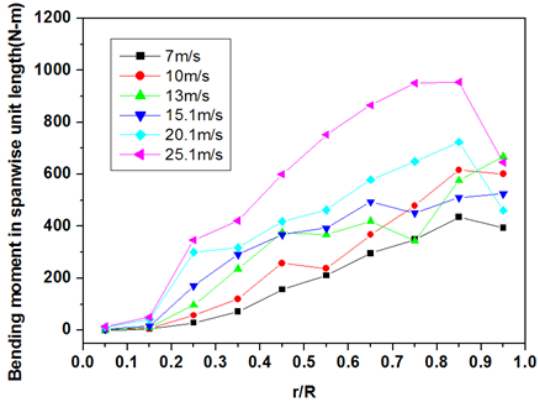


Fig. 9 Bending moment distribution in spanwise unit length

Fig. 9는 회전기준점에 작용하는 블레이드 각 스패방향위치에서의 단위길이당 굽힘 모멘트 분포를 나타내고 있다. 유입풍속 7m/s 기준에서 블레이드 스패방향 무차원 길이가 증가함에 따라 90% 지점까지는 증가하는 경향을 보이다가 100% 지점에서는 다소 하강하는 특성을 보이고 있다. 또한 풍속이 증가함에 따라 모든 스패방향지점에서 굽힘모멘트는 대체로 증가하는 경향을 보이고 있다. 따라서 블레이드 루트부분은 블레이드의 반경이 클수록, 회전수와 유입속도가 빠를수록 구조적으로 취약한 특성을 보이고 있다는 것을 유추할 수 있다.

Fig. 10은 유입풍속 변화에 따른 축토크의 해석결과를 실험결과와 비교한 그래프이다. 유입풍속이 15.1m/s까지는 실험결과와 비교적 잘 일치하는 경향을 보이고 있으며, 그 이상의 풍속에 대해서는 실험결과와 약간의 오차를 보이고 있다. 하지만 전 범위의 풍속에 대하여 실험결과와 거의 유사한 경향을 띠고 있음을 알 수 있다. 따라서 이 해석결과는 로터 블레이드 공력설계에 대한 설계근거 자료로 충분히 활용될 수 있을 것으로 판단이 된다. Phase VI 로터 블레이드는 스톱 제어방식으로 정격풍속 이상에서는 스톱발생에 의해 토크가 제어되는 방식이다. 따라서 해석결과 비교에서도 알 수 있듯이 유입풍속이 증가함에 따라 토크 값은 증가하지 않고 일정범위에서 제어가 되면서 토크가 발생되고 있음을 알 수 있다.

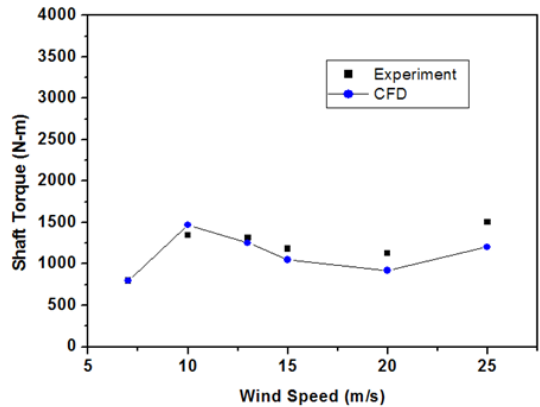


Fig. 10 Comparison of the predicted and measured shaft torque

Fig. 11은 유입풍속 변화에 따른 굽힘 모멘트의 해석결과를 실험결과와 비교한 그래프이다. 유입풍속이 증가함에 따라 굽힘모멘트는 선형적으로 증가하고 있다. 따라서 이 해석결과는 이용하여 블레이드 루트부분에 대한 구조설계를 하는데 설계근거 자료로 충분히 활용될 수 있을 것으로 판단이 된다. 그러나 전영역의 풍속에 대하여 해석결과가 실험결과에 비해 약 30% 정도 과도한 예측을 하고 있다. 이러한 결과차이의 원인은 굽힘모멘트 실험 측정시 명확한 기준점을 NREL에서 공개하지 않았기 때문에 발생한 것으로 판단이 된다. NREL은 굽힘모멘트 기준점과 너셀치수에 대한 정보 등을 공개하지 않은 관계로, 본 계산결과는 너셀을 중심으로 계산을 수행하였다. 정격유속에서의 토크와

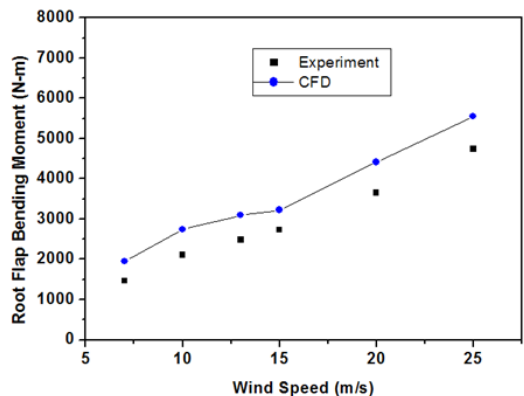


Fig. 11 Comparison of the predicted and measured bending moment



압력계수 등의 공력성능 결과값이 실험결과와 아주 잘 일치하였기 때문에 기준점에 대한 정보만 정확하게 주어진다면 굽힘모멘트 결과 역시 실험결과와 아주 근접하게 접근할 것으로 판단이 된다.

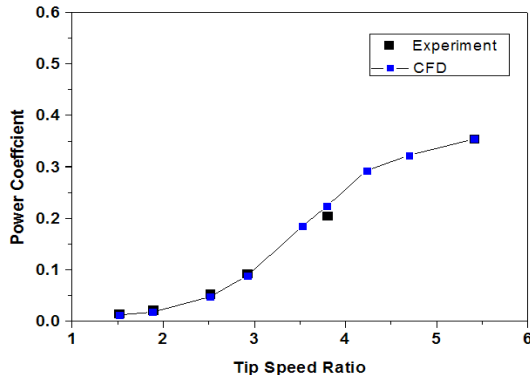


Fig. 12 Comparison of the predicted and measure power coefficient

Fig. 12는 유입풍속 변화에 따른 출력계수의 해석결과를 실험결과와 비교한 그래프이다. 출력계수의 계산식은 식(16)에 의해 정의가 된다. 여기서  $T$ ,  $\rho$ ,  $R$ ,  $V_{\infty}$ ,  $\omega$  는 각각 토크, 밀도, 블레이드 반경, 유입속도 그리고 회전각속도를 나타낸다.

$$C_Q = \frac{T \cdot \omega}{\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot (\pi R^2) \cdot V_{\infty}^3} \quad (16)$$

TSR 모든 범위에 대하여 해석결과와 실험결과와 잘 일치하고 있음을 확인할 수 있으며, TSR 5.409(7m/s)에서 실험 최대출력은 35.4%를 나타내고 있음을 알 수 있다. 풍력터빈에서 이론적으로 얻을 수 있는 이상적인 최대 출력계수는 59.3%이며, 이를 Betz 한계라 부른다. 이론적으로 풍력터빈의 추력계수는 이 한계를 벗어나지 못하게 된다. 실제 풍력발전용 터빈의 출력계수는 59.3% 이하이며, 최근에 상용화되고 있는 중·대형 풍력발전용 터빈의 출력계수는 약 45% 정도의 수준이다.

#### 4. 결 론

본 연구에서는 수평축 풍력발전용 터빈 NREL

Phase VI를 대상으로 상용코드인 FLUENT에서 제공하는 SST  $k-\omega$  모델을 적용하여 수치해석을 수행하였다. 또한 수치해석 결과는 NREL 연구기관이 NASA Ames Wind tunnel에서 수행한 실험결과와 비교 분석하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

(1) 유입풍속이 증가할수록 블레이드 허브부분에서부터 3차원 실속현상이 발생하고 있으며, 부압면은 복잡한 유선분포를 보이고 있음을 확인하였다.

(2) 풍력터빈 블레이드 설계시 스펜방향 40% 지점까지는 구조적인 관점에서, 40% ~ 100%까지는 공기역학적 관점에서 설계 접근이 이루어져야 할 것으로 판단이 된다.

(3) 굽힘모멘트는 전영역의 풍속에 대하여 실험값에 비해 30% 정도 큰 예측을 하였다. 이러한 결과차이의 원인은 굽힘모멘트 실험측정시 명확한 기준점을 NREL에서 공개하지 않은 관계로 굽힘모멘트 계산시 실험결과와 상당한 결과차이를 유발한 것으로 판단이 된다.

(4) 출력계수는 TSR 모든 범위에 대하여 해석결과는 실험결과와 잘 일치하고 있으며, TSR 5.409(정격풍속: 7m/s)에서 실험 최대출력은 35.4%를 나타내고 있음을 확인하였다.

#### 참고문헌

- [1] 저풍속형 풍력발전기 핵심기술 개발(I), 공공기술연구회, 2007.
- [2] 중대형 풍력발전 시스템의 성능평가 기반 및 기술기준 확보, 산업자원부, 2007.
- [3] 김범석, 음학진, 원종범, 김만웅, 이영호, "CFD에 의한 NREL Phase VI 풍력터빈 성능 해석," 제5회 유체공학학술대회, 2008.
- [4] 김범석, "수평축 풍력발전용 터빈 블레이드 최적설계 및 공력성능해석에 관한 연구," 한국해양대학교 공학박사졸업논문, 2005.
- [5] D. Simms, S. Schreck, M. Hand, L.J. Fingersh, "NREL unsteady aerodynamics experiment in the NASA-Ames wind tunnel: A comparison of predictions to measurements," NREL/TP-500-29494,

June 2001.

- [6] F. R. Menter. "Two-equation eddy-viscosity turbulence models for engineering applications," AIAA Journal, Vol. 32, No. 8, pp. 1598-1605, August 1994.
- [7] P. H. Cook , M. A. McDonald and M. C. P. Firmin, "Aerofoil RAE 2822 Pressure Distributions, and Boundary Layer and Wake Measurements," AGARD AR 138, A6, May 1979.
- [8] H. Ok and D. S. Eberhardt, "Calculation of flowfield around an airfoil with spoiler," AIAA Paper 93-0527, Jan. 1993.

## 저 자 소 개



### 모장오 (牟昚翕)

1977년 4월 15일생, 2001년 한국해양대학교 기계공학과 공학사, 2003년 한국해양대학교 기계공학과 공학석사, 현재 한국해양대학교 기계공학과 박사과정



### 이영호 (李英浩)

1958년 2월 24일생, 1980년 한국해양대학교 기관공학과 공학사, 1982년 한국해양대학교 기관공학과 공학석사, 1992년 동경대학 공학부 기계공학과 공학박사, 현재 한국해양대학교 기계·정보공학부 교수, (사)한국풍력에너지학회 부회장