

浮体風車のウエイク構造解明のための風洞実験： ピッチ動揺で生じるウエイクの周期的変動について

澁谷, 光一郎
カナデビア株式会社

乾, 真規
カナデビア株式会社

吉田, 忠相
カナデビア株式会社

馬詰, 佳亮
カナデビア株式会社

他

<https://hdl.handle.net/2324/7385224>

出版情報 : Journal of Wind Energy, JWEA. 49 (2), pp.18-26, 2025. 一般社団法人 日本風力エネルギー学会
バージョン :
権利関係 : © 2025 Japan Wind Energy Association



浮体風車のウエイク構造解明のための風洞実験 (ピッチ動揺で生じるウエイクの周期的変動について)

Experimental investigation to clarify the wake structure of a floating wind turbine
(Periodic fluctuation of wakes caused by pitch motion)

澁谷 光一郎^{*1, *2} 乾 真規^{*1} 吉田 忠相^{*1}
Koichiro SHIBUYA Masaki INUI Tadasuke YOSHIDA

馬詰 佳亮^{*1} 深谷 侑輝^{*3} 谷山 賀浩^{*3}
Keisuke UMAZUME Yuki FUKATANI Yoshihiro TANIYAMA

森脇 規太^{*3} 渡邊 和^{*3} 内田 孝紀^{*4}
Noritaka MORIWAKI Urara WATANABE Takanori UCHIDA

^{*1} Engineering and Technology Development Department, Wind Power Business Unit, Carbon Neutral Solution Business Headquarters, Kanadevia Corporation (formerly Hitachi Zosen Corporation), 7-89 Nanko-kita 1-chome, Suminoe-ku, Osaka 559-8559, Japan
E-mail: shibuya.k@kanadevia.com

^{*2} Ph.D. student, Kyushu Univ., Interdisciplinary Graduate School of Engineering Sciences, 6-1 Kasuga-koen, Kasuga, Fukuoka, Japan

^{*3} Mechanical Engineering R&D Department, Energy Systems Research and Development Center Toshiba Energy Systems & Solutions Corporation, 8, Shinsugita-Cho, Isogo-ku, Yokohama-shi, Kanagawa 235-8523, Japan

^{*4} Professor, Kyushu Univ., Research Institute for Applied Mechanics (RIAM), 6-1 Kasuga-koen, Kasuga, Fukuoka, Japan

Abstract

The wakes of a wind turbine with a fixed foundation are mostly understood. However, the wakes of a floating offshore wind turbine become complex due to the motion of the floating foundation, so further knowledge is needed. In this study, a device simulating a floating wind turbine was developed, and the wakes of the model wind turbine were measured when the Strouhal number (St) was 0.08, and the amplitude of the pitch oscillation was 5 degrees. By applying the phase-averaging method to the wake measurement data, the behavior of the wake during pitch motion was clearly expressed. It was found that the distribution of wakes shifted vertically with time and returned to the original distribution over one cycle.

キーワード：風車ウエイク，浮体式洋上風車，洋上ウィンドファーム，水平軸風車
Key Words：Wind turbine wakes, Floating offshore wind turbines, Offshore wind farms, HAWT

1. 緒言

洋上では陸上よりも強勢かつ安定した風が吹くため、効率よく電力が得られる。近年は環境問題やエネルギー情勢に対する懸念から、化石燃料に依らないクリーンエネルギーの利用が推進され、日本の広大な経済水域を活用できる洋上風力発電の大規模展開に高い期待が寄せられている。

洋上風力発電には海底に風車基礎を建設する着床式

と、海面に風車基礎を浮かべる浮体式がある。着床式が浮体式に対して経済的に有利と言われる境界水深は 50 m 程度であり、深い海域に囲まれる我が国に適した浮体式洋上風力発電の実用化を目指して、福島沖¹⁾や北九州沖²⁾で実証研究が進められてきた。

限られた占有海域で大規模な発電量を得るためには、複数基の風車を緻密に配置したウィンドファームとすることが重要である。しかしながら風車間の距離が近くなると風車で形成されたウエイクが他の風車に干渉し、ウィンドファームの発電量が大きく減少する問題が生じる。風車のウエイクとは風車背後に形成される流れであり、周囲に比べて風速が低く、乱流強度が高いという特徴を有する。ウエイクの影響を受けた風下

*1 カナデビア株式会社 (※旧 日立造船株式会社 〒559-8559 大阪市住之江区南港北 1-7-89) E-mail: shibuya.k@kanadevia.com

*2 九州大学大学院総合理工学府

*3 東芝エネルギーシステムズ株式会社

*4 九州大学応用力学研究所
(原稿受付：2024 年 10 月 16 日)

の風車では発電量が低下するうえに、ウエイクの乱流によって風車疲労が増加することが知られている。実サイトのデータを利用して Kim ら³⁾が実施した数値解析では、風車のウエイクによって年間発電量が約 7 % 減少し、風車の疲労が最大で 20 % 増加することが示され、また Thomsen ら⁴⁾の数値解析においても、ウエイクによって風車疲労が 5~15 % 増加することが報告されている。このようにウィンドファームでは、長期的に安定した発電量を獲得するために風車ウエイクの理解とその予測が非常に重要な要素となる。

風車ウエイクはロータ回転に伴う旋回流やブレード先端と根本から放出される翼端渦および翼根渦、ナセル、タワーなどのブラフボディ剥離渦が複雑に絡み合う流れ場を形成する。陸上や着床式のようにタワー基部が固定された風車のウエイクは気流構造がおおむね解明され、様々なウエイクモデルが開発されている⁵⁾⁶⁾。しかし浮体式風車では浮体式基礎の動揺により風車のロータ面が常に変化するため、さらに複雑なウエイクを形成すると考えられる。

浮体式風車のウエイクを対象にした研究は、Fontanella らの風洞実験⁷⁾や、Ramos-García ら⁸⁾の数値解析がある。Fontanella らは 5 自由度の動揺を風車模型に付与し、風車への流入風速が直接的に変化するサージ動揺およびピッチ動揺条件において、浮体の動揺がウエイクに及ぼす影響が大きくなると結論づけた⁷⁾。特にピッチ動揺条件下では、風車姿勢の傾斜により風に対してロータ面が傾くため、ウエイクが鉛直方向に拡散することが明らかにされた。Ramos-García らが実施した直列に並んだ 5 基の浮体式風車の数値解析では、風上の風車が形成するウエイクによって風下の風車が共振し、浮体の動揺量が増幅される可能性があることが指摘され、浮体式風車のウィンドファームにおいてウエイクを考慮することの重要性が示されている⁸⁾。浮体式風車のウエイク研究は近年報告が増えてきているものの、風洞実験を実施した論文は未だ少なく、気流構造の十分な理解に至っていない。そこで本研究では、実験スケールに設計された風車模型と加振装置を用い、ピッチ動揺する浮体式風車で形成されるウエイク構造の解明を図った。

2. 実験設備

本実験は、九州大学応用力学研究所が所有する単回路回流式大型境界層風洞で行った。この風洞のテストセクションの大きさは、長さ 15 m、幅 3.6 m、高さ 2 m である。

2.1 風車模型

Fig. 1 に実験で使用した風車模型の模式図を、Fig. 2 に各実験装置の配置を示す。風車模型はロータ、ナセル、タワーから構成され、ナセルに搭載したサーボモータで直径 $D=0.442$ m のロータを回転させる仕組みとなっている。低レイノルズ流れでも十分な風車性能を保持するために、ブレードには松宮らが開発した小型風車用の MEL ブレード⁹⁾を用いた。この模型の出力係数 C_p およびスラスト係数 C_t は、風速 10 m/s、周速比 3.6 においてそれぞれ $C_p \approx 0.3$ 、 $C_t \approx 0.8$ であり、これまでに多くのウエイク計測実績がある^{10) 11)}。

加振装置 (2.2 節に記載) に風車模型を搭載した際、ロータの回転中心の位置が概ね風洞中央高さとなるよう、タワーは長さ 0.6 m のものを使用した。加振装置に搭載した風車模型の床面からのハブ高さは 0.973 m で、回転中心からのハブ高さは 0.645 m である。

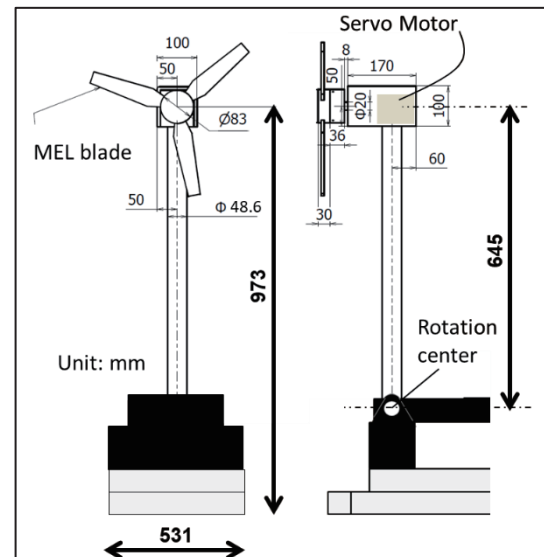


Fig. 1 Wind turbine model

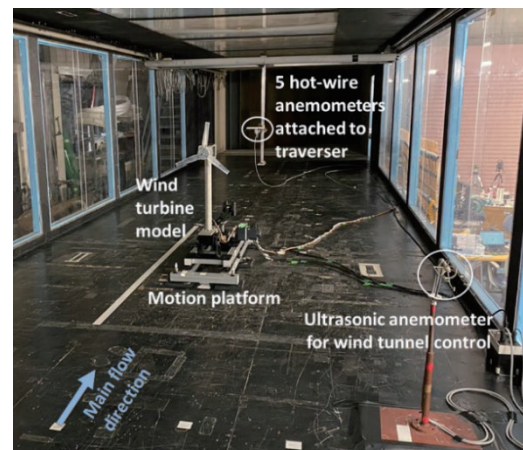


Fig. 2 Setting up the experimental apparatus

2.2 加振装置

本実験では浮体式基礎の動揺を模擬するための加振装置を開発し、風車模型を搭載して強制的に動揺を付与した。加振装置は偏心カムでモータの回転運動を上下運動に変換して風車模型をピッチ動揺させる機構となっており、またクランク機構により風車模型をサージ動揺させることも可能である。風車模型の姿勢ピッチ角およびサージ方向の変化は正弦波で表される。設計した装置の加振の仕様は Table 1 に示す通りで、動揺振幅はバージ型洋上浮体風力の観測結果¹²⁾と水槽実験¹³⁾を参考にして、現実で生じ得る値に設定した。

Table 1 Designed parameters of the motion platform

Description	Value
Pitch oscillation amplitude (deg)	1, 5
Pitch oscillation period (s)	≥ 0.8
Surge oscillation amplitude (mm)	15, 60
Surge oscillation period (s)	≥ 18

3. 実験方法

風洞テストセクションの流入側入口から 4.9 m 風下の位置に風車模型および加振装置を設置した。またウエイクの気流計測のため、風洞内のトラバーサに熱線流速計を取り付けた。熱線流速計には直径 5 μm のタングステン線が張られた I 型プローブを使用した。Fig. 3 に熱線流速計の取り付け方法を、Fig. 4 に気流計測の模式図をそれぞれ示す。熱線流速計は 5 本横並びで取り付けられ、0.1 間隔で $-0.2 \leq y/D \leq 0.2$ の範囲を同時に計測するようになっている。本論文では、紙面の都合上 $y/D=0.0$ の結果のみ記載する。トラバーサは各計測点で所定の時間の計測を終えると、鉛直方向に 0.1D だけ動き、ウエイクの鉛直分布を取得する。本実験では、一様流において風車模型ロータを固定回転数 1556 rpm で運転させたときの、風車からの離隔距離 $x/D=3, 5,$

10 の鉛直分布を熱線流速計で取得した。またモータから発生した発電トルクを電圧値として取得し、トルクの変動を 4 章で説明する位相平均に利用した。各計測項目のサンプリング周波数は 1000 Hz、ローパスフィルタ 100 Hz、各計測点での計測時間は 40 s とした。

設定した流入条件と加振条件を Table 2 に示す。本研究ではピッチ動揺のみを与えて実験を行った。ピッチ動揺の振幅と周期は、設定可能な範囲でそれぞれの最大値 5 deg と最小値 0.8 s を採用した。流入風速 U_{in} は、ウエイク形成を最優先し、 $U_{in}=10 \text{ m/s}$ ($Re=2.9 \times 10^5$, $Re=U_{in}D/\nu$ で、 ν は空気動粘性係数) に設定した。この風速では風車模型で十分な性能が確保でき、さらにウエイク風速のレイノルズ数依存がなくなる $Re \geq 10^5$ ¹⁴⁾ を満たすことができる。

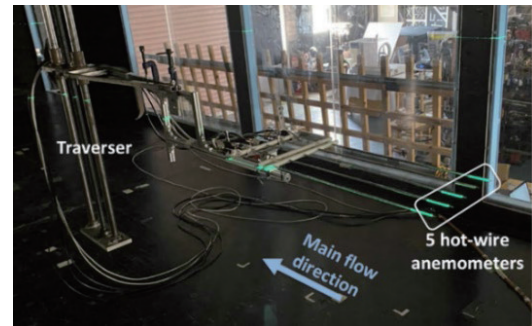


Fig. 3 Installation of hot-wire anemometers

Table 2 Parameters set in the experiment

Parameter	Value
U_{in} : Inflow wind speed (m/s)	10
D : Rotor diameter (m)	0.442
L : Length from the center of rotation of the floater to the hub height (m)	0.645
A : Pitch oscillation amplitude (deg)	5
T : Pitch oscillation period (s)	0.8

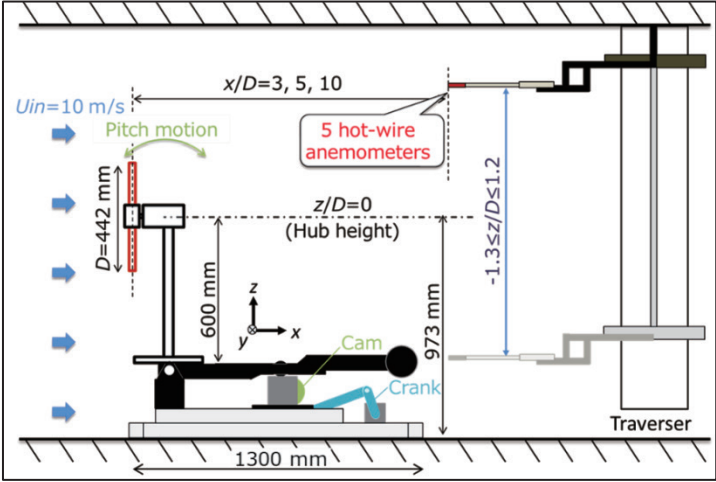


Fig. 4 Schematic of wind turbine wake measurement

4. 結果と考察

4.1 実験結果と考察

Fig. 5 に、離隔距離 $x/D=3$ におけるウエイクの時間平均分布を示す。縦軸はロータ中心を原点とした高さ方向の座標で、(a)の横軸は熱線流速計で計測した風速 u , (b)の横軸は計測時間における u の標準偏差である。いずれの横軸も流入風速 U_m で除して正規化した。実験は固定条件(Fixed), Table 2 の動揺振幅および周期に従い強制的にピッチ動揺を付与したピッチ動揺条件(Pitch)の 2 ケースを実施した。

Fig. 5(a)より、固定条件とピッチ動揺条件ともに、風車ロータ面の背後において平均風速が 1.0 を下回り、ウエイクによる速度欠損が生じていることが分かる。一様流を流入させているため、図中丸数字で示す風車模型との位置関係から、① $-0.5 \leq z/D \leq 0.5$ にわたる速度欠損はロータ面により形成されたもの、② $z/D=0.0$ 付近の欠損はハブおよびナセルの剥離渦が干渉して生じたもの、 $z/D \leq -0.5$ の欠損は③タワーおよび④加振装置からの剥離流によるものと推察される。(b)の標準偏差においても、ロータ面の背後で値が大きくなっており、ロータ面で流れが乱されたことが分かる。特に⑤ $z/D=0.5$ 付近と⑥ $z/D=-1.2$ 付近で乱れが大きくなっているが、これらはそれぞれブレードの先端から発生する翼端渦や、加振装置からの剥離渦に起因して生じた乱れであると考えられる。

風車の動揺条件で比較すると、Fig. 5 (a)の平均風速において、固定条件ではニアウェイク特有の凸凹とした形状を有する一方、ピッチ動揺を付加した条件では鉛直分布は平滑化された形状となった。(b)の標準偏差は、固定条件に比べてピッチ動揺条件で値が大きくなっており、ピッチ動揺でロータ面が振動したことにより流れが乱されたことが分かる。ピッチ動揺条件では、

固定条件に比べてハブ高さ $z/D=0.0$ で平均風速が 5.7 %, 標準偏差はハブ高さ $z/D=0.0$ で 11.2 %, 翼上端高さの $z/D=0.5$ で 12.5 % 増加した。Fig. 6 は、離隔距離 $x/D=3$ 、翼上端高さ $z/D=0.5$ で計測された無次元風速を FFT 解析したグラフである。ピッチ動揺条件では、横軸の周波数 1.25 Hz にスペクトルのピークがあり、これがピッチ動揺周期の 0.8 s に相当することから、ピッチ動揺によりウエイクが動揺と同じ周期で変動することが示された。ロータ回転に伴う周波数は 25.93 Hz となるが、このピークは固定条件およびピッチ動揺条件の両方で確認され、ピッチ動揺条件においてピークの値が抑制される結果となった。

データを時間平均した際、流れ場に存在する時間的な変動は排除されてしまうが、周期性の強い流れ場においては位相平均法を用いることで周期的な変動を捉えることができる。位相平均法は、それぞれ別時刻に計測された多点のデータを何らかの方法で疑似的に時刻合わせをし、同一の位相で平均処理を行う手法である。Cantwell ら¹⁵⁾は、位相平均法を用いて円柱背後に生じるカルマン渦列の周期的な変動を捉えることに成功している。

本実験では、モータから出力される発電トルクを各計測のウエイク計測で同時に取得し、トルクの周期的な変動を参照値として、ウエイクの計測データに対して位相平均法を適用した。本手法の概略を Fig. 7 に示す。本研究ではピッチ動揺の周期 0.8 s に着目し、計測を開始してから最初にトルクが極大値となる時刻をデータの開始時刻と定めた。トルクの生値にはロータ回転に伴う 25.93 Hz の細かな変動成分が含まれるため、生値に対して 0.04 s (25.00 Hz) の幅の移動平均を施したうえで極大値を探索した。風車がピッチ動揺することでトルクが変化するため、トルクが極大値をとる時

刻間隔も 0.8 s となる．そのため図のように，定めた開始時刻からウエイクの計測データを 0.8 s 間隔で区切り，ウィンドウを重ねて平均処理を施した．ウィンドウ数 N の増加に伴って，ピッチ動揺による 0.8 s 周期の変動成分が増幅され，逆にそれ以外の変動成分は平滑化されるため除去することができる．

Fig. 8 は，ブラフボディの剥離渦による細かな変動を除去するため，位相平均法のウィンドウ数を $N=30$ として描画した，0.1 s ($=1/8T$) ごとの風車ウエイクの鉛直分布である．(a)は固定条件，(b)～(d)はピッチ動揺条件の結果である．(a)，(b)は離隔距離 $x/D=3$ ，(c)は $x/D=5$ ，(d)は $x/D=10$ でそれぞれ計測されたデータを用いた．図より，多数の時系列データに位相平均法を適用することによって，ピッチ動揺が付加された場合のウエイク構造の時間的挙動を明瞭に表せていることが分かる．ただし，ハブやナセル，タワー，加振装置などのブラフボディから放出される剥離渦や翼端渦の細かい挙動は無視されている点に留意されたい．

(b)～(d)のピッチ動揺条件のグラフを細かく見ると， $1/8T$ ごとにウエイクの分布が鉛直方向に移動し，1 周期をかけて始めの分布に戻る事が分かる．風車のロータ面が上下どちらかに傾くと，傾いた方向にウエイクが偏向されることが，Rivera-Arreba らのシミュレーション¹⁶⁾で確認されている．これを踏まえると，ピッチ動揺により風車のロータ面が連続的に傾斜するため，風車のピッチ動揺で引き起こされるウエイクは，Fig. 9 のように上下方向の偏向を繰り返し，蛇行(meandering)しながら流下すると推察される．ピッチ動揺によりウエイク領域が上下に移動して分散した結果，時間平均した流れ場 (Fig. 5) では，固定条件に比べて平均値が平滑化され，なおかつ標準偏差が増大したと考えられる．この浮体風車ウエイク特有の現象は，ウィンドファームにおいて浮体風車ウエイクを受けた風下風車の発電量を増加させる一方，ウエイクが鉛直方向に移動することにより風下風車の発電量を変動させるほか，風車機構や浮体式基礎，係留索の疲労が増大するといった影響を引き起こす可能性がある．また Fig. 8 (b)～(d)より，離隔距離に伴ってウエイク領域の上下方向の移動幅が大きくなる事が分かる．これより，離隔距離が大きくなるほど前述した浮体風車ウエイク特有の現象が顕著に生じると予想される．

Fig. 6 では，ロータ回転に伴う 25.93 Hz の周波数ピークが，ピッチ動揺条件では固定条件に比べて抑制されることが確認された．これもウエイクの上下振動が原因であると考えられ，ウエイクが上下に移動することで翼端渦が $z/D=0.5$ の計測点から外れる瞬間が生じ

て翼端渦列の通過回数が減少した結果，ロータ回転に伴う周波数ピークが抑制されたと推察される．

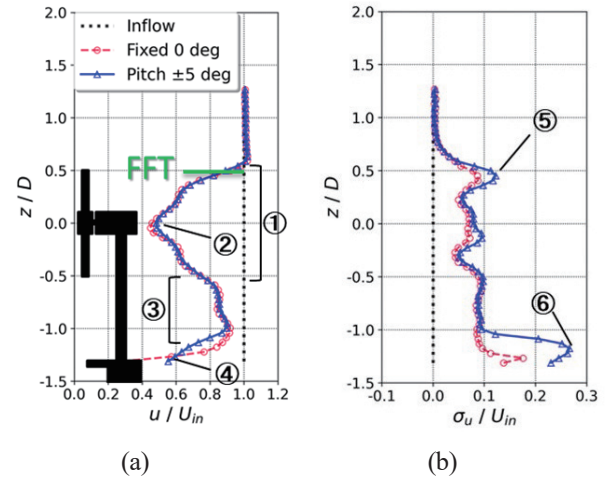


Fig. 5 Time-averaged vertical distribution of wakes, $x/D=3$: (a) mean wind speed, (b) standard deviation of wind speed

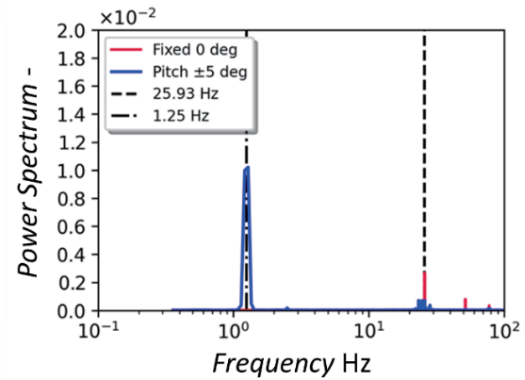


Fig. 6 Results of spectral analysis of dimensionless wind speed at downwind distance $x/D=3$ and blade top height $z/D=0.5$

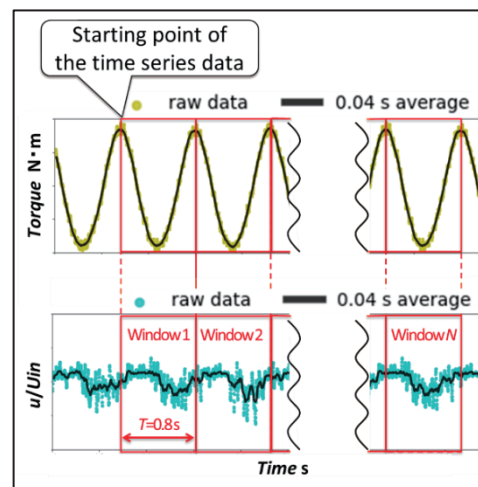


Fig. 7 Conceptual diagram of the phase averaging method

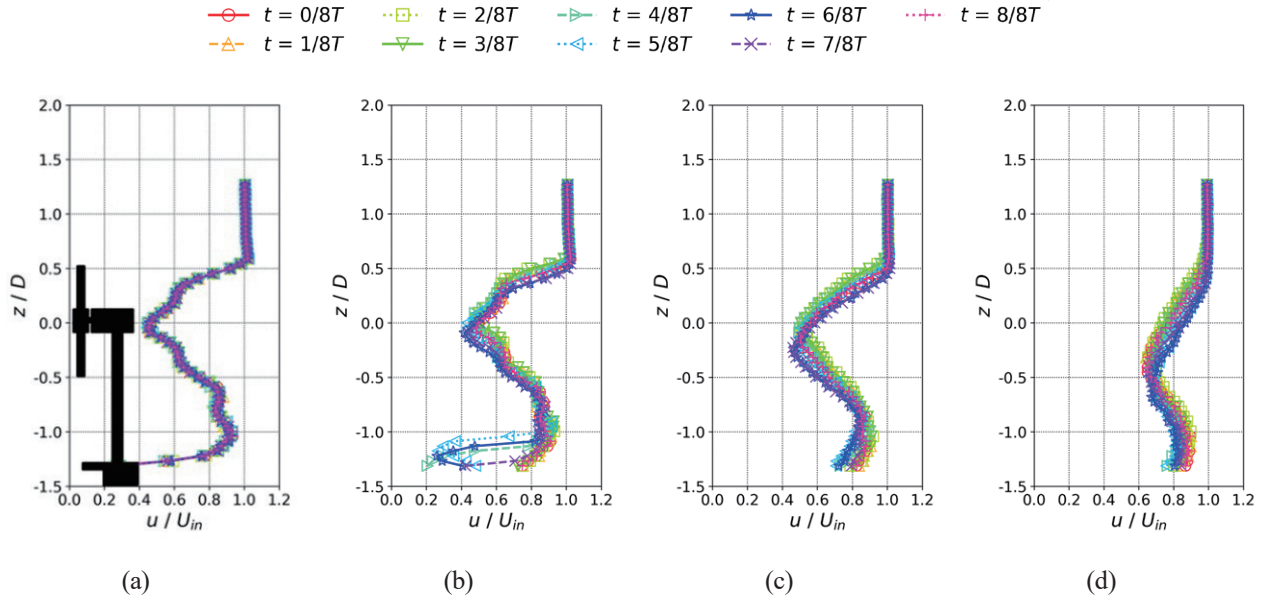


Fig. 8 Time variation of wind turbine wake vertical profiles when the number of windows for the phase-averaged method is $N=30$: (a) fixed condition, $x/D=3$; (b) pitch oscillation condition, $x/D=3$; (c) pitch oscillation condition, $x/D=5$; (d) pitch oscillation condition, $x/D=10$

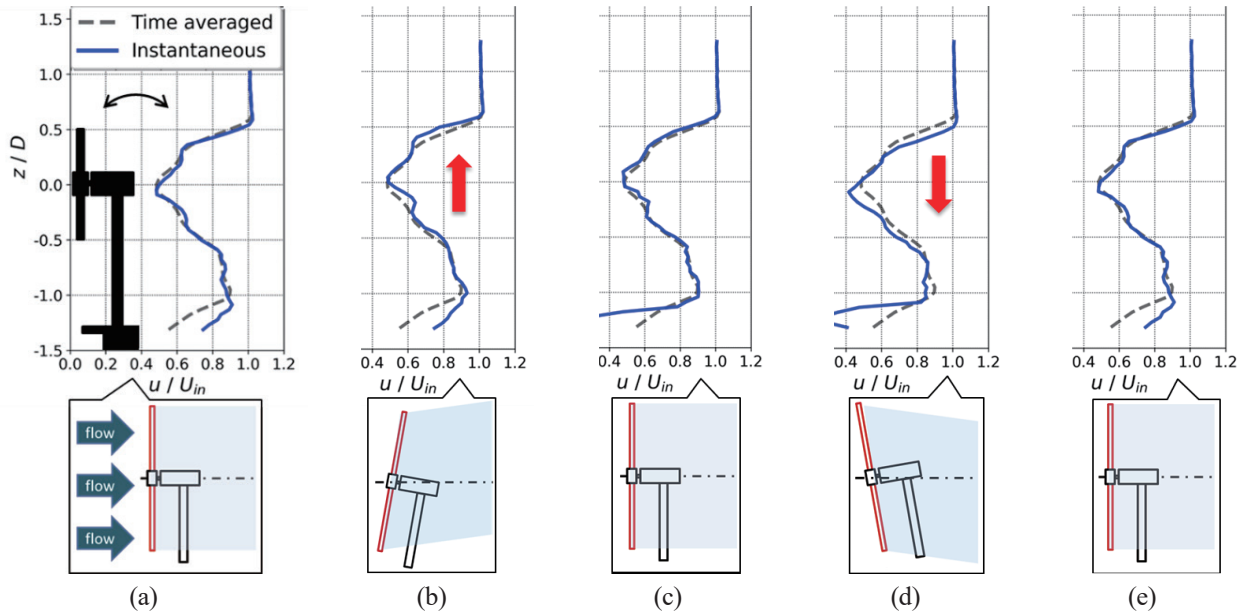


Fig. 9 Periodic variation of wakes under pitch oscillation conditions: (a) $t=0/4T$, (b) $t=1/4T$, (c) $t=2/4T$, (d) $t=3/4T$, (e) $t=4/4T$, where t is the time elapsed since the start of the data

4.2 実機スケールとの対応

この節では、実験で設定した動揺条件を実機スケールに換算し、本実験で計測された現象が模擬する、実機風車の動揺状態について考察する。

Fig. 10 のように動揺する浮体式風車でウエイクが形成される状況において、動揺によって風車に流入する相対風速について考えると、相対風速の最大変化率は次式で表される。ここで A と T はそれぞれ動揺振幅と動揺周期、 L は動揺の回転中心からハブ中心までの長さ、 U_{in} と ΔU_{in} はそれぞれ流入風速とその増分である。

$$\frac{\Delta U_{in}}{U_{in}} = \frac{2\pi A}{T} \frac{L}{U_{in}} \quad (1)$$

動揺振幅 A が実機風車と風車模型で同じであるとき、スケール換算において $2\pi A$ は除去され、この式はストローハル数の定義式(2)に一致する。

$$St \equiv \frac{L}{T \cdot U_{in}} \quad (2)$$

すなわちストローハル則を用いることで、風車に流入する相対風速の最大変化率を風車模型と実機風車で合わせることができるため、ロータ面から流体に働く抗力の変化率を相似させながら、実機スケールへのパラメータ換算が可能である。

また Fig. 10 において、浮体が1周期分動揺する間にウエイクが流下する長さは $U_w T$ で表され、この長さと風車の代表長の比率は $L/U_w T$ となる。流入風速に対するウエイク風速 U_w/U_{in} が実機風車と風車模型で同じであると仮定すれば、この比率もストローハル数の定義式(2)と一致することが分かる。つまりストローハル則を用いることで、代表長および代表風速に対応したウエイクの蛇行現象をも、風車模型と実機風車で相似させることができる。ただし、 U_w/U_{in} が実機風車と同等の値をとることを前提としており、風車風車の性能とレイノルズ数を十分に確保することが重要である。

以上よりストローハル則を用いると、実機風車のピッチ動揺周期 T_p は次式で表される。なお、添え字の p は実機風車、 m は風車風車それぞれのパラメータであることを意味する。

$$T_p = \frac{(U_{in})_m}{(U_{in})_p} \frac{L_p}{L_m} T_m \quad (3)$$

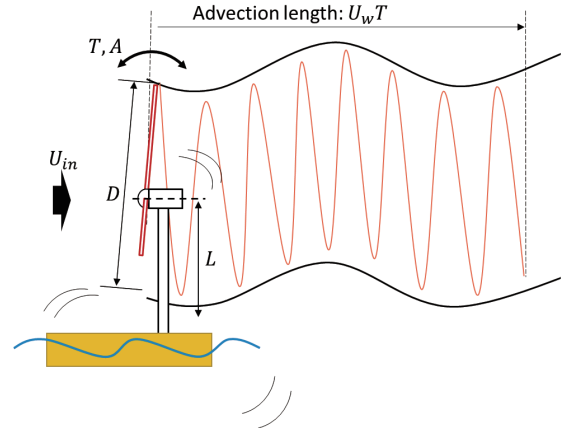


Fig. 10 Schematic diagram of a floating wind turbine wake and related parameters.

対象とする実機風車として Fig. 11 に示す「ひびき」²⁾を選択した。Table 3 に、ストローハル則を用いて実験の条件を実機風車のパラメータに換算した値を示す。表より、本実験では実機風車が 87.9 s の周期でピッチ動揺する際に形成するウエイクを表現していることが分かった。この周期は実機風車で頻出する、波浪による動揺周期 (8~9 s)¹²⁾ に比べて約 10 倍長い周期であるものの、長周期の動揺においてもウエイク構造の時間的な変化が生じたことから、波浪によって短周期で動揺した場合にはさらに複雑なウエイクとなることが予想される。



Fig. 11 Floating wind turbine “Hibiki”²⁾

Table 3 Oscillation parameters of the actual turbine are converted with Strouhal scaling

	Model	Hibiki 3 MW ¹²⁾
L	0.645 m	72.3 m
T	0.8 s	87.9 s
U_{in}	10 m/s	10 m/s
St	0.08	0.08

5. 結言

浮体式風車では浮体式基礎の動揺により風車のロータ面が常に変化するため、複雑なウエイクを形成することが予想される。先行研究⁸⁾では、浮体式風車のウィンドファームの数値解析により、風上風車が形成するウエイクを受け、風下風車が共振する可能性があることが示唆されており、浮体式風車のウエイクを考慮する重要性が示された。そこで本研究では浮体式風車を模擬した装置を開発し、振幅 5 deg, 周期 0.8 s (ストローハル則換算で $St=0.08$) のピッチ動揺を風車模型に付加し、風車模型背後で形成されるウエイクの計測を実施した。

ピッチ動揺を付加した際の風車のウエイクは、付加しない場合と比べ、時間平均したウエイク風速の鉛直分布が平滑化した形状となった。また、ハブ高さの風速は 5.7%, 風速の標準偏差はハブ高さで 11.2 %, 翼上端高さで 12.5 %増加した。翼上端高さの風速データをスペクトル分析した結果、ピッチ動揺条件ではロータ回転に伴う周波数ピークのほかに、ピッチ動揺の周波数ピークが確認された。

本実験では風車模型のサーボモータから得られる発電トルク値を参照値とし、ピッチ動揺周期に着目した位相平均法をウエイクの計測データに対して適用した。位相平均を施した多点の計測データを使ってウエイクの風速分布を描画することで、ピッチ動揺時に形成されるウエイクの時間的挙動が明瞭に表され、浮体式風車ウエイクの風洞実験における位相平均法の有効性が示された。

ピッチ動揺が付加された場合、ウエイクの分布は時間経過に伴って鉛直方向に移動し、1 周期をかけて元の分布に戻ることが明らかとなった。また、離隔距離の増加に伴ってウエイク領域の上下方向の移動幅が大きくなることが判明した。風車のロータ面が傾いた方向にウエイクが偏向されることを踏まえると、ピッチ動揺条件における風車のウエイクは上下方向の偏向を繰り返し、蛇行しながら流下すると考えられる。浮体風車ウエイク特有の現象は、ウィンドファームにおいて浮体風車ウエイクを受けた風下風車の発電量を増加させる一方、ウエイクの鉛直方向の蛇行により風下風車の発電量の変動や、風車機構や浮体構造物、係留索の疲労の増大といった影響を引き起こす可能性があり、これらの影響は風車からの離隔距離が大きくなるほど顕著となると予想される。

さらに本研究では、ストローハル則を使って実験の動揺条件を実機風車の動揺状態にスケール換算した。ストローハル則を用いることで、ロータ面から流

体に働く抗力の変化率を相似させながら、実機スケールへのパラメータ換算が可能となることを示した。しかし Fig. 1 と Fig. 11 を見比べて分かるように、実機風車と比べ、使用した風車模型はロータ直径に対してナセルが大きい、ハブ高さが高い、またブレード枚数が異なるなど、実機の形状を忠実に再現できていないことに注意が必要である。スケール換算の結果、実験の動揺条件が実機風車で頻出する動揺周期に比べて約 10 倍の長周期動揺を表していることが分かった。この差は実機風車と風車模型のスケール比を小さくすることで解決できるものの、高いレイノルズ数を確保しながら風車模型を小型化することは至難であり、今後さらに大型化が予想される実機風車を風洞スケールで再現することは容易ではない。このため、今後浮体式風車ウエイクの風洞実験を実施するにあたっては、何らかの相似則の不成立は認めたとうえで（例えば本実験に代わって実験を行うならば、風車模型の C_p については諦めて C_t のみを実機風車に合わせ、低風速下での実験を行うなど）、様々な条件での実験や数値解析から結果を補完することが、浮体風車ウエイクの構造解明に必要である。また加振装置自体の影響も無視できないと考えられ、今後の実験では風洞の床面を嵩上げして加振装置を隠す工夫が必要であると考えられる。

Table 4 Nomenclature of related parameters

Parameter	Description
x	Main flow direction position (m)
y	Horizontal position (m)
z	Vertical position (m)
C_p	Power coefficient
C_t	Thrust coefficient
U_{in}	Inflow speed (m/s)
ΔU_{in}	Incremental relative inflow speed (m/s)
U_w	Wake flow speed (m/s)
D	Rotor diameter (m)
L	Length from the center of rotation of the floater to the hub height (m)
T	Pitch oscillation period (s)
A	Pitch oscillation amplitude (deg)
St	Strouhal number
U	Measured wind speed (m/s)
T	Time elapsed since the start of the data (s)
N	Number of phase average windows

参考文献

- 1) Fukushima Offshore Wind Consortium, Fukushima floating offshore wind farm demonstration project, <http://www.fukushima-forward.jp/reference/index.html>, (last access: 1 April 2024).
- 2) New Energy and Industrial Technology Development Organization, Demonstration Project of Next-Generation Floating Offshore Wind Turbine, <https://www.nedo.go.jp/floating/project.html>, (last access: 1 April 2024).
- 3) Kim, S. H., Shin, H. K., Joo, Y. C., Kim, K. H., A study of the wake effects on the wind characteristics and fatigue loads for the turbines in a wind farm, *Renewable Energy, Elsevier*, Vol.74, 2015, pp.536-543.
- 4) Thomsen, K., Sørensen, P., Fatigue loads for wind turbines operating in wakes, *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics, Elsevier*, Vol.80, No.1-2, 1999, pp.121-136.
- 5) Bastankhah, M., Porte-Agel, F., Experimental and theoretical study of wind turbine wakes in yawed, *Journal of Fluid Mechanics, Cambridge University Press*, Vol.806, 2016, pp.506-541.
- 6) Qian, G. W., Ishihara, T., A New Analytical Wake Model for Yawed Wind Turbines, *Energies, MDPI*, Vol.11, No.665, 2018,
- 7) Fontanella, A., Facchinetti, A., Carlo, D. S., Belloli, M., Wind tunnel investigation of the aerodynamic response of two 15MW floating wind turbines, *Wind Energy Science, eawe*, Vol.7, 2022, pp.1711-1729.
- 8) Ramos-García, N., Horcas, S. G., Pegalajar-Jurado, A., Kontos, S., Bredmose, H., Investigation of the floating IEA 15-MW RWT using vortex methods Part II: Wake impact on downstream turbines under turbulent inflow, *Wind Energy, Willey*, No. 815083, 2022.
- 9) Matsumiya, H., Kogaki, T., Takahashi, N., IIDA, M., Waseda, K., Development and experimental verification of the new MEL airfoil series for wind turbines, *Proceeding of Japan Wind Energy Symposium, JWEA*, 2011, pp.92-95.
- 10) Uchida, T., Shibuya, K., Calderon-Munoz, W.R., Richmond-Navarro, G., A wind tunnel investigation of yawed wind turbine wake impacts on downwind wind turbine performances and wind loads, *Wind Engineering, Sage*, Vol.47, No.3, 2023, pp.655-670.
- 11) Shibuya, K., Uchida, T., Wake asymmetry of yaw state wind turbines induced by interference with wind towers, *Energy, Elsevier*, Vol.280, No.128901, 2023.
- 12) Takeuchi, K., Tamura, H., Ohkubo, S., Mitani, S., Hara, T., Floater/Mooring Design Verification in Demonstration Study of Barge-type Floating Offshore Wind Turbine, *Hitz Technical Review, Hitachi Zosen Corporation*, Vol.81, 2021.
- 13) Tamura, H., Niizato, H., Ohkubo, S., Mitani, S., Stability and Safety Verification of Barge-type Floating Structure for Off shore Wind Turbine by a Motion Experiment in Irregular Waves, *Hitz Technical Review, Hitachi Zosen Corporation*, Vol.80, No.1, 2020.
- 14) Chamorro, L. P., Arndt, R. E. A., Sotiropoulos, F., Reynolds number dependence of turbulence statistics in the wake of wind turbines, *Wind Energy*, Vol.15, 2012, pp.733-742.
- 15) Cantwell, B., Coles, D., An experimental study of entrainment and transport in the turbulent near wake of a circular cylinder, *Journal of Fluid Mechanics, Cambridge University Press*, Vol.136, 1983, pp.321-374.
- 16) Rivera-Arreba, I., Li, Z. B., Yang, X. L., Bachynski-Polic, E. E., Comparison of the dynamic wake meandering model against large eddy simulation for horizontal and vertical steering of wind turbine wakes, *Renewable Energy, Elsevier*, Vol.221, No.119807, 2024.

謝辞

本研究は、九州大学、東芝エネルギーシステムズ株式会社、カナデビア株式会社で実施している産学共同研究(研究代表者:内田孝紀)の支援を頂きました。また、本実験を実施するにあたり、九州大学応用力学研究所技術室の松島啓二氏、高田青氏には多大な協力を頂きました。ここに記して深く感謝いたします。