



[2017-3-WD-001]

# 수직축 풍력터빈 성능예측을 위한 2.5-D CFD 적용

조수용<sup>1)\*</sup> · 임채환<sup>2)</sup> · 최상규<sup>3)</sup> · 김진균<sup>3)</sup> · 조종현<sup>4)</sup>

## Utilization of 2.5-D CFD on the Performance Prediction of Vertical Axis Wind Turbine

Soo-Yong Cho<sup>1)\*</sup> · Chae Whan Rim<sup>2)</sup> · Sang-Kyu Choi<sup>2)</sup> · Jin-Gyun Kim<sup>2)</sup> · Chong-Hyun Cho<sup>3)</sup>

Received 30 September 2015 Revised 8 June 2016 Accepted 16 March 2017

**ABSTRACT** Recently, vertical axis wind turbines have been widely used to produce electricity even in urban. This system has several merits, such as low sound noise, easy installation of the generator, and simple structure without a yaw-control mechanism and so on. However, its blades are operated under the influence of the trailing vortices generated by the preceding blades. This phenomenon deteriorates its output power, and also makes difficulty in predicting correctly its performance. Even though there are many prediction methods, the CFD could be a very accurate prediction method. For this, this method needs the transient analysis and three-dimensional (3-D) computation. However, this full 3-D CFD could be hard to be a practical tool because it requires huge computation time. Therefore, the reduced computational domain was applied as a practical method. In this study, the computations were conducted in the reduced computational domain and compared with the experimental results reported in the literature. It was examined the mechanism of the difference between the experimental results and the computational results. In addition, it showed this computational method could be an effective method in the design methodology using the optimization algorithm.

**Key words** Vertical Axis Wind Turbine(수직축풍력터빈), Turbine Performance(터빈성능), CFD(전산유체), Transient Analysis(비정상해석), Power Coefficient(출력계수)

### Nomenclature

 $c$  : chord of blade $C_p$  : power coefficient [ $P/(\rho A V_\infty^3 / 2)$ ] $h$  : computational domain height $H$  : rotor blade height $N$  : number of bade $P$  : output power [ $\pi\omega$ ] $R$  : radius of wind turbine $V_\infty$  : wind velocity $y^+$  : first cell height near wall [ $yu_\tau/\nu$ ] $\theta$  : azimuth angle $\lambda$  : tip speed ratio [ $R\omega/V_\infty$ ] $\sigma$  : solidity [ $cN/(2R)$ ] $\tau$  : torque [N.m] $\omega$  : angular velocity of rotor [rad/s]

1) Gyeongsang National University, Research Center of Aircraft Parts and Technology

2) Department of Aeromechanical Engineering, Kyungwoon University

3) Korea Institute of Machinery and Materials, Departement of System Reliability

4) Suntech Co. Ltd, Technology R&D Center

\*Corresponding author: sycho@gnu.ac.kr

Tel: +82-55-772-1586 Fax: +82-55-772-1580

## 1. 서론

화석연료의 고갈에 따라 재생에너지의 중요성이 점차적으로 확대되고 있다. 따라서 화석연료를 사용하지 않으면서도 에너지를 얻기 위한 연구들이 활발히 수행되고 있으며, 태양열, 지열, 바이오매스, 해양, 폐열, 풍력 등 다양한 분야에서 연구가 진행되고 있다. 본 연구는 풍력에 관한 연구로서 특히 수직축 풍력터빈의 성능예측에 관한 것이다. 수직축 풍력터빈의 설계에 있어서 성능예측은 상당히 중요한 부분으로 이에 대한 많은 연구들이 진행되고 있다. 현재 많이 사용되고 있는 기법 중에 하나로 유동장에 Streamtube를 가상하여 모멘텀방정식을 적용하는 방법<sup>[1-5]</sup>이 있다. 하지만 수직축 풍력터빈의 경우는 유동에 수직하게 터빈 블레이드가 회전하므로 회전위치에 따라서 블레이드에 형성되는 받음각이 상당히 넓은 범위로 형성된다. 이로 인하여 블레이드는 회전위치에 따라 실속에서 작동되고 뒷전에서는 블레이드에서 형성된 와류가 떨어져 나가게 된다. 이렇게 떨어진 와류는 뒤따르는 블레이드의 공력성능에 영향을 미치게 되어 풍력터빈의 내부는 상당히 복잡한 유동장을 형성한다. 따라서 streamtube의 모델로는 이러한 실속의 영향을 고려하지 못하므로 여러 모델<sup>[6-9]</sup>들이 추가되어진다. 그 외에도 strut에 의한 손실, 타워에 의한 손실, 팁에 의한 손실 등을 모델링<sup>[10]</sup>하여 보다 나은 예측을 위한 연구들이 진행되고 있다.

Streamtube의 예측에서는 수직축 풍력터빈에 사용되는 블레이드의 형상에 따라 여러 받음각과 레이놀즈수에 대한 양력 및 항력 데이터가 필요한 반면에 풍력터빈의 유동장을 정확히 파악 할 수 없다. 그러므로 전산유체(CFD)를 이용한 계산방법이 널리 사용되고 있다. 하지만 수직축 풍력터빈의 내부 유동장이 복잡하므로 이에 적합한 난류모델의 선정에 대한 연구<sup>[11-13]</sup>, 동적 스톨 구조의 정확성에 대한 연구<sup>[14-15]</sup> 등이 수행되었다. 수직축 풍력터빈에 대하여 3차원(3-D) 유동장의 연구<sup>[16-18]</sup>도 있지만 많은 연구들이 2차원(2-D) 계산영역<sup>[19-21]</sup>에서 수행하였다. 이러한 이유가 수직축 풍력터빈의 출력은 블레이드의 회전각도 위치에 따라 공력특성이 지속적으로 바뀌게 되므로 transient 해석이 반드시 필요하다. 이러한 경우에 격자의 생성과 계산 영역의 선정에 따라 3-D의 계산영역으로 성능예측을 하기

에는 너무나 많은 계산시간이 요구되기 때문이다.

본 연구에서는 수직축 풍력터빈의 성능예측을 위한 실질적인 방법으로 계산영역을 블레이드 스패의 일부분을 사용하여 계산을 수행하는 방법을 선택하였다. 이러한 계산 방법을 활용하는데 있어서 기존의 실험자<sup>[22-24]</sup>에 의하여 얻어진 실험조건을 기준으로 본 계산방법으로 얻어진 계산결과를 실험결과와 비교하여 이러한 계산방식의 적절성을 파악하고자 한다. 아울러 기본적으로 축소된 계산영역의 방식에서는 실제적으로 수직축 풍력터빈에서 발생하는 손실을 충분히 고려하지 못하므로 실험결과와의 차이가 있을 것으로 예상되어지는데 이러한 부분에 주요한 인자가 무엇인지도 규명하고자 한다.

## 2. 수치해석방법

수직축 풍력터빈의 성능을 예측하기 위하여 CFD를 수행하는 경우에 계산영역을 기준으로 2차원(2-D) 해석, 2.5-D<sup>[15,25]</sup> 해석, 3차원(3-D) 해석 등이 사용되고 있다. 2.5-D의 해석은 2-D와 3-D의 중간정도의 개념으로 풍력터빈 블레이드의 스패 일부분만을 계산영역으로 하여 계산한 경우를 의미한다. Li et. al.<sup>[15]</sup>의 결과를 보면 2.5-D의 해석이 2-D의 의한 해석보다는 실험결과와 더 일치하는 결과를 보여주고 있다. 이러한 결과는 직관적으로도 어찌면 당연하다고 할 수 있겠다. 실제 풍력터빈은 3-D에서 작동하는데 이를 축소하여 2-D의 해석을 하는 경우에 풍력터빈의 작동에 따라 발생하는 많은 물리적인 현상이 약화되거나 혹은 아예 생략되어 질 수 있으며, 또한 어떤 부분은 더 크게 과장되게 나타날 수도 있기 때문이다. 이러한 차이에 가장 많은 영향을 미치는 요인으로 3-D에서 작동하는 터빈에서는 주유동이 터빈으로 향하면서 주위영역으로 확산되어 터빈의 투영면적 만큼의 상류유동이 모두 터빈으로 흐르지 않게 되는 것이 있으며, 터빈 블레이드가 무한길이가 아니므로 블레이드에서의 팁손실이 발생하는 것이 있다. 그 외에도 블레이드의 회전에 따라 발생하는 실속에 의한 유동장 차이, 타워와 블레이드를 연결하는 strut 등에 의한 구조적인 차이 등이 있다.

2-D의 해석이 수직축 풍력터빈의 성능을 정확히 예측

할 수 없음을 알면서도 2-D 해석을 수행하는 이유는 계산 시간 때문이다. 수직축 풍력터빈에서는 회전하는 위치에 따라 블레이드에서 발생하는 토크가 달라진다. 특히 앞서 회전하는 블레이드에서 발생된 와류가 뒤따르는 블레이드의 공력성능에 많은 영향을 미치게 되므로 단순히 블레이드를 회전영역으로 하여 정상상태해석(steady state)을 수행하는 것은 의미가 없다. 따라서 블레이드를 회전하면서 transient 해석을 수행하여 블레이드의 회전위치에 따라 발생하는 토크를 얻어야 한다. CFD를 수행하는데 있어서, 동일한 대상에서 동일한 경계조건을 사용하여 해석을 수행한다고 하여도 계산영역의 크기, 적용하는 격자수, 난류모델, 벽면에서의 첫 번째 격자(y+)거리, 격자의 형상비, 회전면에서의 이동각도 등에 따라 해석결과는 차이를 보이게 된다. 따라서 올바른 해석결과를 얻고자 하면 이러한 요소들로부터 해석 결과가 독립적인 상태가 되어야 한다. 만일 블레이드 3개를 가진 수직축 풍력터빈을 2-D 해석을 통하여 성능해석을 수행한다고 하면, 이 때 요구되어지는 격자가 최소 30만개 정도가 필요하다. 이를 기준으로 transient 해석을 수행하여 얻어지는 출력토크가 일정한 값으로 얻어지기까지는 10회전 정도가 필요하다. 이를 위하여 4-CPU (4.0GHZ)를 사용하는 PC를 사용하여 하나의 해석 결과를 얻기까지 최소한 24시간 정도의 계산시간이 필요하다. 물론 사용하는 계산기법이나 PC의 성능 등에 따라 계산시간에는 차이가 있겠지만, 이를 확장하여 3-D 영역의 계산을 수행한다면 몇 달간의 계산시간이 필요하게 된다.

수직축 풍력터빈에서의 2-D 해석결과와 실험결과와의 불일치를 보다 보완하기 위하여 2.5-D의 해석을 수행하는 경우는 계산영역을 블레이드의 스펠방향으로 확대하였으므로 격자수가 증가하게 되고 그에 상응하여 계산시간도 증가하게 된다. 하지만 그 에 상응하는 만큼의 효과는 비례하지 않는다. 단순히 스펠방향으로 격자를 증가하였지만 계산영역에 블레이드의 팁 부분을 포함하는 것이 아니고, 또한 스펠방향으로 증가된 영역에 경계조건을 제한적으로 적용할 수 밖에 없기 때문이다. 이로 인하여 계산결과에서 스펠방향으로의 3-D 유동장의 변화가 크지 않기 때문이다.

본 연구에서 수치해석을 위하여 상용코드인 CFX<sup>[26]</sup>를 사용하였다. Fig. 1에서는 계산영역과 격자를 보여주고 있다. 계산영역은 3부분으로 내부영역(core region), 블레이드

드영역(blade region), 외부영역(outer region)으로 나누었으며, 블레이드영역은 회전영역으로 하였다. 내부영역은 외부영역과 같이 정지영역으로 설정되어도 내부에 있는 타워는 블레이드와 동일한 회전속도를 갖도록 하였다. 블레이드 영역이 회전영역으로 설정되었으므로 외부영역과 내부영역과 만나는 위치에서는 슬라이딩이 발생하는 두 개의 면을 갖게 되었다. 각각의 치수는 실험에 적용된 것과 동일하게 하였으며, 분사풍동을 사용한 실험의 경우에는 외부영역 경계에서 영향이 내부계산영역에 영향이 미치지 않는 크기로 설정하였다. Fig.의 내부 우하단에서 보여주고 있는 격자는 내부와 블레이드의 영역만 보여주고 있는데 2.5D 계산을 위한 스펠방향으로 크기(h)를 보여주고 있다. 본 연구에서는 이 크기(h)를 블레이드의 스펠이나 코드를 기준으로 증가하거나 축소하면서 계산을 수행하였다.

Transient 해석을 수행하기에 앞서 정상상태의 해석을 수행하고 이를 바탕으로 transient 해석을 수행하는데, 입구 경계조건은 실험이나 앞선 연구자의 계산결과와의 비교에 따라 속도경계조건과 전압력경계조건을 사용하였으며, 출구는 정압력의 조건을 사용하였다. 외부영역의 측면은 free slip 조건을 사용하고, 스펠방향으로는 아래부분은 symmetry 조건을 적용하고 스펠방향으로의 위부분은 symmetry나 free slip 조건을 적용하였다. 정상해석에서 대류항은 high resolution을 사용하였으며, interface 면은 frozen 법을 적용하였다. 난류모델은 회전유동에 대하여 대체적으로 보다 나은 결과를 보여주는 SST(shear stress transport)모델을 적용하고, 벽함수는 벽에서부터의 격자까지의 거리에 따라 자동으로 전환되어 계산되는 automatic방식을 사용

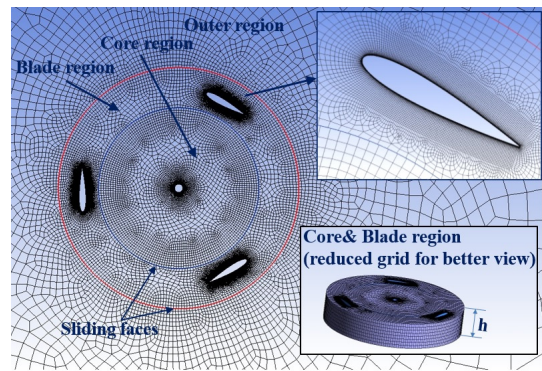


Fig. 1. Computational domains and grids

하였다. transient 해석에서 시간 증분기법은 second order backward Euler 방법을 적용하였다.

### 3. 수치해석결과 비교

수직축 풍력터빈의 실험과 그 에 대한 수치해석을 많은 연구자들이 수행 하였으며 현재도 다른 치수의 풍력터빈에 대해서도 지속적인 연구가 진행되고 있다. 본 연구에서는 실험의 불확도를 낮출 수 있는 대체적으로 큰 풍동에서 수행된 최근의 실험결과<sup>[22-24, 27, 28]</sup>중에서 솔리디티가 적은 것과 큰 것을 선택하여 실험조건을 바탕으로 수치해석을 수행하고 실험결과와 비교를 하였다. Table 1은 본 연구에서 비교계산을 위하여 선정된 3개의 실험결과<sup>[22-24]</sup>에 대한 수직축 풍력터빈의 블레이드의 사양과 실험장치 등에 대하여 요약하여 놓았다.

#### 3.1 Castelli<sup>[22]</sup>의 실험결과와 비교

Table 1에서 보여주는 것과 같이 Castelli<sup>[22]</sup>에 의하여 수행된 실험에서는 솔리디티가 0.25로 다른 경우에 비하여 적으며, 터빈에 의한 폐쇄율(blockage)도 9.38%로 낮은 편이다. 따라서 최대의 출력계수가 얻어지는 최적의 팁 속

Table 1. Specifications of VAWT and experimental condition for comparison

|                    | Castelli <sup>[22]</sup> | Howell <sup>[23]</sup> | Takao <sup>[24]</sup> |
|--------------------|--------------------------|------------------------|-----------------------|
| blade              | NACA0021                 | NACA0022               | NACA0015              |
| chord, c [mm]      | 85.8                     | 100                    | 137                   |
| dia, D [mm]        | 1030                     | 600                    | 600                   |
| height H [mm]      | 1456.4                   | 400                    | 700                   |
| $V_{\infty}$ [m/s] | 9                        | 3.16-5.45              | 9                     |
| N                  | 3                        | 3                      | 3                     |
| solidity, $\sigma$ | 0.25                     | 0.5                    | 0.685                 |
| Htunnel [m]        | 4.0                      | 1.2                    | -                     |
| Wtunnel [m]        | 4.0                      | 1.2                    | -                     |
| Dtunnel [m]        | -                        | -                      | 1.8                   |
| max. $C_p$         | 0.31                     | 0.22                   | 0.09                  |
| TSR at $C_{pmax}$  | 2.6                      | 2.2                    | 1.1                   |
| blockage           | 9.38%                    | 16.70%                 | 16.50%                |
| year               | 2011                     | 2010                   | 2008                  |

도비(tip speed ratio)가 다른 실험의 경우에 비하여 높을 것으로 예상되며, Table 1에서도 2.6의 최적 팁 속도비를 보여주고 있다. 실험조건과 동일하게 계산영역을 설정하여 수치해석을 수행하였는데, 입구와 출구까지의 거리는 터빈 회전반경의 7배와 13배로 확장하였다. 스펜방향의 폭(h)은 블레이드 코드길이 만큼 설정하여 2.5-D의 계산을 수행하였으며, 입구에서의 조건은 Castelli<sup>[22]</sup>의 수치해석 결과와 비교하기 위하여 9m/s의 속도를 주어서 동일한 조건으로 계산을 수행하였다.

Transient 해석에서 도메인에 슬라이딩을 주어야하는 경우에 이동시간 간격을 크게 주면 계산에서의 회전속도는 증가하겠지만 이 시간간격이 적절하지 않으면 수렴성이 나빠질 수 있다. Fluent<sup>[29]</sup>에서는 이에 대한 시간간격을 식 (1)에서처럼 추천하였다. 따라서 시간간격은 격자의 특성 거리( $L_c$ )에 비례하고 속도( $V_{\infty}$ )에는 역으로 비례하는 관계를 보인다.

$$\Delta t = \frac{1}{3} \frac{L_c}{V_{\infty}} \tag{1}$$

McLaren<sup>[11]</sup>과 Castelli<sup>[22]</sup>는 시간간격을 회전각도로 하여 계산하였을 때 각각 2.5도와 1.0도 이하로 하였어도 계산결과와 향상이 없었다고 하였다. 따라서 본 연구에서 식 (1)에서 추천한 시간간격보다 더 제한적인 회전각도 1도로 하여 transient 해석을 수행하였으며 최종적으로 결과들이 안정화되어지는 10회전까지 계산을 수행하였다. Fig. 2

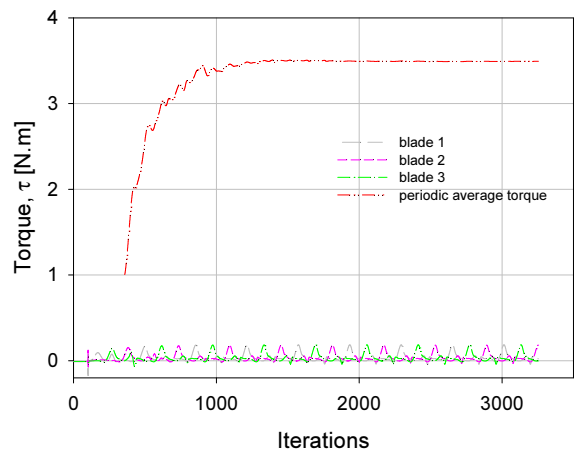


Fig. 2. Convergent results in a transient calculation with 330 RPM



는 회전수가 330RPM 인 경우에 얻어진 결과를 보여주고 있는데 반복회수는 회전각도를 1도로 설정하였으므로 회전각도와 동일하다. 각각의 블레이드에서 얻어진 토크선도는 회전각도에 따라 달라지며 또한 주기적으로 변하는데 이를 식 (2)와 같이 주기평균하여 일정한 값으로 얻을 수 있도록 하였으며, 최종적으로 스펜방향의 길이만큼 환산하였다. 따라서 일부분의 스펜영역에서 얻어진 결과가 실제 블레이드의 스펜으로 환산되었으므로 결과값이 실제값과는 차이가 발생할 수 있음을 알 수 있다.

$$\tau = \frac{1}{T} \int_0^T \left[ \frac{H}{\Delta l} \int_0^{\Delta l} d\tau \right] dt \quad (2)$$

식 (2)에서의  $d\tau$ 는 블레이드의 표면에서 얻어지는 압력에 의한 힘( $f_p$ )과 점성에 의한 힘( $f_v$ )을 각각의 격자에서의 방향성을 고려하여 식 (3)과 같이 얻어지게 된다.

$$d\tau = \sum_i^n (\vec{r}_i \times (f_p)_i) + \sum_i^n (\vec{r}_i \times (f_v)_i) \quad (3)$$

식 (3)에서의  $n$ 은 블레이드 표면의 격자수에 의하여 정하여지게 된다.

Fig. 3은 실험결과와 2-D 수치해석으로 얻어진 Castelli<sup>[22]</sup>의 결과를 보여주고 있다. 수치해석의 결과는 2-D의 계산임에도 불구하고 최적 팁도비가 실험과 상당히 잘 일치한 결과를 보이고 있으며, 팁 속도비( $\lambda$ )의 전영역에서 출력계수가 높게 나온 점은 상당히 특이한 결과로 보인다.

본 연구에서는 격자의 독립성에 대한 계산을 수행하기

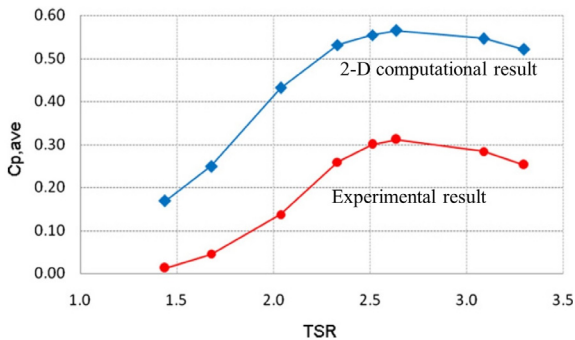


Fig. 3. Power coefficient curves of the experiment and 2-D computed result<sup>[22]</sup>

위하여 Fig. 3의 실험 결과를 바탕으로 최적 팁 속도비가 얻어진 회전수 420 RPM( $\lambda=2.52$ )을 바탕으로 계산을 수행하였다. Fig. 4는 출력계수의 값들이 격자수에 따라 일정하지 않음을 보여주고 있으며, 격자수의 증가에 따라 점차적으로 완만한 변화를 하고 있음을 알 수 있다. 이 때 각각의 계산에서 얻어진 주기평균 토크가 10회전의 계산으로 수렴되었음을 Fig. 5에서 보여주고 있다.

블레이드에서의 출력을 좌우하는 힘은 표면압의 크기와 방향이지만 표면에서의 점성에 의한 힘도 출력에 영향을 미치게 된다. 본 계산에서는 SST 난류모델과 벽함수를 사용하므로 로그영역에서 첫 번째 격자를 시작하게 되면 격자를 상당히 줄일 수 있지만 점성에 의한 힘을 계산하기 위하여는 벽 근처에서의 격자가 점성영역 안에 있어야 벽면에서의 점성력을 정확히 계산할 수 있다. 따라서 벽면에

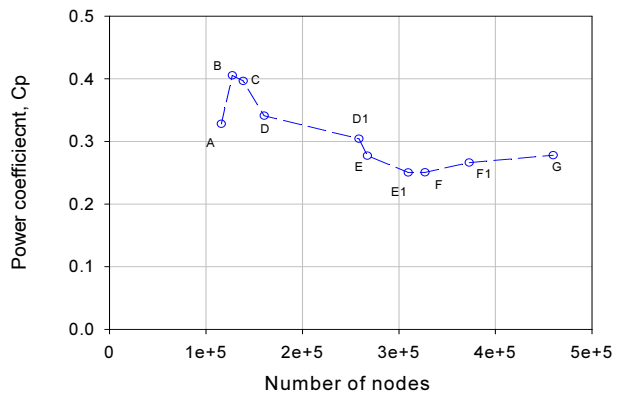


Fig. 4. Power coefficient corresponding to the number of nodes

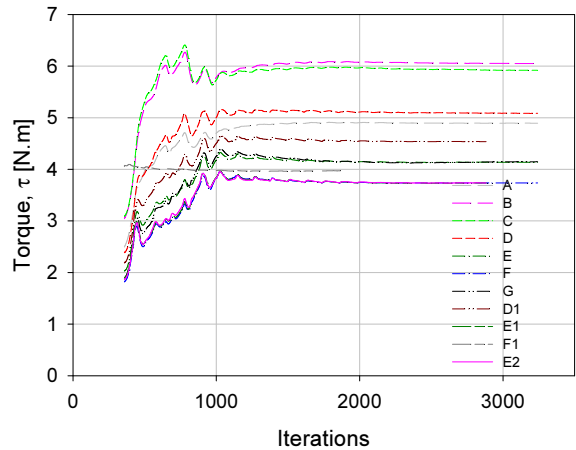


Fig. 5. Periodic averaged torque with 420 RPM

서의  $y^+$ 의 값이 결과에 영향을 미치게 된다. Fig. 6은 사용된 격자가  $2.7 \times 10^6$  일 때의 블레이드에서  $y^+$ 값의 분포도를 보여주고 있다.  $y^+$ 의 값은 블레이드의 회전위치에 따라 달라지므로 일정한 값을 나타내는 것은 아니다. 따라서  $y^+$ 의 최대와 최소값으로 표현 하였을 때의 결과를 Fig. 7에서 보여주고 있다.

Fig. 7에서 벽면근처에서의  $y^+$  값이 점성영역 안에 들어가는 E1의 격자( $y^+$  최대가 2.6)에서부터 출력계수가 어느 정도 일정한 값을 가지고 있음을 알 수 있는데, 이는 앞서의 격자에 따른 출력계수의 결과인 Fig. 4에서도 보여주었다. 식 (3)에서 보여주는 블레이드에서의 토크는 압력항과 점성항이 있지만, 벽면 근처의 격자가 점성영역안에 있는 경우에는 점성력의 결과가 동일하여지므로 계산결과가 일정하게 되어지는 것으로 판단된다. 따라서 터빈의 출력을 계산하는데 있어서 벽함수를 사용하더라도 벽근처에서

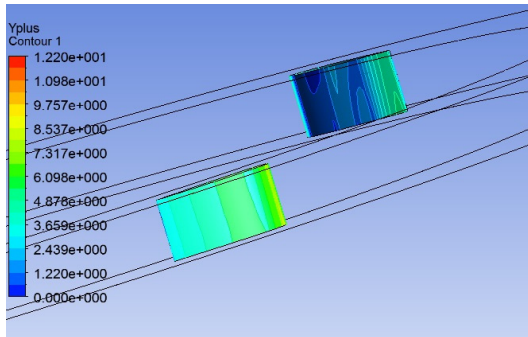


Fig. 6. Contour of  $y^+$  on the near wall when the number of grid is  $2.7 \times 10^6$

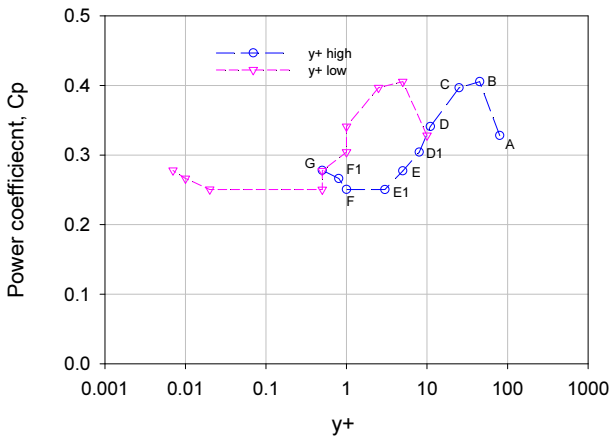
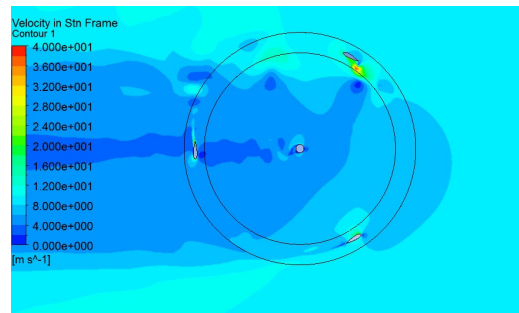


Fig. 7. Power coefficient depending on the  $y^+$  on the near wall

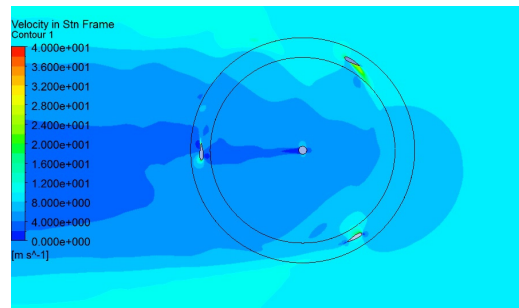
의  $y^+$ 는 3이하가 되도록 하여야 함을 알 수 있다.

Fig. 8은 계산영역의 스펠공간 평면에서 속도장을 동일한 스케일로 보여주고 있다. 격자에 따라 속도장의 차이를 보이고 있지만 그 차이는 그다지 크지 않음을 알 수 있다. 하지만 와류는 벽면에서 형성되므로 와류의 크기가 촘촘한 격자에서는 회전각( $\theta$ ) 120도 영역에서 등성한 격자를 사용한 경우에 비하여 크게 형성됨을 알 수 있다. 회전각의 정의는 유동방향과 블레이드 방향이 맞닿아지는 위치를  $0^\circ$ 로 정의하므로 Fig. 8에서 보면 블레이드가 타워 중심에서 수직방향으로 가장 아래위치가 된다.

Fig. 9는 팁 속도비에 따른 출력계수를 실험결과와 비교한 결과를 보여주고 있다. 계산에 의한 결과에서는 출력계수가 가장 큰 최적의 팁 속도비가 3 근처에서 형성되고 있으므로 실험보다는 높은 영역에서 형성됨을 알 수 있다. 또한 팁 속도비의 감소에 따라 실험결과보다는 출력계수가 낮은 값을 보이기도 한다. 이러한 이유는 뒷 절에서 다른 실험결과와의 비교에서 설명하도록 한다. 하지만 출력계수의 값은 격자수에 따라 차이를 보여주고 있지만, 계산에서 얻어지는 최적 팁 속도비는 상당히 일치하는 결과를 보여



(a) E1 grid ( $2.7 \times 10^6$ )



(b) B grid ( $1.3 \times 10^6$ )

Fig. 8. Comparison of velocity contours in the stationary frame

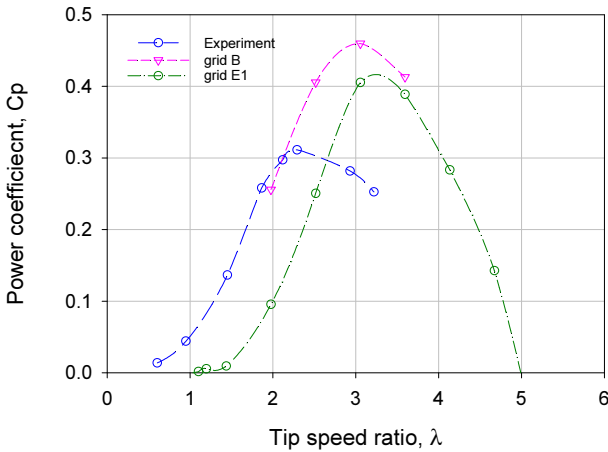


Fig. 9. Comparison of power coefficient with experimental result<sup>[22]</sup>

주고 있다. 이러한 이유는 격자의 차이에 의한 계산 결과의 차이보다는 회전의 차이에 따른 결과의 차이가 크기 때문에 팁 속도비의 변화에도 불구하고 최적의 팁 속도비는 동일한 영역에서 나타나는 것으로 판단된다.

### 3.2 Howell<sup>[23]</sup>의 실험결과와 비교

Howell<sup>[23]</sup>의 실험에 사용된 수직축 풍력터빈은 0.5의 높은 솔리디티를 가지고 있으며, 풍동의 단면이 1.44m<sup>2</sup>인 비교적 적은 풍동에서, 입구풍속은 3.16~5.45m/s로 설정하여 실험을 수행하였다. 수치해석의 결과와 비교하기 위한 실험에서의 풍속은 4.31m/s로 정하였다. 3.1절에서 수행된 격자의 영향을 고려하여 벽면에서의 y+값은 2이하의 값이 되도록 설정하였다. 스펀 방향으로의 길이(h)는 여러 길이의 폭에 대하여 계산을 수행하여 보았으나 동일한 경계조건에서는 출력계수의 변화율이 1% 미만의 차이를 보였다. 따라서 본 계산에서는 격자의 형상비(aspect ratio)를 향상하면서 격자를 줄이기 위하여 스펀 방향의 길이는 코드의 10%로 설정하여 계산을 수행하였다. 또한 스펀방향의 경계조건을 Howell<sup>[23]</sup>과 같이 symmetry로 하였을 때와 free slip 조건을 하여 얻어진 출력계수의 차이는 1% 미만의 값을 나타내었다.

본 계산에서도 transient의 계산에서 블레이드의 회전은 1도로 하였으며, 총 10회전하여 주기 평균토크가 일정한 값에 도달하도록 하였다. Fig. 10은 실험결과와 비교한 출력계수의 값을 보여주고 있는데 3.1절의 결과와 동일한 양

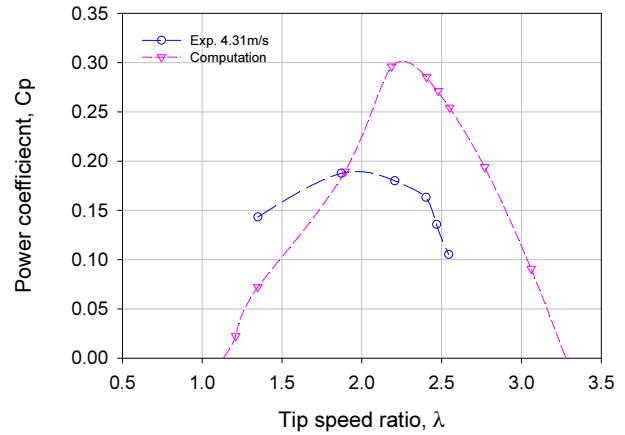


Fig. 10. Computed power coefficient with the experimental result<sup>[23]</sup>

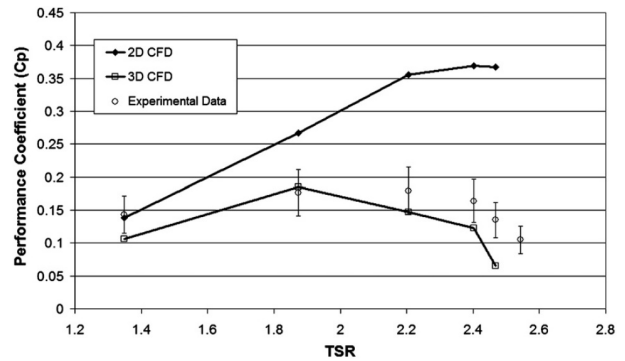


Fig. 11. Power coefficient curves of the experiment and computed results<sup>[23]</sup>

상을 나타내고 있음을 알 수 있다. 계산에서 얻어진 최적의 팁 속도비는 실험에서 얻어지는 최적의 팁 속도비보다는 큰 값을 나타내고 있으며, 팁 속도비의 감소에 따라 실험에서 얻어진 결과보다 낮은 출력계수를 보여주고 있다.

Fig. 11은 Howell<sup>[23]</sup>에 의하여 수행된 결과인데, 2-D의 계산결과는 본 계산과 같이 최적의 팁 속도비가 실험의 결과보다는 큰 값을 보여주고 있으며, 팁 속도비의 감소에 따라 출력계수의 감소가 실험보다는 계산에서 큰 감소율을 나타냄을 알 수 있다.

### 3.3 Takao<sup>[24]</sup>의 실험결과와 비교

Takao<sup>[24]</sup>의 실험에서는 앞서와 달리 원형의 개방형 풍동을 사용하였으며, 0.685의 가장 큰 솔리디티를 갖는 수직축 풍력에 대하여 실험을 수행하였다. 풍력터빈의 입구에서의 속도는 9m/s이며, 앞서와 동일하게 3개의 블레이

드를 갖는다. 풍력터빈의 폐쇄율이 16.7%로 풍동출구의 분사영역에 내에 있으므로 계산에서 풍력터빈의 외부영역은 사각형으로 하여 입구와 좌우영역은 터빈 회전반경의 20배로 하고, 출구는 30배로 확대하여 경계조건의 영향을 받지 않도록 하였다. 입구에서의 경계조건은 9m/s를 사용하였으며, 계산 영역을 앞서와 같이 3개의 계산영역을 사용하였으나 내부영역도 블레이드 영역과 같이 회전영역으로 설정하였다. 이러한 이유는 계산상에서는 결과에 차이를 나타내는 것은 아니지만 풍력터빈 내부의 유동장을 비교하는데 보다 명확하게 볼 수 있기 때문이다.

Fig. 12는 계산결과와 실험결과와의 차이를 보여주고 있는데 계산에서의 grid A는 앞 절에서의 계산 방식과 같이 벽면에서의 y+를 3이하로 설정하여 계산한 결과를 나타내고 있으며, grid B의 경우는 벽면에서의 y+를 1 이하로 하고 격자의 증분을 크게하여 격자 개수는 grid A의 70%로 줄인 경우이다. 격자에 대한 차이가 계산에서 최적 팁 속도비에 영향을 미치지 않는 것을 확인하기 위하여 grid C의 경우는 벽면에서의 y+를 150 정도의 로그영역에 두고 grid A의 격자수에 비하여 35% 정도로 격자를 줄인 경우이다. 세 경우에 대하여 최적의 팁 속도비는 실험의 결과보다는 크지만 비슷한 영역에서의 최적 팁 속도비를 나타냄을 보여주고 있다. 세 경우 모두 스팬방향의 크기(h)는 블레이드 스팬의 10% 만큼 동일하게 적용하였으나, 단지 블레이드 주위로 만들어진 격자 개수의 차이로 인하여 블레이드에서 얻어진 토크값의 미소한 차이가 스팬길이 만큼 환산되어졌

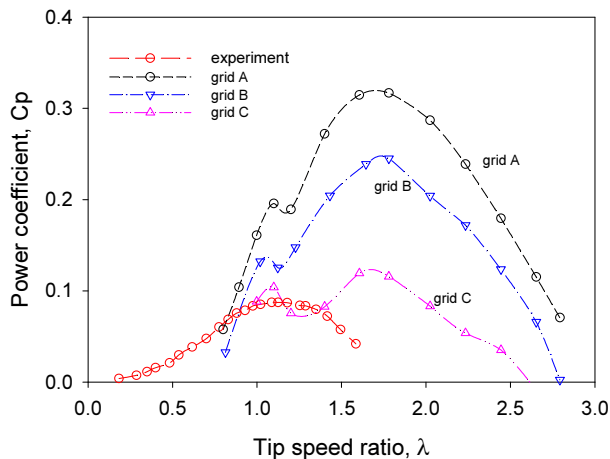


Fig. 12. Comparison of computed results with the experiment result<sup>[24]</sup>

으므로 출력계수의 차이가 큰 것처럼 보여주고 있다. 하지만 블레이드 주위의 개수를 동일하게 설정하고 세 종류의 격자 grid A~C를 사용하여 계산을 수행하였을 때 출력계수의 차이는 10% 미만으로 형성되었다. 본 결과로부터 앞서 언급한 것처럼 회전속도의 변화에 따른 물리적인 변화가 격자의 차이에 의한 물리적인 차이보다는 크게 발생되어 출력계수의 변화는 동일한 경향을 가지고 변화함을 알 수 있다.

본 연구의 주요한 목적 중에 하나가 가능한 적은 격자를 사용하여도 출력계수의 변화가 올바른 경향성을 나타내는지 하는 것이다. 이러한 것은 많은 계산을 필요로 하는 최적화의 기법을 이용한 예측이나 설계방식에서 계산의 절대적인 수치는 틀린다고 하여도 상대적인 비교 값의 경향성이 틀리지 않는다면 본 연구에서와 같이 2.5-D의 계산방식을 사용할 수 있기 때문이다. 이러한 관점에서 grid C의 방식을 사용하면 몇 주만에도 3-D의 계산을 수행 할 수 있기 때문이다.

Fig. 13은 grid C의 격자 방식으로 블레이드 스팬의 20% 만큼의 영역에서 계산한 2.5-D의 결과와 3D의 계산결과를 보여주고 있다. 본 계산에서는 입구에서의 조건을 전압력 값으로 사용하였다. 이러한 이유로는 풍동 실험에서 동일한 속도를 풍동에서 설정한다 하여도 풍력터빈에 의한 폐쇄율에 따라 전압력은 바뀌어지게 되기 때문이다. 또한 풍력터빈의 회전속도에 따라 폐쇄율에 차이가 발생되므로 이를 고려하여 동일한 전압력으로 설정하여 계산을 수행하

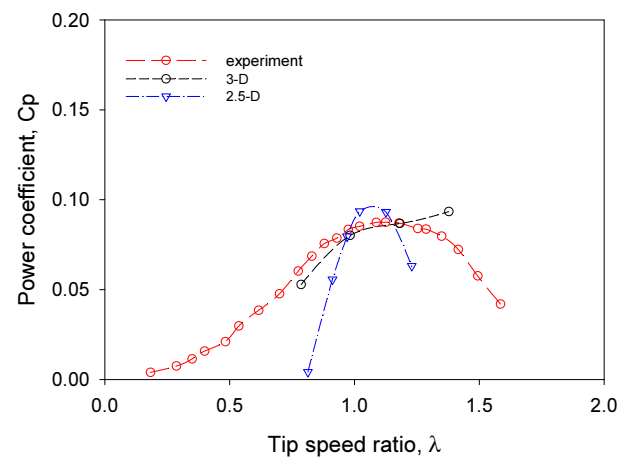


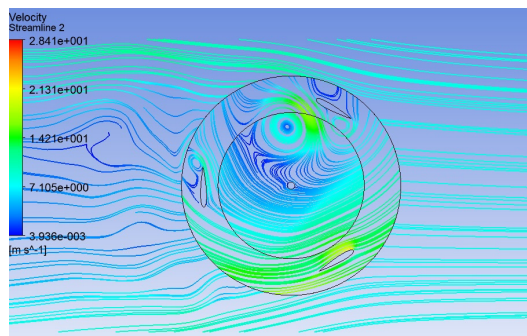
Fig. 13. Comparison of computed results obtained using grid C with the experiment result<sup>[24]</sup>



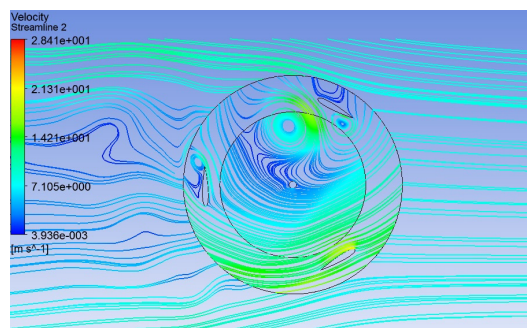
였다. 따라서 계산에서의 입구 풍속은 풍력터빈의 팁 속도 비에 따라 실험에서의 9m/s 속도와는 미세한 차이를 보였다. 따라서 입구에서 속도 경계조건으로 계산한 결과와 비교하여 보면 출력계수의 결과도 미소한 차이를 보였다.

Fig. 13에서의 계산결과가 실험결과와 비슷하다고 하여 계산이 더 정확하다는 것은 아니다. Takao<sup>[24]</sup>의 실험결과는 앞서 두 실험의 결과<sup>[22,23]</sup> 뿐만 아니라 다른 실험<sup>[27,28]</sup> 결과와 조건을 비교하여 볼 때 최적 팁 속도비와 출력계수가 전반적으로 낮은 값을 보이고 있다. 실험에서 제어장치에 의한 손실에 대한 언급이 없으므로 이에 대한 보상을 하지 않은 것인지에 대한 것은 알 수는 없다. 단지 본 계산에서는 스패방향으로의 유동장을 비교하여 볼 때 2.5-D의 계산과 3D 계산의 결과에 차이를 만드는 원인을 파악하고자 한다.

Fig. 14는 팁 속도비 0.81에서의 2.5-D 계산결과에서 회전 frame에서의 유선을 보여주고 있다. 스패의 중심에서의 결과와 스패의 20% 증가한 위치에서의 결과와 차이가 크지 않다. 아울러 중간 영역에서의 차이도 미미하였다. 이



(a) at the span center plane



(b) at  $h=H*0.2$  from the span center

Fig. 14. Comparison of streamlines based on the rotating frame

는 계산에서스패이 마치 무한길이의 스패이 있는 것처럼 계산되어지기 때문이다.

Fig. 15는 2.5-D 계산에서 얻어진 토크의 변화를 보여주고 있는데 최대 토크의 값은 회전각도( $\theta$ )  $50^\circ$  정도에서 발생되고, 회전방향으로의 토크 발생구간은  $16^\circ < \theta < 93^\circ$ 와  $160^\circ < \theta < 193^\circ$ 의 구간이다.  $93^\circ$  이후에는 음의 값을 가지게 되는 이유는 내부에 형성된 와류로 인하여 블레이드에 형성되는 상대유동속도가 토크발생이 안되는 속도방향으로 형성됨을 Fig. 16에서 보여주고 있다. 아울러 내부에 형성된 와류로 인하여 블레이드 주위를 흐르는 유동이 원활하지 않게 되어, 유동에 의한 압력의 방향이 회전과는 반대로 토크를 형성하고 있음을 알 수 있다. 2.5-D의 계산에서 부분적인 스패에서의 결과를 전 스패에 동일하게 작용하고 있다고 예측하므로 부분적인 스패에서의 결과가 좋으면 과

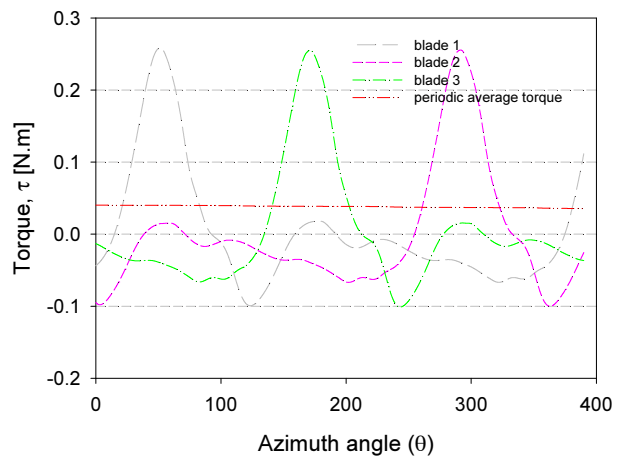


Fig. 15. Variation of torque on each blade at the  $\lambda=0.81$

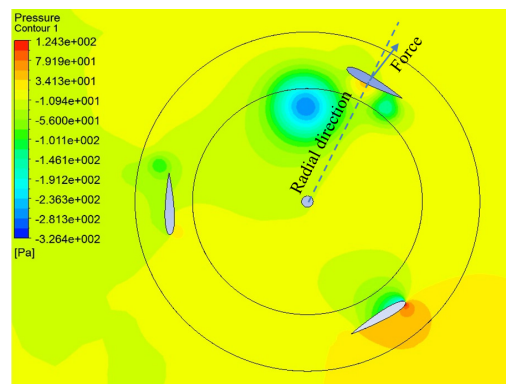
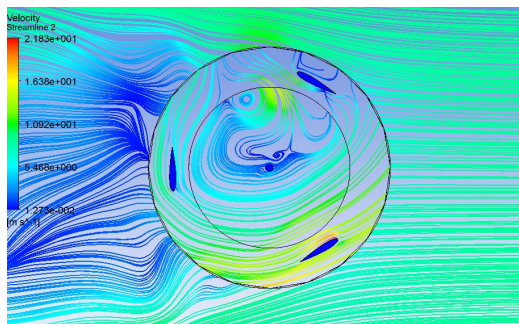


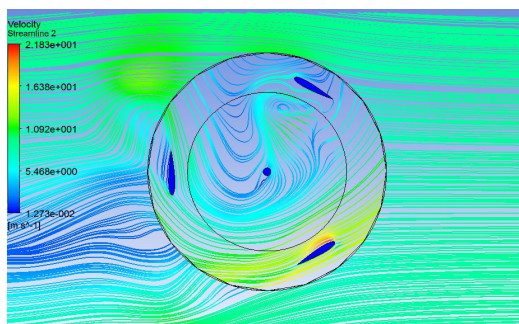
Fig. 16. Force direction when  $\theta$  is larger than  $90^\circ$  at the  $\lambda=0.81$

대하게 평가하게 되고, 반면에 결과가 나쁘면 과소평가된 결과를 나타내게 된다.

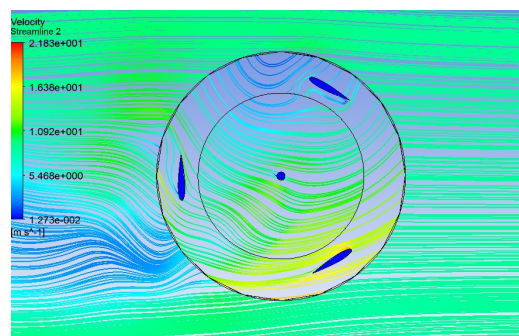
3-D의 계산 결과에서 유선의 분포를 스펠방향을 따라 나타낸 Fig. 17의 결과에서는 2.5-D와는 다른 결과를 보여주고 있다. 즉, 스펠의 중앙에서 팁으로 가면서 내부에 있던 와류의 크기가 점차적으로 완화되면서 회전방향으로의 토크형성에 도움이 되기도 함을 알 수 있다. 이로 인하여 Fig. 18에서 보여주는 것과 같이, 회전방향으로의 토크 발생구간은  $19^\circ < \theta < 170^\circ$ 와  $205^\circ < \theta < 232^\circ$ 의 구간으로 확대되었다. 이러한 이유는 팁 부분으로 가면서 팁 손실이 발생



(a) at the span center plane



(b) at  $h=H*0.25$  from the span center



(c) at  $h=H*0.5$  (blade tip)

Fig. 17. Comparison of streamline based on the rotating frame in 3-D computation

되기도 하지만 회전각도가  $90^\circ$  이상인 영역에서 블레이드에서 형성되는 압력에 의한 토크가 회전방향으로 가하도록 하는 유동을 만들기 때문이다.

Fig. 19는 2.5-D에서 얻어진 결과를 전 스펠영역으로 환산하여 얻어진 토크의 결과와 3-D 계산으로 얻어진 결과와 비교한 결과이다. 2.5-D의 계산에서 스펠방향으로의 영역은 각각 스펠의 10%, 20%, 50%를 사용한 결과들에서 차이가 발생되지 않음을 알 수 있으며 최대 토크의 값은 크게 형성됨을 알 수 있다. 하지만 블레이드에서의 출력계수의 결과는 넓은 회전영역에서 회전방향의 토크를 얻게 되는 3-D에서 크게 나타났다. 따라서 회전속도에 따라 내부 영역에서 형성되는 와류의 영향이 전체 출력 계수에 가장 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

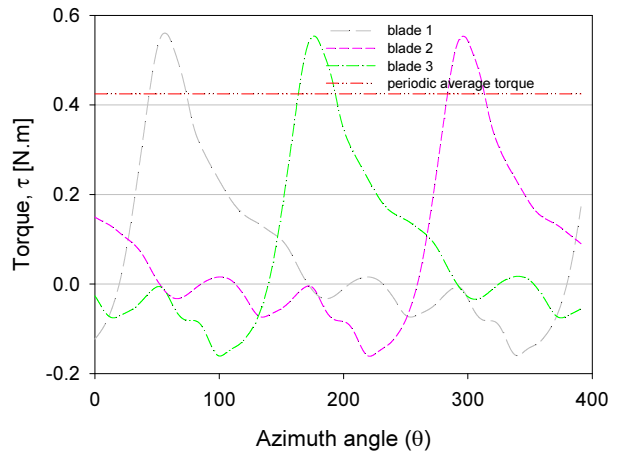


Fig. 18. Variation of torque on each blade at the  $\lambda=0.81$  in 3-D computation

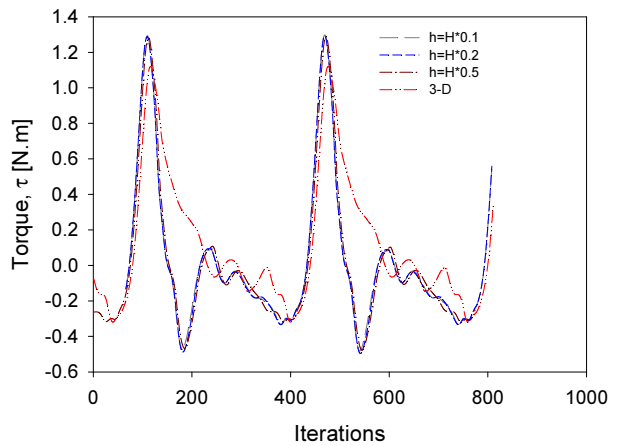


Fig. 19. Comparison of torque obtained with different domain along span and 3-D computation



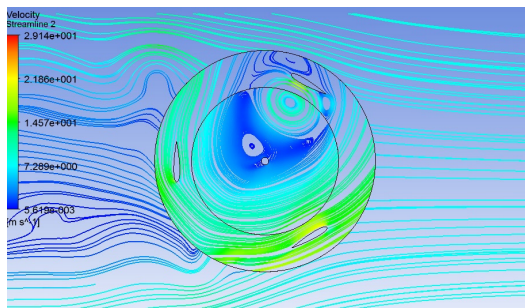
Fig. 20은 팁 속도비의 증가에 따라 풍력터빈의 내부 영역에 형성된 유동장을 보여주고 있는데 Fig. 14의 결과와 같이 비교하여 보면 회전속도의 증가에 따라 내부에 형성되는 와류는 점차적으로 상류로 조금씩 이동되어 형성됨을 알 수 있다. 이로 인하여 블레이드에 형성하는 압력분포에 큰 영향을 미치게 되고 이 압력분포가 회전방향과 같은 토크를 형성하는데 도움을 주고 있음을 알 수 있다.

앞서 2-D의 계산이나 2.5-D의 계산이 정확히 실험결과와 일치하지 못하는 이유가 실제 풍력터빈에서 발생하는 여러 손실의 원인을 포함하지 못하므로 이러한 불일치는 당연하다고 하겠다. McLaren<sup>[11]</sup>의 계산결과에서도 본 계산과 같이 동일하게 실험의 결과보다는 큰 최적 팁 속도비를 얻었으며, 출력계수도 높은 값을 얻었다. 이러한 결과를 실험결과에 맞추기 위하여, 실제 풍력터빈에서의 유동 확산에 의한 속도감소를 고려하여 실제속도에 근접한 속도로 환산하고, 또한 블레이드 팁에서의 유도 입사각에 의한 항력 증가분을 고려한 계수를 적용하여 실험과 상당히 일치하기 위한 두 개의 계수를 적용하였다. 하지만 이 경우에는 실험의 조건에 따라 매번 그에 상응하는 계수를 찾는 것은 실제 사용에서는 도움이 되지 못한다. 하지만 2-D나 2.5-D

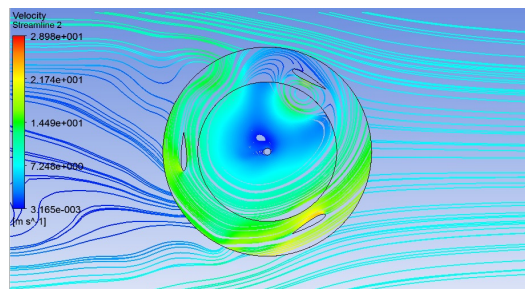
의 계산의 결과가 3차원의 풍력터빈에서 얻어진 결과값과 일치하지 못한다고 하여도 상대적인 비교가 필요한 경우에는 상당히 효과적으로 사용할 수 있다.

#### 4. 결론

본 연구에서는 수직축 풍력터빈의 성능예측을 위하여 2.5-D의 수치해석을 하였다. 수치해석의 비교를 위하여 기존 연구자들에 의하여 수행된 실험결과와 비교를 하였으며, 계산은 실험조건과 동일하게 하여 계산을 수행하였다. 비록 이러한 방식의 수치해석 결과가 실제 풍력터빈에서 발생하는 손실의 많은 부분을 포함하지 못하므로 최적 팁 속도비와 최대 출력계수가 높게 나타나지만 팁 속도비에 따른 변화는 격자개수에 의한 영향성 보다는 팁 속도비의 변화에 따른 영향력이 크므로 동일한 경향성을 보여 주었다. 따라서 최적화를 통한 설계방식과 같은 많은 계산을 필요로 하는 상대적인 비교가 필요한 연구에서는 블레이드 주위에 동일한 격자수를 적용하고 계산영역에서 아주 조밀한 격자가 적용되지 않는다고 하여도 이러한 계산은 효과적인 방식이 될 수 있음을 보여주었다.



(a) at  $\lambda=1.02$



(b) at  $\lambda=1.23$

Fig. 20. Comparison of streamlines in the span center plane

#### 후 기

본 연구는 2015년도 산업통상자원부의 재원으로 한국에너지기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다(No. 20143030021150).

#### References

- [1] Glauert, H., 1947, "The Elements of Aerofoil and Airscrew Theory", 2nd Edition, Cambridge University Press.
- [2] Templin, R. J., 1974, "Aerodynamic Performance Theory for the National Research Council Vertical Axis Wind Turbine", LTR-LA-160, June 1974.
- [3] Strickland, J. H., 1975, "The Darrieus Turbine: A Performance Prediction Model Using Multiple Streamtubes", SAND 75-0931, July 1975, Sandia Laboratories, Albu-

- querque, New Mexico.
- [4] Paraschivoiu, I., Desy, P. and Masson, C., 1988, "Blade-Tip Finite-Aspect Ratio and Dynamic-Stall Effects on the Darrieus Rotor", *AIAA J. Propulsion and Power*, Vol.2, No.2, pp.73-80.
- [5] Brusca, S., Lanzafame, R. and Messina, M., 2014, "Design of a Vertical-Axis Wind Turbine: How the Aspect Ratio Affects the Turbine's Performance", *Int. J. Energy Environ Eng.*, Vol.5, pp.333-340.
- [6] Gormont, R. E., 1973, "An Analytical Model of Unsteady Aerodynamics and Radial Flow for Application to Helicopter Rotors", U.S Army Air Mobility Research and Development Lab., Tech. Report, No. 72-67.
- [7] Strickland, J. H., Webster, B. T. and Nguyen, T., 1980, "A Vortex Model of the Darrieus Turbine: An Analytical and Experimental Study", Sandia National Lab., SAND 79-7058.
- [8] Berg, D. E., 1983, "An Improved Double-Multiple Streamtube Model for the Darrieus Type Vertical Wind Turbine", *Proceeding of 6<sup>th</sup> Biennial Wind Energy Conference and Workshop*, Minneapolis, MN, 1983, pp.231-238.
- [9] Islam, M., Ting, D. S. and Fartaj, A., 2008, "Aerodynamic Models for Darrieus-Type Straight-Bladed Vertical Axis Wind Turbines", *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, Vol.12, pp.1087-1109.
- [10] Paraschivoiu, I., 2009, "Wind Turbine Design with Emphasis on Darrieus Concept", 2009, Press international polytechnique.
- [11] McLaren, K. W., 2011, "A Numerical and Experimental Study of Unsteady Loading of High Solidity Vertical Axis Wind Turbines", Ph.D thesis, McMaster Univ.
- [12] Mohamed, M. H., 2012, "Performance Investigation of H-rotor Darrieus Turbine with New Airfoil Shapes", *Energy*, Vol.47, pp.522-530.
- [13] Nobile, R., Vahdati, M., Barlow, J. and Mewburn-Crook, A. 2011, "Dynamic Stall for a Vertical Axis Wind Turbine in a Two-Dimensional Study", *World Renewable Energy congress*, 2011, Sweden.
- [14] Amet, E., Maitre, T., Pellone, C. and Achard, J. L., 2009, "2D Numerical Simulations of Blade-Vortex Interaction in a Darrieus Turbine", *J. Fluid Engineering*, Vol.131, 111103.
- [15] Li, C., Zhu, S., Xu, Y. L. and Xiao, Y., 2013, "2.5D Large Eddy Simulation of Vertical Axis Wind Turbine in Consideration of High Angle of Attack Flow", *Renewable Energy*, Vol.51, pp.317-330.
- [16] Zhang, L. X., Liang, Y. B., Liu, X. H., Jiao, Q. F. and Guo, J., 2013, "Aerodynamic Performance Prediction of Straight-Bladed Vertical Axis Wind Turbine Based on CFD", *Advances in Mechanical Engineering*, 2013, Article ID 905379.
- [17] Alaimo, A., Esposito, A., Messineo, A., Orlando C. and Tumino, D., 2015, "3D CFD Analysis of a Vertical Axis Wind Turbine", *Energies*. 2015.8, pp.3013-3033.
- [18] Castelli, M. R. and Benini, E., 2010, "Effect of Blade Inclination Angle on a Darrieus Wind Turbine", *GT2010-23332*.
- [19] Carrigan, T. J., Dennis, B. H., Han, Z. X. and Wang, B. P., 2012, "Aerodynamic Shape Optimization of a Vertical-Axis Wind Turbine Using Differential Evolution", *Renewable Energy*, 2012, Article ID 528418.
- [20] Lanzafame, R., Mauro, S. and Messina, M., 2014, "2D CFD Modeling of H-Darrieus Wind Turbines Using a Transition Turbulence Model", *Energy Procedia*, Vol.45, pp.131-140.
- [21] Mohamed, M. H., 2013, "Impacts of Solidity and Hybrid System in Small Wind Turbines Performance", *Energy*, Vol.57, pp.495-504.
- [22] Castelli, M. R., Englaro, A. and Benini, E., 2011, "The Darrieus Wind Turbine: Proposal for a New Performance Prediction Model Based on CFD", *Energy*, Vol.36, pp. 4919-4934.
- [23] Howell, R., Qin, N., Edwards, J. and Durrani, N., 2010, "Wind Tunnel and Numerical Study of a Small Vertical Axis Wind Turbine", *Renewable Energy*, Vol.35, pp. 412-422.
- [24] Takao, M., Maeda, T., Kamada, Y., Oki, M. and Kuma, H., 2008, "A Straight-Bladed Vertical Axis Wind Turbine with a Directed Guide Vane Row", *J. of Fluid Science and Technology*, Vol.3, No.3, pp.379-386.
- [25] Cho, S. Y., Rim, C. H., Choi, S. K., Kim, J. G., Nam, J. S. and Park, S. K., 2015, "Numerical Analysis on the Performance of Vertical Axis Wind Turbine Affected



by the Configuration of the Wind Power Tower”,  
New&Renewable Energy, Vol.11, No.2, pp.17-28.

[26] CFX, v.15, 2014, ANSYS Inc.

[27] Bravo, R., Tullis, S. and Ziada, S., 2007, “Performance Testing of a Small Vertical Axis Wind Turbine”, 21st Canadian Congress of Applied Mechanics CANCAM, 2007.

[28] Miao, J. J., Huang, S. W., Tsai, Y. D., Liang, S. Y.,

Hsieh, C. H., Chen, S. J., Hu, C. C., Cheng, J. C. and Leu, T. S., 2012, “Wind-Tunnel Study on Aerodynamic Performance of Small Vertical-Axis Wind Turbines”, Journal of Chinese Society of Mechanical Engineers, pp.1-21.

[29] Fluent Training Material, Ansys Release Ver.14.5, Lecture Transient Flow Modeling, 2012.