

수평축 풍력발전기의 저주파소음을 포함한 광대역소음 해석에 관한 연구

김현정*, 김호건, 이수갑

Broadband Noise Analysis of Horizontal Axis Wind Turbines Including Low Frequency Noise

Hyunjung Kim*, Hogeun Kim, Soogab Lee

Abstract This paper demonstrates a computational method in predicting aerodynamic noise generated from wind turbines. Low frequency noise due to displacement of fluid and loading fluctuation, according to the blade passing motion, is modelled on monopole and dipole sources. They are predicted by Farassat 1A equation. Airfoil self noise and turbulence ingestion noise are modelled upon quadrupole sources and are predicted by semi-empirical formulas composed on the groundwork of Brooks et al. and Lawson. Aerodynamic flow in the vicinity of the blade should be obtained first, while noise source modelling need them as numerical inputs. Vortex Lattice Method(VLM) is used to compute aerodynamic conditions near blade. In the use of program X-foil [M.Drela] boundary layer characteristics are calculated to obtain airfoil self noise. Wind turbine blades are divided into spanwise unit panels, and each panel is considered as an independent source. Retarded time is considered, not only in low frequency noise but also in turbulence ingestion noise and airfoil self noise prediction. Numerical modelling is validated with measurement from NREL (AOC15/50 Turbine) and ETSU (Markham's VS45) wind turbine noise measurements.

Key words Wind Turbine(풍력발전기), Aerodynamic Noise(공력 소음), Acoustic Analogy(음향 유사), Airfoil Self Noise(블레이드 자체 소음), Turbulence Ingestion Noise (난류유입 소음)

* 서울대학교 공과대학 기계항공공학부 대학원
 ■ E-mail : cadesian@snu.ac.kr ■ Tel : (02)880-7384 ■ Fax : (02)875-4360

Nomenclature

Φ : velocity potential		$\vec{F}_{i,j}$: aerodynamic loading	N
Γ : vortex circulation	m ² /s	\vec{d}_i : direction of line vortex strength	
P : density	kg/m ³	p'_{T} : acoustic pressure due to thickness noise	Pa
\vec{u} : velocity of a panel	m/s	p'_{L} : acoustic pressure due to loading noise	Pa
\vec{wind} : velocity of wind	m/s	ρ_0 : density of air	kg/m ³
		c_0 : speed of sound (air)	m/s
		St : Strouhal number	

Re : Reynolds number	
M : Mach number	
G : shape functions	
K : amplitude functions	
δ : boundary layer thickness	
δ^* : boundary layer displacement thickness	
α : angle of attack	deg
L : blade panel semi span	m
\hat{k} : normalized wave number	
l_{tv} : extension of tip vortex	
r : distance btw. source and observer	m
t* : trailing edge bluntness thickness	m
ϕ_e : angle btw. observer and chord line	deg
ψ_e : angle btw. observer and span line	deg
ψ : trailing edge bluntness angle	deg

Subscript

TIN : turbulence ingestion noise
ASN : airfoil self noise
TBLTE : turbulent boundary layer trailing edge noise
LBLVS : laminar boundary layer vortex shedding noise
TIP : tip noise
TEBVS : trailing edge blunt vortex shedding noise
s : suction side
p : pressure side
α : separation side
peak : value at peak
tv : tip vortex

1. 서론

풍력발전은 화석연료에 대한 대체 에너지로 각광받아왔으며 해를 거듭할수록 더욱 높은 성장세를 보이고 있다. 그러나 이미 20년 전부터 많은 수의 풍력발전기를 운용해 온 유럽을 시작으로 풍력발전기 소음의 유해성에 대한 인식이 확산되었고, 최근에는 이에 대한 과학적 근거 또한 다양해져 풍력발전기(또는 단지)의 입지 선정 및 설치에 장애를 겪고 있다.

이에 유럽의 JOULE-III과 미국의 NREL등에서는 풍력발전기 소음 예측에 관한 연구와 이를 바탕으로 저소음 블레이드 설계 프로젝트를 진행시켜 왔다. 이러한 연구들은 크게 기계류 소음과 공력 소음 두 가지로 구분되는 풍력발전기 소음 중, 상

대적으로 영향을 크게 미치는 공력 소음, 그 중에서도 가청률이 높은 주파수 대역의 난류 유입 소음(TIN)과 블레이드 자체 소음(ASN)의 예측에 집중하였다.¹⁾ S.Wagner, R.Bareiss, G.Guidati, 1996, "Wind Turbine Noise", pp.72, Springer-Verlag Berlin Heidelberg 저주파소음에 대한 연구는 가청 정도에는 영향이 작아 중요하게 고려되지 않아왔다.

그러나 저주파소음의 유해성에 대한 우려가 확대되면서, 저주파소음이 인체나 가축의 생장에 악영향을 주고, 소음의 불쾌도(annoyance)증가에도 영향을 줄 수 있는 것으로 연구되었다. 풍력발전기의 대형화 추세에 따라 블레이드 회전수가 낮아지면서 상대적으로 저주파소음은 커지게 된다. 이에 풍력발전기의 저주파소음이 인체나 가축 등의 생물에 미치는 영향에 대한 연구가 필요할 뿐만 아니라 풍력 터빈의 저주파소음 예측과 평가에 관한 연구가 더욱 필요해질 것으로 예상된다.

본 논문에서는 저주파소음을 포함한 풍력발전기 공력소음 해석을 위한 수치적 기법과 적용에 대해 기술하였다. 저주파소음 성분인 두계소음과 하중소음의 예측에는 음향 상사법을 이용하였으며, 난류 유입 소음(TIN)과 블레이드 자체 소음(ASN)의 예측에는 Lowson의 식²⁾과 Brooks 등의 반 경험식(Semi-empirical equations)³⁾을 적용하였다.

2. 이론 및 해석기법

저주파 공력 소음의 예측은 Ffowcs Williams-Hawkings(FW-H)의 음향상사법에 기초하여 수행하였다. 음향상사법의 수치적 해석을 위해 Farrasat의 1A식⁴⁾을 이용하는 데, 이는 회전하는 로터의 홀극 소음과 이중극 소음(두계소음과 하중소음)을 고려한다. 풍력발전기로 유입되는 바람과 회전하는 블레이드의 상호작용에 의해 발생하는 난류 유입 소음(TIN)과 난류 경계층에서의 유동과 블레이드 형상의 상호작용에 의한 블레이드 자체 소음(ASN)은 풍력발전기 공력소음의 광대역 소음과 톤 소음의 주된 성분이다. 이 성분의 해석은 Brooks, Pope, Marcolini의 반 경험식(Semi Empirical Equation)³⁾을 사용하였다.

TIN과 ASN을 예측하기 위해 사용된 반 경험식들은 기본적으로 2D 익형의 단위 길이에 대하여 적용되는데, 본 연구에서는 블레이드를 길이 방향(spanwise)으로 적절히 등분하여 각각의 패널들을 하나의 독립된 소음원으로 가정하였으며, 수음점

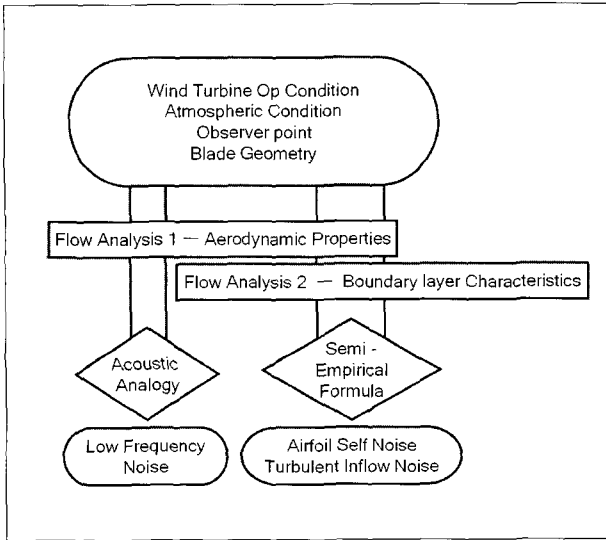


Fig. 1 공력소음 예측 순서도

(관찰자)의 위치에서부터 각각의 소음원까지 거리와 회전 속도에 따른 지연시간을 고려하여, 관찰자 위치에서의 소음을 예측하였다.

각각의 소음원의 소음 해석을 위해서는 유동해석이 선행되어야 한다. 유동해석은 서울대학교 공력소음 연구실에서 개발한 풍력발전기 공력해석 프로그램인 WINFAS⁽⁴⁾를 사용하였고, 블레이드 경계층의 특성해석은 Drela의 X-Foil⁽⁵⁾을 이용하였다. 그 순서도는 Fig 1.에 간략히 요약하였다.

2.1 공력 해석기법

WINFAS는 비압축성, 퍼텐셜 유동을 바탕으로 하고 있다. 비정상 와류 격자 패널 기법을 사용 하였으며 후류의 모사는 와류 고리 (vortex ring) 모델을 사용하였다.

비압축성 포텐셜 유동의 지배 방정식은 아래와 같은 라플라스 방정식이다.

$$\nabla^2 \phi^* = 0 \quad (1)$$

식(1)은 벡터 항등식을 이용하여 비점성, 비회전을 가정하게 되면 Biot-Savart 법칙이 얻어지는데 이 식을 통해 유동장의 속도를 계산할 수 있다.

$$\vec{V} = -\frac{\Gamma}{4\pi} \int \frac{\vec{r} \times d\vec{l}}{|\vec{r}|^3} \quad (2)$$

여기서 \vec{r} 은 와류선과 속도를 계산하고자 하는 곳까지의 거리벡터이고 $d\vec{l}$ 은 와류선 강도의 방향을 나타낸다. 이 식으로부터 와류에 의한 속도장은 와류선들의 선형 중첩으로 계산할 수 있다. 본 연구에서는 직선 와류 요소로부터 유도되는 속도를 구하기 위해 Scully Vortex 모델⁽⁶⁾을 이용하였다.

블레이드나 타워 등 고체 표면은 와류 고리(vortex ring)를 사용하여 모사하는데, 블레이드나 타워 등 고체 표면에서의 와류 격자의 순환의 크기는 비침투 조건으로부터 구할 수 있다.

$$\vec{N} \cdot \vec{u} = 0 \quad (3)$$

$$\left(\sum_{k=1}^B \sum_{i=1}^N \alpha'_{i,k} \vec{\Gamma}_{i,n,k} + \vec{wind} + (\vec{w}_j)_{wake} \right) \cdot \vec{N} = 0 \quad (4)$$

식(3)은 고체 표면에서의 비침투 조건을 나타내며 식(4)는 고체 표면을 격자로 나누었을 때 n번째 시간에서 특정 고체 표면위에서 j 번째 패널에서의 비침투 조건식이다. B는 블레이드 개수, N은 블레이드 패널 수이다. $\alpha'_{i,k}$ 는 k번째 블레이드의 i번째 패널에 의한 j번째 패널에 미치는 영향 계수이다. α'_i 는 t번째 타워의 패널에서 j번째 블레이드 패널에 미치는 영향 계수이다. $(\vec{w}_j)_{wake}$ 는 n-1번째 시간의 후류에 의한 속도 이다. \vec{N} 은 패널의 수직방향 벡터를 의미한다.

$$\vec{F}_{i,j} = \sum_{k=1}^4 \rho \vec{v}_k \times d\vec{l}_k \Gamma_{i,j} + \rho \left(\frac{d\Gamma_{i,j}}{dt} \Delta S_{i,j} \right) \vec{n}_{i,j} \quad (5)$$

공력 하중은 비정상 Kutta-Joukowski 이론을 통해 구하게 되는데 블레이드의 i(radial wise), j번째(chordwise) 와류 격자에 작용하는 힘은 식(5)로 구할 수 있으며 이 식의 우변의 두 번째 항은 비정상 조건에 의해 발생하는 부가적인 질량 항이 된다. \vec{v}_k 는 와류선 중심에서의 전체 속도이며 $\Delta S_{i,k}$ 는 패널의 면적이다. $\vec{n}_{i,j}$ 은 와류 격자에 수직한 방향 벡터이다. 비정상 Kutta -Joukowski 이론으로 해석할 수 없는 형상 항력의 경우, 비정상 패널법을 통해 구해지는 유효 받음각을 이용해 2차원 에어포일 데이터를 이용하여 보정하게 된다. 유효받음각이 실속 받음각보다 커지게 되면 Du & Selig 3D stall delay 모델이 적용된 2-D 에어포일 데이터를 바탕으로 하중을 계산하게 된다.

2.2 소음 해석기법

1) 저주파소음 성분

풍력발전기의 저주파소음 성분은 Ffowcs Williams - Hawkings(FW-H) 음향상사법에서 사중극항을 배제하고 수치적 해석에 용이하도록 아래와 같이 변형된 Farassat의 1A 식을 이용하여 예측한다.

$$\vec{p}'(\vec{x}, t) = \vec{p}'_T(\vec{x}, t) + \vec{p}'_L(\vec{x}, t) \quad (6)$$

$$4\pi\vec{p}'_T(\vec{x}, t) = \int_{f=0} \left[\frac{\rho_0 \dot{v}_n}{r(1-M_r)^2} \right]_{ret} dS + \int_{f=0} \left[\frac{\rho_0 v_n (r\dot{M}_r + c_0(M_r - M^2))}{r^2(1-M_r)^3} \right]_{ret} dS \quad (7)$$

$$4\pi\vec{p}'_L(\vec{x}, t) = \frac{1}{c_0} \int_{f=0} \left[\frac{\dot{l}_r}{r(1-M_r)^2} \right]_{ret} dS + \int_{f=0} \left[\frac{\dot{l}_r - \dot{l}_M}{r^2(1-M_r)^2} \right]_{ret} dS + \frac{1}{c_0} \int_{f=0} \left[\frac{\dot{l}_r (r\dot{M}_r + c_0(M_r - M^2))}{r^2(1-M_r)^3} \right]_{ret} dS \quad (8)$$

$$\vec{g} = \vec{\tau} - \vec{t} + \frac{\vec{r}}{c_0} \quad (9)$$

식(7)은 홀극 성분의 소음(두께소음)을 모델링한 식이며 식(8)은 이중극 성분의 소음(하중소음)을 나타내고, 전체 음압은 두 소음 성분의 합으로 나타난다(식(6)).

각각의 식의 $[\]_{ret}$ 는 지연시간(음향학적 패널(panel)상의 음원이 관찰자에게 시간 t 에 들리는 소리를 방사하는 시간)에 대하여 적분식을 계산함을 의미한다. 식(9)가 0일 때 r 를 관찰자 시간 t 에 대한 지연시간이라고 한다. v_n 은 국부적인 회전면에 수직한 속도이며, l_r 는 단위 면적당 유체에 가해지는 방향 힘이고, M_r 은 음파 방사 방향의 마하수를 나타낸다.

2) 난류 유입 소음(TIN)

공기는 점성 유체이며, 태양복사열의 영향을 받으므로 대기는 필연적으로 난류 성분을 가지고 있다⁽⁸⁾. 회전하는 풍력 블레

이드에 바람이 유입되면 난류 와도성분과 풍력블레이드의 상호작용에 의하여 난류유입 소음이 발생한다. 난류 소용돌이가 갖는 유동의 주파수에 따라 난류 와도의 크기가 결정되는데 블레이드의 코드 길이보다 유입되는 와도 성분의 크기가 클 때 저주파 난류 유입 소음(Low frequency TIN), 코드 길이보다 유입되는 와도 성분의 크기가 작을 때를 고주파 난류 유입 소음(High frequency TIN)으로 분류한다. 본 연구에서는 Amiet의 해석⁽⁹⁾을 기초로 회전하는 풍력발전기에 대하여 적용한 Lowson의 식⁽¹⁰⁾인 식(10)과(11)을 사용하였다. K_{TIC} 는 저주파 보정 상수이며 C 는 경험적 상수, l 은 대기 난류의 크기, \bar{w} 는 난류강도이다.

$$SPL_{TIN}^H = 10 \log_{10} \left[\rho^2 c_0^2 l \frac{L}{r^2} M^3 \bar{w}^2 k^3 (1+k^2)^{-7/3} \right] + C \quad (10)$$

$$SPL_{TIN}^L = SPL_{TIN}^H + 10 \log_{10} \left(\frac{K_{TIC}}{1+K_{TIC}} \right) \quad (11)$$

3) 블레이드 자체 소음 (ASN)

블레이드 자체 소음은 완전한 정상상태나 대기 난류가 없는 상태에서도 경계층 내부의 와도 성분과 블레이드의 형상과의 상호작용에 의해 발생하는 소음을 일컫는다. Brooks 등은 이를 발생 메커니즘에 따라서 난류 경계층 뒷전 소음 (Turbulent Boundary layer Trailing Edge Noise), 층류 경계층 소음 (Laminar Boundary Layer Vortex shedding noise), 팁 소음 (Tip Noise), 뭉툭한 뒷전 소음 (Blunt Trailing Edge Noise), 실속과 박리 소음 (Separation and Stall Noise)의 다섯 가지로 구분하였다.

① 난류 경계층 뒷전 소음 (TBLTE)

앞전의 정체점에서부터 익형 표면 위로 생성되는 경계층은 특정 지점에서 난류로의 천이를 일으키는데, 이때 경계층 내부의 난류는 섭동하는 압력장을 형성한다. 난류에 의한 섭동 압력장은 일반적으로 낮은 마하수에서는 M^6 에 비례하는 비효율적인 소음원이나 익형의 뒷전에서와 같이 날카로운 꼭짓점에 난류 와도성분들이 닿을 경우 강력한 소음원으로 작용한다. 광대역소음 성분으로 다음과 같이 블레이드의 압력면과 흡입면에서의 소음 그리고 실속과 박리 소음의 합으로 나타낸다.

$$SPL_{TBLTE} = 10\log_{10}10^{SPL_J/10} + 10^{SPL_J/10} + 10^{SPL_s/10} \quad (12)$$

$$SPL_s = 10\log_{10}\left(\frac{\delta_s^* M^5 D_h L}{r^2}\right) + G_A\left(\frac{St_s}{St_1}\right) + (K_1 - 3) \quad (13)$$

$$SPL_p = 10\log_{10}\left(\frac{\delta_p^* M^5 D_h L}{r^2}\right) + G_A\left(\frac{St_p}{St_1}\right) + (K_1 - 3) + \Delta K_1 \quad (14)$$

② 실속과 바리 소음 (SEP)

실속과 바리에 의한 추가적인 난류와 블레이드 뒷전의 상호작용에 의한 광대역소음 성분으로 식(12)에서처럼 난류경계층 뒷전 소음에 포함시켜 함께 나타낸다.

$$SPL_\alpha = 10\log_{10}\left(\frac{\delta_\alpha^* M^5 D_h L}{r^2}\right) + G_B\left(\frac{St_\alpha}{St_2}\right) + K_2 \quad (15)$$

③ 층류 경계층 소음 (LBLVS)

저 레이놀즈 영역에서 운용되는 블레이드의 경우 난류로의 천이가 발생하지 않고 층류 유동영역은 뒷전까지 지속된다. 이때 경계층에서는 Tollmien Schlichting 불안정성이 생성되는데, 이 불안정성에 의해 층류경계층 소음이 발생한다.

$$SPL_{LBLVS} = 10\log_{10}\left(\frac{\delta_p^* M^5 D_h L}{r^2}\right) + G_1\left(\frac{St'}{St_{peak}}\right) + G_2\left(\frac{Re}{Re_0}\right) + G_3(\alpha) \quad (16)$$

④ 팁 소음 (TIP)

블레이드 팁에서는 와류가 발생한다. 이 와류가 난류 경계층 뒷전 소음과 같은 원리로 팁과의 상호작용을 일으켜 소음을 발생시키는데, 이것이 팁소음이다.

$$SPL_{TIP} = 10\log_{10}\left(\frac{M^2 M_{tw}^3 D_h l_{tw}^2}{r^2}\right) - 30.5(\log St'' + 0.3)^2 + 126 \quad (17)$$

⑤ 뭉툭한 뒷전 소음 (TEBVS)

뒷전은 내구성, 운송, 설치 등의 이유로 완전하게 뾰족하게 생산하지 못하는데, 이처럼 뭉툭한 뒷전에서 와류가 떨어져 나가는 현상으로 인해 발생하는 톤 소음이다.

$$SPL_{TEBVS} = 10\log_{10}\left(\frac{t^* M^{6.5} D_h L}{r^2}\right) + G_4\left(\frac{t^*}{\delta_{avg}^*}, \Psi_{TE}\right) + G_5\left(\frac{t^*}{\delta_{avg}^*}, \Psi_{TE}, \frac{St''}{St_{peak}}\right) \quad (18)$$

4) 방향성 (Directivity)

$$D_h(\theta_e, \phi_e) \approx \frac{2\sin^2(\theta_e/2)\sin^2(\phi_e)}{(1 + M\cos\theta_e)(1 + (M - M_c)\cos\theta_e)^2} \quad (19)$$

식(19)는 소음의 방향성 보정변수 D_h 를 나타내는 식이다. 그러나 큰 받음각에 의한 실속흐름과 난류 유입 소음의 경우에는 저주파 방향성 보정변수를 사용하며 식(20)과 같다.

$$D_l(\theta_e, \phi_e) \approx \frac{\sin^2(\theta_e)\sin^2(\phi_e)}{(1 + M\cos\theta_e)^4} \quad (20)$$

3. 해석기법의 적용 (검증 및 해석)

WINFAS와 본 연구에서 개발된 공력 소음 예측 코드의 타당성을 검증하기 위하여 NREL에서 수행한 AOC15/50 50kw급 풍력발전기의 측정결과(11) 및 ETSU에서 수행한 Markham's VS 45 600kw급 풍력발전기의 측정결과(11)를 예측 결과와 비교하였다. 또한 각 풍력발전기의 제원을 이용하여 저주파 및 광대역소음 해석을 수행하였다. (본 연구에서는 정상상태의 유동조건을 가정하였다.)

3.1 공력 해석기법의 검증

Fig 2는 VS 45 풍력발전기의 풍속에 따른 출력을 보여주고 있다. WINFAS를 이용한 예측값과 실험치와 비교하여 공력 성능을 검증한 결과이다. WINFAS를 이용한 예측값은 실험값과 잘 일치함을 확인할 수 있다.

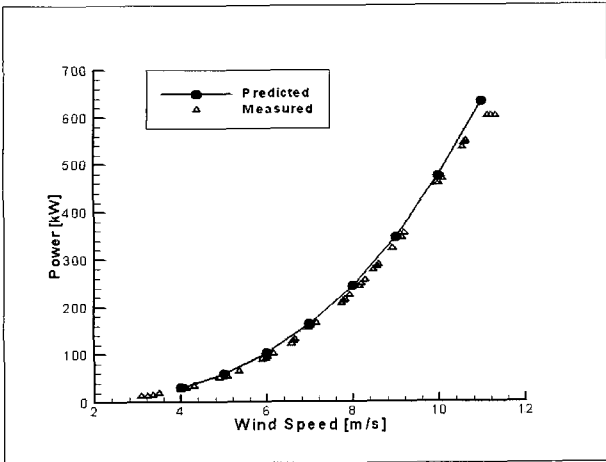


Fig. 2 Validation power curve over nflow wind speed - VS45

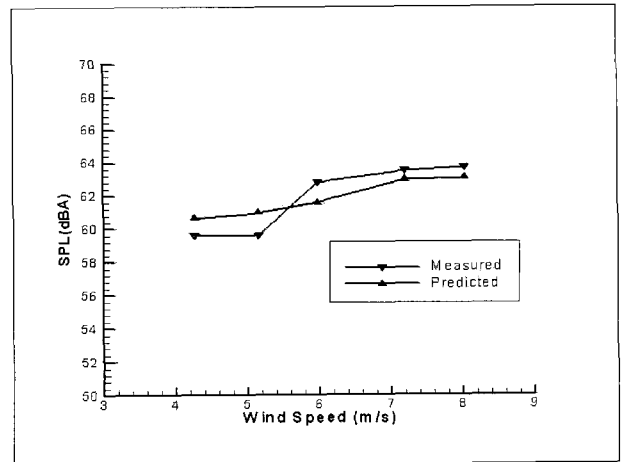


Fig. 3 Validation of OASPL over wind speed - AOC 15/50

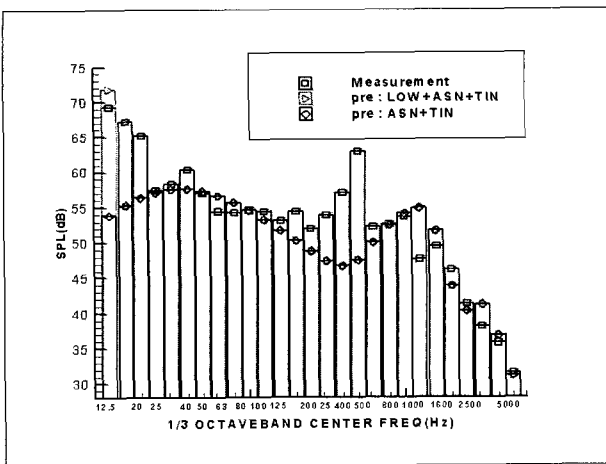


Fig. 4 Validation of 1/3 octave band frequency spectrum (6m/s inflow) - AOC 15/50

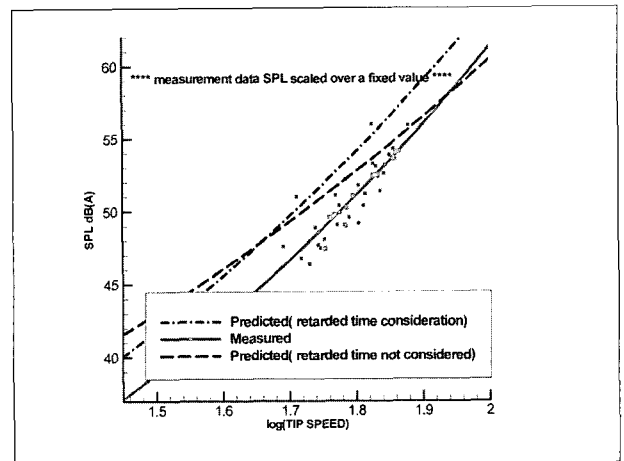


Fig. 5 Comparison of retarded time considered results and retarded time unconsidered results - VS45 (TSR 8)*

3.2 소음 해석기법의 검증

본 연구에서 개발된 공력 소음 예측 코드를 AOC 15/50 와 VS-45 발전기의 소음 측정 결과에 대하여 검증하였다.

Fig 3은 유입 풍속에 대한 OASPL의 분포를 나타낸다. 여기서 실험값과 예측값의 소음도 차이는 풍속 4~6m/s에서 1~1.3dBA로, 0.6dBA 이하의 차이를 보이는 풍속 7,8m/s 영역에서보다 크게 나는 것을 확인할 수 있다. 이것은 6m/s 이하의 풍속에서 측정의 불확정성 지수(uncertainty factor)가 1.4~1.9dBA 로, 불확정성 지수가 1.2dBA 이하인 풍속 7.8 m/s에서보다 크기 때문에 나타나는 차이로 판단된다. 실험의 불확정성 지수가 낮은 결과와 비교했을 때 본 연구에서 개발된

코드의 OASPL 예측이 타당하게 이루어지고 있음을 확인할 수 있다.

1/3옥타브밴드에 대한 주파수 영역에서의 소음 분포를 실험 결과와 비교한 Fig 4에서는 음향상사법으로 계산한 회전에 의한 저주파소음 성분(LOW)을 반 경험식으로 구한 ASN과 TIN 성분과 더하여 중앙 주파수가 12.5~20 Hz인 저주파 대역에서 ASN과 TIN만을 고려했을 때보다 더 크게 나타남을 확인할 수 있다. 그러나 여전히 실험에서 구해진 소음값과 비교했을 때 차이가 발생하는데, 이는 실험값에 포함된 배경 소음에 의한 것으로 판단된다. 광대역에서는 전체적으로 실험결과와 잘 합치하는 것을 확인할 수 있다. 다만, 400 ~600Hz 대역의 실험과 예측 결과가 일치하지 않는 것은, 실험값이 1800rpm으로 회전

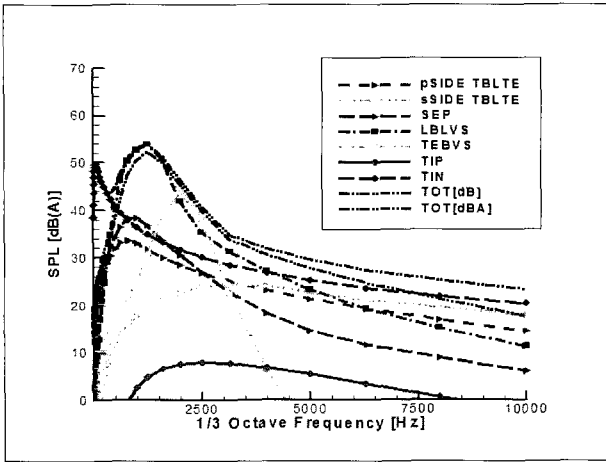


Fig. 6 Frequency spectrum of each airfoil self noise sources - AOC 15/50 (8m/s inflow)

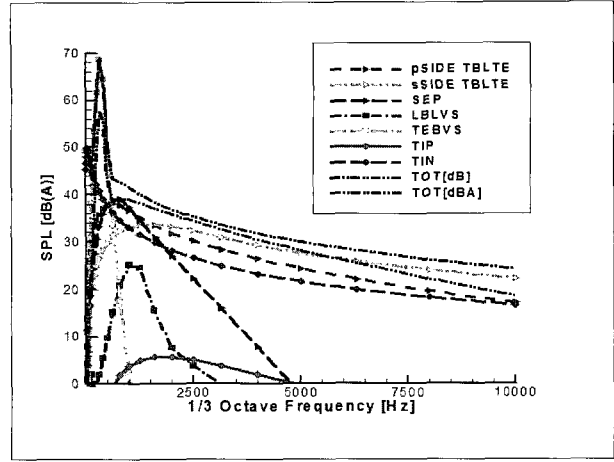


Fig. 7 Frequency Spectrum of each airfoil self noise sources - VS 45 (TSR 8, 8m/s inflow)

하는 발전기 등의 기계류 소음의 불연속 주파수 성분을 포함하고 있기 때문인 것으로 판단된다.

Fig 5 는 분할된 소음원으로부터 방사되는 소음을 VS-45 풍력발전기 소음 측정 결과와 비교한 것인데, 끝단 속도에 따른 OASPL의 분포를 지연시간을 고려한 경우와 고려하지 않은 경우에 대해 나타낸다. 지연시간을 고려한 경우, 소음 예측의 속도에 따른 추세선의 기울기가 지연시간을 고려하지 않은 경우에 비하여 잘 맞는 것을 확인할 수 있다. 이는 끝단 속도가 작을 때, 지연시간의 고려 여부에 따라 소음원 배열의 위치 차이가, 끝단 속도가 빠를 경우보다 작기 때문에 두 경우의 소음도 차이가 작게 나타나고, 블레이드 회전 속도가 빨라지면 이 차이가 커지기 때문인 것으로 판단된다. 즉, 지연시간을 고려한 경우 수음점에 도달하는 실제 소음원 배열의 위치와 시간에서부터의 소음을 계산할 수 있어 더 정확한 예측이 가능해지는 것으로 보인다.

3.3 소음 해석 결과

일반적으로 난류경계층 뒷전 소음(TBLTE)과 난류 유입 소음은 풍력발전기 공력소음의 주된 소음원으로 광대역소음이고, 층류 경계층 소음(LBLVS)과 뭉툭한 뒷전 소음(TEB-VS)은 톤 소음성분으로 알려져 있으며 이런 특성은 풍력발전기의 각각의 소음원별 소음을 도시한 Fig 6과 Fig 7에서 확인할 수 있다. Fig 6과 Fig 7의 Tot[dBA]를 제외한 모든 성분은 A-weighting을 하지 않은 값이다.

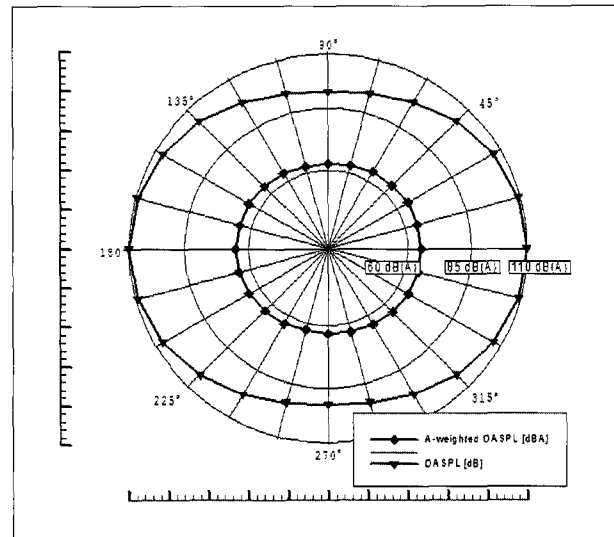


Fig. 8 Noise directivity pattern (Wind from right side) - VS 45 (TSR 8, 8m/s inflow)

두 그래프를 비교하면, 실속제어 방식인 AOC 15/50 발전기에서 실속과 박리에 의한 소음 성분은 넓은 주파수 대역에 걸쳐 나타나며 피치 제어 방식인 VS45의 경우 실속과 박리에 의한 소음성분이 낮은 주파수 영역에서 발생하는 것을 확인할 수 있다. 또한 저 레이놀즈 영역에서 운용되는 소형 풍력발전기(AOC 15/50)에서 층류 경계층 소음(LBLVS)이 두드러지는 것을 확인할 수 있다.

풍력발전기 주변의 소음은 일반적으로 바람을 맞는 정면과 (0°) 바람이 풍력발전기를 지난 배면(180°)에서 최대 소음을 나타내며 블레이드와 나란한 위치(90°, 270°)에서 최소값을 나타

낸다. 일반적인 실험결과에서는, 90°, 270°(회전면)에서 여기서의 예측 값보다 더 작은 값을 가지며 전체 방향성이 이중극과 비슷한 형태를 띠게 되는데, Fig.8의 예측은 흔히 예상하는 풍력발전기 주위의 소음분포가 아닌 타원형을 띄고 있다. 이것은 본 연구에서 타워효과나 wind shear, yaw error 등의 비정상 공력상태를 고려하고 있지 않아 실제의 경우보다 하중소음이 적기 때문인 것으로 판단된다.

또한 Fig 8에서는 방향에 따른 OASPL의 A-weighting 한 경우와 하지 않은 경우의 결과를 함께 도시하였는데 A-weighting을 하지 않는 경우, 저주파소음 성분의 영향에 의해 방향에 따른 소음도의 차이가 확연하게 나타나는 것을 확인할 수 있다.

4. 결론

본 연구에서는 풍력발전기에서 발생하는 공력소음을 수치 해석적 접근을 통하여 예측하였다. 개발된 코드의 소음 예측 결과는 NREL AOC15/50, 50kw급 풍력발전기의 소음측정 실험 결과 및 ETSU의 Markham's VS 45, 600kw급 풍력발전기의 실험 결과와 비교하여 그 타당성을 검증했고, 각 발전기의 소음해석을 통해 소음 성분별 특성을 살폈다.

본 연구에서는 저주파소음이 중요하게 대두됨에 따라, 풍력발전기의 광대역소음 해석에 저주파 성분의 해석을 포함하고, 지연시간을 고려하지 않아왔던 반 경험식(semi-empirical formula)에 지연시간을 적용하여 소음 예측의 정확도를 높였다. 저주파소음 성분의 예측은 음향상사법을, 광대역소음 성분인 난류유입 소음(TIN)과 블레이드 자체 소음(ASN)의 예측에는 반 경험식을 이용하였으며, 지연시간은 길이 방향으로 블레이드를 단위 패넬로 분할하여 각 패넬을 개별 소음원으로 가정함으로써 계산하였다.

풍력발전기는 실제로 다양한 비정상 상태에 노출되어 있다. 정상 상태를 가정한 본 연구의 소음 예측과 실험값의 차이는 이러한 조건의 차이로부터 발생하는 것으로 판단된다. 이에 앞으로의 연구에서는 후류가 타워, 나셀과 같은 구조물을 만나게 되는 현상, yaw error, wind shear 등의 여러 비정상 공력상태를 고려한 소음해석을 수행해야 할 것이다.

후 기

본 연구는 산업자원부의 출연금으로 수행한 최우수 실험실 사업의 일환으로 수행되었습니다.

References

- (1) S.Wagner, R.Bareiss, G.Guidati, 1996, "Wind Turbine Noise", pp.72, Springer-Verlag Berlin Heidelberg
- (2) F.Farassat, Kenneth S. Brentner, 1998, "The Acoustic Analogy and the Prediction of the Noise of Rotating Blades", Theoretical and Computational Fluid Dynamics
- (3) Brooks, F.T., Pope,D.S., Marcolini.M.A., 1989, "Airfoil Self-noise and Prediction", NASA Reference Publication 1218, pp. 1-145, National Aeronautics and Space Administration, USA
- (4) 김호건, 신형기, 이수갑, 2007, "포텐셜 유동을 기반으로 한 풍력 터빈 블레이드의 공력 해석 및 후류 예측 기법에 관한 연구", 2007년도 춘계학술대회논문집, 한국 신재생 에너지 학회
- (5) Drela, M., 1989, "An Analysis and Design System for Low Reynolds Number Airfoils", Conference on Low Reynolds Number Aerodynamics, University Notre Dame
- (6) Scully, M. P., March 1975, "Computation of Helicopter Rotor Wake Geometry and Its Influence on Rotor Harmonic Airloads," Massachusetts Institute of Technology Report No. ASRL TR 178-1
- (7) Zhaohui Du and Michael S. Selig, "A 3-D Stall-Delay Model for Horizontal Axis Wind Turbine Performance Prediction", AIAA-98-002
- (8) Ainslie, J.F., Scott, J., July 1989, "Theoretical modelling of noise Generated by Wind Turbines", EWEC'89, CONF-890717, pp.458-462
- (9) Amiet, R.K., April 1975, "Acoustic Radiation From an Airfoil in a Turbulent Stream", Journal of Sound and Vibration, Vol.41, No.4, pp.407-420
- (10) Lawson, M.V., December 1992, "Assessment and Prediction of Wind Turbine Noise Flow Solutions",

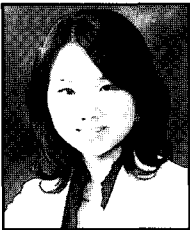
Report 92/19, ETSU W/13/00284/REP, pp 1-59

- (11) A.Huskey, H.Link, 1999, "Wind Turbine Generator System Acoustic Emission Test Plan for the AOC 15/50 Wind Turbine", NREL
- (12) "Aerodynamic Noise Reduction for Variable Speed Turbines", 2000, ETSU W/45 /00504/REP, pp.1-44

(13) IEC 61400-11, 2002-12, " Wind Turbine Generator Systems - Part 11: Acoustic noise measurement techniques"

- (14) Hubbard, H.H., 1990, "Wind Turbine Acoustics", NASA Technical Paper 3057, DOE/NASA/20320-77, pp.1-45

김현정



2006년 서강대학교 기계공학과 공학사

현재 서울대학교 기계항공공학부 석사과정
(E-mail : cadesian@snu.ac.kr)

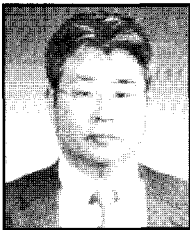
김호건



2004년 아주대학교 기계공학과 공학사

현재 서울대학교 기계항공공학부 석박사 통합과정
(E-mail : hgmania1@snu.ac.kr)

이수갑



1983년 서울대학교 항공공학 학사
1985년 서울대학교 유체공학 석사
1992년 Stanford University 소음공학 박사

현재 서울대학교 기계항공공학부 교수
(E-mail : solee@snu.ac.kr)