

등가강성모델 기반의 양방향 유체구조 연성해석을 적용한 NREL Phase VI 풍력 로터 시스템의 공력특성 평가

차진현* · 송우진** · 강범수* · 김 정†

* 부산대학교 항공우주공학과, ** 부산대학교 부품소재산업협력연구소

Evaluation of Aerodynamic Characteristics of NREL Phase VI Rotor System Using 2-Way Fluid-Structure Coupled Analysis Based on Equivalent Stiffness Model

Jin Hyun Cha*, Woo Jin Song**, Beom Soo Kang* and Jeong Kim†

* Dept. of Aerospace Engineering, Pusan Nat'l Univ.,

** Industrial Liaison Innovation Center, Pusan Nat'l Univ.

(Received December 1, 2011 ; Revised April 21, 2012 ; Accepted April 23, 2012)

Key Words: Equivalent Stiffness Model(등가강성모델), Fluid-Structure Coupled Analysis(유체구조연성해석), Aeroelastic Effect(공탄성효과), Computational Fluid Dynamics(전산유체역학), NREL Phase VI Rotor

초록: 본 논문은 상용 유한요소코드인 ANSYS Workbench 12.1과 CFX 12.1을 이용하여 NREL Phase VI Rotor에 대한 공력특성을 입구풍속 7m/s 경우에 대해 연구하였다. 공탄성 효과를 고려하기 위해 약결합 양방향 유체구조 연성기법을 사용하여 타워구조를 제외한 로터파트에 대해서 해석이 수행되었다. 블레이드 끝단의 초기 피치각은 3°로 설정하였고, 구조해석모델은 등가강성기법을 적용하였다. 신뢰성 있는 수렴판정 결과의 확보를 위해 블레이드 루터부의 굽힘모멘트를 실시간으로 모니터링 하였다. 해석의 신뢰성을 검증하기 위하여 해석결과를 NREL/NASA Ames 풍동 실험결과와 비교 분석하였다.

Abstract: In this study, the evaluation of the aerodynamic characteristics of the NREL Phase VI Rotor System has been performed, for the 7 m/s upwind case using commercial FEA and CFD tools which are ANSYS Mechanical 12.1 and CFX 12.1. The initial operating conditions of the rotor blade include a 3° tip pitch angle. A numerical simulation was carried out on only the rotor parts, excluding the tower structure based on the equivalent stiffness model, to consider the aeroelastic effect for the numerical simulation using the loosely coupled 2-way fluid-structure interaction method. The blade root bending moment was monitored in real time to obtain reasonable results. To verify the analysis results, the numerical simulation results were compared with the measurements in the form of the root bending moment and the pressure distributions of the NREL/NASA Ames wind tunnel test.

- 기호설명 -

C_p : 압력계수
 EI : 굽힘강성
 G : 전단탄성계수
 GJ : 비틀림강성
 δ : 변위
 ϕ : 비틀림각

I : 단면2차모멘트
 J : 극관성모멘트
 M : 굽힘모멘트
 T : 회전모멘트

1. 서론

1.1 연구 배경

최근 풍력발전기는 고효율성 요구도 증가에 따라 점차 대형화되어가고 있다. 대형풍력발전기는 실증단계에서 오류가 발생하게 되면 막대한 추가

† Corresponding Author, greatkj@pusan.ac.kr

© 2012 The Korean Society of Mechanical Engineers

비용이 발생하게 된다. 이러한 이유로 풍력발전기 시스템 실증단계에 로터 블레이드 시스템의 정밀 하중해석 및 설계가 요구된다.⁽¹⁾

현재 풍력발전기 로터 블레이드의 공력 해석 시 구조모델은 일반적으로 변형 전후의 블레이드 형상을 고려할 수 없는 강체모델을 사용하고 있다.^(2,3) 하지만 풍력발전기의 대형화와 경량화 제작 추세 때문에 블레이드의 크기가 증가하고 유연해지면서, 블레이드 구조모델의 기하학적 비선형이 점차 증가하고 있다. 따라서 블레이드 공력 해석 시 일반적으로 수행하는 강체모델에 대한 해석결과는 실제 운용조건과 많은 차이를 갖게 된다. 본 연구에서는 유체유발 하중 때문에 발생하는 구조모델의 변형과 구조모델의 변형으로 발생하는 유체유동의 변화를 고려한 공력특성을 평가하기 위해 구조모델로서 등가강성모델을 적용하였고, 양방향 유체 구조 연성해석 기법을 사용하였다. 수평축 풍력발전용 터빈 NREL Phase VI 로터를 대상으로 상용코드인 ANSYS CFX에서 제공하는 $k-\epsilon$ 모델을 사용하여 입구풍속 7m/s 조건에 대해 연구를 수행하였다. 또한, 수치해석 결과는 NREL(National Renewable Energy Laboratory)이 NASA Ames 풍동에서 수행한 실험결과⁽⁴⁾와 비교 분석되었다.

1.2 NREL Phase VI 로터

2000년 5월 NREL은 NASA Ames Research Center가 보유하고 있는 24.4m×36.6m 크기의 풍동에서 연구용 풍력터빈인 NREL Phase VI 로터에 대한 실험을 완료하였다.⁽⁴⁾ 그 후 NREL은 세계 각국에서 개발되고 있는 다양한 해석코드들의 해석능력 검증에 위한 목적으로 실험결과와 블레이드를 구성하는 에어포일의 코드길이, 비틀림각 및 위치정보를 공개하였다.⁽⁵⁾

NREL Phase VI 로터는 2매의 블레이드로 구성되어 있으며 Fig. 1과 같이 블레이드의 단면형상은 NREL S809에어포일로 구성되어 있다. 자세한 로터의 제원을 Table 1에 나타냈다.

2. 해석모델 및 해석조건

2.1 약결합 양방향 유체구조 연성기법

양방향 유체구조 연성기법에는 유체와 구조 지배방정식이 하나로 통합되는 강결합 유체구조 연

Table 1 Specification of the NREL Phase VI Rotor

Number of blades	2
Rotor diameter	10.058m
Hub height	12.192m
Rotation speed	71.63rpm
Cut-in wind speed	6m/s
Power regulation	stall
Rotor power	19.8kW
Rotation direction	Counterclockwise

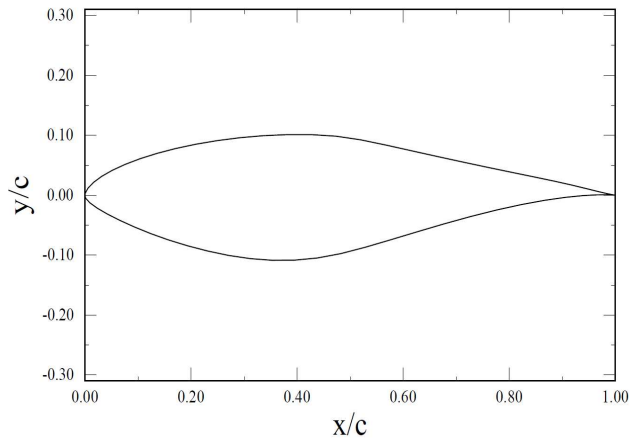


Fig. 1 NREL S809 airfoil profile

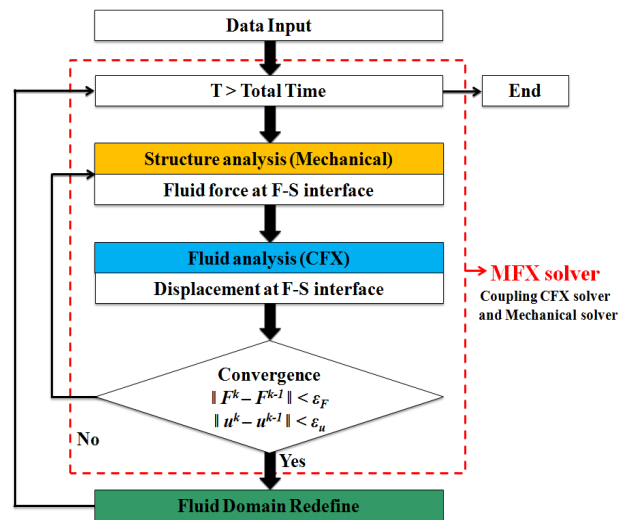


Fig. 2 Flowchart of the loosely coupled FSI

성기법과 유체와 구조 방정식이 연성 시스템에서 다른 부분에 의해 제공된 마지막 정보를 이용하여 개별적, 연속적으로 풀어주는 약결합 유체구조 연성기법이 있다.

본 연구에서는 Fig. 2와 같은 약결합 유체구조 연성기법이 적용되었다. 먼저 유체 해석 후 표면 압력을 계산하여 구조의 경계면에 하중조건으로 할당한다. 다음으로 구조해석을 수행하고 여기서 얻어진 변위를 다시 유체 경계면에 할당하는 방식이다. 이때 구조와 유체의 경계면에서 압력과 변위가 일정한 값 이내로 수렴될 때까지 반복 연산을 수행하도록 되어 있다. 반복계산의 조건을 만족하게 되면 새롭게 정의된 유체 도메인에 맞게 격자를 재설정한 후 다음 계산단계로 진행하게 된다.⁽⁶⁾

3차원 블레이드 모델에서 구조해석 부분은 ANSYS Workbench Mechanical, 유동해석 부분은 ANSYS CFX에서 진행하였고 구조와 유체 솔버를 반복적으로 커플링 하기 위해 MFX 솔버를 사용하여 해석을 수행하였다.

2.2 등가강성모델의 구성

공력 해석 시 공탄성효과를 고려하기 위해 NREL에서 공개한 블레이드의 강성정보를 바탕으로 등가강성모델을 구성하였다.⁽⁷⁾ 공개된 에어포일 정보를 기반으로 Fig. 3과 같이 3차원 블레이드 모델을 생성한 뒤 24개의 구간으로 나누어 주었다. CATIA 프로그램을 사용하여 각 구간이 끝나는 부분의 에어포일 단면에 대한 이차단면모멘트 및 극관성모멘트를 측정하였고, 측정한 단면모멘트값을 이용하여 NREL 보고서에 명시된 강성값에 상응하는 초기 물성치를 계산해 24개의 구간에 할당해주었다. 다음으로, 구간별로 Fig. 4와 같이 플랩(Flapwise)방향은 y' , 에지(Edgewise)방향은 x' 를 갖는 지역좌표계(Local Coordinate System)를 생성한 뒤 하중해석을 통해 강성값을 측정하였다. 우선 비틀림강성은 구간이 시작되는 지점에 모든 자유도를 구속하고 끝나는 지점의 전체절점을 하나의 기준점으로 묶은 뒤 지역좌표계를 기준으로 회전모멘트를 부여하여 구한다. 구간이 끝나는 지점에 회전모멘트 T 를 가했을 때 i 번째 단면에서의 비틀림강성은 식 (2)와 같이 정리할 수 있다.

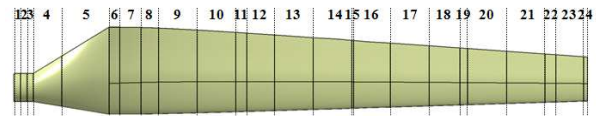


Fig. 3 Blade model divided into 24 sections

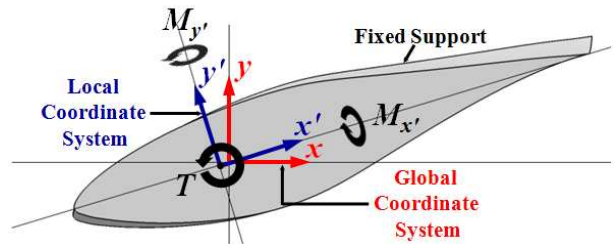


Fig. 4 Configuration of static load analysis

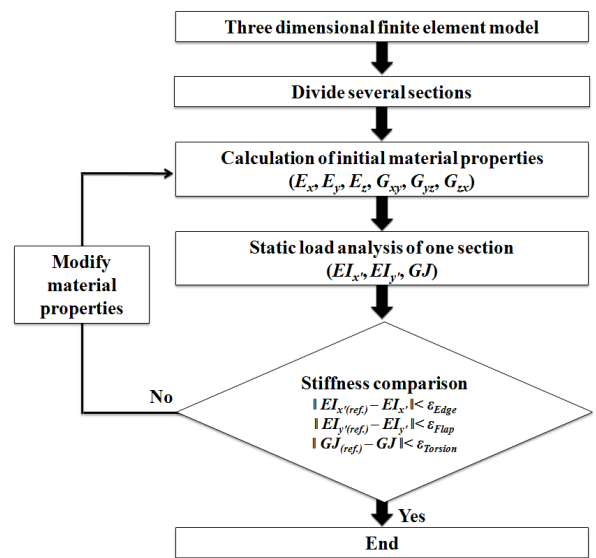


Fig. 5 Flowchart of equivalent stiffness calculation

$$\Delta \phi_z^i = \phi_z^i - \phi_z^{i-1} = \frac{TL^i}{GJ} \tag{1}$$

$$GJ^i = \frac{TL^i}{\phi_z^i - \phi_z^{i-1}} \tag{2}$$

식 (2)에서 구간이 시작하는 부분은 모든 자유도를 구속하였으므로 ϕ_z^{i-1} 는 0이 된다. 따라서, 식 (2)는 식 (3)과 같이 다시 정리할 수 있다.

$$GJ^i = \frac{TL^i}{\phi_z^i} \quad (3)$$

플랩방향 굽힘강성을 구하기 위해 구간이 시작되는 지점에 모든 자유도를 구속하고 구간의 끝 지점에 플랩방향으로 굽힘모멘트 M_x' 를 부여하여 하중해석을 수행하게 되면, 구간이 시작되는 지점과 끝 지점의 단면 형상 및 비틀림 각도가 달라서 x' 과 y' 방향의 변위가 동시에 발생하게 된다. 하지만 y' 방향 변위 대비 x' 방향 변위의 크기가 1% 내외 수준이기 때문에 x' 방향변위의 발생은 계산에서 고려하지 않았다. 따라서 구간이 끝나는 지점에 굽힘모멘트 M_x' 를 가했을 때 임의의 i 구간에서 플랩방향 굽힘강성을 구하는 식은 아래와 같이 나타낼 수 있다.

$$\delta_y^i = \delta_y^{i-1} + \phi_{y'}^{i-1} \cdot L^i + \frac{M_x'(L^i)^2}{2EI^i} \quad (4)$$

$$EI_{x'}^i = \frac{M_x'(L^i)^2}{2(\delta_y^i - \delta_y^{i-1} - \phi_{y'}^{i-1} \cdot L^i)} \quad (5)$$

비틀림강성과 마찬가지로 식 (5)에서 구간이 시작하는 부분은 모든 자유도를 구속하였으므로 ϕ_z^{i-1} 는 0이 된다. 따라서 식 (5)는 다음과 같이 간단히 나타낼 수 있다.

$$EI_{x'}^i = \frac{M_x'(L^i)^2}{2\delta_y^i} \quad (6)$$

에지방향 굽힘강성도 플랩방향 굽힘강성의 경우와 유사하게 구할 수 있으며, 관련 식은 아래와 같다.

$$EI_{y'}^i = \frac{M_y'(L^i)^2}{2\delta_x^i} \quad (7)$$

하중해석을 통해 얻어진 변위값과 앞서 나열한 수식을 통해 구간별 강성값을 계산하였다. 하지만 각 구간이 시작되는 지점과 끝 지점의 단면 형상 및 비틀림 각도가 달라서 초기탄성계수 값이 할당된 구조모델의 하중해석을 통해 얻어진 강성값은 NREL 보고서에 명시된 강성값과 비교

Table 2 Element information of fluid model

Total number of node	341717
Total number of tetrahedral	1388998
Total number of prisms	182445
Total number of elements	1571443

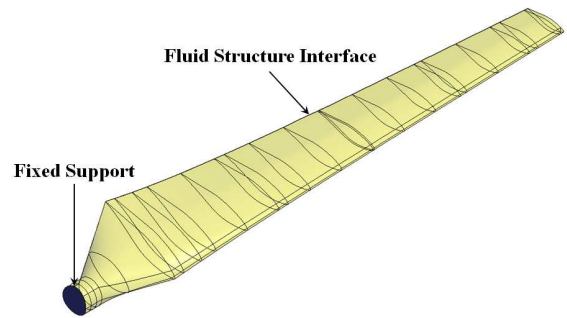


Fig. 6 Boundary condition of the structure model

해 차이가 나게 된다. 따라서 Fig. 5의 흐름도와 같이, 앞서 나열한 수식으로 계산된 강성값과 NREL 보고서에 명시된 강성값을 비교하여 오차가 일정한 수준 이하로 수렴될 때까지 물성치를 수정하는 시행착오법을 사용해 하중해석과 강성값 계산을 반복적으로 수행하였다. 이러한 방법으로 모든 구간의 물성치를 확정하였다. Fig. 6과 같이 확정된 구조모델의 루터 부분은 모든 자유도를 구속하였고, 연성해석 시 블레이드의 표면에서 발생하는 하중 및 해석모델의 기하학적 정보를 구조모델과 유체모델이 서로 공유할 수 있도록 구조유체 경계면을 설정해 주었으며, 약결합 양방향 유체구조 연성해석을 수행하기 위해 구조모델을 입력파일로 작성하였다.

2.3 계산격자 및 경계조건

모든 전산유체해석은 CFX 코드를 통해 수행되었으며, 수렴판정을 위해 RMS residual을 10^{-5} 로 설정하였다. 양방향 유체구조 연성수렴판정은 유체구조 경계면의 압력과 변위의 변화를 5% 이내로 설정하였다. 신뢰성 있는 수렴판정 결과의 확보를 위해 블레이드 루터의 굽힘모멘트값을 실험실값과 함께 모니터링 하였다. 블레이드의 압력분포를 계산하기 위한 유체도메인의 격자생성

은 CFX 내 포함된 격자전용 생성도구인 ICEM CFD에 의해 수행되었다. 본 해석에서 사용된 $k-\epsilon$ 난류모델은 일반적으로 $30 < Y_{plus} < 80$ 조건을 만족해야만 벽면에서 급격하게 변화하는 속도와 난류 구배를 정확하게 계산하여 신뢰성 있는 해석결과 확보가 가능하다.⁽⁸⁾ 이러한 이유 때문에 Fig. 7과 같이 유체도메인에 삼각형(triangle) 격자를 사용하였고 적용난류모델의 특징을 잘 반영할 수 있게 Inflation 기법을 이용해 블레이드 벽면 근방에 Prism 격자의 밀집도를 고려하여 조밀하게 생성하였다. 자세한 격자정보는 Table 2에 나타났다.

현재 해석 모델에서 블레이드의 끝단속도비(tip speed ratio)가 37.9m/s로서 마하수(mach number)는 0.11 수준임을 확인할 수 있다. 마하수가 0.3 이하일 때에는 일반적으로 공기가 압축되면서 발생하는 밀도변화가 무시할 정도로 작으므로 해석에 사용된 유체는 비압축성 점성 비정상유체로서 밀도 1.246kg/m^3 , 점성 $1.769 \times 10^{-5}\text{kg/ms}$, 기준압력 1atm을 갖는 air 모델을 적용하였다.⁽⁹⁾ 블레이드의 끝단 피치각은 3° 로 구성하였고 경계조건으로는 로터가 71.9rpm으로 회전하는 조건을 부여하였으며, 입구는 7m/s의 속도경계조건, 출구는 1atm의 압력경계조건을 부여하였다. 또한 블레이드의 유체 구조 경계면에서 CFX솔버로 계산된 압력과 ANSYS Workbench Mechanical솔버로 계산된 격자 변위 정보를 서로 주고받게 하기 위해 ANSYS MultiField 기능과 점착경계조건(no slip)을 블레이드에 부여하였다. 블레이드 로터의 대칭면에는 회전주기(rotational periodic)조건을 부여하여 단위 블레이드에 대하여 해석을 수행하였다. 또한, 블레이드의 회전은 고정하고 상대적으로 유체가 동등한 회전을 하고 유입된다는 가정하에 적용되는 MRF(Multiple Reference Frame)기법을 적용하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1 등가강성모델

등가강성모델을 구성하기 위한 구조모델의 하중해석결과, 전단탄성계수인 G_{xy} , G_{yz} , G_{zx} 의 변화가 에지방향과 플랩방향 굽힘강성의 변화에 거의 영향을 주지 않고 오직 비틀림강성의 변화에만 영향을 주기 때문에 비틀림 강성의 경우 전단탄성계수값을 수정하여 Fig. 8과 같이 참고문헌(4)

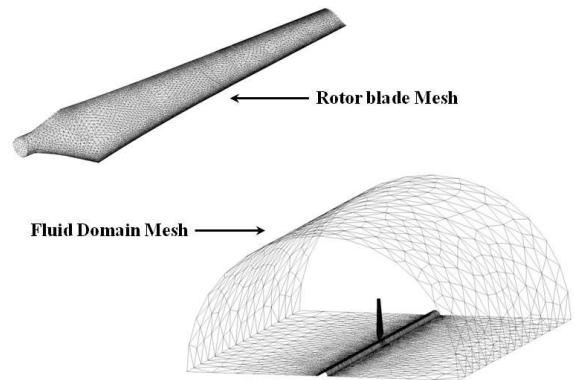


Fig. 7 Discretization of the NREL Phase VI Rotor Blade(upper) and fluid domain(lower)

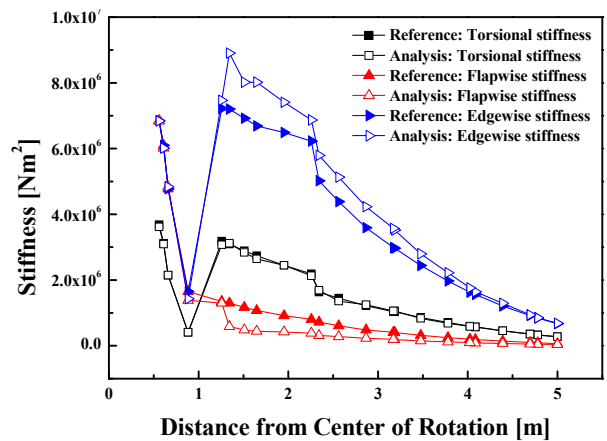


Fig. 8 Stiffness distribution on equivalent stiffness model

에서 제시한 값과 잘 일치시킬 수 있었다. 탄성계수 E_x , E_y 의 변화는 비틀림강성, 에지방향과 플랩방향 굽힘강성 모두의 변화에 거의 영향을 주지 않았다. 반면 탄성계수 E_z 의 변화는 오직 에지방향과 플랩방향 굽힘강성의 변화에 영향을 주는 것을 확인하였다. 따라서 두 방향의 굽힘강성을 참고문헌(4) 값과 일치시키기 위해선 E_z 값을 변화시켜야 한다. 하지만 구간별 에어포일 단면에 대한 이차단면모멘트 및 극관성모멘트를 사용하여 계산한 초기물성치를 할당시킨 뒤 첫 번째 하중해석을 수행하게 되면 에지방향 굽힘강성은 참고문헌(4) 값보다 비교적 큰 값을 갖고, 플랩방향 굽힘강성의 경우 참고문헌(4) 값에 비해 작은 값을 갖게 된다. Fig. 5에 제시한 절차에 따라 에지방향 굽힘강성값의 오차를 줄이기 위해 E_z 값을 감소시키게 되면 플랩방향 굽힘강성값의 크기가 감소해 플랩방향 굽힘강성값의 오차가 더욱 커지

게 된다. 마찬가지로 플랩방향 굽힘강성값의 오차를 줄이기 위해 E_2 값을 증가시키게 되면 에지방향 굽힘강성값의 오차가 증가하게 된다. 이러한 두 굽힘강성의 E_2 대한 의존성 때문에 두 방향의 굽힘강성의 오차가 1.27 ~ 3.78m 구간에서 발생하였다.

3.2 약결합 양방향 유체구조해석 결과

양방향 유체구조 연성해석으로 획득한 3차원 풍력 터빈 블레이드의 공탄성 응답특성을 확인하기 위해 블레이드 루터부의 플랩방향과 에지방향 굽힘모멘트를 Fig. 9와 같이 실험결과와 함께 시간영역에서 나타내었다. 그리고 회전하는 풍력 터빈블레이드의 변형 전 형상과 0.4초 순간의 공탄성 변형 형상을 Fig. 10에 100배 스케일로 나타내었다. 유체유발하중으로 발생하는 블레이드의 공탄성 변형은 블레이드 끝단부에서 플랩방향으로 8.93mm, 에지방향으로 9.57mm 수준으로 발생하였다. 또한, 공탄성 효과 때문에 발생하는 블레이드의 진동현상과 유체의 저항으로 발생하는 블레이드의 진동 감쇠 효과를 Fig. 9를 통해 확인할 수 있다. 블레이드 루터부에 발생하는 플랩방향의 굽힘모멘트는 강체블레이드모델을 사용하였을 시 1840Nm 수준으로 참고문헌(4)에서 확인한 실험값인 1450Nm 에 비해 390Nm 만큼 큰 값을 가진다. 반면 등가강성블레이드 모델을 사용한 경우 공탄성 변형 때문에 블레이드 표면에 발생하는 압력의 소산으로 플랩방향의 굽힘모멘트값이 1638Nm 수준으로 감소하여 실험값과의 차이는 88Nm 만큼 발생해 공탄성 변형을 고려한 모델이 실험값에 근접함을 확인할 수 있다.

루터부 굽힘모멘트가 일정한 값으로 수렴하는 0.4초 구간에서 스핀방향 30%, 47%, 63%, 80%, 95% 지점의 압력계수 분포를 Fig. 11에 나타내었다. 압력계수의 정의는 아래 수식과 같다.

$$C_p = \frac{P - P_\infty}{\frac{1}{2}\rho(V_\infty^2 + r^2\omega^2)} \quad (8)$$

여기서 P_∞ , V_∞ 는 자유 흐름의 정압과 풍속, ω 는 로터의 회전각속도, r 은 블레이드 반경 방향 위치를 나타낸다. Fig. 11과 같이 강체블레이드모델을 사용하여 구해진 공력해석결과는 실험결과

와 비교하면 에어포일 앞전부에서 압력계수값을 과도하게 예측함을 알 수 있다. 반면, 등가강성모델과 양방향 유체구조연성해석기법으로 구해진 공력해석결과는 유체유발 압력으로 발생한 블레이드의 변형이 에어포일 앞전부에 발생하는 압력을 소산시켜 Table 3과 같이 압력계수값이 전체적으로 실험결과와 잘 일치한다.

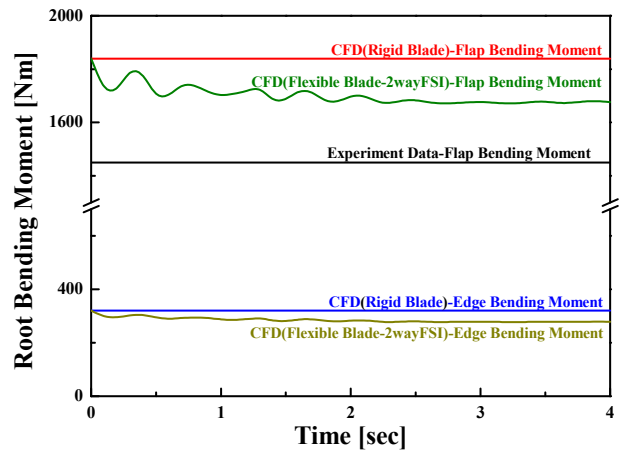
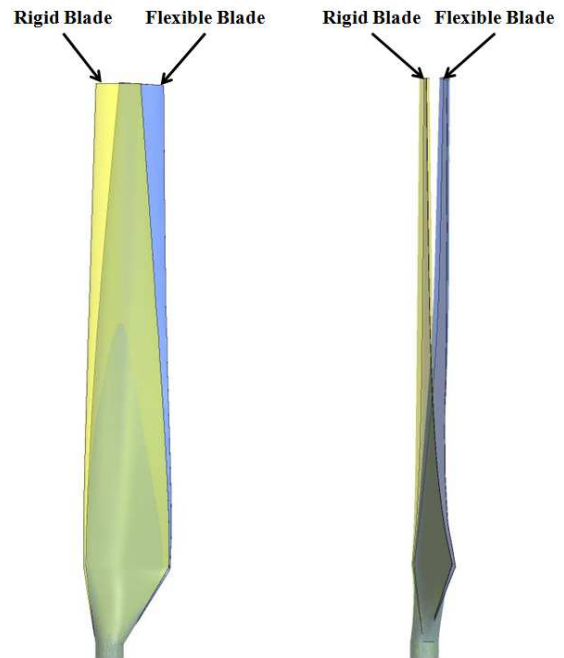


Fig. 9 Comparison of root bending moment between numerical and experimental results



(a) Edgewise deflection (b) Flapwise deflection

Fig. 10 Instantaneous aeroelastic deformation shapes

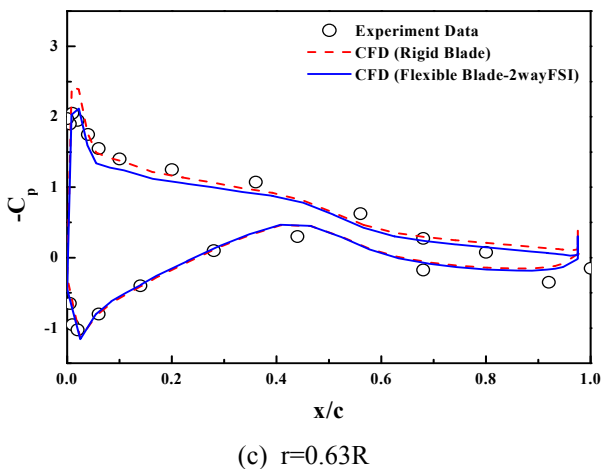
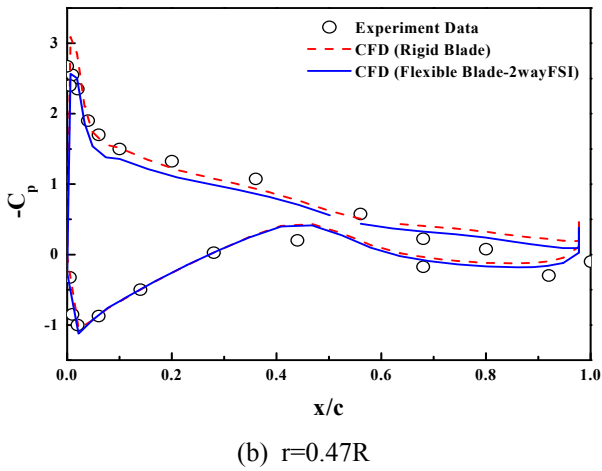
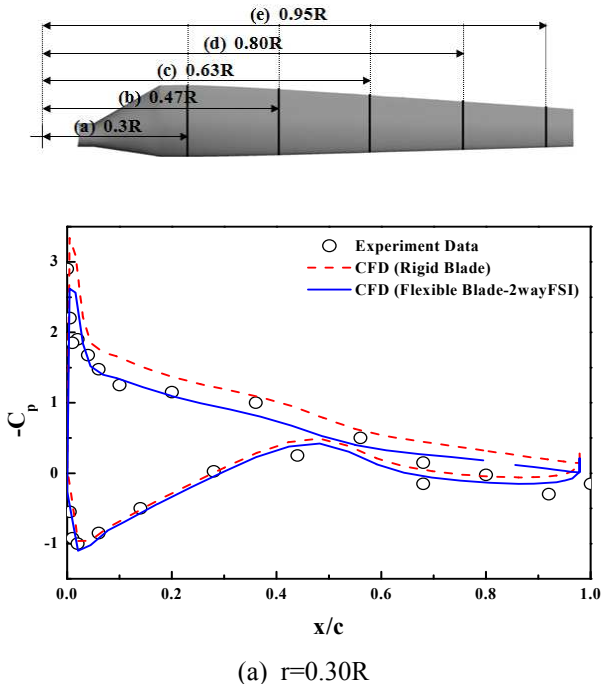


Table 3 Pressure coefficient on the leading edge

Location	Experiment Data	CFD Result (Rigid blade)	CFD Result (Flexible blade)
$r=0.30R$	2.90	3.38 (+0.48)	2.63 (-0.27)
$r=0.47R$	2.67	3.10 (+0.43)	2.59 (-0.08)
$r=0.63R$	2.05	2.92 (+0.87)	2.09 (+0.04)
$r=0.80R$	1.75	1.79 (+0.04)	1.70 (-0.05)
$r=0.95R$	1.15	1.35 (+0.20)	1.21 (+0.06)

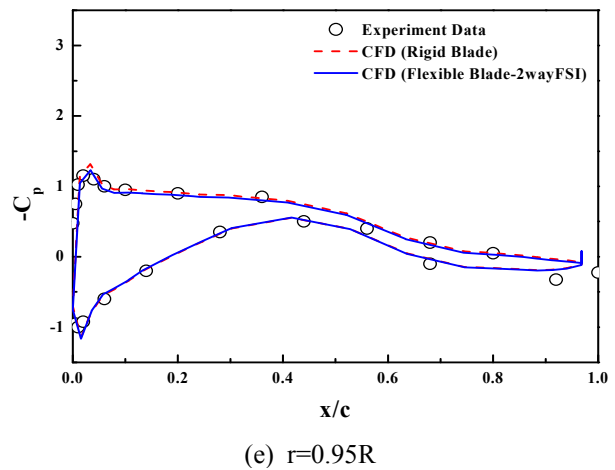
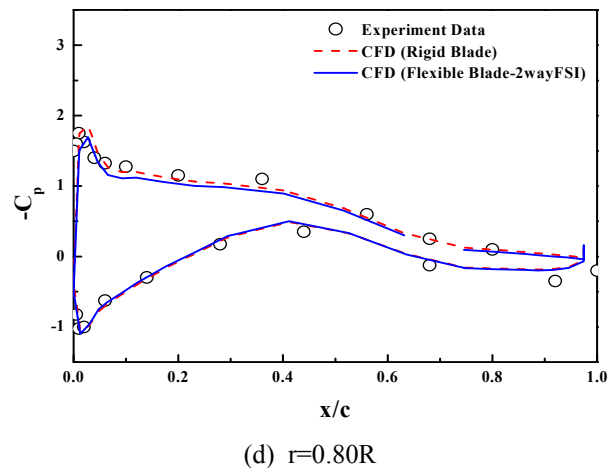


Fig. 11 Comparison of pressure coefficient between numerical and experimental results for 7m/s case

4. 결 론

본 연구는 NREL Phase VI 로터 블레이드 시스템에 대해 CFX 코드와 등가강성모델을 적용하여 공탄성효과를 고려한 양방향 구조유체 연성해석을 수행하였으며, 수치해석 결과는 NREL에서 수행한 실험결과와 비교분석 하였다. 본 연구에 적용한 등가강성모델은 참고문헌(4)에서 제시한 강성값에 상응하는 탄성계수와 전단탄성계수를 부여하여 구성하였다.

모든 전산유체해석과 유체구조 연성해석은 각 수렴조건을 만족할 때까지 수행하여 정밀도 높은 해석결과를 획득할 수 있었다. 블레이드 루터부에 발생하는 플랩방향의 굽힘모멘트는 참고문헌에서 확인한 실험값인 1450Nm에 비해 강체블레이드모델을 사용하였을 시 1830Nm 그리고 등가강성블레이드 모델을 사용한 경우 1450Nm 수준으로 각각 390Nm, 88Nm의 오차 수준을 확인할 수 있었다. 그리고 블레이드 스핀방향 5개 지점의 압력계수값은 강체블레이드모델을 사용한 공력해석결과 실험값 대비 평균 0.404 수준의 차이를 보였고 등가강성모델을 사용하여 구해진 공력해석결과는 평균 0.100 수준의 차이를 보여 실험결과와 더욱 잘 일치하는 것을 확인할 수 있었다.

본 연구를 통하여, 풍력발전 블레이드의 공력해석 시 일반적으로 수행하는 강체모델에 대한 해석결과는 실제 운용조건과 차이를 나타낼 수 있음을 중요하게 확인하였고, 본 연구에서 제안한 등가강성 모델을 적용한 양방향 유체구조 연성해석은 실제 운용조건에 매우 근접한 관련 데이터를 제시할 수 있기 때문에 앞으로 풍력발전시스템의 공력설계에 큰 영향을 미칠 것으로 판단된다.

후 기

본 연구는 2011년도 지식경제부의 재원으로 한국에너지 기술평가원(KETEP)의 지원을 받아 수행한 연구 과제입니다(No. 20114010203080). 또한, 과학기술부/한국과학재단 국가핵심연구센터사업(No. R12-2006-022-02002-0) 및 국가지정연구실(R0A-2008-000-20017-0)의 부분지원에 의해 수행되었으며, 이에 관계자 여러분께 감사드립니다.

참고문헌

- (1) Kim, B. S., Lee, K. S. and Kim, M. E., 2009, "Design of a 2MW Blade for Wind Turbine and Uni-Directional Fluid Structure Interaction Simulation," *Trans of the KSME(B)*, Vol. 33, No. 12, pp. 1007~1013.
- (2) Kim, B. S., Kim, M. E. and Lee, Y. H., 2008, "Predicting the Aerodynamic Characteristics of 2D Airfoil and the Performance of 3D Wind Turbine using a CFD Code," *Trans of the KSME(B)*, Vol. 32, No. 7, pp. 549~557.
- (3) Mo, J. H. and Lee, Y. H., 2009, "A Numerical Study on the Aerodynamic Characteristics for a HAWT of NREL Phase VI," *Trans. of the KOSME*, Vol. 33, No. 6, pp. 886~895.
- (4) Hand, M. M., Simms, L. J., Jager, D. W., Cotrell, J. R., Schreck, S. and Larwood, S.M., 2001, "Unsteady Aerodynamics Experiment Phase VI: Wind Tunnel Test Configurations and Available Data Campaigns," *NREL/TP-500-29955*.
- (5) Simms, D., Schreck, S., Hand, M. and Fingersh, L. J., 2001, "NREL Unsteady Aerodynamics Experiment in the NASA-Ames Wind Tunnel: A Comparison of Prediction to Measurements," *NREL/TP-500-29494*.
- (6) Jaiman, R. K., Jiao, X., Geubelle, P. H. and Loth, E., 2005, "Assessment of Conservative Load Transfer Fluid-Solid Interface with Non-Matching Meshes," *Int. Jour. Numer. Meth. Engng*, Vol. 64, pp. 2014~2038.
- (7) Kim, D. H., Park, H. G. and Kim, D. M., 2008, "Improved Equivalent Beam Element Modeling Technique for Large Scale Wind-Turbine Composite Blade," *Jour. of the KFMA*, Vol. 11, No. 4, pp. 32~37.
- (8) Kim, B. S., Eum, H. J., Won, J. B., Kim, M. E. and Lee, Y. H., 2008, "Performance Analysis of the NREL Phase IV Wind Turbine by CFD," *Trans. of the KSAS*, Vol. 36, No. 4, pp. 315~320.
- (9) Sorensen, N. N. and Michelsen, J. A., 2002, "Navier-Stokes Predictions of the NREL Phase VI Rotor in the NASA Ames 80 ft×120 ft Wind" *Wind Energ.*, Vol. 5, pp. 151~169.