

RANS 방정식을 이용한 HAWT 로터 블레이드의 회전 유동장 해석

김 태 승,¹ 이 철,² 손 창 호,³ 조 창 열^{*4}

ROTATING FLOW ANALYSIS AROUND A HAWT ROTOR BLADE USING RANS EQUATIONS

T.S. Kim,¹ C. Lee,² C.H. Son³ and C.Y. Joh^{*4}

The Reynolds-Averaged Navier-Stokes(RANS) analysis of the 3-D steady flow around the NREL Phase VI horizontal axis wind turbine(HAWT) rotor was performed. The CFD analysis results were compared with experimental data at several different wind speeds. The present CFD model shows good agreements with the experiments both at low wind speed which formed well-attached flow mostly on the upper surface of the blade, and at high wind speed which blade surface flow completely separated. However, some discrepancy occurs at the relatively high wind speeds where mixed attached and separated flow formed on the suction surface of the blade. It seems that the discrepancy is related to the onset of stall phenomena and consequently separation prediction capability of the current turbulence model. It is also found that strong span-wise flow occurs in stalled area due to the centrifugal force generated by rotation of the turbine rotor and it prevents abrupt reduction of normal force for higher wind speed than the designed value.

Key Words : 레이놀즈 평균 나비에 스톱스 방정식(Reynolds-Averaged Navier-Stokes equation), 수평축 풍력터빈(Horizontal- Axis Wind Turbine), 실속 시작(stall onset)

1. 서 론

풍력발전은 자연계의 바람으로부터 운동 에너지를 추출하여 로터 회전축을 통하여 기계적 에너지로 변환시킨 후 이를 유용한 전기에너지 형태로 2차 변환시키는 과정이다. 효율적인 발전을 위해서는 일차적으로 바람의 에너지를 최대한으로 추출할 수 있도록 로터 블레이드를 잘 설계하는 것이 중요하다. 이와 관련되는 주요 분야가 공기역학(aerodynamics)이며, 기상학(meteorology)이 입력으로 작용하고, 회전체와 구조물과의 간섭에 관한 시스템 동역학(dynamics)등도 연관된다.

Lanchester[1]에 의해 수행된 풍력터빈(wind turbine)에 대한 최초의 해석은 Glauert[2]의 깃 요소 운동량(blade element

momentum; BEM) 이론으로 발전하여 프로펠러, 헬리콥터 로터 및 각종 터빈 등을 포함하여 수많은 유체역학 관련 회전체의 기본이론으로 자리 잡았으며, 현재까지도 폭넓게 사용되고 있다.

그러나 2000년대에 들어오면서 덴마크의 RISO, DTU를 비롯한 독일의 DLR, 스웨덴의 FFA 및 미국의 NASA, NREL 등 대규모 국립 연구소를 중심으로 Navier-Stokes 방정식을 사용하여 풍력발전용 로터 블레이드 주위의 3차원 유동장을 해석하는 연구가 활발히 수행되기 시작하였다[3]. 이러한 경향은 NASA Ames에서 수행한 NREL 실험[4]과 NREL/NWTC 공력 블라인드 테스트(aerodynamic blind comparison test)[5]에서도 그 필요성이 잘 시사되고 있는 데, 즉, 풍력터빈에 대한 기존의 BEM 이론은 2차원 익형의 공력 데이터와 경험식을 조합하여 사용하므로 2차원 정상 유동해석이라는 심각한 한계점을 가지고 있지만 실제로 풍력터빈의 유동장은 철저한 3차원 비정상 유동이라는 사실이 알려졌기 때문이다[6,7].

BEM 이론을 이용한 풍력터빈의 해석 및 설계에 대한 국내의 연구는 많은 편이지만, 3차원 CFD 해석을 사용한 연구는 그리 많지 않다. 김정환 등[8]이 CFX-TASCflow를 이용한

접수일: 2008년 2월 27일, 심사완료일: 2008년 6월 16일.

1 정회원, 한국자동차부품기술연구소

2 비회원, 울산대학교 항공우주공학과

3 정회원, 울산대학교 기계자동차공학부

4 정회원, 울산대학교 항공우주공학과

* Corresponding author, E-mail: johcy@mail.ulsan.ac.kr

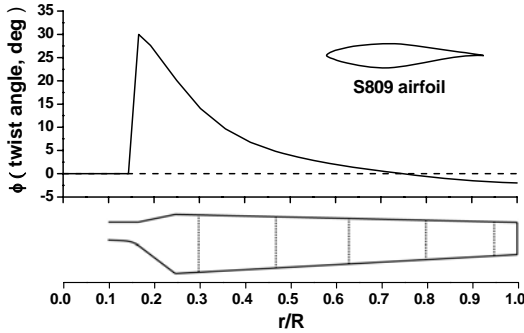


Fig. 1 Geometry of the NREL Phase VI rotor blade (Dotted lines represents 5 spanwise pressure-tab positions)

네델란드 Delft 대학의 2 블레이드 HAWT에 대하여 Navier-Stokes 유동해석을 수행한 바 있다.

풍력터빈에 대한 공기역학적 현상은 정상 3차원 회전유동이 기본이며 깃 끝으로 부터 생성되어 후류로 퍼져나가는 와류(wake)가 큰 역할을 한다. 유사한 회전유동을 생성하는 헬리콥터 로터 블레이드의 경우와는 달리 일상 구동조건에서도 유동의 박리현상이 발생하고 이에 따라 블레이드 스펠방향으로 강한 흐름이 형성되는 등 근본적으로 3차원 현상이 지배적인 흐름이다. 또한, 실제 설치 현장에서 구동할 때에는 전단풍, 로터-탑 간섭, yaw 상태, 변동 유입류(dynamic inflow), 동적 실속(dynamic stall), 공탄성(aeroelasticity) 등과 같이 원천적인 비정상 흐름도 많이 발생한다. 이와 같은 여러 복잡한 현상을 이해하고 설계를 위해 보다 정확한 성능을 예측하려면 우선적으로 풍력터빈의 기본 공기역학적 현상인 정상 3차원 유동에 대한 이해가 선행되어야 한다.

본 연구는 이러한 배경에 따라서 Navier-Stokes 유동해석 코드를 이용하여 수평축 풍력발전용 로터 블레이드의 흐름에 대한 3차원 전산유체 해석을 수행하는 데 있다. 특히, 실험 자료가 공개되어 있는 표준모델을 선정하여 상호 비교를 통하여 구축된 해석모델의 정확성을 검증하고, 또한 향후 블레이드의 공력 설계에도 적용이 가능토록 하기 위해 PC 수준의 계산 자원으로도 해석이 가능하도록 효율적인 해석모델을 구축하도록 하였다.

2. 해석 모델 형상

2.1 해석 모델의 선정

풍력 터빈에 대한 실험 자료로는 소형 풍동을 이용한 낮은 레이놀즈수의 자료를 비롯하여 그동안 발표되었던 다양한 풍동시험 자료가 있지만, 그 중에서 자료의 양이나 실험의 정확성 면에서 NASA-Ames 연구소의 80ft×120ft NFAC(National

Full-Scale Aerodynamics Complex) 풍동에서 수행한 NREL Phase VI 풍동실험[4](로터 직경 10.06m, 레이놀즈수 약 1×10^6 , 차폐율(blockage) 2%이하)을 따라갈 자료가 없다. 그러므로 이 모델을 CFD 해석의 비교검증을 위한 실험 모델로 선정하였다.

2.2 블레이드의 제원 및 구동 조건

NREL Phase VI 풍력터빈 기본형(baseline)은 2개의 블레이드로 구성되어 있다. Fig. 1에서 보는 것과 같이 반경은 5.03m이며 테이퍼는 선형적으로 변하지만 비틀림각은 비선형적으로 변하고 있다. 허브에서 로터의 15% 반경위치까지는 원형 실린더이며 25% 반경위치에서 끝단까지 S809 익형이 사용되었고, 15%에서 25% 사이의 천이 부분은 선형으로 변형되고 있다. 블레이드는 30° 시위선상에 피치 축이 위치하고 있으며 75% 반경위치에서 피치각이 5°(이 위치에서 비틀림각은 0°)가 되도록 설치되어 있다. 끝속도비(tip speed ratio)가 7.0일 때 최대 동력계수(power coefficient)를 가지도록 설계되어 있다.

풍동실험[4]은 광범위한 구동 형상에 대해서 수행되었지만, 본 연구에서는 상풍(upwind) 형상, 로터 코닝각(coning angle) 0°, 요(yaw)각 0°의 축에 평행한 흐름을 가진 기본 형상을 선정하였다. Table 1은 실험 조건을 보여주고 있는 데, 이 실험 조건에서 레이놀즈수는 깃뿌리(root) 부근에서 $0.7 \sim 1.4 \times 10^6$ 의 범위와 깃끝(tip) 부근에서는 $1.0 \sim 1.1 \times 10^6$ 의 범위를 가진다. 풍력 발전 탑과 나셀의 영향은 본 연구에서는 무시하고 로터 자체만을 해석하였다.

3. 수치해석

3.1 해석코드 및 수치해법

로터 유동장에 대한 전산유체 해석을 위하여 셀 중심 유한체적법(cell-centered finite volume method) 기반의 비압축성 RANS(Reynolds-averaged Navier-Stokes) 방정식[9]을 사용하였다

Table 1 Operational conditions for NREL Phase VI turbine

run #	wind speed (m/s)	rpm	density (kg/m ³)	viscosity × 10 ⁵ (kg/ms)	λ (tip speed ratio)
1	7.0	71.9	1.246	1.769	5.41
2	10.0	72.1	1.246	1.769	3.80
3	13.0	72.1	1.227	1.781	2.92
4	15.1	72.1	1.224	1.784	2.52
5	20.1	72.0	1.221	1.786	1.89
6	25.1	72.1	1.220	1.785	1.51

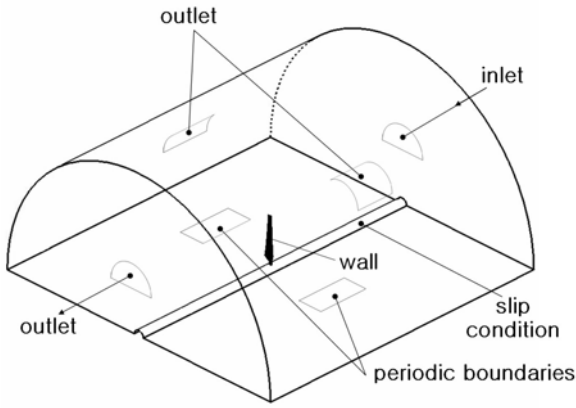


Fig. 2 Computational domain and boundary conditions

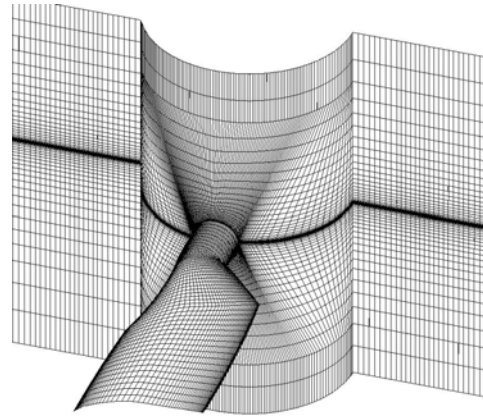


Fig. 4 Surface mesh on inner cylinder, blade surface and periodic boundaries

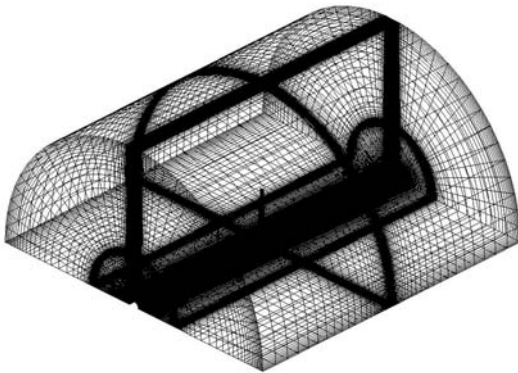


Fig. 3 Overall view of boundary mesh

다. 로터 주위의 회전 유동장을 해석하기 위하여 회전 좌표계를 사용하였다. 로터의 유동장은 혼합조(mixing tank)와 같이 로터만 회전하고 외부 경계는 균일하므로 단일 회전 기준계(single rotating reference frame)를 적용하였다.

압력과 속도의 연계를 Patankar와 Spalding의 SIMPLE 알고리즘[10]을 사용하였고, odd/even 압력 분리를 피하기 위해 Rhie와 Chow의 압력 보간법[11]을 사용하였다. 대류항의 이산화는 QUICK을 사용하였고 확산항은 2차의 정확도를 가진 중앙차분법을 사용하였다. 내재적 시간적분을 적용하였으며 다중격자(multi-grid)와 국부시간 점층(local time stepping)을 사용하여 정상해를 위한 수렴을 가속시켰다. 난류모델은 2 방정식 $k-\omega$ SST 모델[12]을 사용하였다. 보다 정확한 해를 구하려면 비정상 해석을 수행하여야 하지만, 본 연구는 향후 블레이드의 형상 설계를 목표로 진행 중이며 계산시간은 큰 부담이 되므로 정상흐름으로 한정하기로 했다.

3.2 경계조건

수치해석을 위한 유동영역은 중간에 로터를 포함하고 반원통형의 외부경계를 가지도록 정하였다. 반경방향 거리는 로터 반경의 3배로 지정하였고 상·하류 방향으로도 각각 반경의 3배를 지정하여 교란에 대해 비교적 충분한 거리를 확보하도록 하였다. Fig. 2는 해석 영역과 각 경계면 및 적용 경계조건을 보여주고 있다. 중심의 허브 부분에는 반경 0.508m의 원통형으로 제거시켰다.

안쪽 원통 면에 대해서는 slip 조건을 부과하고 바깥쪽 원통 경계면은 일정 압력의 출구조건을 적용하였다. 상류의 입구 경계면은 일정 풍속을 가지는 자유류 조건을, 하류 경계면은 일정 압력의 출구조건을 각각 적용하였다. 외부 경계는 터빈 회전에 의한 교란에 대해 비교적 충분한 거리를 확보하였으며, 출구 경계에서의 유동의 방향은 내부 유동으로부터 외삽되어 결정된다. 절대유동변수를 사용하여 블레이드의 벽면(wall) 경계조건(no-slip condition)을 로터의 회전속도와 동일하게 지정하였다. 반원통의 절단면은 방위각 방향(azimuthal direction)의 주기 경계조건(periodic boundary condition)을 적용하였다.

3.3 격자계

공간격자는 O-H형의 육면체 정렬격자(hexahedral structured grid)를 기본으로 하고 블레이드 끝단의 일부에 사면체(tetrahedral) 비정렬격자를 가진 다중블록 혼합 격자계(hybrid mesh)이다. 총 68블록의 1,764,470셀로 구성되었으며, 블레이드 표면 격자는 144×109 개 이다. Fig. 3은 완성된 전체 격자계의 모습을 보여주고 있다. 블레이드 표면 첫 격자는 y^+ 가 $O(1)$ 을 가지도록 구성하였다. 로터가 회전할 때는 inboard와 outboard 사이에 속도의 차이가 발생되므로 균일한 y^+ 를 얻기

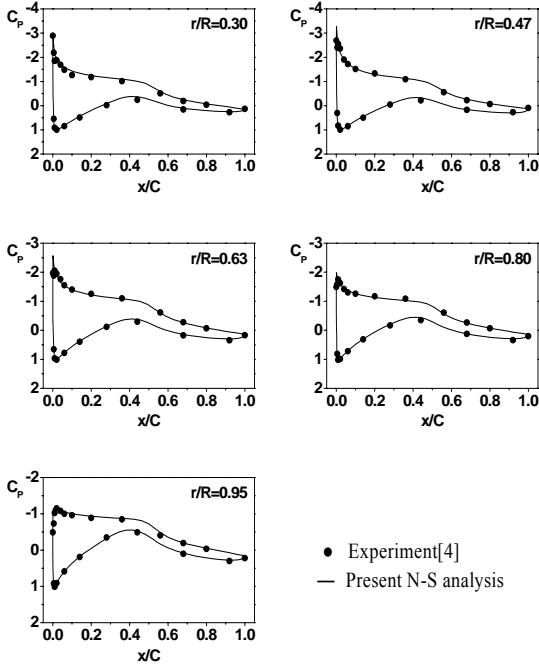


Fig. 5 Pressure distributions for the wind speed 7 m/s

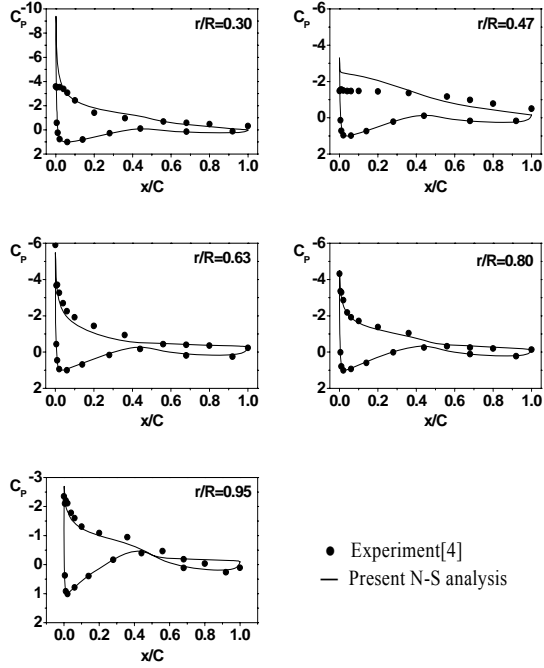


Fig. 6 Pressure distributions for the wind speed 10 m/s

위해서 첫 격자의 높이를 서로 달리하였다.

주기 경계조건(periodic boundary conditions)을 적용할 때는 직접 두 면의 격자를 일치시켜 정보를 교환할 수 있도록 하였다. Fig. 4는 완성된 주기 경계면, 안쪽 허브 원통 및 블레이드 표면의 격자 모습을 함께 보여주고 있다.

4. 해석 결과 및 검토

Table 1에 표시된 6 풍속에 대해서 수치해석을 수행하였다. Pentium D(dual core), 3.4GHz PC에서 병렬처리 하였으며 각 해석 당 약 5,000번 정도의 반복(iteration)으로 수렴하였으며 평균적으로 24시간 정도 소요되었다.

4.1 압력 분포(pressure distribution)

풍속 7m/s일 때 블레이드 스패치 위치가 각각 30%, 47%, 63%, 80%, 95% 지점(풍동실험에서 각각 22개의 압력 탭이 설치된 위치)에서 시위를 따라 표면 압력계수를 Fig. 5에 나타내었다. 압력계수는 다음과 같이 정의된다.

$$C_{P_n} = \frac{P_n - P_\infty}{1/2\rho_\infty (V_\infty^2 + (r_n \omega)^2)} \quad (1)$$

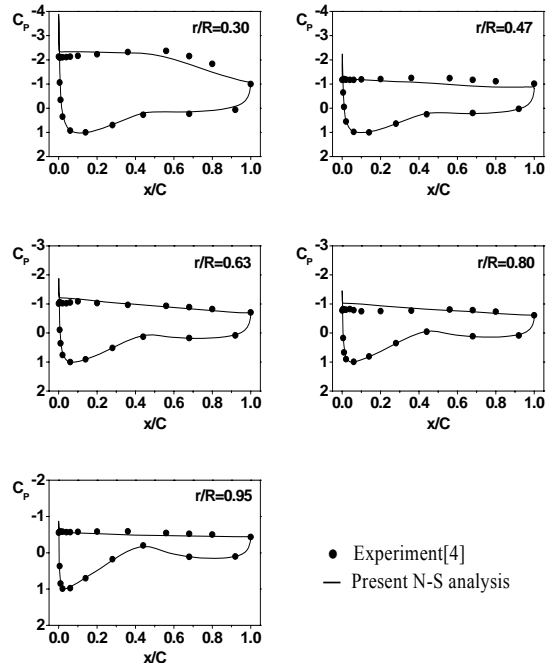


Fig. 7 Pressure distributions for the wind speed 20 m/s

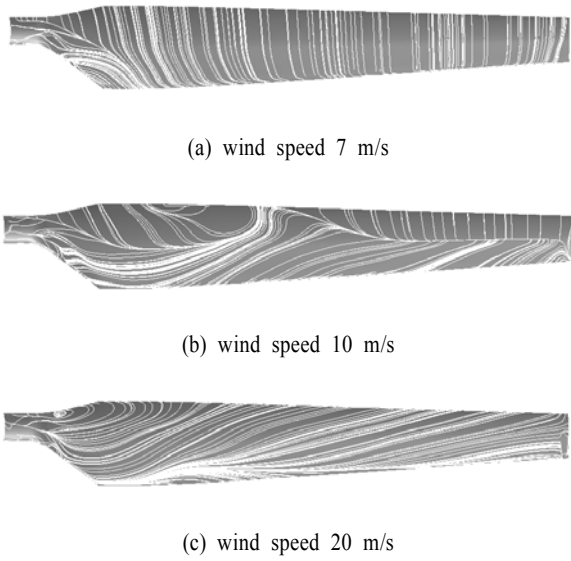


Fig. 8 Surface streamlines on the suction surface of the blade

여기서 n 은 압력 탭이 설치된 5 군데 스패 위치를 표시하고, P_∞ , V_∞ 는 자유류의 정압과 풍속, r 은 해당 스패 위치에 대한 로터 반경방향의 거리, ω 는 로터의 회전 각속도를 나타낸다.

계산 결과는 실험값과 잘 일치하고 있다. 설계 풍속인 7 m/s에서는 대부분 부착흐름(attached flow)이 형성되어 최대 동력계수(power coefficient)가 발생되도록 설계되어 있음을 알 수 있다.

Fig. 6과 7은 각각 풍속이 10m/s, 20m/s일 때의 압력분포이다. 이들은 설계 풍속 보다 더 강풍으로서 블레이드 윗면의 일부 지역 또는 전 지역에서 흐름의 박리가 발생하고 있는 것을 볼 수 있다. Fig. 6의 경우, inboard인 30% 및 47% 스패 위치에서 특히 실험값과 차이가 많이 나는 데, 이는 실험에서는 흐름이 앞전에서 박리가 이미 발생하였거나(47% 스패 위치) 또는 이에 인접하고 있으나(30% 스패 위치), 해석에서는 모두 부착흐름으로 예측되기 때문이다. 일반적으로 이와 같이 부착과 박리흐름이 혼재하는 경우에 유동 해석에 사용한 난류 모델에 민감하게 관계하므로 박리 위치를 정확히 예측하기가 쉽지 않다. 반면, Fig. 7에서는 예측 값이 실험값과 잘 일치하는 것을 볼 수 있다. 이 풍속에서는 앞서 두 경우에 발생하던 앞전에서의 강한 흡입(suction)은 더 이상 보이지 않고 일정한 큰 흡입이 윗면 전체에 걸쳐 발생하고 있다. 압력이 시위를 따라 거의 일정하다는 것은 시위 방향으로 더 이상 압력구배(pressure gradient)가 형성되지 않고 있으며, 이는 또한 윗면 전체가 박리지역(Fig. 8(c) 참조)임을 나타내고 있다.

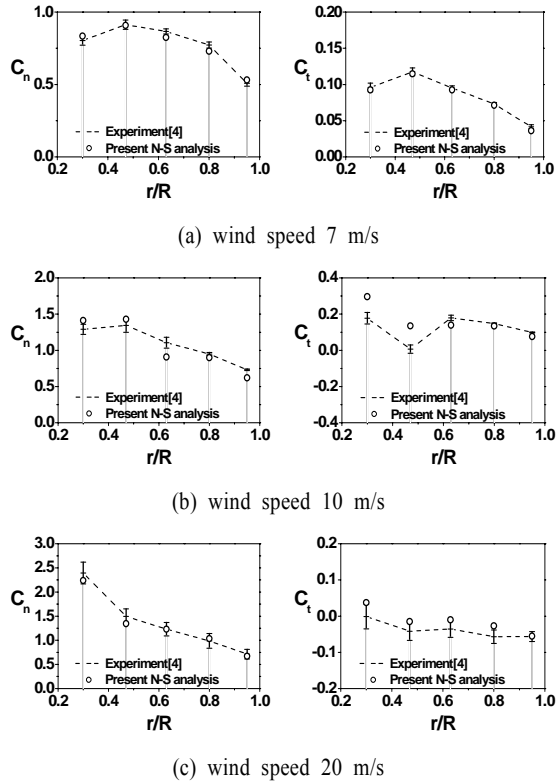


Fig. 9 Spanwise distribution of normal and tangential force coefficients; for measurements, \pm one standard deviations are shown

4.2 표면 유선(surface streamlines)

Fig. 8은 풍속에 따른 블레이드 흡입면(suction surface)에서의 표면 유선을 보여주고 있다. 표면 유선은 앞서 압력분포에서 언급한 풍속에 따른 유동 현상을 가지적으로 잘 설명하고 있다. 설계 풍속 7 m/s에서는 안쪽 허브 연결부를 제외하고 대부분 지역에서 부착흐름이 발생하지만(Fig. 8(a)), 풍속이 증가할수록 흐름의 박리가 발생하거나(Fig. 8(b)) 전면적인 실속(Fig. 8(c))으로 발전되는 것을 볼 수 있다. 풍속 10 m/s와 같이 부분적인 박리가 진행되고 있는 경우는 윗면을 따라 박리선인 극한 유선(limiting streamline)을 볼 수 있다. 스패 중간 위치에서는 실속이 시작되고(stall onset) 나머지는 시위선의 중간 정도에서 흐름의 박리가 발생하여 실속과 부착흐름이 혼재되어 있는 상당히 불안정한 흐름 상태를 보여주고 있다. 이러한 경우에는 흐름이 사실상 조그마한 교란에 대해서도 상당히 민감하게 반응하게 된다. 앞서 언급한 압력분포 상의 차이도 이러한 상황과 관계가 있다.

특이한 점은 박리지역내에서 outboard 방향으로 형성된 강한 스패방향의 흐름(spanwise flow)이다. 이는 로터의 회전에

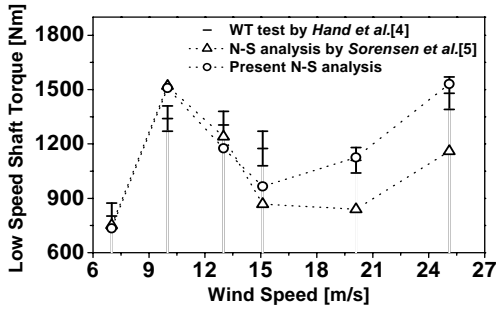


Fig. 10 Low speed shaft torques; for measurements, \pm one standard deviations are shown

의한 원심력으로 발생하게 되며 실속상태에도 불구하고 블레이드에 작용하는 수직력(normal force)을 증가시키는 역할을 한다[6].

4.3 공력 하중

Fig. 9는 풍속에 따라 블레이드 각 스펠위치에 작용하는 수직력(normal force)과 접선력(tangential force) 계수를 보여주고 있다. 수직력과 접선력은 익형 표면에 작용하는 압력을 사용하여 식 (2,3)과 같이 시위에 대해 수직방향과 접선방향으로 적분하여 구한다.

$$C_{n_n} = \sum_{i=1}^{no\ of\ taps} \left(\frac{C_{p_i} + C_{p_{i+1}}}{2} \right) (x_{i+1} - x_i) \quad (2)$$

$$C_{t_n} = \sum_{i=1}^{no\ of\ taps} \left(\frac{C_{p_i} + C_{p_{i+1}}}{2} \right) (y_{i+1} - y_i) \quad (3)$$

여기서 n 은 n 번째 압력 탭을 중간에 포함하고 있는 스펠 방향 패널을 표시하고, x , y 는 시위 길이로 무차원화 된 좌표값이다.

전반적으로 공력 하중은 실험과 잘 일치하고 있으나 풍속 10 m/s일 때는 허브로부터 약 60% 스펠위치까지의 inboard에서 불일치가 나타나고 있다. 이를 Fig. 8의 표면 유선과 연관시켜 살펴보면 보다 명확하게 알 수 있다. 즉, outboard에서는 시위선의 절반쯤에서 일정하게 박리가 발생하고 있으나 중간 스펠위치 정도에서는 실속이 발생하고 여기서부터 inboard쪽으로는 박리위치가 일정하지 않으며 상당히 변화가 심한 흐름이 발생하고 있기 때문이다.

4.4 출력 토크

Fig. 10은 풍속의 변화에 따른 터빈 축 토크(turbine shaft torque)를 보여주고 있다. 저속 축 토크(low speed shaft torque)

는 터빈 로터와 직접 연결되어 있으며 기어에 의해 증속되기 이전의 축이다. 이는 식 (4)와 같이 스펠 위치별 국부 토크를 적분하여 구할 수 있다.

$$Q = 2 \sum_{n=1}^5 C_{q_n} \cdot 1/2 \rho (V_\infty^2 + (r_n \omega)^2) \cdot \Delta S_n \cdot r_n \quad (4)$$

여기서 C_{q_n} 은 해당 스펠위치에서의 토크계수로서 식 (5)과 같이 표현되며 수직력과 접선력을 로터 회전면 방향으로 적분하여 구한다.

$$C_{q_n} = C_{n_n} \sin(\phi_n + \beta_n) + C_{t_n} \cos(\phi_n + \beta_n) \quad (5)$$

실속 시작(stall onset) 풍속인 10m/s에서 계산 토크는 약 20%정도 과대 예측을 하고 있으며 이후 실속에 완전히 진입하기 전까지는 과소 예측을 한다. 그러나 완전 실속에 진입한 이후의 높은 풍속(20m/s 이상)에서는 실험값에 근접하고 있다. 이는 앞서서 보았듯이 실속이 발생하기 시작하여 완전 실속에 진입할 때까지의 풍속에서는 블레이드 표면에서 부착흐름과 박리흐름이 혼재되어 있으며 본 CFD 해석 모델은 이러한 흐름을 정확히 해석하는데 어려움을 가지고 있기 때문이다. 그렇지만 이 영역을 포함한 대부분의 풍속 범위에서 Sorensen 등[5]의 해석에 비해서는 실험값에 더 근접하게 예측하고 있다.

또한, 일반적인 예상과는 달리 완전 실속에 진입하더라도 블레이드로부터 토크는 지속적으로 발생하고 있다. 이는 앞서 표면 유선을 통해서도 보았지만 원심력에 의해 outboard 방향으로 형성된 강한 스펠방향의 흐름과 관련이 있다. 이 흐름으로 인하여 축방향의 흐름은 실속이 일어났지만 반경방향으로 운동량이 발생하고 결과적으로 블레이드에 작용하는 수직력은 급속히 감소하지 않게 되는 것이다. 그러므로 설계풍속보다 큰 풍속에서 동력을 제한할 때 실속제어(stall control) 방식을 사용하는 풍력발전기는 이러한 이점을 잘 예측하여 설계를 하여야 과도 출력으로 인한 발전기 손상을 피할 수 있을 것이다.

5. 결 론

3차원 Navier-Stokes 방정식을 이용하여 수평축 풍력발전용 로터 블레이드 NREL phase VI 모델에 대한 유동해석을 수행하였다. 본 모델은 NASA Ames NFAC 풍동에서 수행한 풍동 실험을 통해 광범위하고 신뢰할 수 있는 자료를 가지고 있다.

설계풍속 및 초과 풍속에 대해 블레이드 표면 압력분포 및 유선과 이를 적분하여 구한 공력하중 및 출력계수를 함께 비

교함으로써 유동장, 풍하중 및 로터의 성능을 해석하였다.

비교 결과, 본 CFD 해석 모델은 완전히 부착된 흐름을 가진 낮은 설계 풍속의 경우와 완전 박리된 흐름을 보여주는 높은 풍속의 경우에는 실험과 비교적 잘 일치하고 있지만, 박리와 부착 흐름이 혼재하는 풍속의 경우에는 차이가 발생하고 있다. 이 영역에서의 해는 난류모델의 유동의 박리 예측에 민감하게 영향을 받는 것으로 보인다. 또한 완전 실속이 발생하더라도 스핀방향의 흐름으로 인해 지속적으로 로터의 출력이 발생하고 있음을 확인하였다.

수평축 풍력발전용 로터 블레이드 주변의 점성유동에 대한 본 3차원 CFD 해석 연구는 로터 블레이드 상에 발생하는 3차원 공기역학적 현상을 비교적 정확하고 효과적으로 예측할 수 있음을 보여 주었다.

후 기

이 논문은 2005년 울산대학교의 연구비(2005-0232)에 의하여 연구되었음.

참고문헌

- [1] 1915, Lanchester, F.W., "A Contribution to the Theory of Propulsion and the Screw Propeller," *Trans. Inst. Naval Archi.*, pp.57-98.
- [2] 1963, Glauert, H., "Airplane Propellers," *Aerodynamic Theory*, Vol.IV, Division edited by W. F. Durand, Dover Publication.
- [3] 2001, Sørensen, N.N., Michlesen, J.A. and Schreck, S., "Detailed Aerodynamic Prediction of the NREL/NASA Ames Wind Tunnel Tests Using CFD," *EWEC, Copenhagen*, pp.48-53.
- [4] 2001, Hand, M.M., Simms, D.A., Fingersh, L.J., Jager, D.W., Cotrell, J.R., Schreck, S. and Larwood, S.M., "Unsteady Aerodynamics Experiment Phase VI: Wind Tunnel Test Configuration and Available Data Campaigns," *NREL/TP-500-29955*, NREL.
- [5] 2002, Sørensen, N.N., Michelsen, J.A. and Schreck, S., "Navier-Stokes Predictions of the NREL Phase VI Rotor in the NASA Ames 80ft x 120ft Wind Tunnel," *Wind Energy*, Vol.5, pp.151-169.
- [6] 2002, Schreck, S. and Robinson, M., "Rotational Augmentation of Horizontal Axis Wind Turbine Blade Aerodynamics Response," *Wind Energy*, Vol.5, pp.133-150.
- [7] 2003, Vermeer, L.J., Sorensen, J.N. and Crespo, A., "Wind Turbine Wake Aerodynamics," *Progress in Aerospace Sciences*, Vol.39, Elsevier Ltd., pp.467-510.
- [8] 2005, 김정환, 김태식, 이연원, 김영덕, "CFD에 의한 수평축 풍력터빈의 공력해석에 관한 연구," *한국풍공학회지*, 제9권, 제1호, pp.103-108.
- [9] 2003, *FLUENT User's Guide*, FLUENT Inc.
- [10] 1972, Patankar, S.V. and Spalding, D.B., "A Calculation Procedure for Heat, Mass and Momentum Transfer in Three-dimensional Parabolic Flows," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol.15, pp.1787-1806.
- [11] 1983, Rhie, C.M. and Chow, W.L., "Numerical Study of the Turbulent Flow Past an Airfoil with Trailing Edge Separation," *AIAA Journal*, Vol.21, No.11, pp.1525-1532.
- [12] 1993, Menter, F.R., "Zonal Two Equation $k-\omega$ Turbulence Models for Aerodynamics Flows," *AIAA-93-2906*.