

## 風車後流の数値予測と解析モデルの提案

## Numerical and Analytical Study of Wind Turbine Wakes

石原 孟<sup>1)</sup> 銭 国偉<sup>2)</sup>Takeshi ISHIHARA<sup>1)</sup> Guowei QIAN<sup>2)</sup>,

## ABSTRACT

The present work is devoted to develop a numerical wind tunnel to study the wind turbine wake in turbulent boundary layer flow by using large eddy simulation (LES). The turbine induced forces, including thrust and torque force, are modeled by using the actuator disk model with rotation (ADM-R). Characteristics of mean and turbulence in the wake of miniature as well as real scale wind turbine are examined and compared well with the experiment data. A new analytical wake model based on the numerical simulation result is proposed by systematical analysis of the ambient turbulence intensity and thrust coefficient of rotor. The velocity deficit and turbulence increment in the wake predicted by the new wake model show favorable agreement with the LES data both in near and far wake region.

Key Words: Wind turbine wake, Large eddy simulation, Actuator disk model, A new analytical wake model.

## 1. はじめに

ウィンドファーム内の風車後流は後方風車での発電量の減少や疲労荷重の増大をもたらすため、ウィンドファームを設計する際にはその影響を正しく評価することが不可欠である。従来、風車後流の乱流特性を調べるために用いられてきた風洞実験では、計測における制約から詳細な乱流構造の把握が難しい<sup>1)</sup>。近年、乱流場の詳細構造を一度に把握できる数値流体解析が用いられるようになったが、風車後流を支配するパラメータである大気の大気乱流強度とロータのスラスト係数に対して、系統的に解析を行った例は少ない<sup>2)</sup>。一方、実務においては解析モデルも広く用いられている。しかし、現状ではモデルの予測精度および普遍性に関して問題が残されている<sup>3), 4), 5)</sup>。さらに、我が国のウィンドファームでは従来のモデルで想定されていないような短い間隔で風車を配置する場合があります。風車近傍の後流を予測できるモデルの開発は急務である。

そこで、本研究では、まず、大気の大気乱流強度とロータのスラスト係数を系統的に変化させて LES による数値流体解析を行い、これらの支配パラメータが風車後流に与える影響を明らかにする。そして、これらの解析結果に基づき、様々な大気の大気乱流強度とロータのスラスト係数に対して、風車近傍から遠方まで後流の予測が可能な解析モデルを提案する。

## 2. 数値解析手法と解析結果

本研究では、数値流体解析手法として LES を用いた。非圧縮性流体の連続式およびナビエストークス方程式の各項を空間平均したものが次式である。

$$\frac{\partial \bar{\rho u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t} (\bar{\rho u}_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho u}_i u_j) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left( \mu \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \right) - \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} - \frac{\partial \tau_{ij}}{\partial x_j} + f_i \quad (2)$$

<sup>1)</sup> 東京大学大学院工学系研究科 社会基盤学専攻 教授 (〒113-8656 文京区本郷 7-3-1)

<sup>2)</sup> 東京大学大学院工学系研究科 社会基盤学専攻 大学院生 (〒113-8656 文京区本郷 7-3-1)

ここで、 $\overline{u_i}$  と  $\overline{P}$  はそれぞれ格子平均化された風速および圧力であり、 $\rho$  は流体の密度、 $\mu$  は流体の粘性係数を表す。 $f_i$  は風車が流れ場にもたらす外力を再現するためのソース項である。また、 $\tau_{ij}$  はサブグリッドスケールのレイノルズ応力であり、Smagorinsky-Lilly モデルによりモデル化した。

$$\tau_{ij} \equiv \overline{\rho u_i u_j} - \overline{\rho} \overline{u_i} \overline{u_j} \quad (3)$$

SGS のレイノルズ応力は未知数であるためモデル化を行う必要があり、ブシネスク仮説を用いて以下のように表すことができる。

$$\tau_{ij} \equiv -2\mu_t \overline{S_{ij}} + \frac{1}{3} \tau_{kk} \delta_{ij} \quad (4)$$

ただし、 $\mu_t$  は SGS の乱流粘性係数、 $\overline{S_{ij}}$  はひずみ速度テンソルであり、次式で定義される。

$$\overline{S_{ij}} \equiv \frac{1}{2} \left( \frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{u_j}}{\partial x_i} \right) \quad (5)$$

SGS の乱流粘性係数  $\mu_t$  については Smagorinsky-Lilly モデル<sup>6)</sup>を用いて、次式によってモデル化する。

$$\mu_t = \rho L_s^2 |\overline{S}| = \rho L_s \sqrt{2\overline{S_{ij}} \overline{S_{ij}}} \quad (6)$$

ただし、 $L_s$  は SGS 成分の混合距離であり、本研究では以下のようにして計算する。

$$L_s = \min(\kappa \delta, C_s V^{1/3}) \quad (7)$$

$\kappa$  はカルマン定数 0.42 であり、 $C_s$  は Smagorinsky 定数、 $\delta$  は格子の中心から最も近い壁面までの距離、 $V$  は計算格子の体積を表す。 $C_s$  の値には 0.032 を用いた<sup>6)</sup>。

本解析では ADM-R (Actuator Disk Model with Rotation)

を用いて、風車のブレードの回転運動が乱流場に及ぼす影響を再現した。ロータ中心からの距離が  $r$  で幅  $\delta r$  をもった翼素に作用する流体力と風速との関係を図 1 に示す。ここで、 $U_\infty$  は流入風速度、 $\Omega$  は回転速度、流入角  $\varphi$  は相対風速と掃過面とがなす角、 $a$  と  $a'$  はそれぞれ主流方向と回転方向の誘導係数であり、 $x$  と  $\theta$  はそれぞれ主流方向とブレードの回転方向を表し、揚力  $dF_L$  と抗力  $dF_D$  とともに翼素運動量理論<sup>7)</sup>によって求める。ADM-R では風車ロータを円盤とみなし、翼素運動量理論<sup>7)</sup>から求まる流体力を翼素が掃過する円環上に分布荷重として与える。翼素運動量理論の詳細については文献 7 を参照されたい。本研究では、Ishihara ら<sup>1)</sup>の風

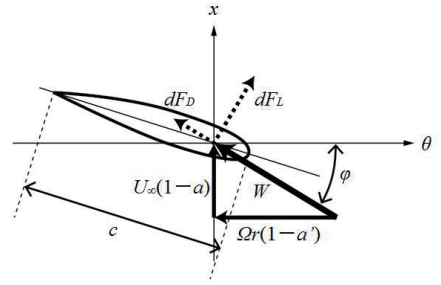


図 1 翼素に作用する流体力と風速

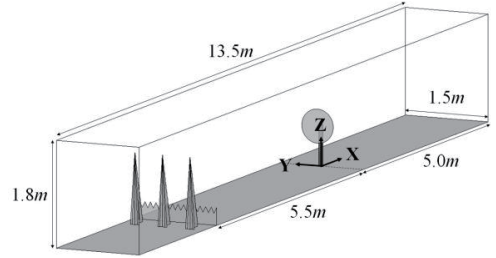
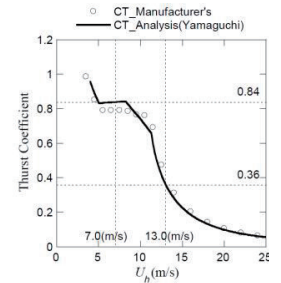


図 2 数値風洞の全体像



(a) 実風車の写真 (b) スラスト係数

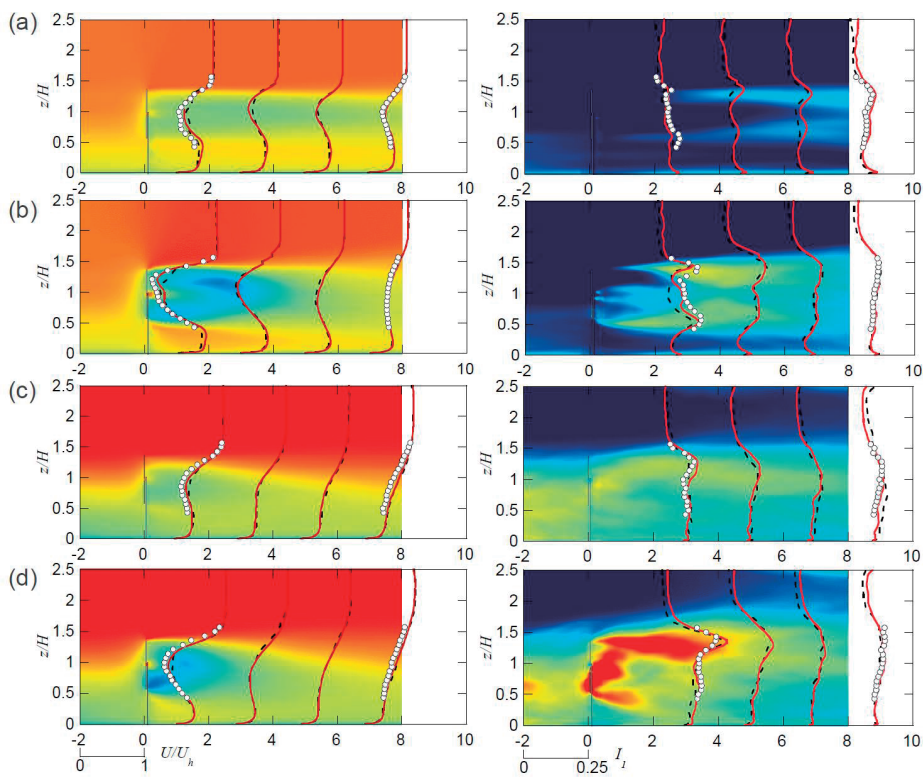
図 3 銚子沖 2400kW 洋上風車

表 1 各ケースの解析条件

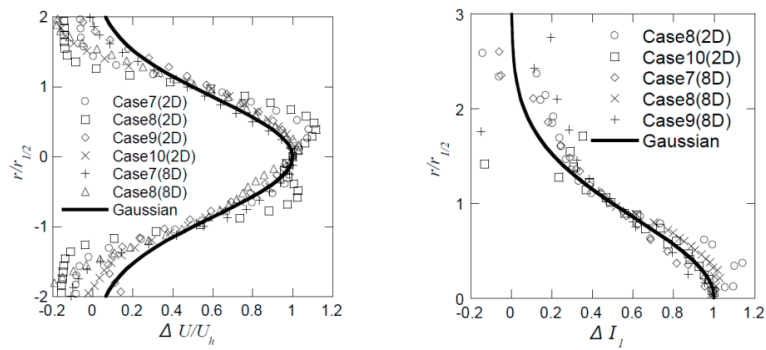
Case	乱れ	WT-Type	TSR	Pitch	$C_{Dt}$	$C_{Dn}$	$C_T$
1	Low	風車なし	-	-	-	-	-
2	High	風車なし	-	-	-	-	-
3	Low	模型風車	5.52	0	1.0	0.74	0.37
4	Low	模型風車	9.69	0	1.0	0.74	0.81
5	High	模型風車	5.52	0	1.0	0.74	0.37
6	High	模型風車	9.69	0	1.0	0.74	0.81
7	Low	実風車	5.66	7.4	0.6	0.74	0.36
8	Low	実風車	8.89	0	0.6	0.74	0.84
9	High	実風車	5.66	7.4	0.6	0.74	0.36
10	High	実風車	8.89	0	0.6	0.74	0.84

車ロータを円盤とみなし、翼素運動量理論<sup>7)</sup>から求まる流体力を翼素が掃過する円環上に分布荷重として与える。翼素運動量理論の詳細については文献 7 を参照されたい。本研究では、Ishihara ら<sup>1)</sup>の風

洞実験と同様にスパイヤーとフェンスを用いて、大気境界層を作成した（図 2）．水平方向，鉛直方向の最小格子幅はそれぞれ 1cm および 0.2cm とした．



平均風速（カラー：0～1.2） 変動風速標準偏差（カラー：0～1.2）  
 図 4 無次元化した平均風速と変動風速標準偏差の鉛直分布  
 (a) Case3,7, (b)Case4,8, (c)Case5,9, (d)Case6,10.



(a) 風速欠損 (b) 乱流強度増分  
 図 5 各ケース速度欠損と乱流強度増分

風車モデルとしては、Ishihara ら<sup>1)</sup>の風洞実験で用いた三菱重工業の 1000kW の 1/100 スケール模型風車に加え、銚子沖の三菱重工業の 2400kW の洋上風車も用いた．模型風車のブレードモデルは低レイノルズでの空気力係数を用い、周速比は風洞実験に合わせて設定した．なお、模型風車ではモーターを用いて強制的に回転させて

いる。実風車のブレードモデルと制御モデルについては、山口ら<sup>8)</sup>によって構築されたものを用いた(図3)。

解析対象としては、定格出力後(CT≈0.35)と定格出力前(CT≈0.8)の2種類の運転状態および洋上と陸上の2つの乱流状態を選んだ。各ケースの解析条件は表1に示す。TSRとPitchはそれぞれ周速比(Tip Speed Ratio)とピッチ角度、 $C_{D,t}$ と $C_{D,n}$ はタワーとナセルの抗力係数を表し、 $C_T$ はスラスト係数である。

図4には、風車設置前(0D)及び風車後流内(2D, 8D)の平均風速と変動風速の解析結果を示す。ここで、 $D$ は風車直径を表す。またそれぞれの値はハブ高さでの平均風速 $U_h$ で無次元化した。白丸は風洞実験の結果を表し、点線と実線はそれぞれ模型風車と実風車のスラスト係数を用いた結果を示す。数値解析結果が風洞実験の結果とよく一致しており、構築した数値風洞および数値風車モデルが高い精度を有することを示した。また、模型風車と実風車を対象とした解析結果を比較すると、スラスト係数が同じであれば、両者の間に大きな差はない。このことから、風車のスケールおよび風車制御の条件によらず、スラスト係数を風車後流の支配パラメータとして用いることが妥当性であることが分かる。

図5(a)はCase7~Case10における $x=2D$ および $x=8D$ での速度欠損の水平分布を示し、Ishiharaら<sup>1)</sup>により導出したガウス分布により近似できることが分かる。図5(b)は乱流強度増分の水平分布を示す。乱流強度の増分は翼端位置で最大値を示すために、ガウス分布の中心を翼端位置に移動して、解析結果と一緒に示した。翼端の内側については翼端が描く円環上で発生した乱流の重ね合わせにより評価できるため、ここで外側の分布のみ示した。図5(b)から、乱流強度増分もガウス分布により近似できることが分かる。

### 3. 新しい解析モデルの提案

風車ロータにより生じる後流の速度欠損と乱流強度増分のモデル化において、ロータの回転軸に対して軸対称と仮定すれば、後流内の各位置における平均風速 $U(x,y,z)$ は、風車位置における流入風の平均風速 $U_0(y,z)$ と風車により生じる速度欠損 $\Delta U(x,r)$ を用いて、変動風速標準偏差 $\sigma_1(x,y,z)$ は風車位置における流入風の変動風速標準偏差 $\sigma_0(y,z)$ と風車により生じる乱流増分 $\Delta\sigma_1(x,r)$ を用いて、次式により表せる。

$$U(x,y,z) = U_0(y,z) - \Delta U(x,r) \quad (8)$$

$$\sigma_1(x,y,z) = \sqrt{\sigma_0^2(y,z) + \Delta\sigma_1^2(x,r)} \quad (9)$$

ここで、 $r = \sqrt{y^2 + z^2}$ である。後流内の各断面における速度欠損と乱流増分の分布は相似であると仮定すれば、式(8)と(9)はそれぞれ後流位置の関数で表す最大値と半径方向位置の関数で表す分布関数の積として、次式により表すことができる。

$$\Delta U(x,r)/U_h = f(x/D)\phi(r/\sigma) \quad (10)$$

$$\Delta\sigma_1(x,r) = \Delta\sigma_1(x,r)/U_h = g(x/D)\varphi(r/\sigma) \quad (11)$$

ここで、 $D$ はロータ直径、 $\sigma$ は後流の各断面における速度欠損から求めた標準偏差であり、後流位置 $x$ の関数である。分布関数 $\phi(r/\sigma)$ と $\varphi(r/\sigma)$ の最大値は1である。

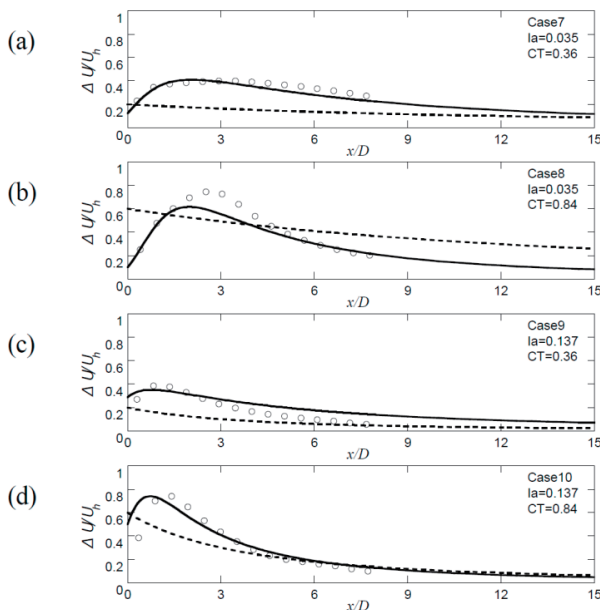


図6 ロータ中心高さにおける速度欠損の距離方向変化  
(a)Case7, (b)Case8, (c)Case9, (d)Case10.

### 3. 1 速度欠損のモデル化

風車後流中心軸における速度欠損  $f(x/D)$  のモデル化を考える。一般に、風車後流における速度欠損は、ロータのスラスト係数  $C_T$ 、大気の乱流強度  $I_{1h}$  および風車後方の距離  $x/D$  の関数になっている。速度欠損は距離  $x/D$  に反比例することを考えると、次式によりモデル化した。

$$f(x/D) = \frac{1}{(a+b \cdot x/D+p)^c} \quad (12)$$

ここで、 $a$ 、 $b$ 、 $c$  はモデルパラメータであり、 $p$  は本研究で新たに導入した風車後流近傍における速度欠損の補正項を表す。風車遠方においては、Bastankhah & Porte-Agle<sup>3)</sup> が運動量保存則を利用して導出した解析解をテラ展開し、 $x/D$  の一次近似解から  $c=2$  が導かれる。一方、 $a$  と  $b$  はロータのスラスト係数  $C_T$  と大気の乱流強度  $I_{1h}$  の関数と仮定し、本研究の解析結果に基づくパラメータ同定により、次式を得た。

$$a = 0.93C_T^{-0.75}I_{1h}^{0.17}, \quad b = 0.42C_T^{0.6}I_{1h}^{0.2} \quad (13)$$

また、風車後流近傍の補正項  $p$  についてもパラメータ同定を行い、次式が得られた。

$$p = 0.15C_T^{-0.25}I_{1h}^{0.7}(1+x/D)^2 \quad (14)$$

図 6 には本研究の各ケースの数値解析結果と解析解による結果の比較を示す。白丸は数値解析結果、点線は Katic<sup>4)</sup> が提案したモデルの結果、実線は本研究で提案したモデルの結果である。従来のモデルに比べ、本モデルは数値解析結果と一致していることが分かる。

本研究では、分布関数は Ishihara<sup>1)</sup> の研究に従い、次式に示すガウス分布を用いた。

$$\phi(r/\sigma) = \exp\left(-\frac{r^2}{2\sigma^2}\right) \quad (15)$$

また Bastankhah & Porte-Agle<sup>3)</sup> のモデルと本研究で提案したモデルと比較することにより、次式を得る。

$$\sigma = 0.23C_T^{-0.25}I_{1h}^{0.2}D + 0.11C_T^{1.1}I_{1h}^{0.2}x \quad (16)$$

### 3. 2 乱流強度増分のモデル化

風車の後流内の変動風速の増分  $u'u'$  と無次元化した乱流強度増分  $\Delta I_1$  は以下の関係がある。

$$\Delta I_1(x, r) = \sigma_1(x, r)/U_h = \sqrt{u'u'}/U_h \quad (17)$$

移流速度および拡散係数は後流の位置によらず一定であると仮定すると、変動風速標準偏差の増分  $u'u'$  の輸送方程式は Ishihara<sup>1)</sup> が提案した速度欠損の輸送方程式と同じ形になり、さらに式(17)の関係を考慮すると、風車後流の翼端位置における乱流強度増分  $g(x/D)$  は次のように定式化できる。

$$g(x/D) = \frac{1}{d+e \cdot x/D+q} \quad (18)$$

ここで、 $q$  は風車後流近傍における乱流強度増分に対する補正項である。 $d$ 、 $e$  はロータのスラスト係数  $C_T$  および大気の乱流強度  $I_{1h}$  の関数としてモデル化することができる。本研究の数値解析結果を用いてパラメータ同定を行い、次式が得られた。

$$d = 2.3C_T^{-1.2}, \quad e = 1.0I_{1h}^{0.1} \quad (19)$$

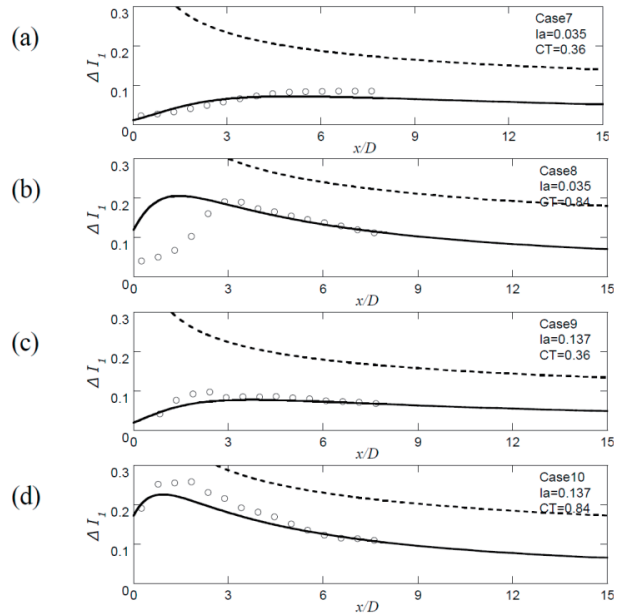


図 7 ロータ上端高さにおける乱流強度増分の距離方向変化  
(a)Case7, (b)Case8, (c)Case9, (d)Case10.

また、風車後流近傍の補正項  $q$  についてもパラメータ同定を行い、次式が得られた。

$$q = 0.15C_T^{0.25}I_h^{0.7}(1+x/D)^2 \quad (20)$$

図7は本研究の各ケースの数値解析結果と解析解による結果との比較を示す。白丸は数値解析結果、点線はCrespo & Hernandez<sup>5)</sup>により提案したモデルの結果、実線は本研究で提案したモデルの結果である。従来のモデルに比べ、本研究で提案したモデルは数値解析結果と一致していることが分かる。

最後に乱流強度増分の分布関数は次式で表す。

$$\phi(r/\sigma) = \begin{cases} k_1 \exp\left(-\frac{(r-D/2)^2}{2\sigma^2}\right) + k_2 \exp\left(-\frac{(r+D/2)^2}{2\sigma^2}\right), & r \leq D/2 \\ \exp\left(-\frac{(r-D/2)^2}{2\sigma^2}\right), & r > D/2 \end{cases} \quad (21)$$

$$k_1 = \cos^2\left(\frac{\pi}{2}\left(\frac{r}{D} + \frac{1}{2}\right)\right), \quad k_2 = \cos^2\left(\frac{\pi}{2}\left(\frac{r}{D} - \frac{1}{2}\right)\right) \quad (22)$$

ここで、 $\sigma$ は各断面における風速欠損分布の分散であり、乱流強度増分の分布関数にも適用した。

図8は本研究の各ケースの数値解析結果と解析解の結果との比較を示す。白丸は数値解析結果、点線はそれぞれKaticら<sup>4)</sup>が提案した平均風速に関するモデルの結果およびCrespo & Hernandez<sup>5)</sup>が提案した乱流強度増分に関するモデルの結果、実線は本研究が提案したモデルの結果を表す。図8から、従来モデルに比べ、本研究で提案したモデルの予測精度が大きく向上したことが分かる。

#### 4. まとめ

本研究では、大気の流れ強度と風車ロータのスラスト係数を系統的に変化させ、LESモデルを用いた数値流体解析を行い、以下の結論を得た。

1. 本研究で構築した数値風洞および数値風車モデルが高い予測精度を有し、数値解析結果は風洞実験の結果とよく一致した。
2. 風車後流近傍から遠方までに適用可能な解析モデルを提案し、様々な大気の流れ強度と風車ロータのスラスト係数に対し、よい予測精度を示した。

#### 参考文献

1. Ishihara T., Yamaguchi A., Fujino Y., “Development of a new wake model based on a wind tunnel experiment”, CD-ROM, Global Wind Power, (2004)
2. Wu, Y.T., Porté-Agel, F., “Large-eddy simulation of wind turbine wakes: Evaluation of turbine parameterisations”, Bound. Layer Meteorol, (2011)
3. Bastankhah, M., Porté-Agel, F., “A new analytical mode for wind-turbine wakes”, Renewable Energy, Vol. 70, pp. 116-123, (2014)
4. Katic, I., Højstrup, J., Jensen, N. O., “A simple model for cluster efficiency”, European Wind Energy Association Conference and Exhibition, Rome, (1986)
5. Crespo, A., Hernández, J., “Turbulence characteristics in wind-turbine wakes”, Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Vol. 61, pp. 71-85, (1996)
6. 石原孟, 岡新一, 「一様流中に置かれた正方形角柱の空気力特性の数値予測に関する研究」, 土木学会論文集, Vol62. No.1, pp.78-90, (2006).
7. Burton, T., Jenkins, N., Sharpe, D., Bossanyi, E., “Wind Energy Handbook, 2nd Edition,” Wiley, (2011)
8. 山口敦, プラサントイ ウィンディヤシ サリ, 石原孟, 「風力発電設備支持物に作用する発電時の荷重予測と実測による検証」, 第23回風工学シンポジウム論文集, pp.133-138, (2014)

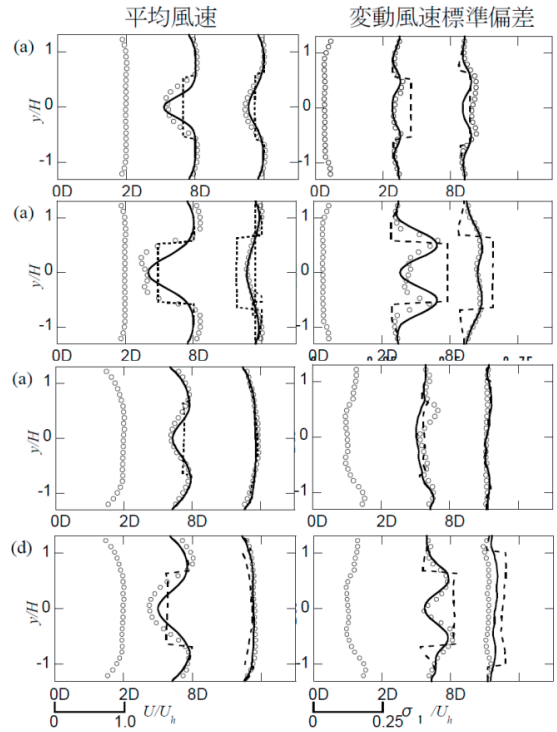


図8 無次元化した平均風速と変動風速標準偏差の水平分布 (a)Case3,7, (b)Case4,8, (c)Case5,9, (d)Case6,10.