



論文



風車ナセルに作用する平均風力およびピーク風圧に関する実験的研究 Wind Tunnel Tests for Mean Wind Forces and Peak Pressures Acting on Wind Turbine Nacelles

野田 博*¹ 石原 孟*²

Hiroshi NODA, Takeshi ISHIHARA

SUMMARY

Mean wind forces and peak pressure acting on wind turbine nacelles are investigated by the wind tunnel tests and empirical formulae for their coefficients are proposed. The mean drag coefficient in GL Guideline 2003 seems to be conservative than proposed values, however, peak pressure coefficients recommended in the guideline appears to be considerably underestimated compared with values obtained from the wind tunnel tests. The distributions of negative peak pressure coefficients on the wind turbine nacelles are similar to those on the corresponding building roofs, but values are larger than those in the current building codes, such as Eurocode, ASCE and AIJ.

key words: Wind turbine nacelle, Wind tunnel test, Mean wind force, peak pressure, TVL method

1. はじめに

風車に作用する風荷重を評価するには風車のタワー、ブレード、ナセルの平均風力係数が必要であり、また風車の外装材を設計するにはナセルやタワー等のピーク風圧係数が必要である。風車の主要構造であるブレードとタワーに関してはこれまでに多くの研究が行われ、風力係数やピーク風圧係数に関して多くの実験データが蓄積されている。それに対して、風力発電機等を収納するナセルの風力係数やピーク風圧係数に関する研究は殆ど見当たらない。

一方、わが国においてはここ数年風力発電の導入拡大に伴い、ナセルカバーやマンハッチの飛散といった台風による被害が多数報告されている。例えば、2003年9月に沖縄県宮古島を直撃した台風14号により、島にある7基の風力発電用風車のうち3基が倒壊し、残る4基もブレードの折損やナセルカバーの飛散等の被害を受け、風

力発電設備の耐風安全性問題が大きくクローズアップされた¹⁾。これらの強風被害の原因としては台風の通過に伴う強風の発生頻度がヨーロッパより高いという点が挙げられるが、風車ナセルに作用する風荷重の特性が十分に明らかにされていないこともその一因である。

風車ナセルの耐風安全性を確認する際には、2003年に改定されたドイツ Germanischer Lloyd のガイドライン²⁾(以下 GL2003)の他、ヨーロッパ基準(BS EN1991-1-4:2005 以下 Eurocode)³⁾、ASCE Standard (ASCE7-05 以下 ASCE)⁴⁾、日本建築学会建築物荷重指針・同解説2004版(以下 AIJ)⁵⁾といった建築構造物の耐風設計基準に示されている風力係数とピーク風圧係数を準用することが可能であるが、これらの基準は地表面に設置された建築物を対象としているため、タワー上に設置された風車ナセルの場合にはこれらの値を設計値として用いることが妥当であるかどうかを明らかにする必要がある。

*1 三井住友建設株式会社 技術研究開発本部 技術開発センター 住環境グループ グループ長
Chief, Technical Research Center, Sumitomo-Mitsui Construction Co., Ltd.

*2 東京大学 大学院工学研究科 社会基盤工学専攻 教授
Professor, Department of Civil Engineering, The University of Tokyo
(原稿受理年月日: 2009年7月31日, 採用決定: 2009年11月18日)

ある。また風車ナセルの形状はさまざまであり、これらの形状に適用しうる風力係数とピーク風圧係数の設定も望まれている。

そこで、本論文では、風車タワーならびに基礎の耐風設計に必要なナセルの平均風力係数およびナセルカバーやマンハッチの耐風設計に必要なナセルのピーク風圧係数を取得するために、現在最も多く採用されている矩形型と球形型ナセルを対象に風洞実験を実施し、風車ナセルの平均風力係数ならびにピーク風圧を測定すると共に、耐風設計に使いやすい形で平均風力係数およびピーク風圧係数に関する評価式を提案する。

本論文の第2章では現行の基準で示されている風力係数とピーク風圧係数を比較検討し、現行の風車設計基準の問題点を抽出する。第3章では風洞実験に用いる実験模型、風力および風圧の測定方法について述べる。第4章では風車ナセルの平均風力係数の特性を明らかにし、現行基準類の適用可能性を検証すると共に、風車構造骨組みの耐風設計のための新しい風力係数評価式を提案する。第5章では風車ナセルのピーク風圧係数の特性を明らかにし、現行基準類の適用可能性を検証すると共に、ナセルカバーやマンハッチの耐風設計のための新しいピーク風圧係数分布を提案する。本論文から得られた結論は第6章でまとめる。

2. 現行基準類の比較検討

風洞実験により風車ナセルの風力係数とピーク風圧係数の測定結果を述べる前に、現行基準類に示されている風力係数とピーク風圧係数を整理し、風車ナセル用の平均風力係数とピーク風圧係数を規定している GL2003 と比較することにより、現行基準の問題点を明らかにする。検討の対象は Eurocode、ASCE および建築物荷重指針における矩形平面建物の平均風力係数と外装材設計用ピーク風圧係数である。ここで、現在商業用風車の多くはハブ高さが 60m 前後⁶⁾であり、また設置場所は AIJ の地表面粗度区分 II～III であることを考慮し、地表面粗度区分 II(Eurocode では Category II、ASCE では Exposure B)とハブ高さ 60m における乱れ強さに基づき現行基準類の比較を行った。

まず、平均抗力係数に関する比較検討を行う。現行基準類の平均抗力係数を表1に示す。矩形建物を対象とした現行基準類の平均抗力係数は 1.0～1.3 であるのに対して、GL2003 では 1.3 であり、現行の風車設計基準に用いられている平均抗力係数は妥当であることが分かる。

次にピーク風圧係数に関する比較検討を行う。現行の

表1 GL2003, Eurocode, ASCE ならびに AIJ の平均抗力係数

Mean Drag Coefficients in GL2003, Eurocode, ASCE and AIJ

GL2003 ²⁾	1.3
Eurocode ³⁾	1.3
ASCE ⁴⁾	1.0～1.3
AIJ ⁵⁾	1.25 or 1.10

表2 GL2003, Eurocode, ASCE ならびに AIJ における壁面の正のピーク風圧係数

Positive Peak Pressure Coefficients on Walls in GL2003, Eurocode, ASCE and AIJ

GL2003 ²⁾	1.6
Eurocode ³⁾	1.99
ASCE ⁴⁾	1.83
AIJ ⁵⁾	1.86

基準類に用いられている速度圧は、瞬間速度圧あるいは平均速度圧のいずれかが用いられている。GL2003 および ASCE は前者を、Eurocode および AIJ は後者を採用している。本研究では、比較のために平均速度圧でピーク風圧を評価することとした。GL2003 および ASCE に記載されている瞬間風速と 10 分間平均風速の比が約 1.4 (ASCE では約 1.4、GL2003 では 1.4) であることを考慮し、ピーク風圧係数は平均風圧係数に 1.96 (1.4 の 2 乗) を乗じて求めた。表2に現行規基準における正のピーク風圧係数を示す。現行基準類の正のピーク風圧係数は概ね 2.0 前後であるのに対して、GL2003 の正のピーク風圧係数 1.6 は若干小さめであるが、妥当なレベルになっていることが分かる。

一般に、正のピーク風圧係数は主流中の乱れ強さを考慮し、平均風圧係数とガスト影響係数の積により表される。準定常仮定を用いれば、ガスト影響係数 G_{pe} は式(1)のように表される⁷⁾。

$$G_{pe} = 1 + 7I_u \quad (1)$$

ここで、 I_u は乱れ強さである。表2に示されている正のピーク風圧係数は、Eurocode と AIJ では式(1)により、ハブ高さにおける乱れ強さを求めて、ガスト影響係数を算出しているのに対して、GL2003 と ASCE では一定値の 1.96 を用いている。

一方、負のピーク風圧係数は流れの剥離に起因し、面ごとに異なる値を示す。また同じ面内でも局所的に大きな値を示すため、現行基準類では負のピーク風圧係数は分布で規定している。また Eurocode では、負のピーク風

圧係数も正のピーク風圧係数と同じように平均風圧係数とガスト影響係数の積により算定しているが、AIJ では負のピーク風圧係数そのものを規定している。図1に10分間平均風速により算出した GL2003 のピーク風圧係数(表2と同様に GL2003 に記載されている瞬間風速と10分間平均風速の比1.4を利用して1.4の2乗の1.96を平均風力係数に乗じた値)を示し、図2には Eurocode, ASCE, ならびに AIJ の壁面および屋根面の負のピーク風圧係数を示す。

これらの図から分かるように、GL2003 では同一面内で同じ値となっているのに対して、建物に関する基準類では屋根面の隅角部で絶対値の大きな負圧を規定しており、ASCE では-6.5, Eurocode ならびに AIJ で-5.0 の値を示

している。これらの値は GL2003 の-1.2 に比較してかなり大きな値となっている。これまでの風車ナセルカバーやマンハッチの強風被害はこのような負のピーク風圧によって引き起こされていると思われる。屋根面の隅角部に円錐渦が発生し、建物に関する基準類ではこのような円錐渦により発生する強いピーク負圧を考慮している。風車ナセルにおいても同様に局所的な渦が発生している可能性がある。

以上、建築物の耐風設計に用いられる現行基準類の平均抗力係数ならびにピーク風圧係数をレビューし、現行の風車基準である GL2003 の値との比較検討を行った。その結果、平均抗力係数と正のピーク風圧係数については現行の風車基準は妥当の値を与えているのに対して、

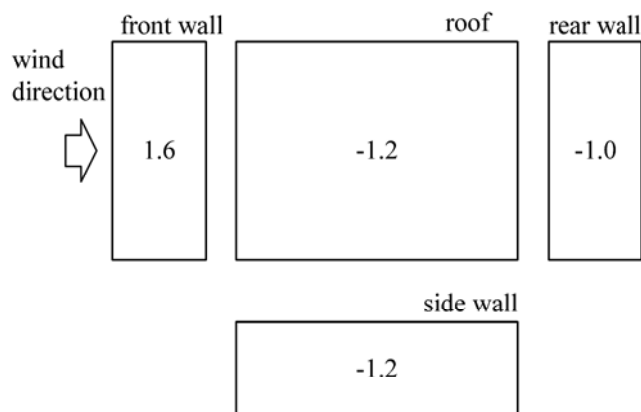
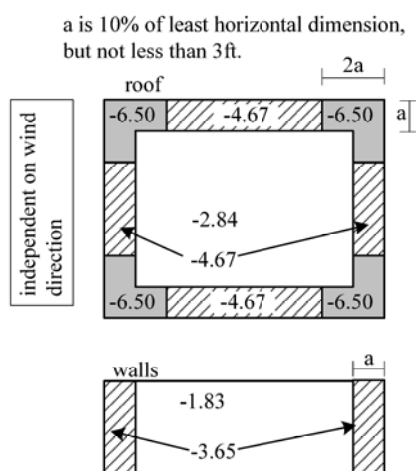
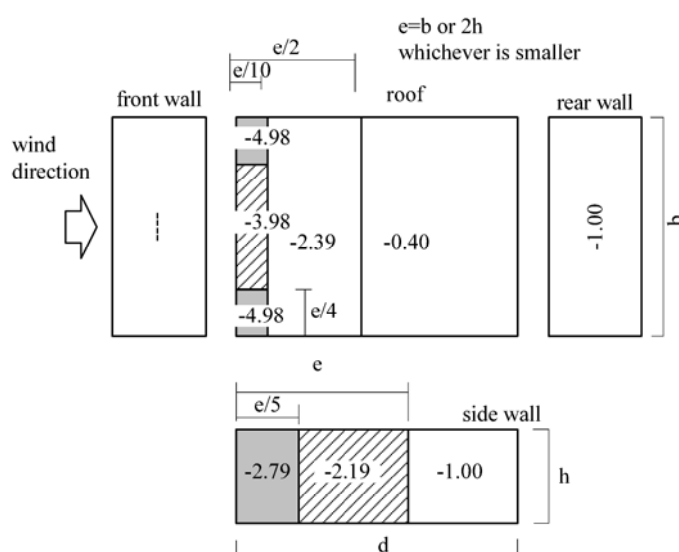


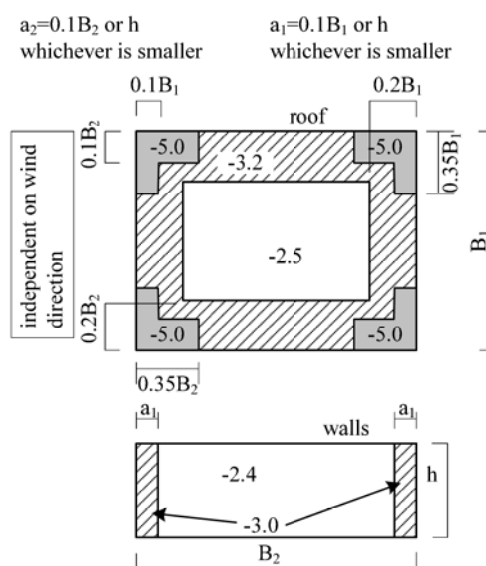
図1 GL2003におけるナセルのピーク風圧係数
Peak Pressure Coefficients for Nacelle Based on GL2003



(a) ASCE
(less than 10ft² of effective wind area)

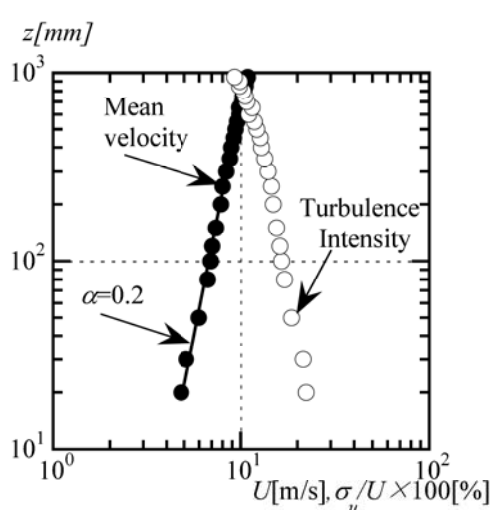


(b) Eurocode (less than 1m² of effective wind area)

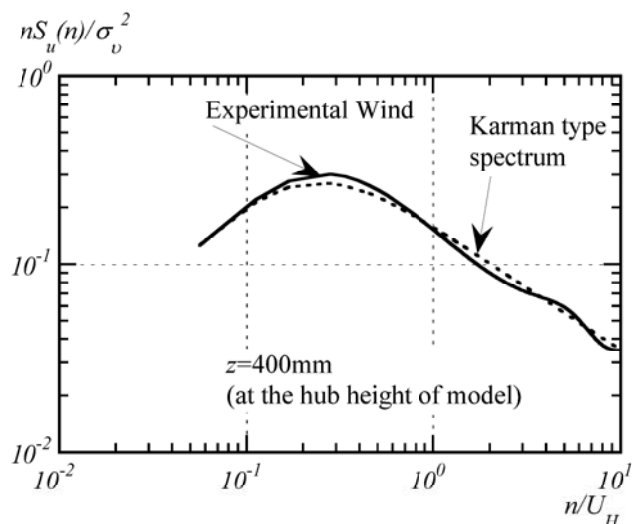


(c) AIJ (less than 1m² of effective wind area)

図2 Eurocode, ASCE ならびに AIJ における壁面と屋根面の負のピーク風圧係数
Negative Peak Pressure Coefficients in Eurocode, ASCE and AIJ

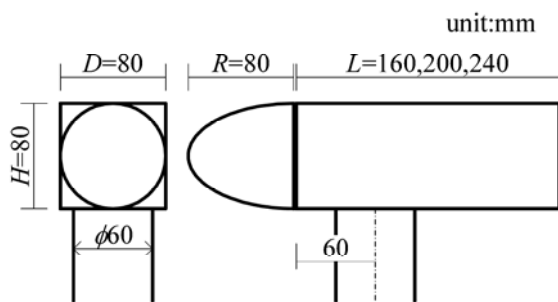


(a) 平均風速と乱れ強さの鉛直分布 (Vertical Profile)

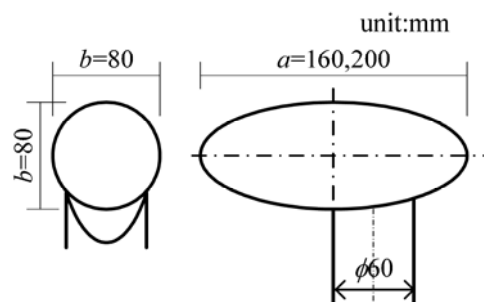


(b) パワースペクトル密度 (Power Spectrum)

図3 実験気流の鉛直分布とパワースペクトル密度
Characteristics of the Incident Flow in the Wind Tunnel Tests



(a) 矩形型 (Rectangular type)



(b) 球形型 (Globe type)

図4 実験模型

Experimental Models of Nacelle

負のピーク風圧係数に関しては、現行の風車基準ではかなり小さい値を与えており、危険側の評価になっている可能性があることが分かった。

以下、風車ナセルの形状を調査し、現在最も使用されている風車ナセル形状を対象に、風洞実験により風車ナセルに作用する平均風力係数およびナセル表面のピーク風圧係数を測定し、建築物に作用する平均風力係数および建物屋根や側面のピーク風圧係数と比較することにより、その特性を明らかにすると共に、平均風力係数に関する新しい評価式およびナセル表面のピーク風圧係数の分布図を提案する。

3. 風洞実験

本章では、風力と風圧を計測するための風洞実験装置、実験気流、実験模型ならびに風力と風圧の計測装置について説明する。

3. 1 風洞実験装置ならびに実験気流

風洞実験は、三井住友建設技術開発センターの幅2.6m×高さ2.0mの吹き出し式大型乱流境界層風洞にて行った。実験気流は乱れ強さ0.2%の一樣流、および商業用風車の多くは地表面粗度区分Ⅱ～Ⅲに設置されていることを考慮し地表面粗度区分Ⅲを模擬したべき指数 $\alpha=0.2$ 、ナセル高さにおける乱れ強さ約13%に従う境界層乱流とした。図3(a)に実験気流の平均風速と乱れ強さの鉛直方向プロファイルを示す。図3(b)に実験気流のパワースペクトル密度を示す。実験気流の乱れの特徴はスパイヤーおよびラフネスブロックを用いてKarman型パワースペクトルを模擬している。

3. 2 実験模型ならびに計測方法

風車ナセル形状は、一般に矩形型、球形型、円筒型および円盤型の4種類に大別される。本研究ではこのうち最もよく使用されている矩形型、球形型を検討対象とした。またナセルの辺長比は実際のナセル形状の調査結果

を参考に決定した。図4に実験模型を示す。模型の幾何学的スケールは1/50とした。風力測定実験は表3に示す16ケースを行った。

図5には実験模型の概要図を示す。ナセル部分とロードセルは支持棒を介して連結した構造とした。風力実験では、外皮で支持棒を覆い、直接風が当たらないようにすることでナセル部分に作用する空気力のみを測定できるように配慮した。タワー高さは400mmで、実スケールよりも低い。ハブ高さ相当の乱れ強さは確保されている。風力ならびに風向角の定義を図6に示す。また風力実験状況の一例を図7に示す。実験模型ではブレードの影響は考慮しない。

球形型ナセルの実験では、実スケールナセルの風力に相似させるため、Buresti⁸⁾と丸川⁹⁾を参照に模型表面に粗度を取り付けた。本実験では粗度の平均密度が10～30%のときに境界層が発達しやすいという大熊¹⁰⁾の実験結果を参考に、充実率が約23%となるよう線径約1mm、間隔約8mmのゴム製メッシュを表面粗度として用いた。

風圧の測定は、図8に示す模型表面に設けた187点の風圧測定孔から導圧チューブを介して、PSI風圧計により全点同時に測定した。風圧測定孔は模型の対称性を考慮しナセル片側のみ配置した。導圧チューブにより生じる

圧力の位相と振幅特性の歪みの補正は吉田¹¹⁾の方法で行った。表4に実験条件を示す。

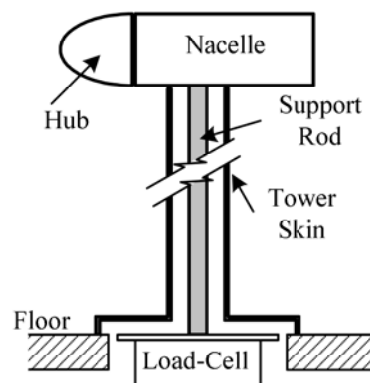


図5 風力実験模型の概要
Setup of Model in Wind Force Measurements

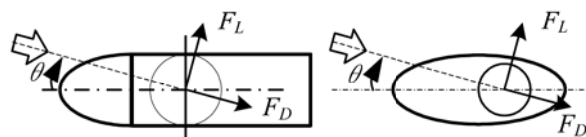
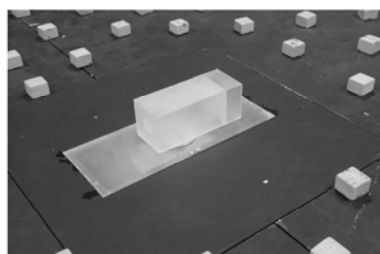
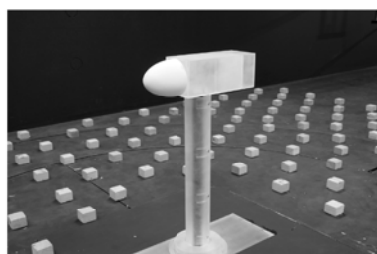


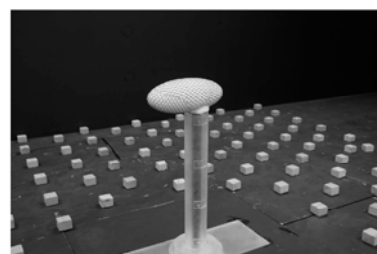
図6 風力と風向の定義
Definitions of Force and Yaw Angle



(a) Case1(L/D=2.5 on the ground)



(b) Case4(L/D=2.5)



(c) Case12
(a/b=2.5, W/ surface roughness)

図7 風力実験状況の一例
Examples of Experimental Setup for Wind Force Measurements

表3 風力実験ケース

Experimental Cases of Wind Force Measurements

(a) 矩形型(Rectangular type)					(b) 球形型(Globe type)			
Case No.	Nacelle Position	Hub	Inflow turbulence	Length Ratio	Case No.	surface roughness	Inflow turbulence	Length Ratio
Case 1	On the Tower	w/o*	w/ Intensity =13% at nacelle height	L/D=2.5	Case 9	w/o	w/ Intensity =13% at nacelle height	a/b=2.0
Case 2				L/D=2.0	Case 10			a/b=2.5
Case 3				L/D=2.5	Case 11			a/b=2.0
Case 4				L/D=3.0	Case 12			a/b=2.5
Case 5		w/*	w/o	L/D=2.0	Case 13	w/o	w/o	a/b=2.0
Case 6				L/D=2.5	Case 14			a/b=2.5
Case 7				L/D=2.5	Case 15			a/b=2.0
Case 8				L/D=3.0	Case 16			a/b=2.5

* w/:有り, w/o:無し

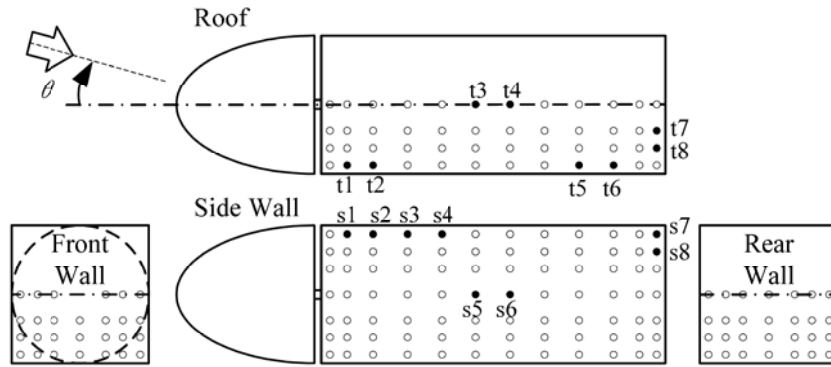


図8 ナセル模型の風圧測定点

Pressure Measurement Orifices and Representative Reference Points on a Nacelle Model

表4 実験条件
Experimental Conditions

	Wind Force Measurement	Peak Pressure Measurement
Experiment flow	Smooth flow / Boundary layer flow	Boundary layer flow
Wind speed at hub height	8 m/s	13.5 m/s
Sampling ratio	10 ms	2.5 ms
Number of data	6000 a sample	8192 a sample
Number of sample	5 samples	10 samples
Yaw angles	0°~180°, @5°	0°~180°, @5°
Experiment model	Rectangular type / Globe type	Rectangular type

4. 構造骨組み設計のための平均風力係数

本章では、風車の構造骨組み設計のための平均風力係数の特性を調べ、模型の表面粗度、地面とハブの有無、流入風の乱れ、ナセルの長さがナセルの平均風力係数に与える影響を明らかにすると共に、風車ナセルの平均風力係数の評価式を提案する。

4. 1 既往実験との比較

平均抗力係数と平均揚力係数は、次式のように定義される。

$$C_D(\theta) = \frac{F_D(\theta)}{\frac{1}{2} \rho U_H^2 A}, \quad C_L(\theta) = \frac{F_L(\theta)}{\frac{1}{2} \rho U_H^2 A} \quad (2)$$

ここで、 F_D は平均抗力、 F_L は平均揚力、 ρ は空気密度、 U_H はハブ高さでの平均風速である。 A は代表面積であり、風車ナセルの場合には以下のように定義される。

$$\text{矩形型ナセル: } A = \pi DH/4 + LH \quad (3a)$$

$$\text{球形型ナセル: } A = \pi ab/4 \quad (3b)$$

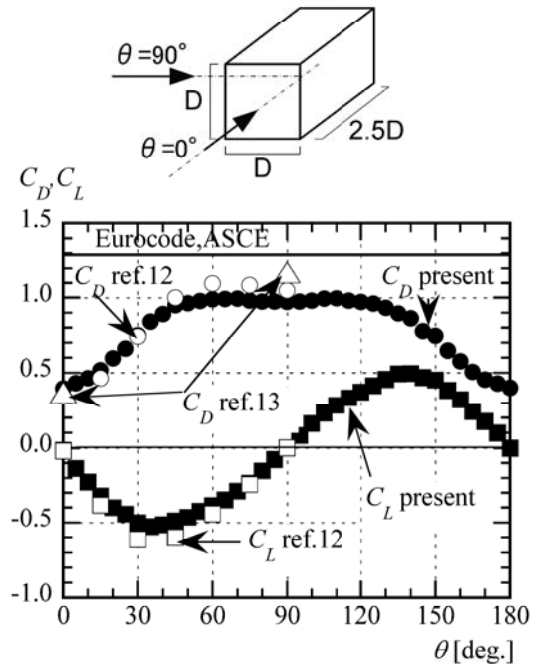


図9 既往の実験データとの比較

Comparison of Previous Studies
($A^*=LH$ by eq.(4))

表5 既往の地面上矩形模型の実験データとの比較

Comparison of Mean Drag Coefficients
for a Rectangular Structure on the Ground

Yaw angles	Present	Ref.12	Ref.13
0°	0.39	0.34	0.37
90°	0.97	1.05	1.17

また矩形型構造物の場合には代表面積は下式を用いる。

$$A^* = LH \quad (4)$$

既往の建築物に関する実験結果と比較するために、地面上に設置された $L/D=2.5$ の矩形型構造物の平均風力係数を求め、既往の実験結果^{12),13)}と共に図9に示し、また0°および90°の平均抗力係数の値を表5に示す。これ

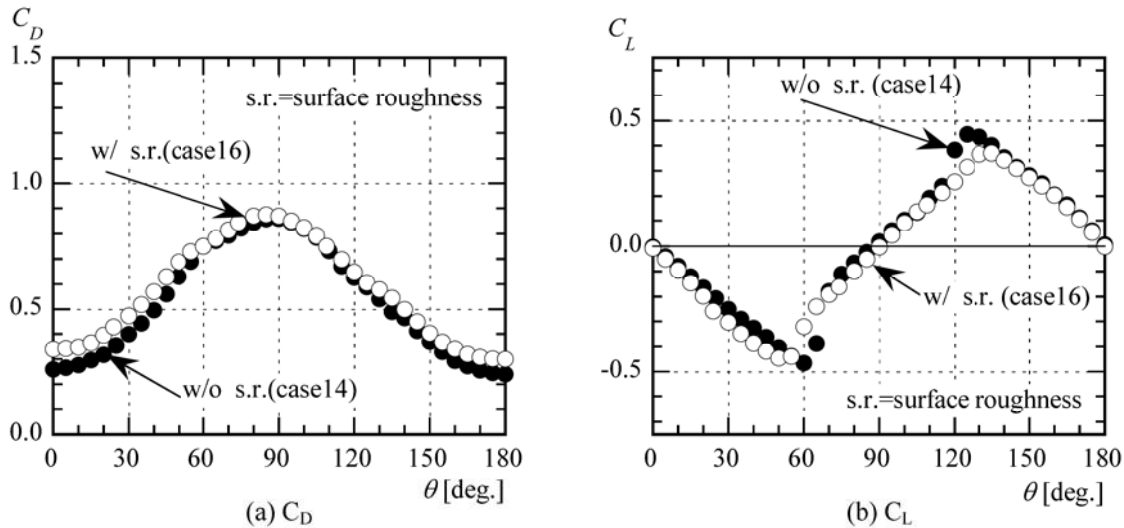


図10 球形型ナセルにおける表面粗度の効果($a/b=2.5$, 一様流中)

Effects of Surface Roughness on C_D and C_L of Globe Type Nacelles ($a/b=2.5$, smooth flow)

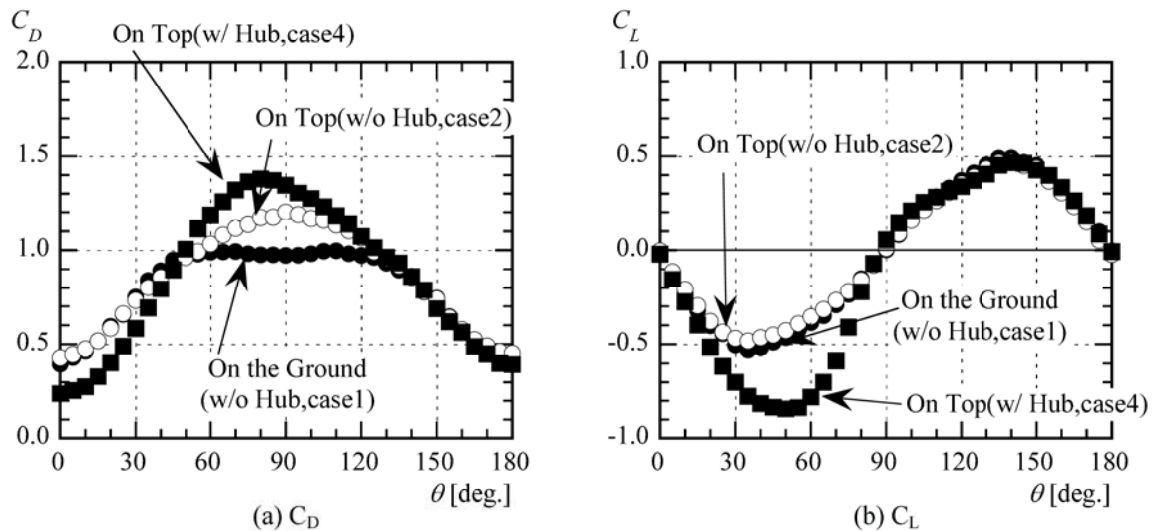


図11 矩形型ナセルにおけるハブの影響ならびに地面効果($A^*=LH$ by eq.(4))

Effects of Hub and Ground on C_D and C_L of Rectangular Type Nacelles ($A^*=LH$ by eq.(4))

らの図表から本実験結果は既往の研究と良い対応を示していることが分かる。

4. 2 各種要素が平均風力係数に及ぼす影響

(a) 表面粗度の影響

曲面をもつ球形型ナセルではレイノルズ数効果が懸念されるために、本研究では表面粗度要素を設置する場合としない場合の模型を用い、その効果を調べた。図10には一様流中に置かれる $a/b=2.5$ の球形型ナセルの平均抗力係数 C_D と平均揚力係数 C_L を示す。この図から、表面粗度の有無による平均抗力係数 C_D と平均揚力係数 C_L の差異は小さく、表面粗度がある場合の C_D は僅かに大きく、 C_L は僅かに小さくなっている。この傾向は気流や模型形状が異なる場合でも同じであり、本実験の範囲においてレイノルズ数の効果が小さいと言える。

(b) 地面とハブの影響

地面上ハブ無し(case1), タワー上ハブ無し(Case2), ならびにタワー上ハブ有り(Case4)の平均抗力係数 C_D と平均揚力係数 C_L を図11に示す。図中の C_D と C_L は比較のために、代表面積は式(4)により評価した。

タワー上ハブ無しの場合(Case2)とハブ有りの場合(Case4)の平均抗力係数 C_D は概ね $\theta=90^\circ$ 付近で最大となり、その最大値はそれぞれ 1.2 と 1.4 となる。またハブの影響により、平均抗力係数は $\theta=75^\circ$ において最大 23% 程度増加する。逆に $\theta=45^\circ$ 以下ではハブの影響により平均抗力係数 C_D は小さくなっている。ハブ有りの場合(Case4)の平均揚力係数 C_L は、 $\theta=0^\circ \sim 90^\circ$ でハブ無しの場合(Case2)に比較してほぼ倍になっており、ハブの影響は抗力係数 C_D より揚力係数 C_L の方が大きいことが分かる。

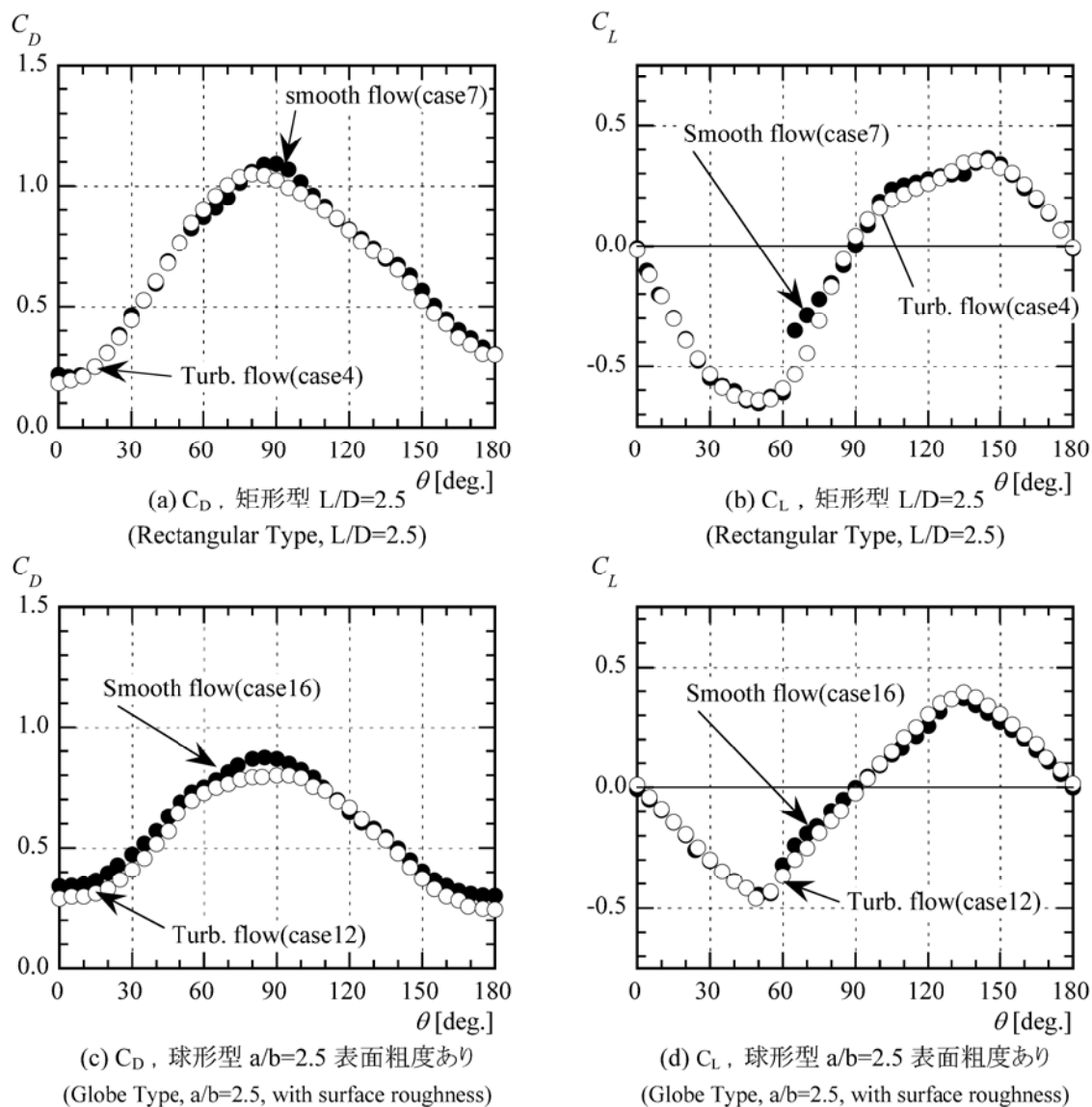


図12 乱れによる影響

Effects of Turbulence on C_D and C_L of Nacelles

ナセルがタワー上にある場合(Case2)と地面上にある場合(Case1)を比べると、平均揚力係数 C_L は殆ど変わらないが、平均抗力係数 C_D は最大 20%程度大きくくなっている。すなわち、地面により一方向の流れが拘束されて抗力係数が大きくなるといった地面効果が明確に確認された。

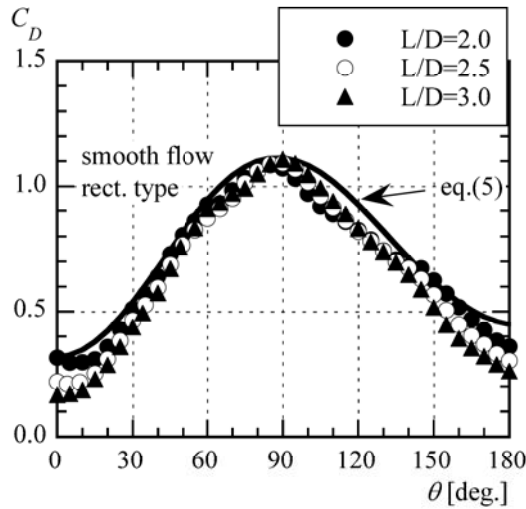
(c) 流入風の乱れによる影響

流入風の乱れの影響を調べるために、 $L/D=2.5$ の矩形型ナセルと $a/b=2.5$ の球形型ナセル（表面粗度ありの場合）の平均抗力係数 C_D と平均揚力係数 C_L を図 12 に示す。平均揚力係数 C_L に関しては、矩形型ナセル、球形型ナセルとも気流の乱れによる差異はほとんどなく、乱流中の平均抗力係数 C_D の方が一様流中のそれより僅かに小さくなっている。乱れの影響により、剥離渦が小さくなり物

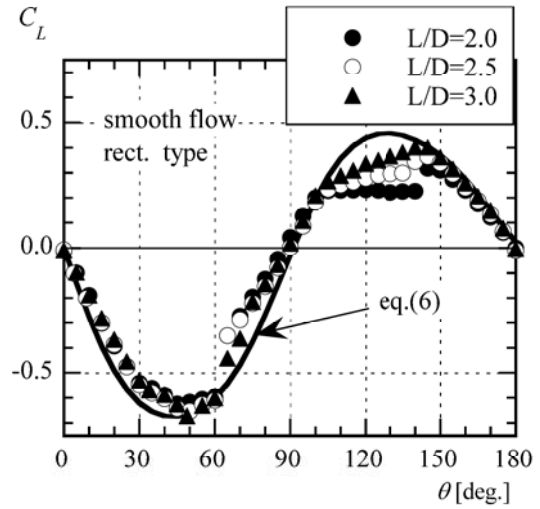
体背面の負圧が減少し、その結果平均抗力係数 C_D が小さくなることが知られている¹⁴⁾。同様な現象がナセル周りの流れに生じ、乱流中の平均抗力係数 C_D の方が小さくなったと思われる。

(d) ナセル長さの影響

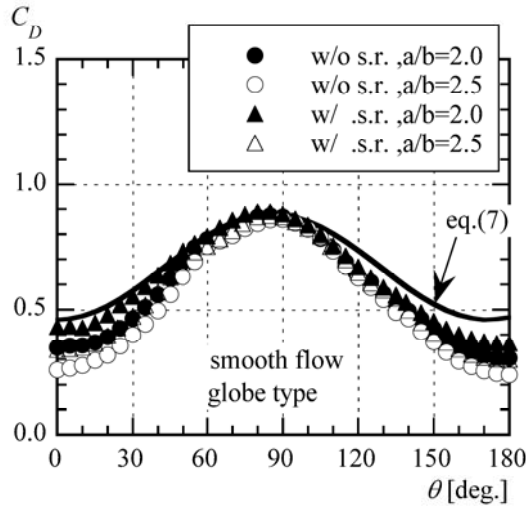
ナセル長さの影響を調べるために、矩形型ならびに球形型ナセルの長さを変化させた場合の平均抗力係数 C_D と平均揚力係数 C_L を図 13 に示す。 $\theta=90^\circ$ の時のナセル横方向の投影面積で定義される平均抗力係数 C_D と平均揚力係数 C_L は、矩形型と球形型共にナセルの長さによるばらつきは小さいことが分かる。本研究ではこの実験結果を利用し、矩形型と球形型ナセルの平均抗力係数と平均揚力係数に関する評価式を提案した。



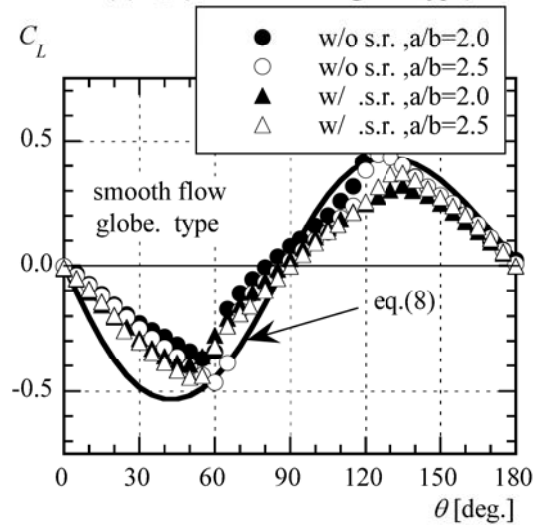
(a) C_D (矩形型 Rectangular Type)



(b) C_L (矩形型 Rectangular Type)



(c) C_D (球形型 Globe Type)



(d) C_L (球形型 Globe Type)

図13 ナセル長さの影響(一樣流)

Effects of Length on C_D and C_L of Nacelles (Smooth flow)

4. 3 平均風力係数の評価式の提案

4. 2 節に示した実験結果をもとに、矩形型および球形型ナセルの設計用平均風力係数を評価した。式(5)と式(6)は矩形型ナセル、式(7)と式(8)は球形型ナセルの評価式を示す。これらの評価式は平均抗力係数 C_D と平均揚力係数 C_L は矩形型と球形型によらず、ナセルの長さ依存しない性質を反映し、風向のみの関数となっていることが分かる。

矩形型ナセル：

$$C_D(\theta) = -0.36 \cos(1.9\theta) - 0.06 \cos(2.8\theta) + 0.74 \quad (-180^\circ \leq \theta \leq 180^\circ) \quad (5)$$

$$C_L(\theta) = \{-0.7 \sin(2\theta) + 0.06 \sin(2.3\theta)\} \times \{1.2 + 0.1 \cos(4\theta)\} \cdot \cos(0.38\theta) \quad (-180^\circ \leq \theta \leq 180^\circ) \quad (6)$$

球形型ナセル：

$$C_D(\theta) = -0.21 \cos(2.1\theta) + 0.67 \quad (-180^\circ \leq \theta \leq 180^\circ) \quad (7)$$

$$C_L(\theta) = \{-0.5 \sin(2\theta) + 0.06 \sin(0.5\theta)\} \times \{1.2 + 0.1 \cos(4\theta)\} \cdot \cos(0.35\theta) \quad (-180^\circ \leq \theta \leq 180^\circ) \quad (8)$$

図13には提案式により求めた平均風力係数と風洞実験から得られたそれらを示す。風向角 $0^\circ \sim 180^\circ$ の範囲においては式(5)～式(8)により求めた平均抗力係数 C_D ならびに平均揚力係数 C_L はほぼ実験結果を包含していることが分かる。

平均抗力係数に関する現行基準類と比較するために、式(3a)に定義される代表面積の代わりに式(9)に定義される見付面積を用いて平均抗力係数を再評価し、図14に示す。

$$A^{**}(\theta) = |HR \cos \theta| + \left| \left(\frac{\pi R}{4} + L \right) H \sin \theta \right| \quad (9)$$

この図から、GL2003, Eurocode, ASCE の 1.3 ならびに AIJ の 1.25 は安全側の評価になっていることが分かる。一方、本提案式を用いる場合には経済的な設計が可能である。

5. 外装材設計のためのピーク風圧係数

本章では、ピーク風圧係数の評価方法を提示し、評価に必要なディケイファクターを風洞実験により決定する。また風洞実験により風車ナセルに作用する平均およびピーク風圧係数の特性を明らかにすると共に、風車ナセルの外装材設計のためのピーク風圧係数を提案する。

5. 1 ピーク風圧係数の評価方法

ある広がりをもつ特定の面に作用する風圧（パネル風圧と呼ぶことがある）のピーク値としては、面全体で積分した風圧の最大値を用いればよいが、風洞実験で得られる風圧は離散点である上、縮小模型を用いるため、対象領域上に必ずしも十分な数の測定点を配置できないという制約がある。一方、パネル風圧のピーク値を少ない測定点で評価する便宜的な方法としては対象とする面に同時に風圧が作用するとみなしうる等価な平均化時間により移動平均を行うことでピーク値を評価する TVL 法¹⁵⁾がある。

TVL 法によれば移動平均化時間 T_c は式(10)により求められる。

$$T_c = k \cdot l / U_H \quad (10)$$

ここに、 l は代表幅、 U_H は平均風速、 k はディケイファクターである。ディケイファクター k は 2 点間の風圧変動のルートコヒーレンスを下式で近似することにより求められる。

$$\sqrt{\text{coh}(n)} = \exp \left(-k \cdot \frac{n \cdot dx}{U_H} \right) \quad (11)$$

ここに、 n は周波数である。本研究で用いるディケイファクター k については次節で詳しく述べる。移動平均に必要なデータ個数 N は式(12)により求められる。

$$N = T_c / \Delta t \quad (12)$$

式(10)により求めた平均化時間で移動平均を行った風

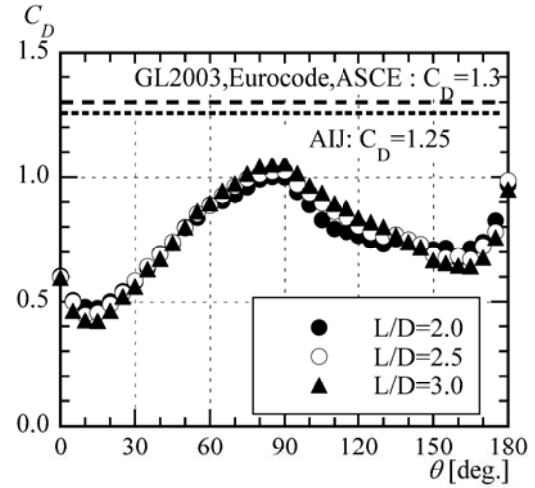


図14 現行の基準類との比較 (A^{**} by eq.(9))
Comparison between the Codes and the Experiments (A^{**} by eq.(9))

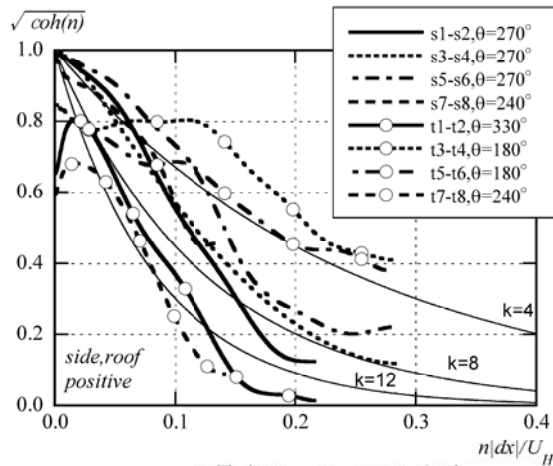
圧時系列は、いずれも約 l (m) の広がりに対して同時に作用する風圧変動と等価となる。TVL 法の妥当性に関しては、例えば大竹¹⁶⁾では、風圧測定点を集中配置してピーク風圧を測定し、これらを空間平均した値と中央の測定点の時間平均した値は、部位により移動平均化時間は異なるが、概ね一致するとの結果を得ている。

一方、ピーク風圧係数の評価時間としては一般に AIJ の推奨値 600 秒以上を用いる。本研究における風圧測定 の 1 サンプルの測定時間は、設計風速を 50m/s と仮定した場合に実時間に換算すると約 300 秒である。従って、本研究では下記の手順に従い、評価時間 600 秒相当のピーク風圧を求めた。

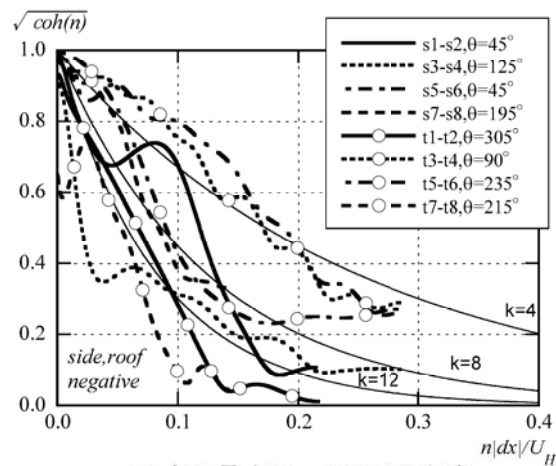
- 1) 各サンプル時系列に TVL 法から求まる平均化時間に相当する移動平均処理を行い、そのサンプル時系列から評価時間が 300 秒(実時間スケール)相当の最大と最小のピーク値を抽出する。
- 2) 任意に選んだ 2 サンプルの内から大きい方のピーク値を採用し、このようにして求めた 5 つのピーク値の平均により評価時間 600 秒のピーク値の期待値を求める。
- 3) 以上の操作を各風向に関して行い、全実験風向中の最大値を正のピーク風圧係数、最小値を負のピーク風圧係数とする。

5. 2 ディケイファクターの決定

一般に高層建築物の外装材では $k=4 \sim 8$ が用いられることが多いが、風車ナセルの形状が一般の高層建築物とは異なるため、ここでは実験結果から直接ディケイファクターを算出した。ここで、ディケイファクターは 2 点間の風圧の空間相関に依存する。すなわち 2 点間の風圧の



(a) 正の最大ピーク風圧発生時
(In Case of Max. Positive Peak Pressures)



(b) 負の最大ピーク風圧発生時
In Case of Max. Negative Peak Pressures

図15 変動風圧の2点間ルートコヒーレンス
Root Coherence of Fluctuating Pressure Coefficients

空間相関が高ければ、ディケイファクターは小さい値となり、逆に空間相関が低ければ、ディケイファクターは大きい値をとる。各部位の全風向中の正ならびに負の最大ピーク風圧は、部位ごとにあるいは正の場合と負の場合によりその発生要因が異なるため、空間相関もそれらに応じて異なる。事実、Uematsu ら¹⁷⁾によれば、屋根面のディケイファクターは各部位により異なることが報告されている。

そこで、本論文においても各部位ごとに正ならびに負の最大ピーク風圧が発生する風向角におけるディケイファクターを調べた。側面ならびに屋根面で正ならびに負の最大ピーク風圧係数が発生した場合の2点間ルートコヒーレンスの一例を図15に示す。図示した測定点は図8に示すように側面ならびに屋根面の中央部と端部に配置された箇所である。正ならびに負の最大ピーク風圧係数が発生する各部位のディケイファクターはそれぞれ異なる値となるが、概して以下のことが言える。

まず、側面の正の最大ピーク風圧係数が発生する場合、ディケイファクターは比較的小さな値となる。これは前面ならびに背面についても言え、すなわち風の乱れを主因とするピーク風圧の空間相関は高いといえる。

次に、各面の端部において負の最大ピーク風圧係数が発生する場合、ディケイファクターは比較的大きな値となる。すなわち、局所的な負のピーク風圧の空間相関は低いと言える。この傾向はUematsu ら¹⁷⁾と同じである。

ディケイファクターの違いによる正負の最大ピーク風圧係数の差異を検討するため、ディケイファクターを4、8ならびに12と仮定した場合の正の最大ピーク風圧係数分布と負の最大ピーク風圧係数分布を図16に示す。移動

表6 TVL法における移動平均時間と移動平均個数
Averaging Time and Moving Average Number in
TVL method

Decay Factor k	Averaging Time in Full Scale (sec.)	Averaging Time in Model Scale (sec.)	Moving Average Number
4	0.08	0.006	2.36
8	0.16	0.012	4.74
12	0.24	0.018	7.11

平均化時間 T_c は式(10)により、移動平均個数は式(12)によりそれぞれ算出した。このとき、代表幅としてはナセルマンハッチを想定し $l=1\text{m}$ とし、設計風速は $U_H=50\text{m/s}$ とした。各ディケイファクターに対して、風洞実験模型の縮尺を考慮した移動平均化時間、移動平均個数を表6に示す。

正の最大ピーク風圧係数は、 $k=4$ の場合と $k=12$ の場合を比較すると側面、前面、背面、屋根面の何れの面においても約0.2の差異である。いずれの面においても同様な差異となるのは、正の最大ピーク風圧の主たる発生要因が各面とも同様に風の乱れによるためと推測される。負の最大ピーク風圧係数は部位により異なり、側面と背面の中央部付近では $k=4$ の場合と $k=12$ の場合では約0.4の差異となり、側面隅角部ではその差異は0.6と比較的大きい。一方で屋根面端部における負の最大値が発生する箇所では、 $k=4$ の場合-5.8に対し、 $k=12$ の場合では-5.6と差異は小さい。負の最大ピーク風圧の発生要因はナセル各部位の剥離渦に起因しており、その剥離渦は各部位

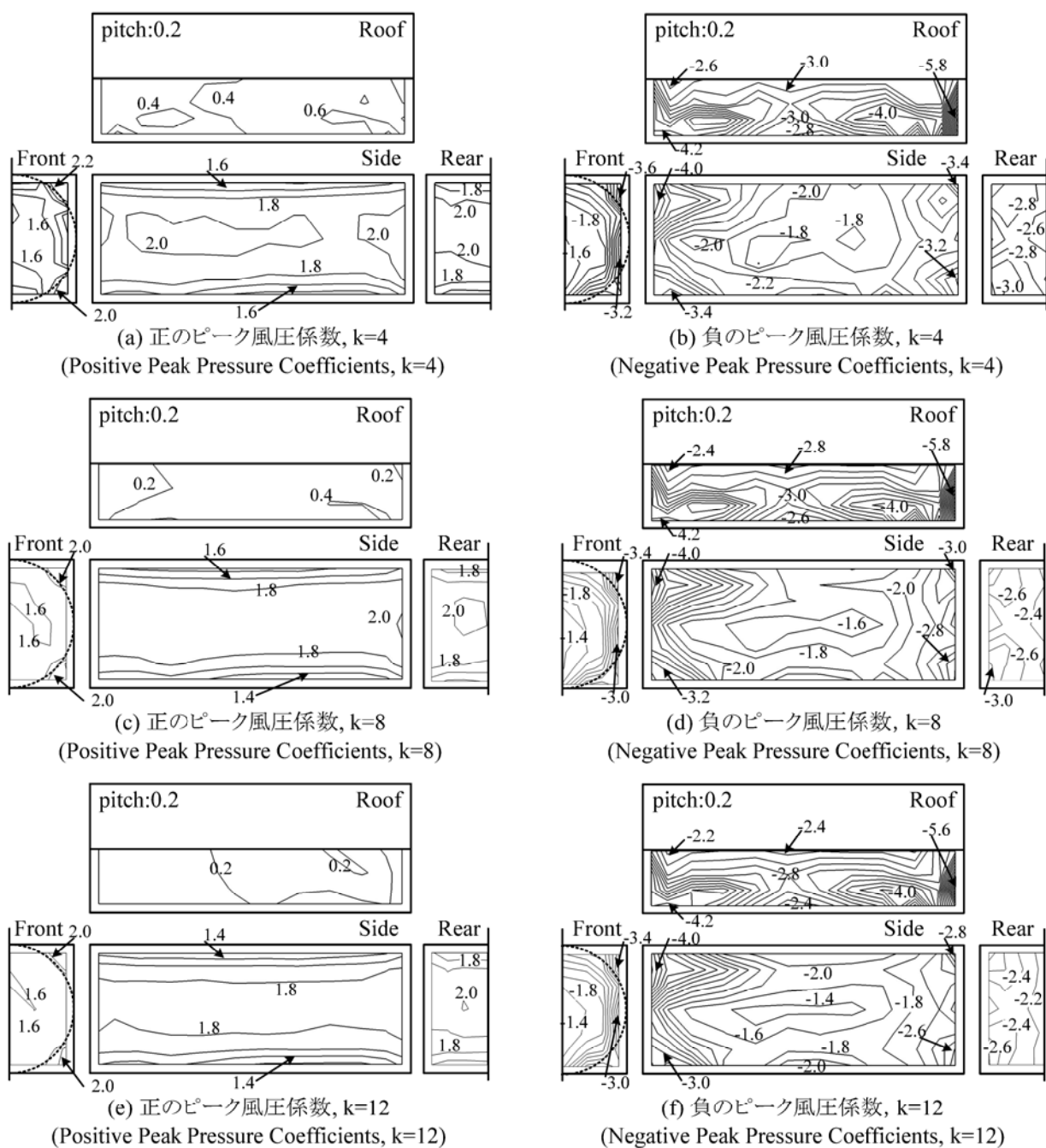


図16 正ならびに負のピーク風圧係数分布

Positive and Negative Peak Pressure Coefficient Distributions

により性状が異なるため、ディケイファクターによる変化は各部位により異なるものと推測される。

以上の考察により、ディケイファクターを変化させることによる最大ピーク風圧係数の差異は、部位によりあるいは正負により様々であるが、分布形状はディケイファクターを変化させても概ね同じ形状である。また各面端部の負のピーク風圧は局所的といえどもある程度の広がりをもって作用することや本実験における風圧測定点の間隔ではこの局所風圧の広がりを十分捕らえきれていないことが考えられるため、本研究ではディケイファク

ターの値を全測定点において便宜的に安全側の評価となる $k=4$ と一律に設定した。

5. 3 平均風圧係数とピーク風圧係数

ピーク風圧係数を示す前に、まず最大平均風圧係数分布ならびに最小平均風圧係数分布を図17に示す。ここで、全風向中での最も大きい平均風圧係数を最大平均風圧係数、最も小さい平均風圧係数を最小平均風圧係数と定義する。屋根面の風上側端部を除いて、最大平均風圧係数は正の値となる。側面ならびに背面はほとんどの領域で

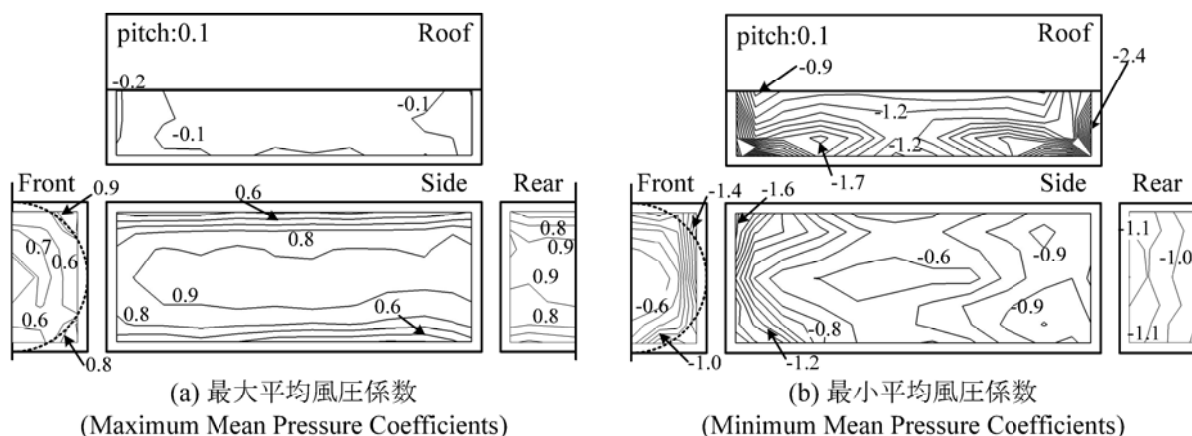


図17 最大平均風圧係数ならびに最小平均風圧係数の分布
Maximum and Minimum Mean Pressure Coefficient Distributions

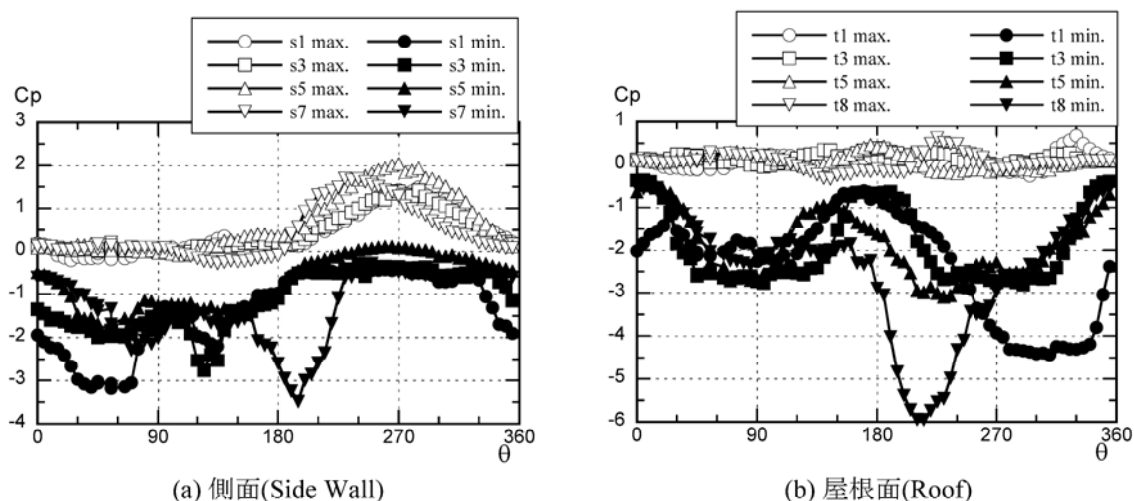


図18 正負のピーク風圧係数と風向角の関係
Variations of Positive and Negative Peak Pressure Coefficients with Yaw Angle

0.8以上の値となる。上端ならびに下端に進むに従い若干小さな値となるが、鉛直端部は小さくならない。前面については、ハブにより遮蔽されている部位では概ね0.6の値を取り、その他の部位では約0.8~0.9となる。最小平均風圧係数の分布は、背面を除いて最大平均風圧係数分布に比べ複雑な分布となっている。風洞実験と比較すると、GL2003の平均風圧係数(図1に示す値を1.96で割った値)はナセルの前面においては実験とほぼ同じ値を示すが、背面においては過少評価になっていることが分かる。

ディケイファクター $k=4$ と仮定した場合の表面の正のピーク風圧係数(図16(a))は屋根面では0.0~0.4の値となり、側面では1.6~2.2の値となる。正のピーク風圧係数については各面とも局所的に大きな値はみられない。値は異なるが、正のピーク風圧係数分布は最大平均風圧係数分布に類似している。一方、負のピーク風圧係数(図16(b))は、前面のハブで覆われている部位は比較的小さ

いが、側面ならびに背面では四隅付近で大きな負圧が生じそれぞれ-3.4~-4.0と-3.0の値となる。正負のピーク風圧係数と風向角の関係の一例を図18に示す。側面の前面寄り隅角部の大きな負圧は風向角 55° で、背面寄り隅角部は風向角 195° とそれぞれ前面ならびに背面に正対する風向から少し風下側となる場合に生じている。屋根面でも前面寄り隅角部と背面付近で大きな負圧が生じ、特にハブの影響のない背面付近では-5.8と大きな負圧が生じている。この大きな負圧は、風向角 215° のときの風上隅角部付近(t8)で生じており(図18(b))、これは風上隅角部の屋根面上の対角線上に発生する円錐渦¹³⁾による局所的な負圧が原因と考えられる。

Eurocode, ASCE, AIJの壁面ならびに屋根面の負のピーク風圧係数分布と比較すると、隅角部や端部で大きな値をとるなど、分布形状は概ね類似しているのに対して、風車の設計基準GL2003の風圧係数は本実験で得られた値に比べかなり小さいことが分かる。

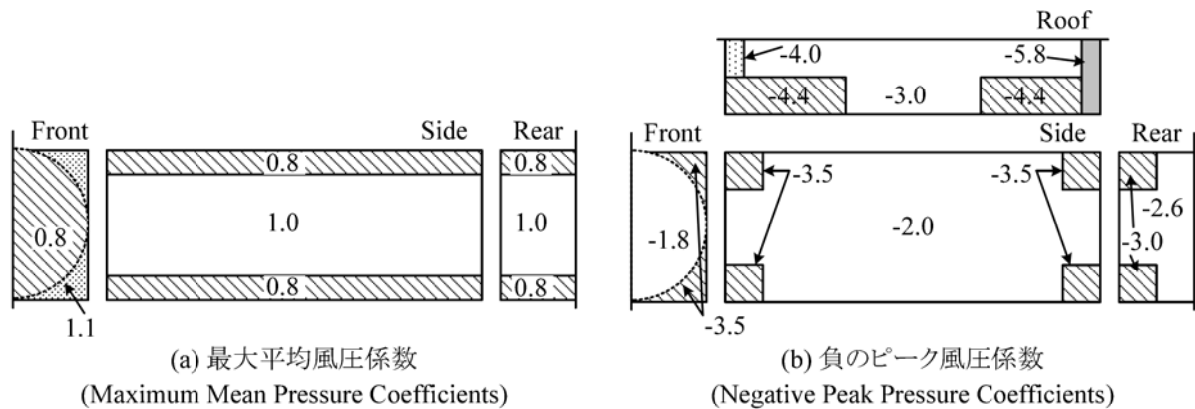


図19 ナセル外装材設計用の風圧係数分布

Proposed Distributions of Pressure Coefficients for Panel Designs of Wind Turbine Nacelles

5. 4 ナセル外装材設計用ピーク風圧係数の提案

5. 3 節に述べたように、建築物のピーク風圧係数に関する現行基準類は本実験から得られたピーク風圧係数の分布に近いが、まったく同じではない。そこで、本研究では風車ナセル外装材設計のためのピーク風圧係数分布を新たに提案する。

正のピーク風圧係数は気流中の乱れ強さに依存するため、本研究では Eurocode と AIJ に倣い、準定常仮定により導かれた下式を採用する。

$$\hat{C}_{pe} = \bar{C}_{pe} \cdot G_{pe}, \quad G_{pe} = 1 + 7I_H \quad (13)$$

ここで、 $\hat{C}_{pe}$ は正のピーク風圧係数、 $\bar{C}_{pe}$ は最大平均風圧係数、 I_H はナセル高さにおける乱れの強さである。式 (13) により算出される正のピーク風圧係数は本実験で得られたピーク風圧係数の値を包含できるように、最大平均風圧係数は図 19(a) のように提案した。また正のピーク風圧係数とは異なり、負のピーク風圧係数は準定常仮定に従わないため、実験結果をもとに図 19(b) に示すように提案した。

6. まとめ

風車ナセルに作用する平均風力ならびにピーク風圧係数に関する風洞実験を実施し、建築物に関する現行の基準類と比較することにより、以下の結論を得た。

- (1) ナセルに作用する平均風力係数を風洞実験により測定した。その結果、GL2003 に示されているナセルの平均風力係数または建築物に関する現行の基準類 (Eurocode, ASCE, AIJ) に示されている平均風力係数を用いる場合も安全側の評価となることが分かった。
- (2) 風洞実験により模型の表面粗度、地面とハブの有無、流入風の乱れ、ナセルの長さがナセルの平均風力係

数に与える影響を明らかにした。またナセルに作用する風力を合理的に評価するために、風洞実験結果をもとに平均抗力係数および平均揚力係数の迎角変化を表す実験式を提案した。

- (3) ナセルに作用するピーク風圧を風洞実験により測定した。正のピーク風圧係数は現行基準類の値とほぼ同様で、準定常仮定に従うことが確認された。一方、負のピーク風圧係数に関しては、現行の風車基準である GL20003 は危険側の評価であることが分かった。
- (4) 風洞実験結果に基づいて、マンハッチなどのナセル外装材設計用ピーク風圧係数の分布図を提案した。

なお、本研究は土木学会構造工学委員会・風力発電設備耐風設計小委員会の活動の一環として行われ、その成果は土木学会から刊行された「風力発電設備支持物構造設計指針・同解説 (2007 年版)」⁶⁾ に採用されている。また本論文の一部分は文献¹⁸⁾ に発表しているが、既往の実験ならびに現行基準類との詳細な比較検討、ディケイファクターの決定方法、平均およびピーク風圧係数に関する考察等を新たに追加することにより、論文の内容および考察の充実を図った。

謝辞：本研究にあたり、清水建設技術研究所嶋田健司氏から多大な助言を頂いた。ここに記して謝意を表す。

参考文献

- 1) Ishihara, T., Yamaguchi, A., Takahara, K., Mekar, T., Matsuura, S. : “An Analysis of damaged wind turbines by typhoon Maemi in 2003”, Proc. of APCWE VI, pp. 1413-1428, (2005)
- 2) Germanischer Lloyd : “Rules and Guidelines IV, Industrial Services 1, Guideline for the Certification of Wind Turbines”, Chapter 6, (2003)

- 3)European Committee for Standardization : “*Eurocode 1: Basis of design and actions on structures*”, *Part2.4 Actions on structures –Wind actions*, (2005)
- 4)American Society of Civil Engineers : “*Minimum design loads for buildings and other structures ASCE/ESI7-05*”, (2005)
- 5)日本建築学会編 : 「建築物荷重指針・同解説(2004 年版)」, (2004)
- 6)土木学会編: 「風力発電設備支持物構造設計指針・同解説 (2007 年版)」, (2007)
- 7)Holmes, J.D : “*Wind Loading of Structures*”, Taylor & Francis, (2007)
- 8)Buresti, G : “The effects of surface roughness on the flow regime around circular cylinders”, *J. of Wind Eng. And Ind. Aerodynamics* Vol. 8, pp. 105-114, (1981)
- 9)丸川比佐夫, 田村幸雄, 眞田早敏, 中村修 : 「大型 RC 煙突に作用する揚力と振動応答」, *日本風工学会誌* 第 19 号, pp. 37-52, (1984)
- 10)大熊武司, 丸川比佐夫, 宮下康一 : 「市街地を対象とした乱流境界層の風洞実験による基礎的研究」, 第 9 回風工学シンポジウム論文集, pp. 61-66, (1986)
- 11)古田正邦, 本郷剛, 鈴木雅靖, 大熊武司, 丸川比佐夫 : 「変動圧測定における導圧管の周波数伝達特性」, 第 9 回風工学シンポジウム論文集, pp. 307-312, (1986)
- 12)Database of Isolated Low-Rise Building without Eaves, (http://www.wind.arch.t-kougeo.ac.jp/w_it.html)
- 13)Cook, N.J. : *The designer's guide to wind loading of building structures*”, *Part2*, (1985)
- 14)Noda, H., Nakayama, A. : Free-stream turbulence effects on instantaneous pressure and forces on cylinders of rectangular cross section”, *Experiments in Fluids* 34, pp. 332-344, (2003)
- 15)Lawson, T.V. : “*Wind Effects on Building Volume 1 Design Applications*”, Applied Science Publisher LTD, London, (1980)
- 16)大竹和夫 : 「高層建物の外装材用ピーク風圧係数に関する研究(その 2)ピーク風圧の空間的広がり」, *日本建築学会大会学術講演梗概集 B 構造 I*, pp. 143-144, (2001)
- 17)Uematsu, Y., Isyumov, N. : “Wind pressures acting on low-rise buildings”, *J. of Wind Eng. and Ind. Aerodynamics* 82, pp. 131-137, (1999)
- 18)野田博, 嶋田健司, 石原孟 : 「風力発電機ナセルの平均風力ならびにピーク風圧に関する研究」, 第 19 回風工学シンポジウム論文集, pp. 133-138, (2006)

