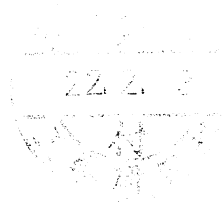


平成 21 年度 修士論文

フィールド水平軸風力タービンの後流の解明



2010 年 2 月 3 日 提出

指導教員 前田 太佳夫 教授

鎌田 泰成 准教授

村田 淳介 助教

三重大学大学院 工学研究科
博士前期課程 機械工学専攻
エネルギー環境工学研究室

飯田 充博

| | | |
|-------|-----------------------------|------|
| 第1章 | 緒言 | (1) |
| 第2章 | 主な記号および座標系 | (3) |
| 第3章 | 実験装置および方法 | (6) |
| 3.1 | テストサイトおよび実験装置概要 | |
| 3.2 | 供試風力タービン及び供試翼 | |
| 3.3 | 観測マスト | |
| 3.3.1 | 風力タービン流入風観測 | |
| 3.3.2 | 風力タービン後流観測 | |
| 3.4 | 測定装置及び測定方法 | |
| 3.4.1 | 超音波風速温度計 | |
| 3.4.2 | 白金測温抵抗体 | |
| 3.4.3 | 観測システム | |
| 3.5 | 供試風力タービン性能テスト | |
| 3.5.1 | 出力係数 | |
| 3.5.2 | 周速比 | |
| 3.5.3 | 実験条件 | |
| 3.5.4 | テスト結果 | |
| 3.6 | データ整理方法 | |
| 3.5.1 | アナログ及びデジタル出力測定値の同期 | |
| 3.5.2 | 基準風と後流の時間補正 | |
| 第4章 | 非定常風況下における風力タービン後流内流れ | (38) |
| 4.1 | 定義式 | |
| 4.1.1 | 風速 | |
| 4.1.2 | 乱流強度 | |
| 4.2 | 風力タービンの運転状態が後流に与える影響 | |
| 4.2.1 | 後流内軸方向速度の鉛直分布 | |
| 4.2.2 | 後流内軸方向速度の水平分布 | |
| 4.3 | 流入風向の標準偏差が後流に与える影響 | |
| 4.3.1 | 後流内軸方向速度の鉛直分布 | |
| 4.3.2 | 後流内軸方向速度の水平分布 | |
| 4.4 | まとめ | |

| | | |
|------|--------------------------------|------|
| 第5章 | 風力タービン後流内流れ場に与える大気安定度の影響 | (64) |
| 5.1 | 大気安定度 | |
| 5.2 | モニンオブコフ長さによる安定度の判定 | |
| 5.3 | 定義式 | |
| 5.4 | 大気安定度を考慮した風力タービン流れ場 | |
| 5.5 | まとめ | |
| 第6章 | 結言 | (77) |
| 参考文献 | | (79) |
| 謝辞 | | (80) |

第1章 緒言

2010 年を迎え、発展途上国の人口増加や、地球温暖化、先進国のエネルギー問題など、地球環境を取り巻く様々な問題が深刻となってきた。日本はその環境対策の一つとして、2005 年に温室効果ガス排出量削減目標を定めた京都議定書に批准している。しかし、2007 年度の日本の温室効果ガス排出量は総排出量削減目標である 1990 年比-6%に対し+8.7%であった。そのうちエネルギー転換部門は+22.2%⁽¹⁾であり、目標の達成にはいっそうの対策措置が必要である。その対策の一つとして、化石燃料から再生可能エネルギーへのエネルギー源の転換が挙げられる。再生可能エネルギーによる発電のうち、稼働中に二酸化炭素を排出せず、無尽蔵なエネルギー源である風力発電が注目され、現在導入が進められている。

このような背景を踏まえ、近年、好風況地域に複数の風力タービンを建設するウインドファームが増えている。大規模なウインドファームは発電電力の平滑化や、送電コストの低減など、様々なメリットがある。しかし、日本の様な国土の少ない地域では土地の有効活用のために可能な限り多くの風力タービンを建てるため、風力タービン間の距離が短くなることがある。このとき、下流側にある風力タービンは、上流にある風力タービンの影響を受ける。風力タービンを通過した風（後流）は風力タービンのエネルギー抽出により減速され、乱流強度が増加するといわれている。このような後流中で運転される風力タービンは出力低下や疲労荷重の蓄積といった問題が懸念される。現在提唱されている風力タービン間の推奨距離⁽²⁾は欧米での平坦な地形での後流観測によって得られたものであり、乱流強度の大きい日本のような複雑地形上の風は欧米の風と異なると考えられる。また、大気は常に変動しており、風の混合作用の強弱は天候や時間帯によって異なる。風力タービン後流に関する研究は今まで多く行われてきた。S.T. Frandsen ら⁽³⁾は実際の洋上ウインドファームの後流の観測を行い、風力タービンの空気力学的な干渉を捉えた。前田ら⁽⁴⁾は風洞実験とフィールド実験の結果を比較し、後流内風速はフィールド実験のほうが早く自然風に近づくことを示している。平井ら⁽⁵⁾は実機の風力タービンを用いて周速比ごとの後流内の減速の様子を捉えている。しかし、大気の状態を示す指標である大気安定度に関しては、様々な地形や高度での観測⁽⁶⁾や風洞実験⁽⁷⁾が行われているが、風力タービンの後流に関する大気安定

度の測定例はほとんどない。

風洞実験では自然風の持つ特性を全て再現することは困難である。また、大気は空間的・時間的に変化しており、フィールドで運転される風力タービンの後流は周りの大気の混合作用の強弱によって異なると考えられる。よって実際にフィールドにて実験を行い、自然風況下の風力タービンの後流を把握することが重要である。

本研究の目的は、風速・風向が変動するフィールド条件下で風力タービンを運転し、風力タービンの周速比や、風向の変動が与える風力タービン後流への影響をそれぞれ解明することである。さらに測定した気温分布を用いて、大気安定度について風を分類し、風力タービン後流について大気の状態を考慮して考察した。ウインドファームが持つ風の乱れや大気安定度が明らかになれば、本研究で得られた結果より、適切な風車間距離を導くことができると考えられる。

本研究では、定格出力 30kW の水平軸風力タービンを用いて、フィールド条件下で実験を行った。テストサイトは大きな障害物のない、日本に典型的な複雑地形である。後流測定には応答性の高い超音波流速計を複数設置したマストを用いて行った。超音波流速計の測定成分は三成分である。後流測定マストは鉛直分布測定用と水平分布測定用の 2 本である。大気の気温鉛直分布は白金測温抵抗体を鉛直測定マストの 3 箇所に取り付けて測定した。鉛直分布マストは任意の位置に移動させることができ、水平測定マストはクランクアップタワーを用いて作成され、任意の高度に伸縮可能である。この 2 本のマストを用いることで水平方向・鉛直方向・主流方向の 3 方向の後流内速度分布が得られる。これらの装置を用いて高周波数でデータをサンプリングし、風力タービンの後流内速度、乱流強度の分布を測定した。

第2章 主な記号および座標系

2.1 主な記号

| | | |
|---------------------|--------------------|------------------|
| A | :ロータ面積 | $[\text{m}^2]$ |
| b | :局所翼厚 | $[\text{m}]$ |
| c | :局所翼弦長 | $[\text{m}]$ |
| C | :音速 | $[\text{m/s}]$ |
| c_p | :出力係数 | |
| D | :ロータ直径 = 10m | $[\text{m}]$ |
| g | :重力加速度 | $[\text{m/s}^2]$ |
| l | :超音波流速計の送受波器間距離 | $[\text{m}]$ |
| L | :モニンオブコフ長さ | $[\text{m}]$ |
| N | :ロータトルク | $[\text{Nm}]$ |
| Q | :温度フラックス | $[\text{W/m}^2]$ |
| r | :ロータ半径位置 | $[\text{m}]$ |
| R | :ロータ半径 = 5m | $[\text{m}]$ |
| R_c | :相関係数 | |
| t | :時間 | $[\text{s}]$ |
| T | :温度 | $[\text{K}]$ |
| TI | :各測定位置の乱流強度 | |
| TI_{ratio} | :乱流強度比 | |
| TI_{ref} | :基準風速の乱流強度 | |
| u_A | :超音波測定方向速度 | $[\text{m/s}]$ |
| u_B | :超音波測定方向速度 | $[\text{m/s}]$ |
| u_C | :超音波測定方向速度 | $[\text{m/s}]$ |
| u_{LF} | :各測定点の風速 | $[\text{m/s}]$ |
| u_{ref} | :基準風速 | $[\text{m/s}]$ |
| u^* | :摩擦速度 | $[\text{m/s}]$ |
| U | :1 分間平均風速 | $[\text{m/s}]$ |
| U_N | :無次元風速 | |
| V_A | :超音波流速計の送受信器対向方向速度 | $[\text{m/s}]$ |
| w | :鉛直方向速度 | $[\text{m/s}]$ |
| x | :ロータ軸方向座標 | $[\text{m}]$ |

| | | |
|---------------------|-------------------|-----------------------|
| y | :水平方向座標 | [m] |
| z | :鉛直方向座標 | [m] |
| Γ | :高度減率 | [°C/m] |
| Γ_d | :乾燥断熱減率 | [°C/m] |
| θ | :ブレードのねじり角 | [°] |
| κ | :カルマン係数 | |
| λ | :周速比 | |
| ρ | :空気密度 | [kg/m ³] |
| σ_U | :軸方向風速の1分間標準偏差 | [m/s] |
| σ_{U_ratio} | :軸方向風速の標準偏差比 | |
| σ_{U_ref} | :基準軸方向風速の1分間標準偏差 | [m/s] |
| σ_W | :鉛直方向風速の1分間標準偏差 | [m/s] |
| σ_{W_ratio} | :鉛直方向風速の標準偏差比 | |
| σ_{W_ref} | :基準鉛直方向風速の1分間標準偏差 | [m/s] |
| σ_{WD} | :風向の1分間標準偏差 | [°] |
| τ_0 | :摩擦応力 | [kg/ms ²] |
| Φ | :ヨー偏角 | [°] |
| Ψ | :アジマス角 | [°] |
| ω | :ロータ回転角速度 | [rad/s] |

2.2 後流測定座標系

後流測定座標系は，ロータ回転中心を原点とし，ロータ回転面と垂直な下流方向を x 軸，ロータ回転面と平行な水平方向を y 軸，鉛直方向を z 軸とした．後流測定点の x 座標はロータ直径， y 座標と z 座標はロータ半径でそれぞれ無次元化した x/D ， y/R ， z/R を用いて表す．図 2.1 に後流測定点に関する座標系を示す．

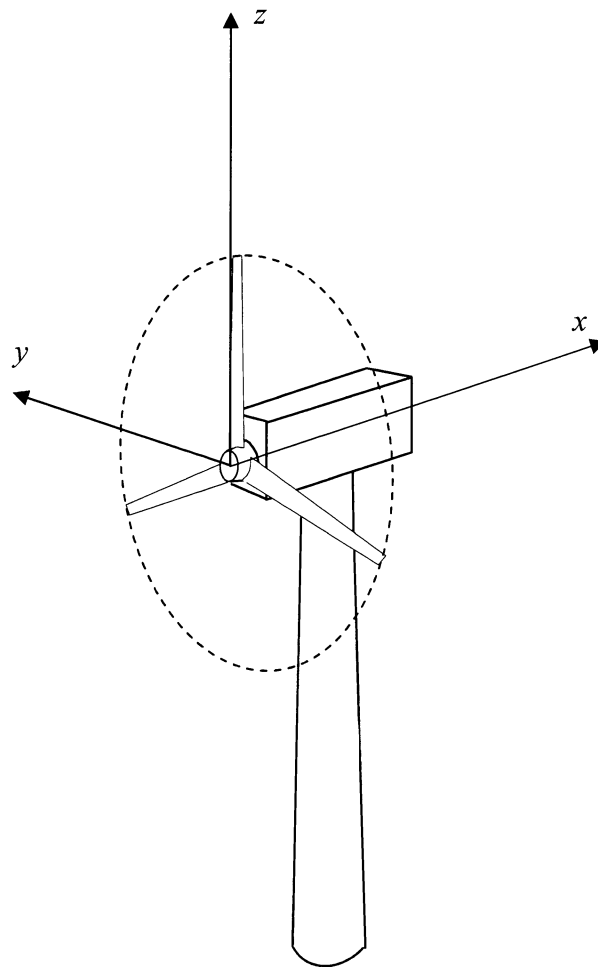


图 2.1 後流測定点座標系

第3章 実験装置及び方法

3.1 テストサイトおよび実験装置概要

本実験は三重大学生物資源学部附属紀伊・黒潮生命地域フィールド・サイエンスセンター付帯施設農場にあるテストサイトで行われた。図 3.1 にテストサイトの全体図を示す。本農場は三重県津市高野尾町に位置し、初秋から春先までは日本海側からの北風が琵琶湖、鈴鹿山脈を越えて吹き降ろす通称「鈴鹿おろし」と呼ばれる季節風が吹く。テストサイトの冬場における卓越風向はほぼ西北西 (303°) である。図 3.2 に基準マストで測定されたテストサイトの風配図を示す。また、卓越風向を矢印で図 3.1 に示す。北にある丘を除いてテストサイトの周囲は平坦であり、障害物はない。風力タービンの後流測定のため、卓越風向に沿って基準マスト、風力タービンおよび後流測定用マストを並べて配置してある。以下の節で、本研究で用いた実験設備および実験装置の詳細について説明する。

3.2 供試風力タービン及び供試翼

本実験に使用した風力タービンの正面図および側面図を図 3.3 に、写真を図 3.4 に示す。供試風力タービンは発電機容量 30kW、ロータ直径 10m、ハブ高さ 13.3m で、可変ピッチ機構を持つ 3 枚翼のアップウインド型水平軸風力タービンである。翼ピッチの駆動はパワーシリンダによって行われる。タワーは図 3.5 に示すように油圧シリンダによる可倒式であり、ナセルやブレードのメンテナンスを安全かつ容易に行うことができる。タワーは直径 460mm の鋼管である。また、ナセルとタワーの間にヨーモータが取り付けられており、ナセル方位を変化させることで風向に対して任意のヨー偏角をとることができる。

図 3.6 に風力タービンの駆動系を示す。ロータに生じたトルクはプーリとタイミングベルトを用いた増速機構を介して誘導発電機に伝達される。増速比は 4:15, 5:12 の 2 段階で合計 9 倍である。発電システムはインバータを用いた AC-DC-AC リンクを持つ可変速発電システムである。ロータ回転数は、ナセル内部の誘導発電機に対してインバータにより制御周波数を変化させることで任意に設定できる。ブレードピッチ角、ナセル方位は測定室にある機械制御盤によって操作される。

図 3.7 にヨー偏角 ϕ およびアジマス角 ψ の定義図を示す。ヨー偏角は風力ター

ビン回転軸と風向のなす角であり，風力タービン上空から見てナセル方位を基準として風向が時計回り側にある場合を正と定義する．アジマス角は，鉛直上向きを基準に，上流側から見て反時計回りに正とした基準ブレードの方位角と定義した．また，ピッチ角は翼端の翼弦線がロータ回転面と平行になる角を 0° とし，翼弦線の前縁が上流側に回転する方向を正と定義した．

図 3.8 に本研究に用いた供試翼を示す．供試翼は半径 5.0m のテーパねじり翼である．ブレードは FRP 製の中空構造で，木型から FRP 製メス型を作成し FRP を積層して表面シェルを作成，翼弦方向，ブレードスパン方向に補強を入れ，正圧面側と負圧面側のシェルを張り合わせて作成した．断面形状は，回転中心から 1361mm の半径位置で DU91-W2-250，2475mm の位置で DU93-W-210，3960mm の位置より翼端側では NACA63-618 の翼型を代表として採用した．上記の翼断面以外の翼断面は補間によって形状を定めている．翼端から翼根までのねじり角は約 12° で，本実験における設定ピッチ角は 0° である．翼端部は半径 4700mm からノーマル，シャークフィン，オジー，Mie ベーンと交換可能となっているが，本実験では図 3.8 に示すノーマルを使用した．

3.3 観測マスト

3.3.1 風力タービン流入風観測

風力タービンへの流入風速を調べるために基準風速計が必要である．本研究では図 3.1, 3.3 に示すように風力タービン設置位置から卓越風向の向きに上流 10.0m の位置に基準マストを設置した．この基準マストの風力タービンハブ高さである地上高 13.3m の位置に超音波流速計（以降 DA と記述）を設置し基準風速計とした．図 3.9 に基準風速計と風力タービンの位置関係および概略図を示す．

3.3.2 風力タービン後流観測

フィールドにて風力タービン後流の分布を把握するには多くの測定点で測定を行い，長期にわたる観測データを蓄積することが重要である．本研究では，多点での後流観測のために鉛直分布測定用と水平分布測定用の 2 本のマストを用いた．

後流の鉛直分布測定マストの全体写真と模式図を図 3.10，図 3.11 にそれぞれ示す．鉛直分布測定マストの先端から 9.0m の高さまでは 100mm 角のラーメン構造

で、9.0m の高さから根元にかけてテーパで 380mm 角にまで広がっている。根元部分には大きなモーメントがかかるためトラス構造を用いて作成した。鉛直分布測定マストは根元部分で油圧ショベルのアームに取り付けられており、任意の測定地点に移動させることができる。後流風速測定は超音波流速計（SAT）を用いて行う。鉛直分布測定マストの測定高度は 18.3m, 15.8m, 1.33m, 10.8m, 8.3m であり、風力タービンを基準にすると $z/R=+1.0$ （回転面上端）、 $+0.5$, 0 （ハブ高さ）、 -0.5 , -1.0 （回転面下端）となる。これらの SAT は上から順に SAT-1, SAT-2, SAT-3, SAT-4, SAT-5 とする。

後流の水平分布測定マストの全体写真を図 3.12 に示す。水平分布測定マストは FTI 社製のクランクアップタワー FDX-472J を用いて作成した。このクランクアップタワーは最短 7.0mm から最長 22mm まで伸縮でき、任意の高度の測定が可能である。転倒防止のためにクランクアップタワーの根元は鋼材で固定されている。このタワーの先端に風力タービンのロータ回転面に平行で、かつ水平にステーを固定し、2500mm 間隔で SAT を 3 つ取り付けた。水平分布測定マストの設置位置は SAT の位置が $x/D=2.0$ の $y/R=0.5$, 1.0 , 1.5 となる位置とした。これらの SAT は後流測定座標の x 軸に近い方から順に SAT-a, SAT-b, SAT-c とする。

3.4 測定装置および測定方法

3.4.1 超音波風速温度計

本研究では風力タービン後流および流入風の変動を高周波数でサンプリングするため、風速測定には応答性の良い超音波流速計（サンプリング周波数 50Hz）を用いた。

基準風速測定及び後流測定に用いた超音波風速温度計の測定原理について説明する。超音波風速温度計は 3 対の超音波送受波器を対向させている。これらの送受波器が互いに逆向きに超音波パルスを伝播させる場合、各送受波器からの伝播時間は式(3.1)のようになる。対向する送受波器をそれぞれ 1, 2 とすると、送受波器 1 から送受波器 2 への伝播時間 $t_{1 \rightarrow 2}$, 送受波器 2 から送受波器 1 への伝播時間 $t_{2 \rightarrow 1}$ は式(3.1), (3.2)で与えられる。

$$t_{1 \rightarrow 2} = \frac{l}{C + V_A} \quad (3.1)$$

$$t_{2 \rightarrow 1} = \frac{l}{C - V_A} \quad (3.2)$$

ここで C は音速, l は送受波器同士の距離, V_A は風速の超音波送受波器対向方向成分である. 式(3.1), (3.2)より伝播時間を測定することで C , V_A を求めることができる. 残りの 2 対も同様の計算を行い, 座標変換することで流速の三成分が得られる. ここで大気中の温度 T と音速 C には式(3.3)の関係がある.

$$C = 20.067T \quad (3.3)$$

したがって, 式(3.1)(3.2)より求めた音速から測定体積の気温も計測することができる.

表 3.1 に基準風速測定及び後流測定に用いた超音波流速計の諸元を示す. 基準風速計に用いた DA-650 の風速分解能は 0.005m/s, 温度分解能は 0.025℃であり, 測定精度は風速 10m/s のとき実値±0.1m/s 以内である. プローブは形式 TR-61B を採用した. 後流測定に用いた SAT-550 の風速分解能は 0.01m/s, 温度分解能は 0.05℃であり, 精度は風速 10m/s のとき, 実値の±0.25m/s 以内である.

図 3.13(a)に主流風向と SAT の u_A , u_B 方向を示す. u_C 方向は鉛直上向きが正である. 本実験で用いた SAT は構造上, 測定体積の周囲に複数のアームがある. 測定体積上流にアームがある場合, アームの後流が測定体積に流入し測定値に影響を与えと考えられる. このため, 測定体積の卓越風向上流にアームが位置しないように, SAT は卓越風向と u_B の角度が 30°となるよう調節して取り付けられている. 図 3.13(b)は SAT と鉛直測定マストの取り付け部の拡大図である. マストに風速計を設置する場合, マストの影響を受けない位置に風速計を設置する必要がある. 一般に風速計とマストの水平距離はマストの直径の 7 倍以上となるように設置しなければならないとされている⁽²⁾. 本実験ではマストの直径の 10 倍にあたる 1m 卓越風向上流に張り出した位置に SAT を設置した.

表 3.1 超音波流速計諸元

| 用途 | 測定装置 | 型番 | メーカー |
|--------|-------------|---------|----------|
| 基準風速測定 | 三次元超音波風速温度計 | | 株式会社ソニック |
| | 本体 | DA-650 | |
| | プローブ | TR-61B | |
| 後流測定 | 三次元超音波風向風速計 | SAT-550 | 株式会社ソニック |

3.4.2 白金測温抵抗体

自然風は大気不安定度によって風速の鉛直分布や風速の乱れなどの特性が変わるため、フィールド実験では大気不安定度を用いてデータを整理する必要がある。大気不安定度は気温と風速に依存するため、本実験では風速に加えて大気温度を測定し、大気の状態を調べた。3.4.1 項で説明した超音波流速計は温度を測定することができるが水蒸気圧などの影響も受ける音速から導かれるため、大気温度の絶対値を計測することには適していない。そこで絶対温度を測定する温度計として白金測温抵抗体を用いた。白金測温抵抗体は、金属の電気抵抗が温度変化に対して変化する性質を利用した測温抵抗体の一種で、温度特性が良好で経時変化が少ない白金を測温素子に用いたセンサである。

白金測温抵抗体はケーブルの内部抵抗を相殺できる 3 導線式で測温抵抗体変換器に接続した。大気温度測定のため、鉛直測定マストの地上高 18.3m ($z/R=+1.0$)、13.3m ($z/R=0$)、8.3m ($z/R=-1.0$) の位置に白金測温抵抗体を取り付けた。これらの温度計より、大気の状態の指標である不安定度を求めることができる。図 3.14 は白金測温抵抗体の取り付け部の写真である。SAT の風速測定に影響を与えないようにするため、白金測温抵抗体は SAT より下流に取り付けた。また、直射日光が白金測温抵抗体に当たる事を防ぐため、日よけを取り付けた。表 3.2 に白金測温抵抗体の諸元を示す。白金測温抵抗体は SAT に比べて応答速度が遅いため、温度の瞬時的な変動は捉えることができない。そこで温度の瞬時的な変動は変動幅が小さいため SAT の測定誤差を無視できるとし、温度の平均値は白金測温抵抗体、温度の変動分は SAT から得た。

表 3.2 白金測温抵抗体諸元

| 測定装置 | 型番 | メーカー |
|----------|-------------|----------|
| 白金測温抵抗体 | E52-P10AE-5 | オムロン株式会社 |
| 測温抵抗体変換器 | K3FP-RS-UI | オムロン株式会社 |

3.4.3 観測システム

図 3.15 に測定信号系統図を示す。SAT はアナログ及びデジタルの両方で信号の出力が可能である。また、SAT プローブはシリアル通信によってアナログ及びデジタル出力の測定項目を遠隔で変更できる。本実験では風速の三成分 (u_A , u_B ,

u_C) および温度の 4 つのパラメータをアナログおよびデジタルで出力している。基準風速計の DA および後流の SAT により取得した風速・温度データは電圧に変換し A/D ボードに入力される。また SAT の校正用に任意の電流値を出力することができる機能を用いて各ケーブルの損失を校正した。白金測温抵抗体により取得した温度データは測温抵抗体変換器で電圧信号に変換される。

実験では風力タービン運転状態に関するデータを取得している。表 3.3 に取得するパラメータと測定装置、設置箇所を示す。

表 3.3 風力タービンに関するパラメータと測定装置

| 取得パラメータ | 測定装置 | 設置箇所 |
|---------|------------|---------------|
| アジマス角 | ロータリーエンコーダ | 風力タービン中間軸 |
| | フォトセンサ | 風力タービン主軸 |
| ピッチ角 | ポテンシオメータ | ピッチ操作用パワーシリンダ |
| ナセル方位角 | ロータリーエンコーダ | ナセル回転軸 |
| 交流電力 | デジタル電力計 | |
| 交流電圧 | デジタル電力計 | |
| 交流電流 | デジタル電力計 | |

これらのパラメータは A/D ボードおよびカウンターボードを介してデータサンプリング用パソコンへ取り込まれる。

以上をまとめると、本実験でサンプリングされるデータ項目は、基準マストに取り付けた超音波流速計の速度三成分 (u_A , u_B , u_C) と温度、風力タービンの発電量・発電電圧・発電電流、ブレードピッチ角、トルク、ロータ回転数、ナセル方位角、基準ブレードのアジマス角（風力タービン翼回転角）、後流観測用のそれぞれ 8 つの SAT の速度三成分 (u_A , u_B , u_C) と温度、3 つの白金測温抵抗体の温度値である。これらのパラメータのサンプリング周波数は、SAT のデジタル出力応答速度である 50Hz に合わせて 50Hz で行った。また、サンプリングのスタート時を $t=0[s]$ とし測定時刻も記録した。表 3.4 に観測システム装置の諸元を示す。

表 3.4 観測システム装置諸元

| 装置 | 型番 | メーカー |
|----------|-----------|--------------|
| デジタル電力計 | 3192 | 日置電機株式会社 |
| カウンターボード | pci-6205c | 株式会社インタフェース |
| A/D ボード | DF4000 | 日本シンクネット株式会社 |
| PC | FC-86J | 日本電気株式会社 |

3.5 供試風力タービン性能テスト

風力タービン後流の流れ場は運転状態に強く依存する．運転状態は主にピッチ角，ロータ回転数，ヨー偏角で決定される．最適な運転状態を実験条件の基準とするために，本研究では風力タービン後流の観測を行う前に，フィールドにおいて供試風力タービンの性能テストを行った．

3.5.1 出力係数

風力タービンの性能は一般に出力係数で表される．出力係数 C_p は風力タービンが風から得られる出力とロータ面への流入風の持つエネルギーの比で表される．出力係数の定義式を式(3.4)に示す．

$$C_p = \frac{N\omega}{\frac{1}{2}\rho AU^3} \quad (3.4)$$

ここで A は風力タービンの受風面積， N はロータトルク， U は風速， ω はロータの回転角速度， ρ は空気密度である．本テストでは， U は基準風速の風力タービンロータ軸方向成分として計算した．

3.5.2 周速比

周速比 λ はロータ翼端の周速と流入風速の比であり，式(3.5)で表される．供試風力タービンの性能テストでは出力係数が最大となる周速比を調べた．

$$\lambda = \frac{R\omega}{U} \quad (3.5)$$

ここで R はロータ半径である．

3.5.3 実験条件

性能テストを行う際、風力タービンの運転条件はロータ回転数を 70rpm、翼端ピッチ角を 2° とした。また、自然風は風速、風向が非定常であり、風向がナセル方位から逸れてヨー偏角が大きくなる場合、風力タービンの性能が低下する。そのため、測定されたデータのうち、風向の 1 分間平均値がナセル方位から $\pm 5^\circ$ 以内となるデータを抽出した。抽出されたそれぞれのデータは BIN 法で平均風速ごとに分類して平均化する。このときの平均風速の BIN 幅は 0.5m/s とした。

3.5.4 テスト結果

図 3.16 は本実験で得られた出力係数曲線を示す。横軸に周速比、縦軸に出力係数を示す。出力係数は周速比の増加に従い増加し、周速比 $\lambda=6.7$ で最大出力係数 $C_p=0.35$ を示した後低下していく、上に凸の分布を描く。これは λ の増加に従い翼素に対する流入風の角度が過大な失速状態から最適な迎角に近づき、その後過回転となるためである。この結果から、ピッチ角 2° の時、供試風力タービンの最適周速比は $\lambda=6.7$ であることが明らかとなった。後流測定においては、供試風力タービンのロータ回転数は 70rpm としたため、流入風速が 5.5m/s 付近のとき最適周速比となる。

3.6 データ整理方法

3.6.1 アナログ及びデジタル出力測定値の同期

超音波流速計のアナログデータは風力タービンの発電システムのインバータやコンバータのスイッチングノイズを含むことがある。それに対してデジタル出力はシリアル通信により直接パソコンに出力されるためスイッチングノイズの影響を受けない。よってデジタル出力の測定値で考察を行うことが望ましい。

3.4.4 項で記述した通り超音波流速計はアナログ信号とデジタル信号の両方でデータを出力している。本計測システムにおいて、アナログ出力とデジタル出力の測定値はそれぞれ別のパソコンでサンプリングしており、風力タービンの各測定値と同期して測定している超音波流速計データはアナログ出力である。超音波流速計のアナログ出力を同時刻のデジタル出力に同期させることで、ノイズの影響のない後流データを他の測定値と同期させることができる。

アナログデータとデジタルデータを同期させるために両測定値の相関係数を求め、最も相関係数が高くなる時間をデジタルデータとアナログデータとの同期タイミングとする。

図 3.17(a)にアナログ出力の時系列測定値、図 3.17(b)にデジタル出力の時系列測定値の測定例を示す。各図の横軸は時刻、縦軸は測定風速を示す。同時刻に取得したアナログ出力およびデジタル出力の測定値の置換を行った結果を図 3.18 に示す。この 60 秒間のアナログ出力とデジタル出力の相関係数は $R_c=0.91$ となった。相関係数が $R_c=1$ を示さないのは、ノイズによるアナログ出力とデジタル出力の差異によるものである。

3.6.2 基準風と後流の時間補正

基準風速計位置と後流測定位置では測定している空間が異なるため、基準風速計を通過した風が後流測定位置に到達するまでにタイムラグが生じる。基準風速と後流風速の変動を比較するため、両者の相関を取り、最も高い相関係数を示す時間をタイムラグとして補正する。

図 3.19(a)および(b)は風力タービン停止時の基準風速計と SAT-3 ($z/R=0$) の時系列測定値および相関係数の値を示す。図 3.19(a)および(b)の下流方向測定位置は $x/D=1.0$ である。図 3.19(a)の横軸は時間、縦軸は測定風速、図 3.19(b)の横軸は時間、縦軸は相関係数 R_c を示す。図 3.19(a)より、基準風速計と SAT-3 ($z/R=0$) の風速の変動にタイムラグが見られる。 $x/D=1.0$ の場合、基準風速計と SAT-3 ($z/R=0$) の距離は 20m である。 $x/D=1.0$ の位置でのこの測定期間の平均風速は 6m/s である。流入風速が 6m/s の場合、基準風速計と SAT-3 ($z/R=0$) との間のタイムラグは約 $3.3s(=20[m]/6[m/s])$ であると考えられる。図 3.19(b)より、相関係数は 3.38s にピークを示し、基準風速計から SAT-3 ($z/R=0$) に到達すると考えられる時間のずれとほぼ一致している。図 3.20 に相関係数による解析から時間補正した風速の時系列データを示す。基準風速計 DA と SAT-3 ($z/R=0$) の風速の変動は、補正により良く一致している。相関係数を用いて時刻の補正することで、空間による時間のずれを修正することができると考えられる。また風力タービン運転時も同様に、基準風速計 DA と後流 SAT の測定時間の補正を行った。図 3.21 (a)および(b), 図 3.22 に風力タービン運転時の補正の例を示す。図で示されている測定位置は $x/D=1.0$

である．補正の結果，基準風速計 DA と SAT の時系列データは風力タービンのエネルギー抽出によって後流風速は基準風速に比べ低下しているものの，変動の仕方やピークの時刻は良く一致している．

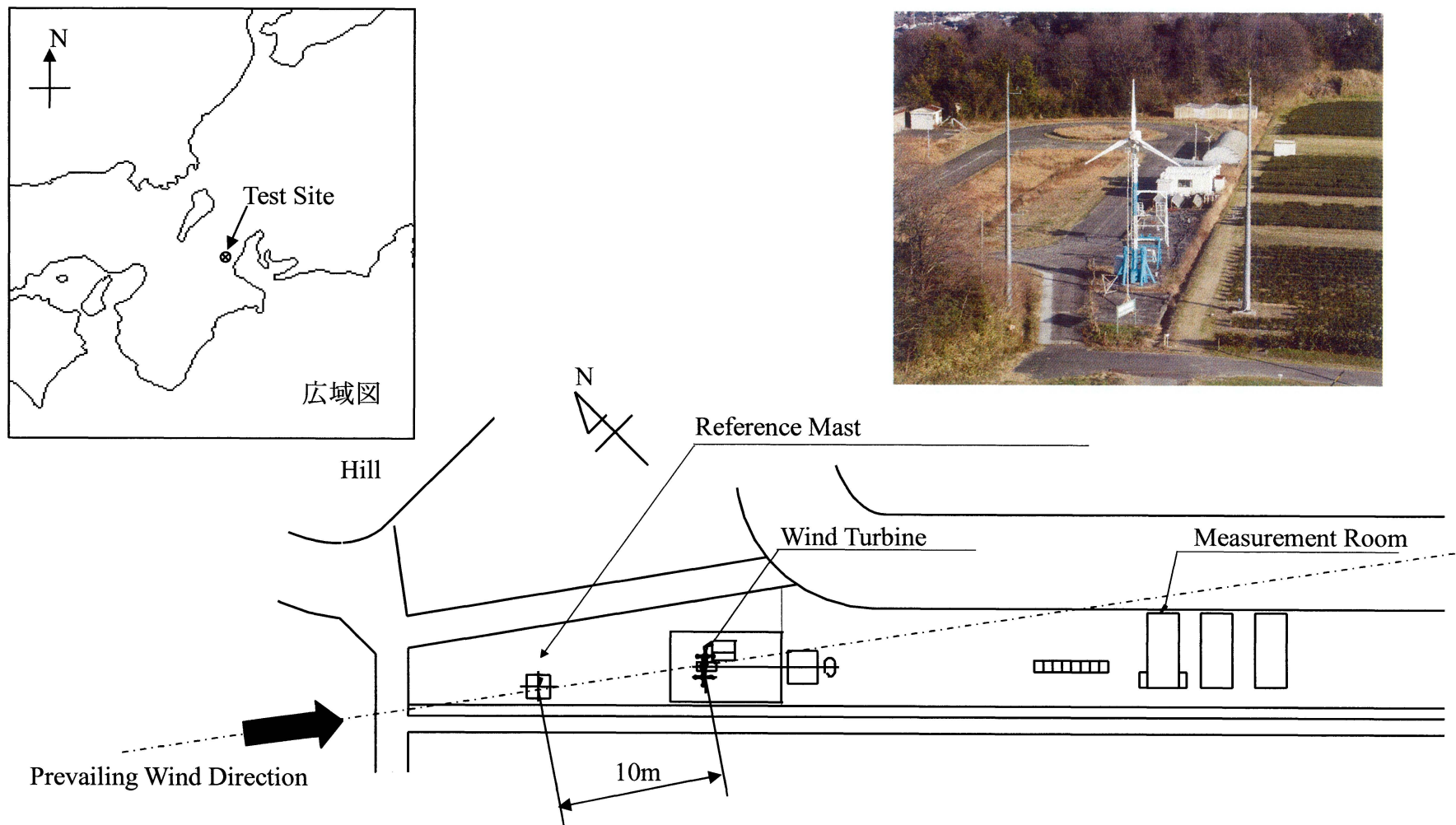
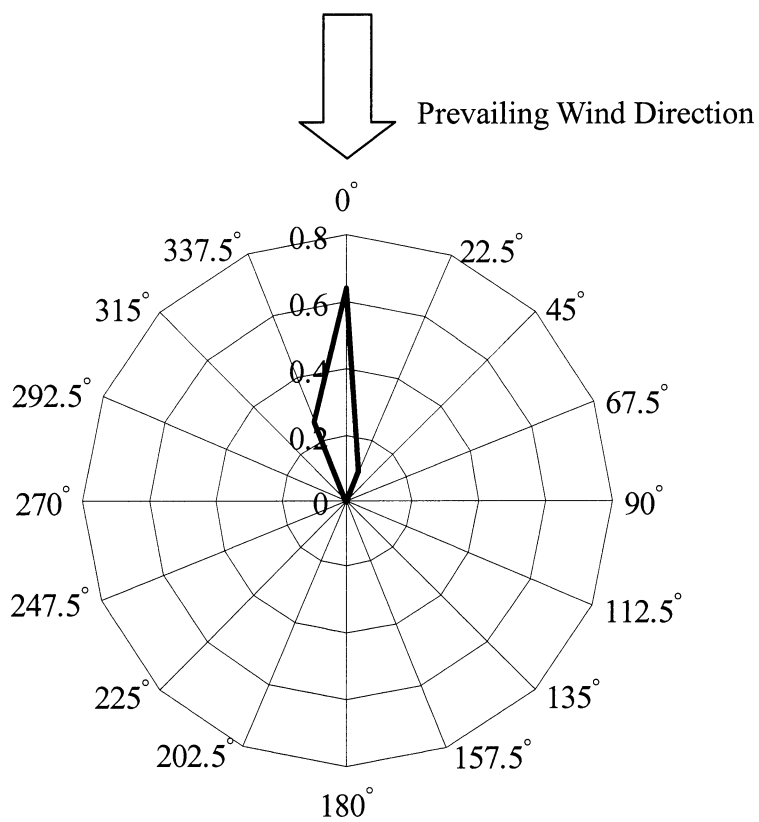
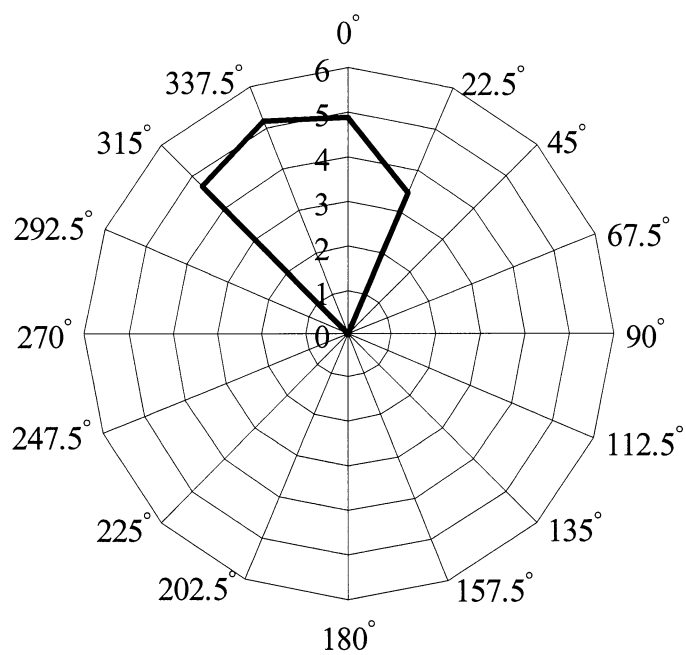


図 3.1 風力発電実験設備全体図



(a) 風向出現率[%]



(b) 風向別 20 分間平均風速

図 3.2 テストサイト風配図（卓越風向を 0°とする）

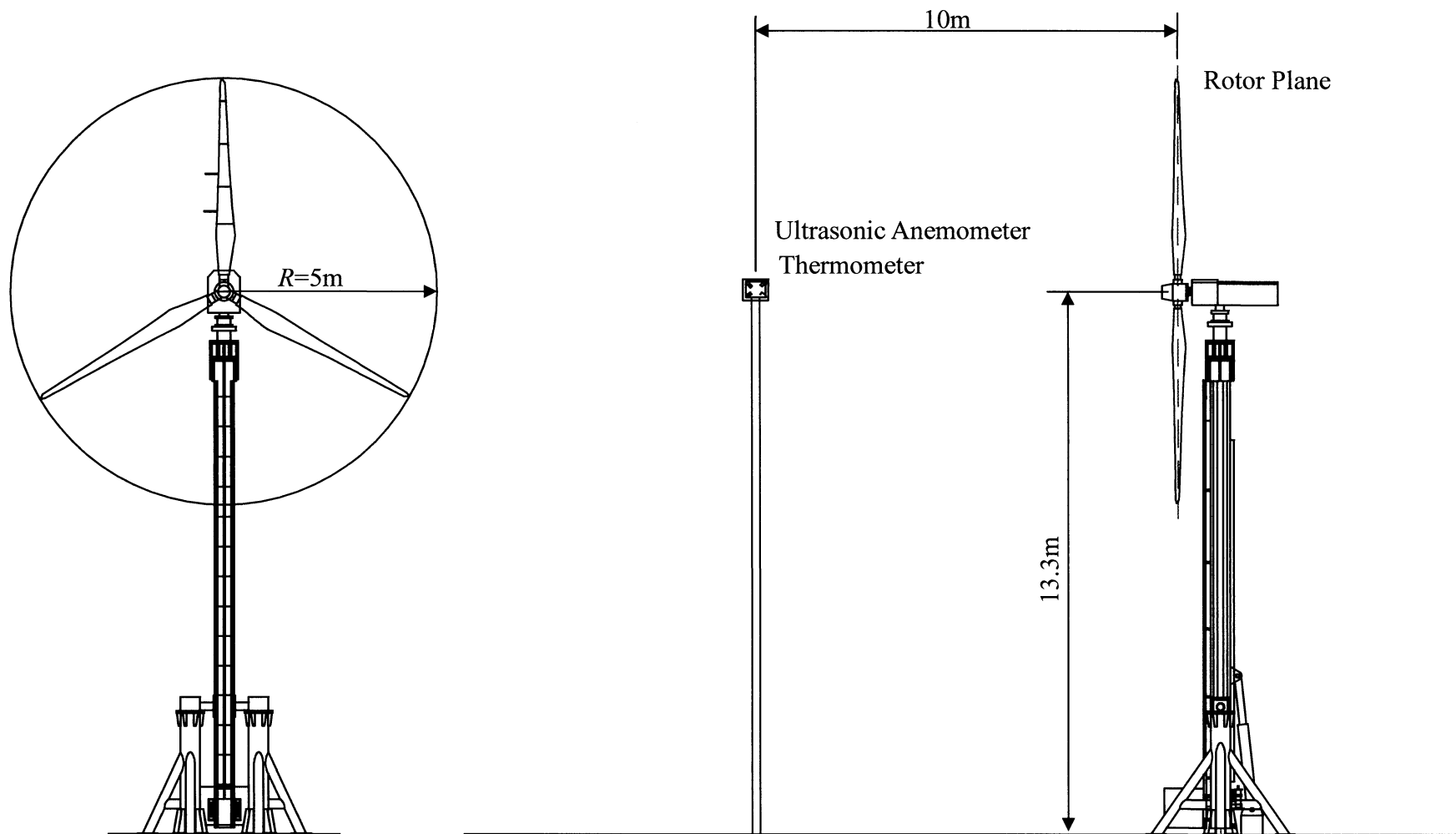


図 3.3 供試風力タービンの正面図及び側面図

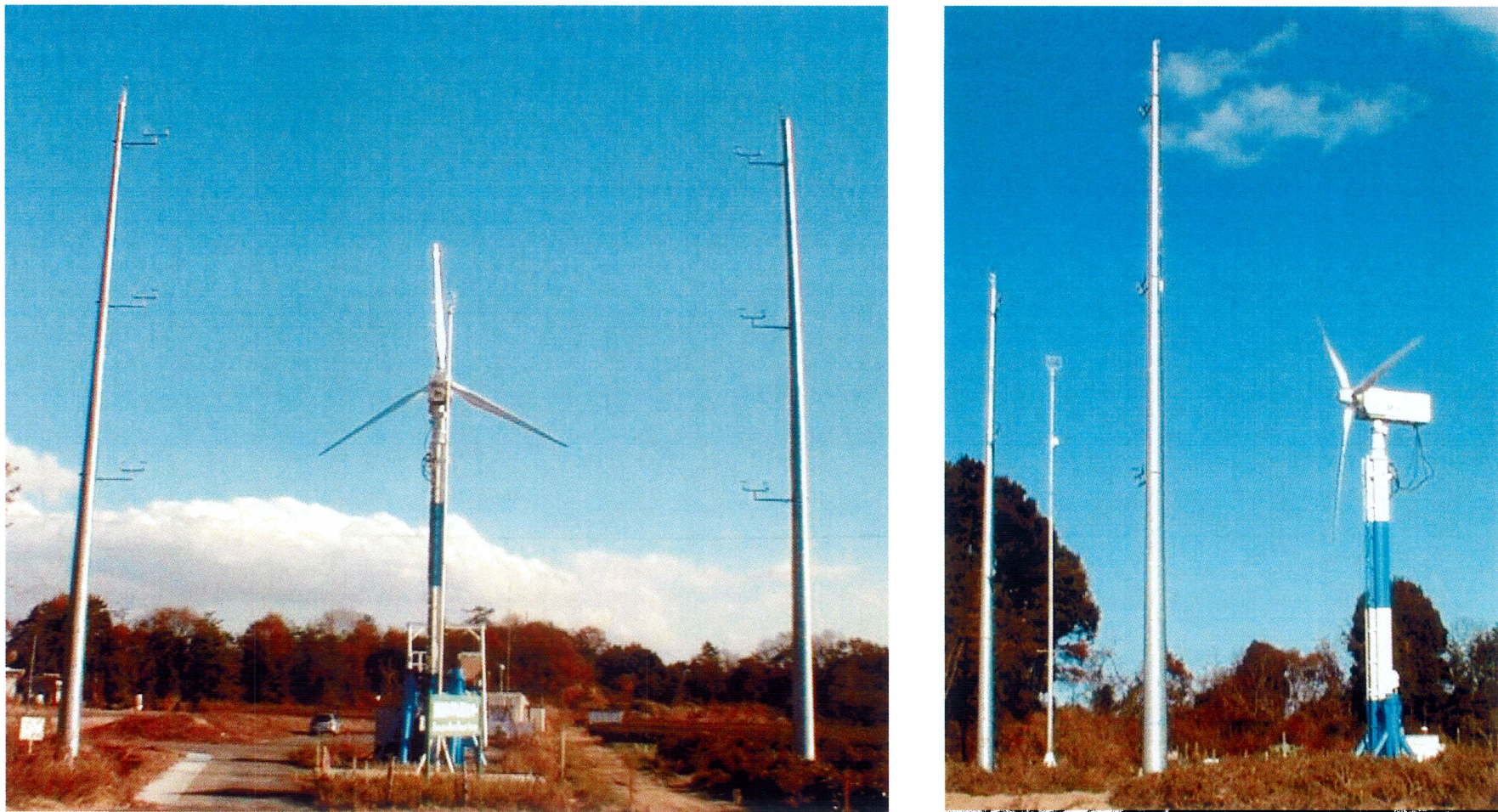
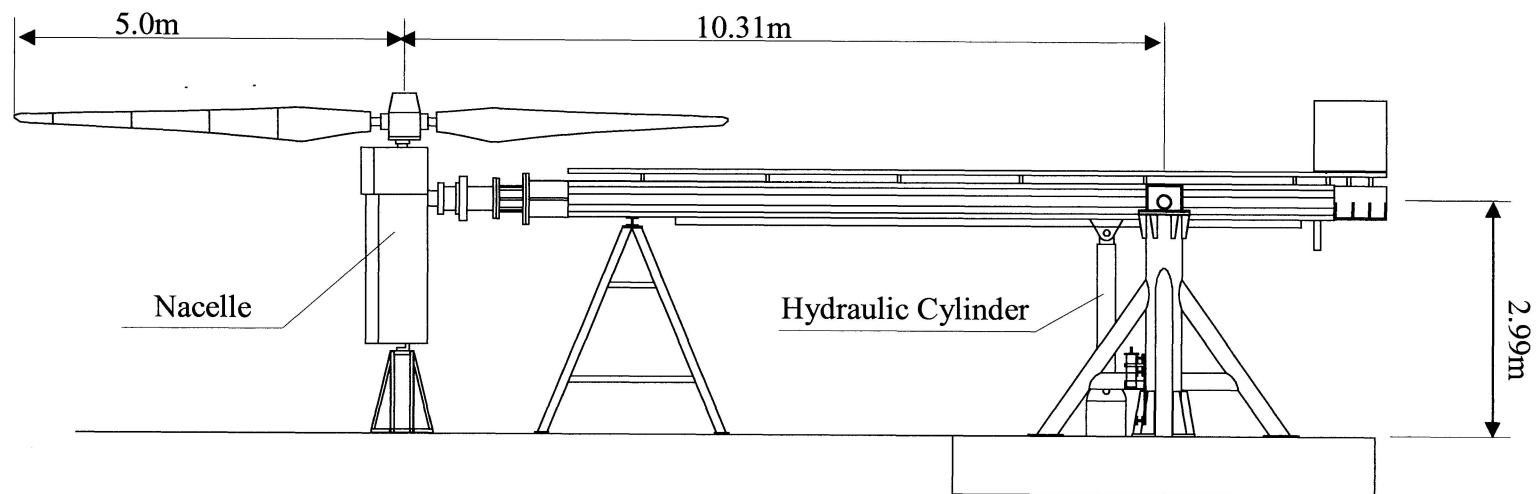
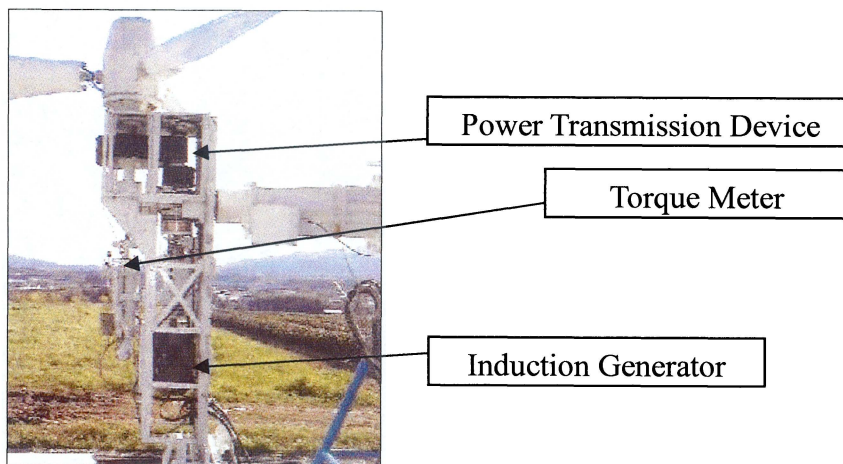


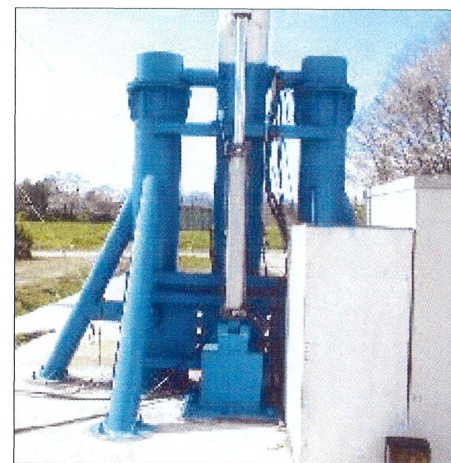
図 3.4 供試風力タービン正面及び側面写真



(a) 風力タービン倒置時の姿勢



(b) ナセル内部



(c) 起倒用油圧シリンダ部

図 3.5 供試風力タービン倒置図及び細部写真

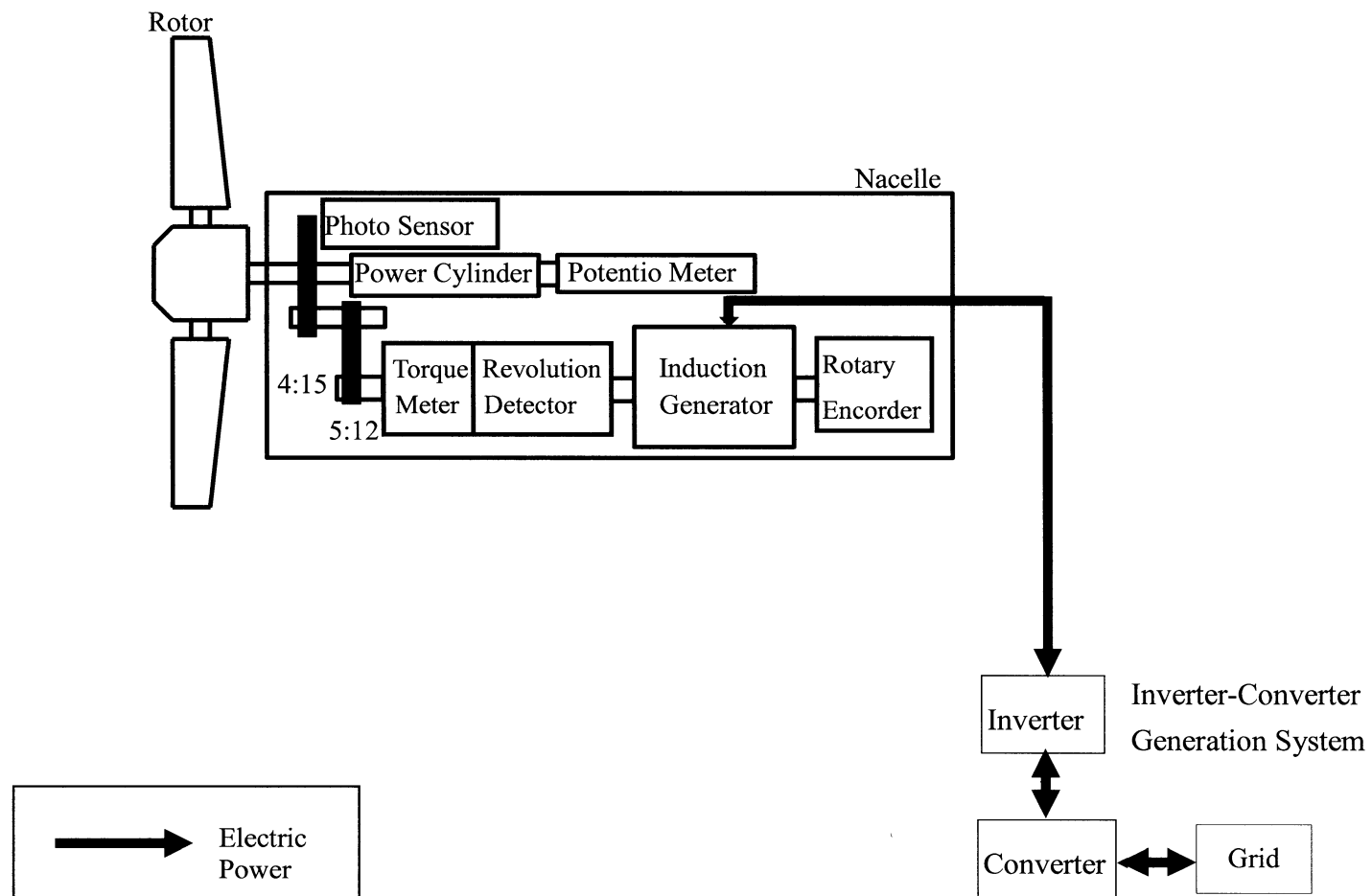


図 3.6 供試風力タービン軸動系図

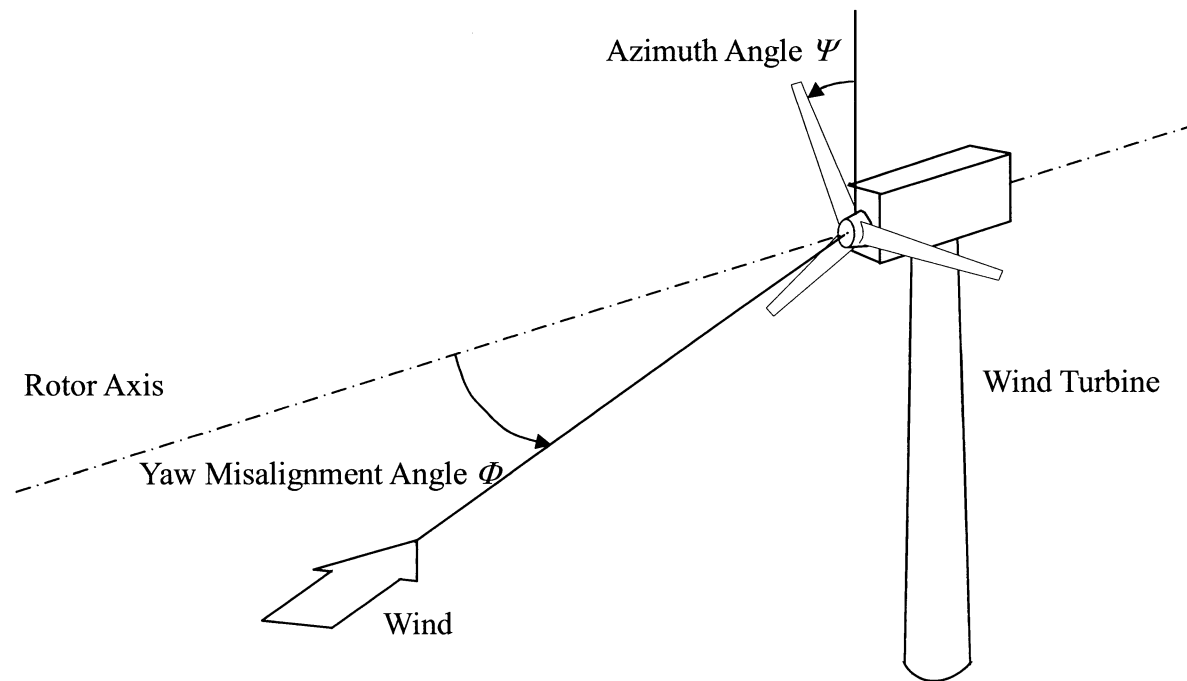


図 3.7 アジマス角とヨー角の定義

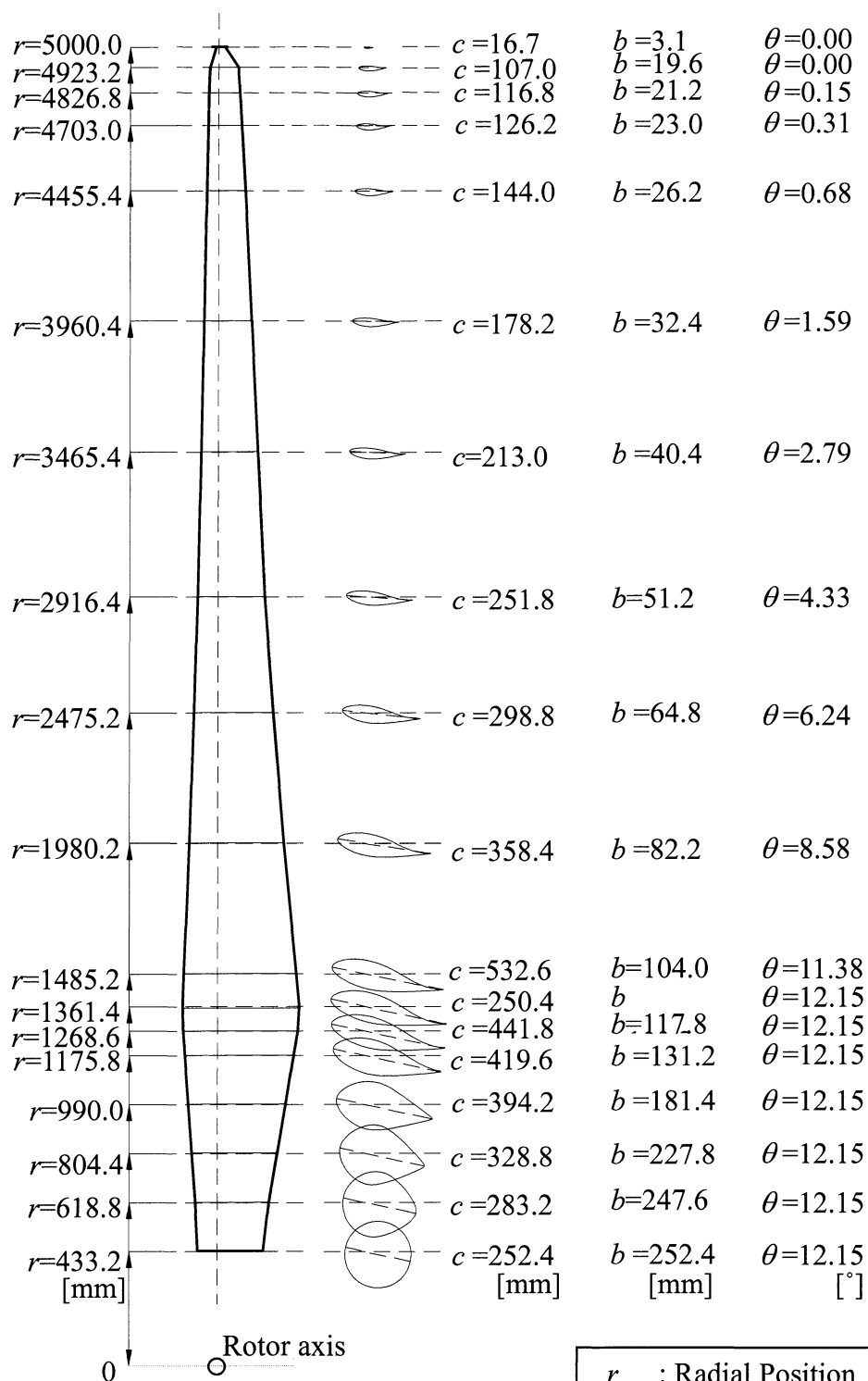


図3.8 供試翼(APX-40)

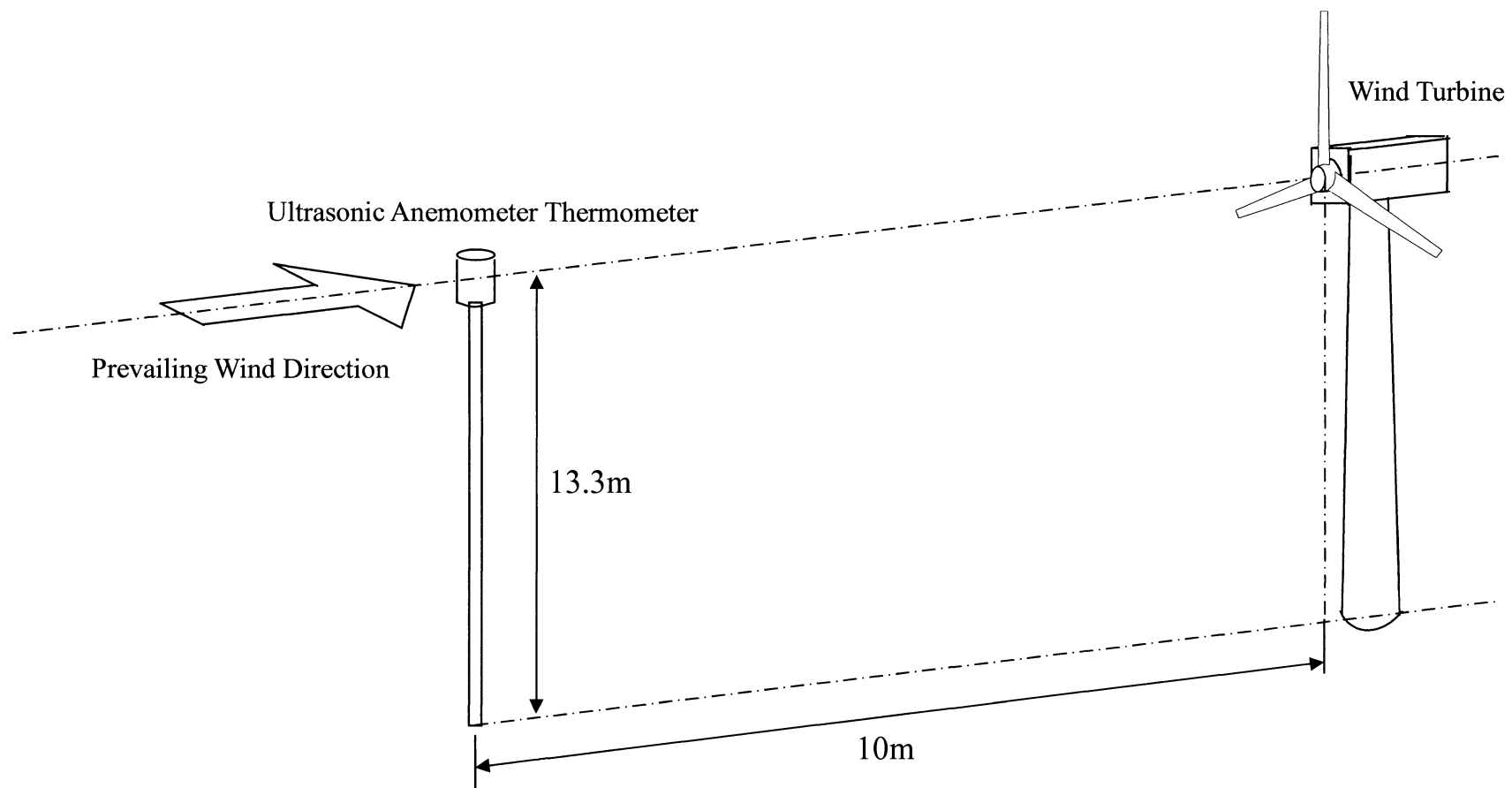


図 3.9 供試風力タービン，超音波流速計位置関係図

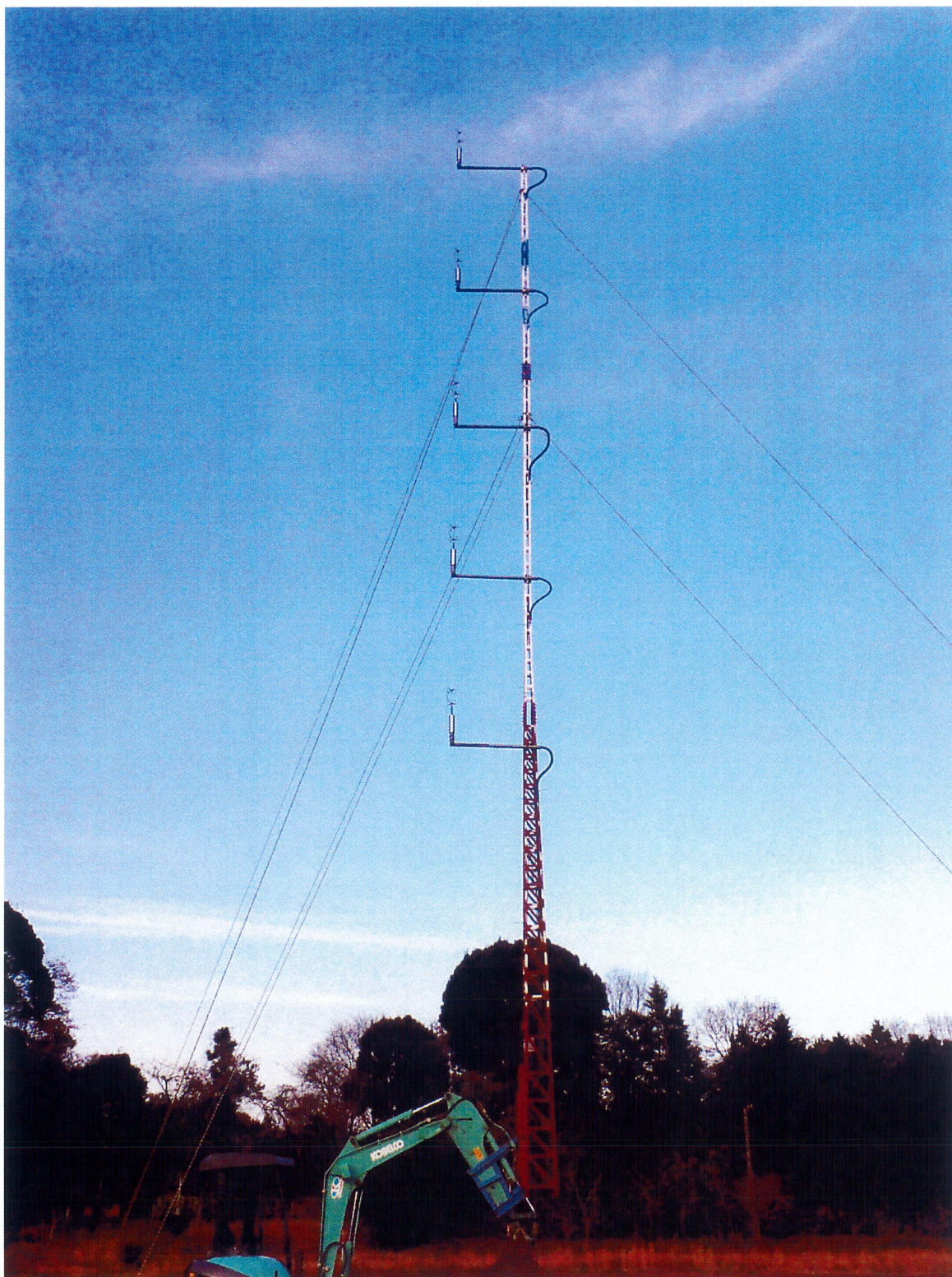


図 3.10 鉛直分布測定マストの全体写真

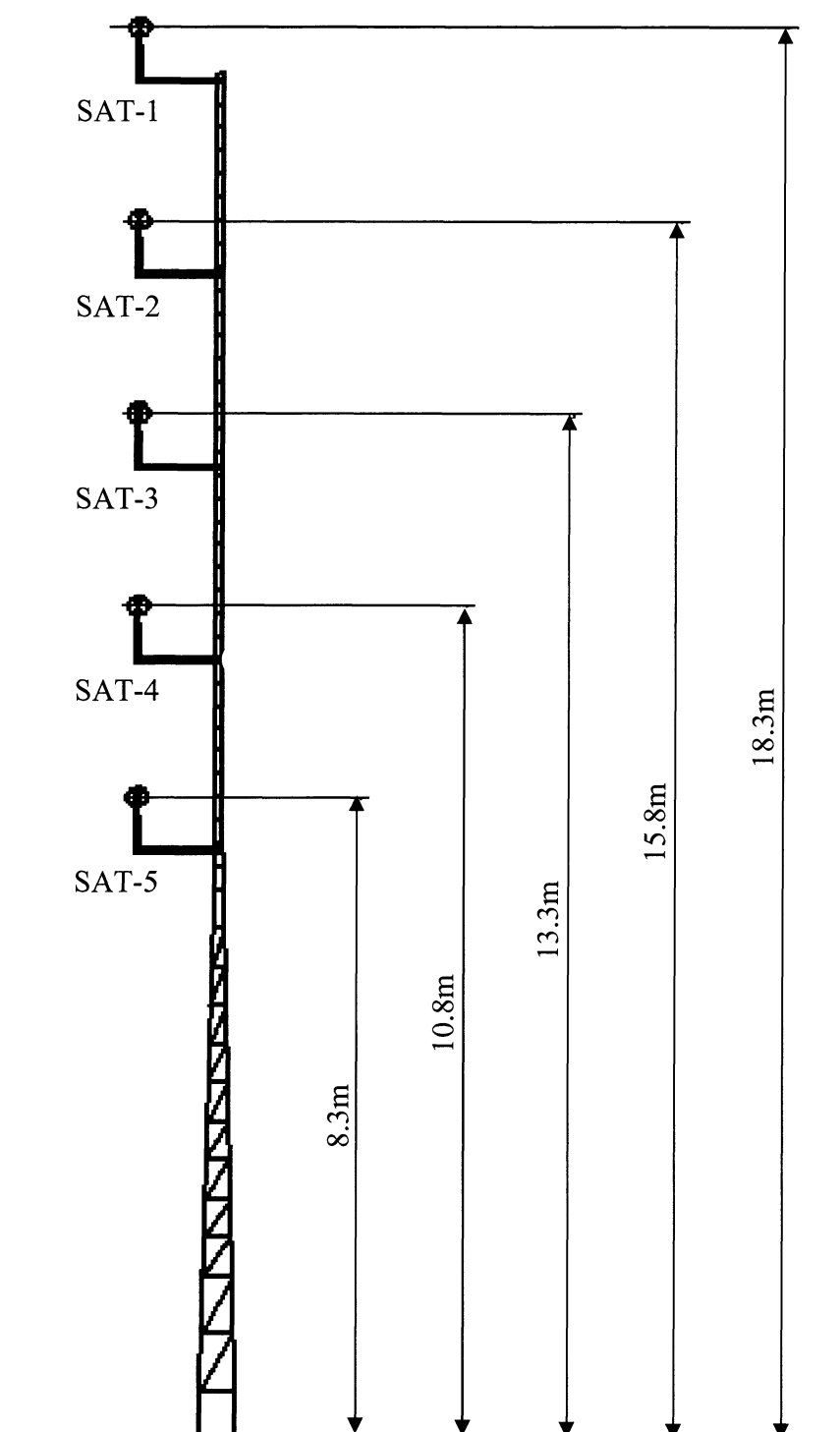


図 3.11 鉛直分布測定マスト模式図

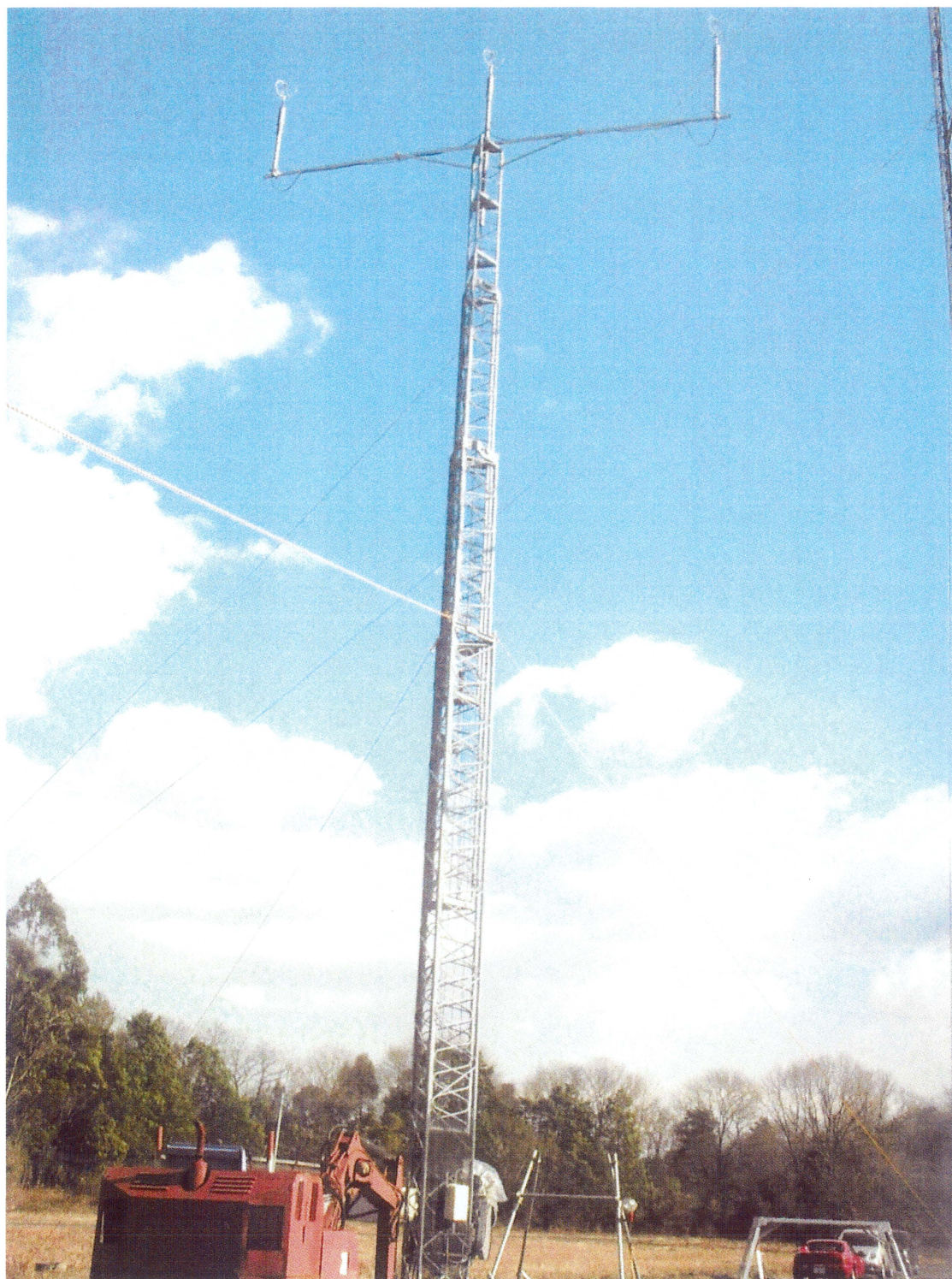
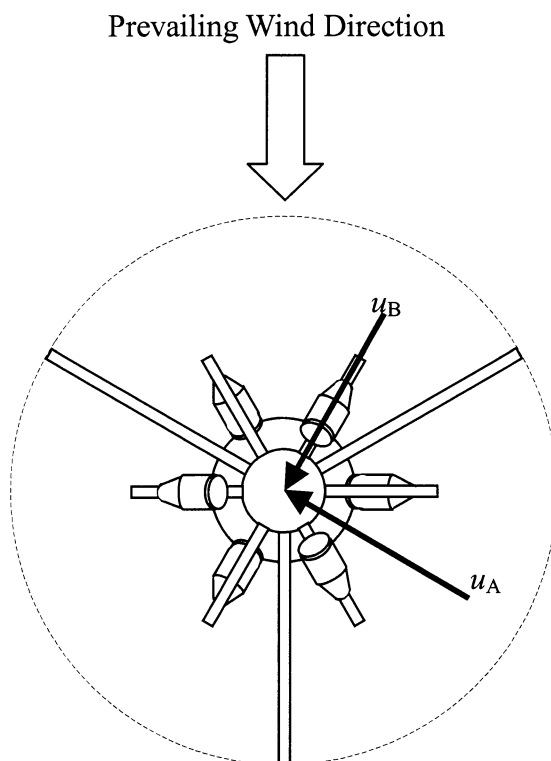
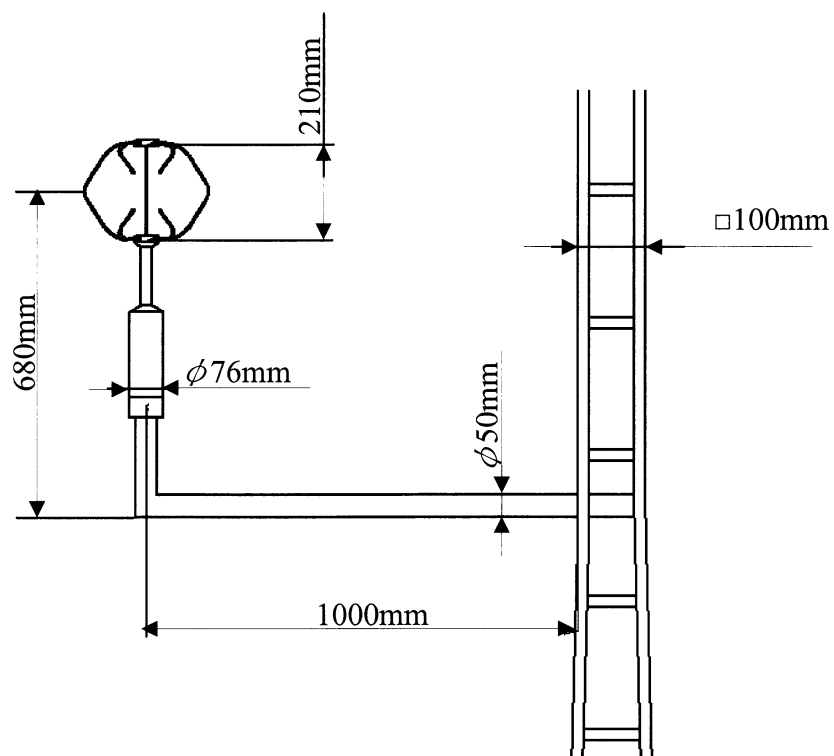


図 3.12 水平分布測定マストの全体写真

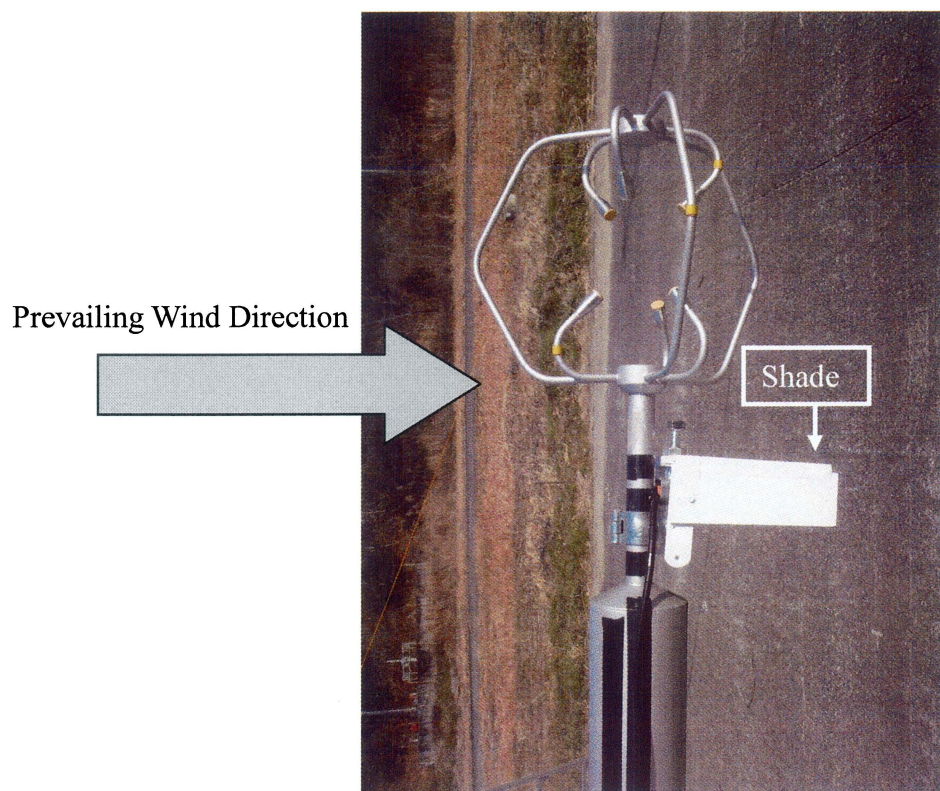


(a) SAT 上面図と各方位

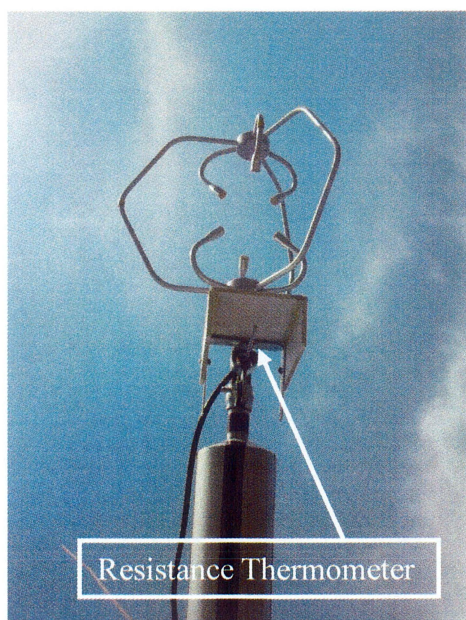


(b) 鉛直測定マストと SAT 拡大図

図 3.13 SAT 取り付け図



(a) 側面図



(b) 下流側から見た図



(c) 鉛直下側から見た図

図 3.14 白金測温抵抗体取り付け位置

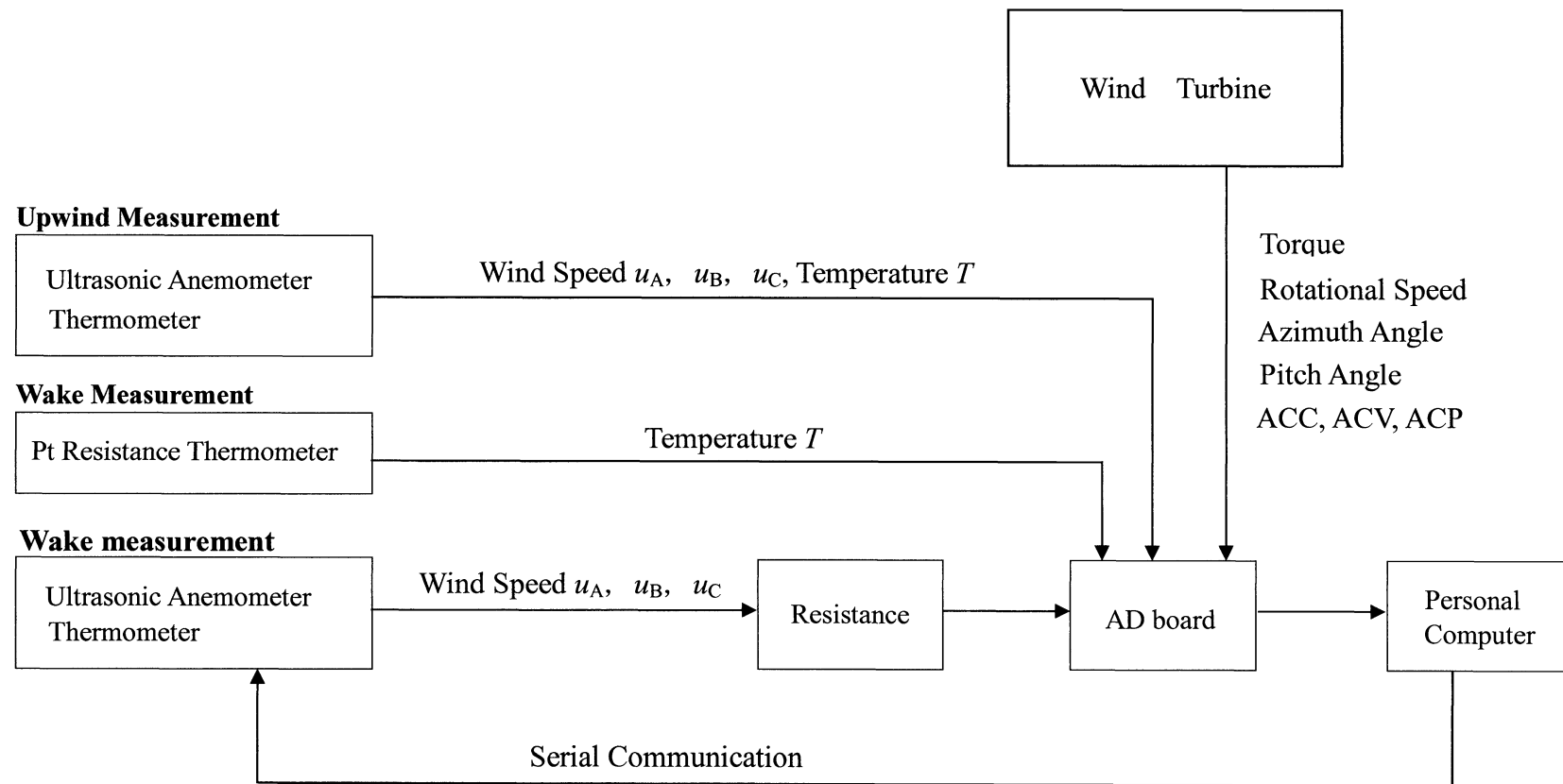


図 3.15 測定信号系統図

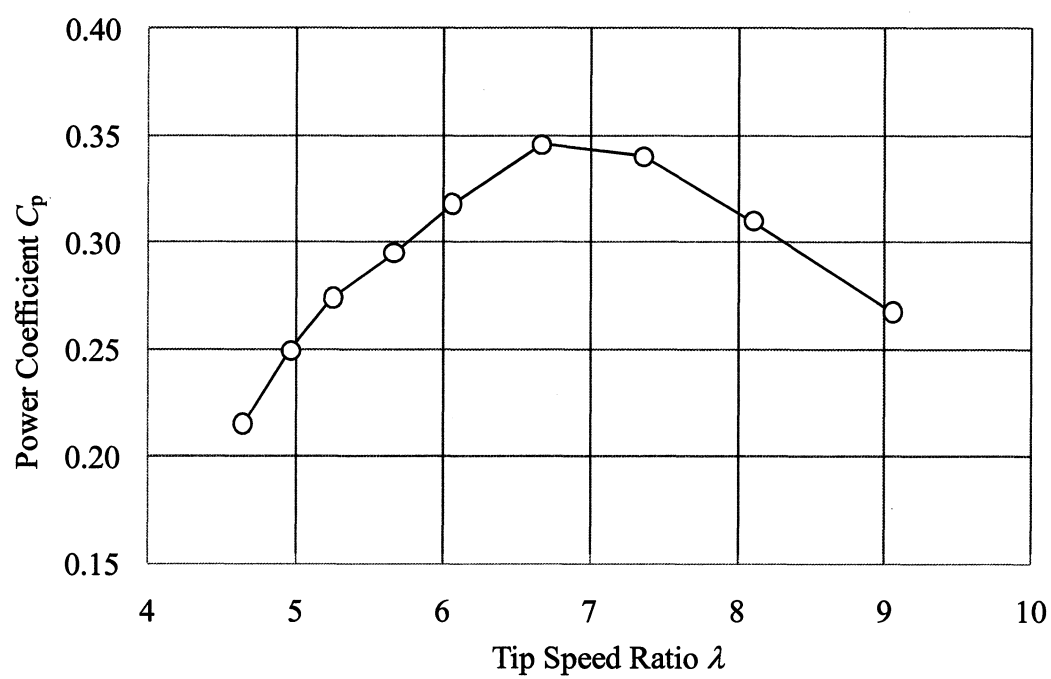
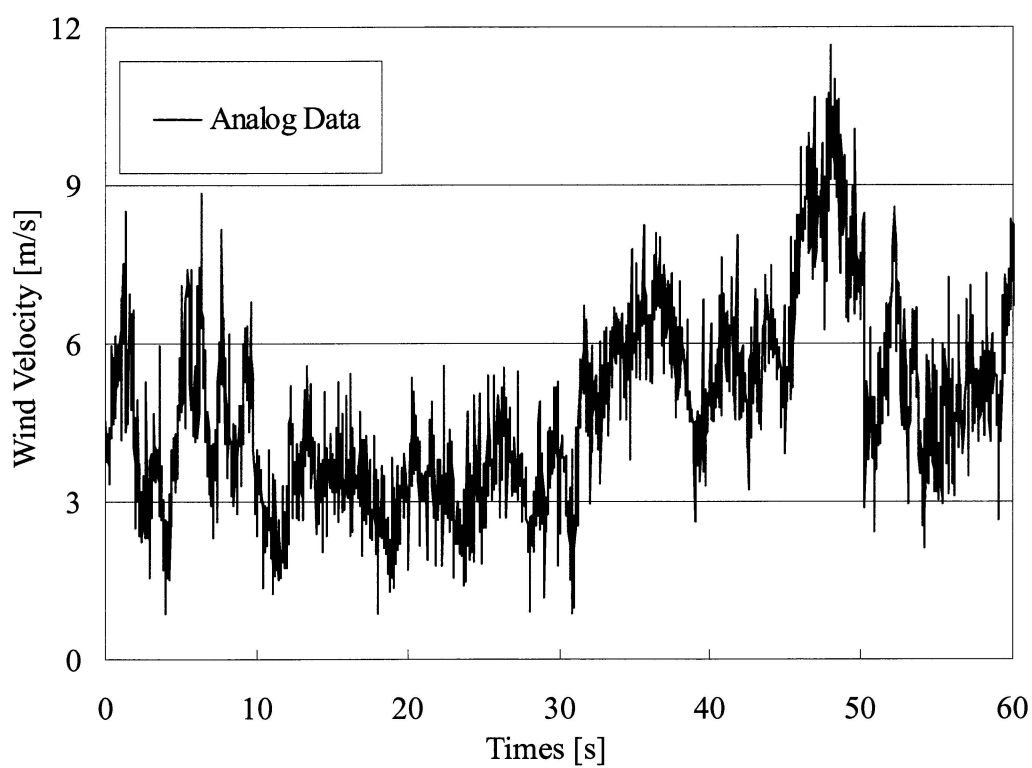
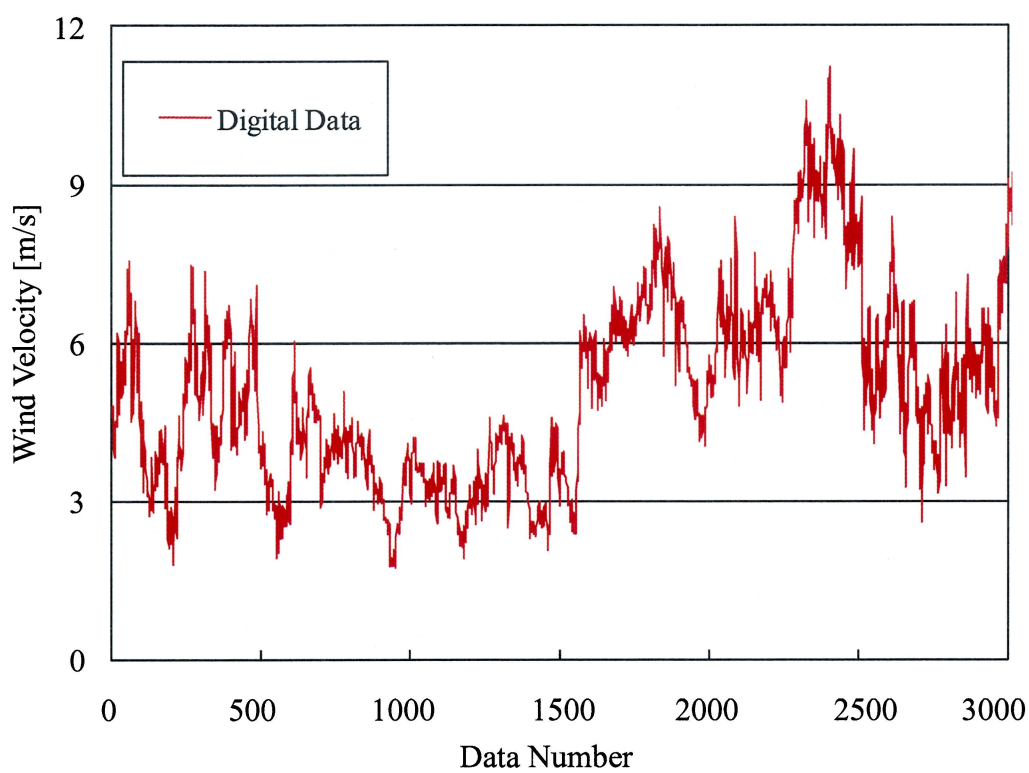


図 3.16 出力係数曲線



(a) アナログ出力



(b) デジタル出力

図 3.17 SAT の時系列測定値

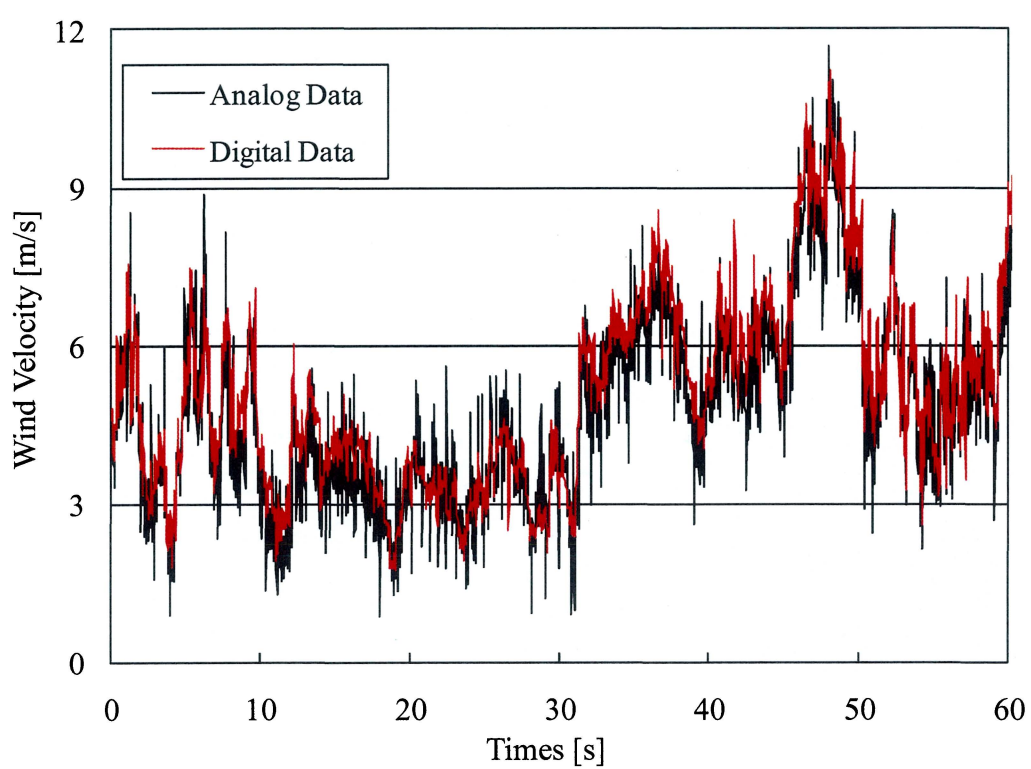


図 3.18 アナログ出力とデジタル出力の時系列測定値

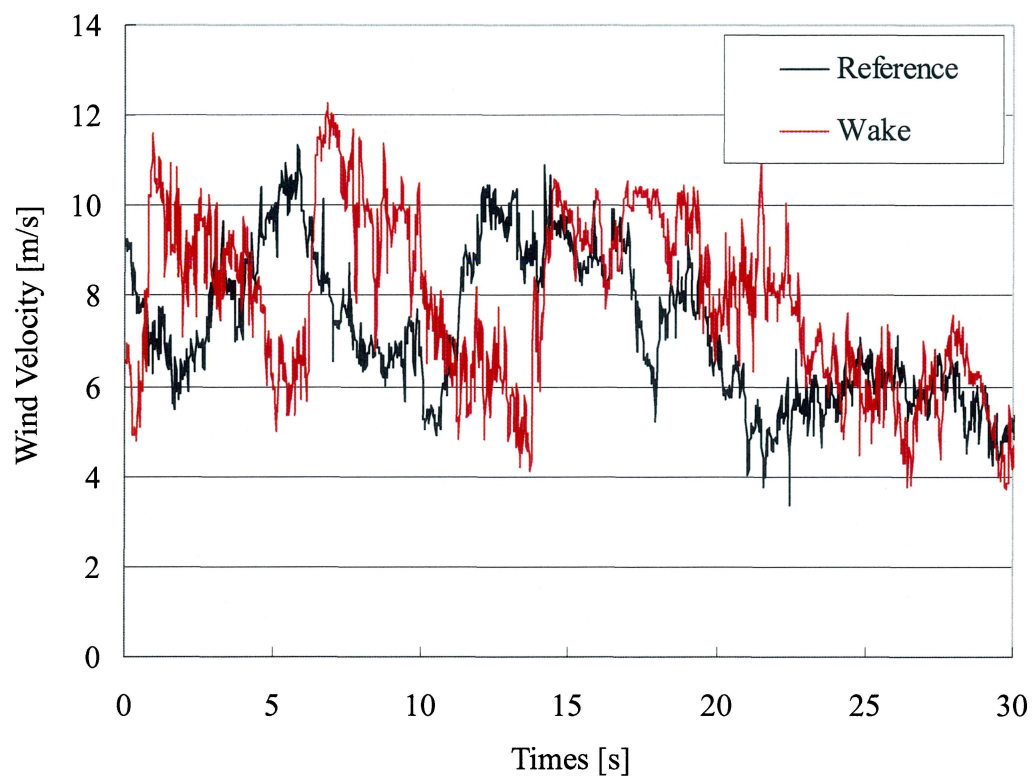


図 19(a) 参照風速と後流風速の時系列測定値

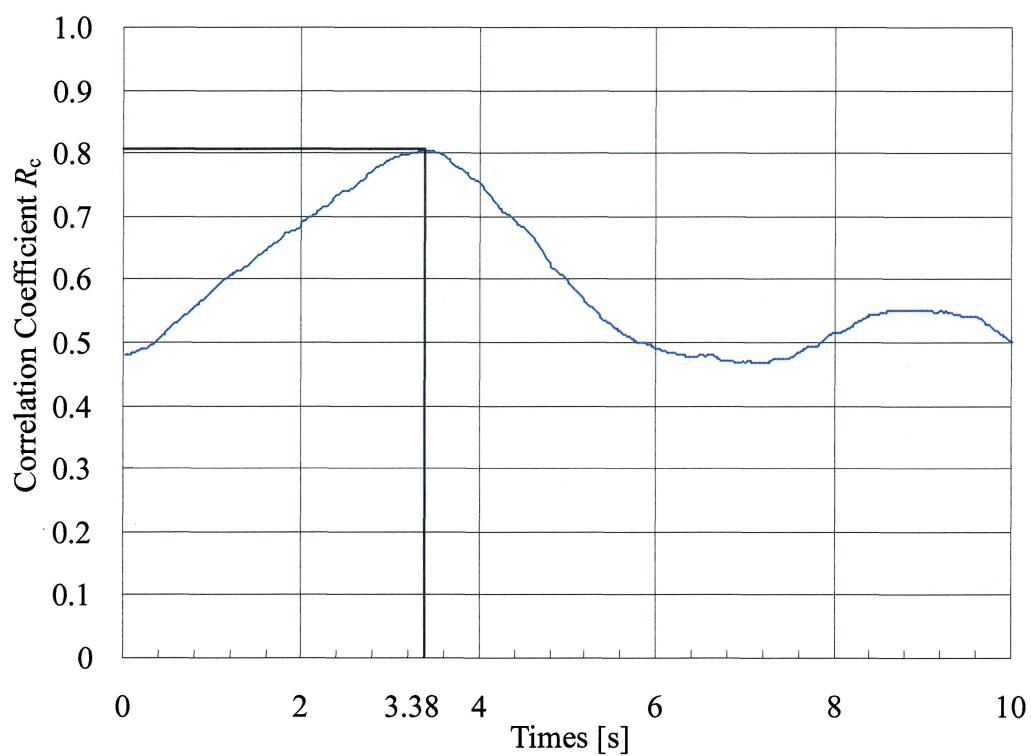


図 19(b) 参照風速と後流風速の相関係数

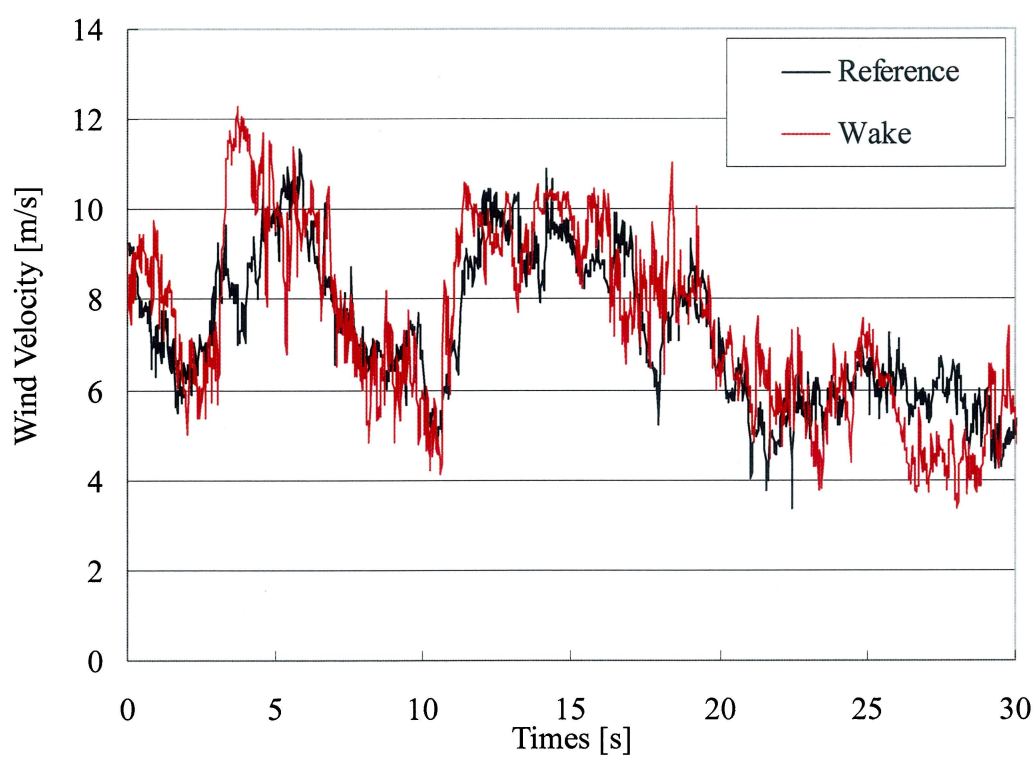


図 3.20 時間補正後の風速の時系列データ

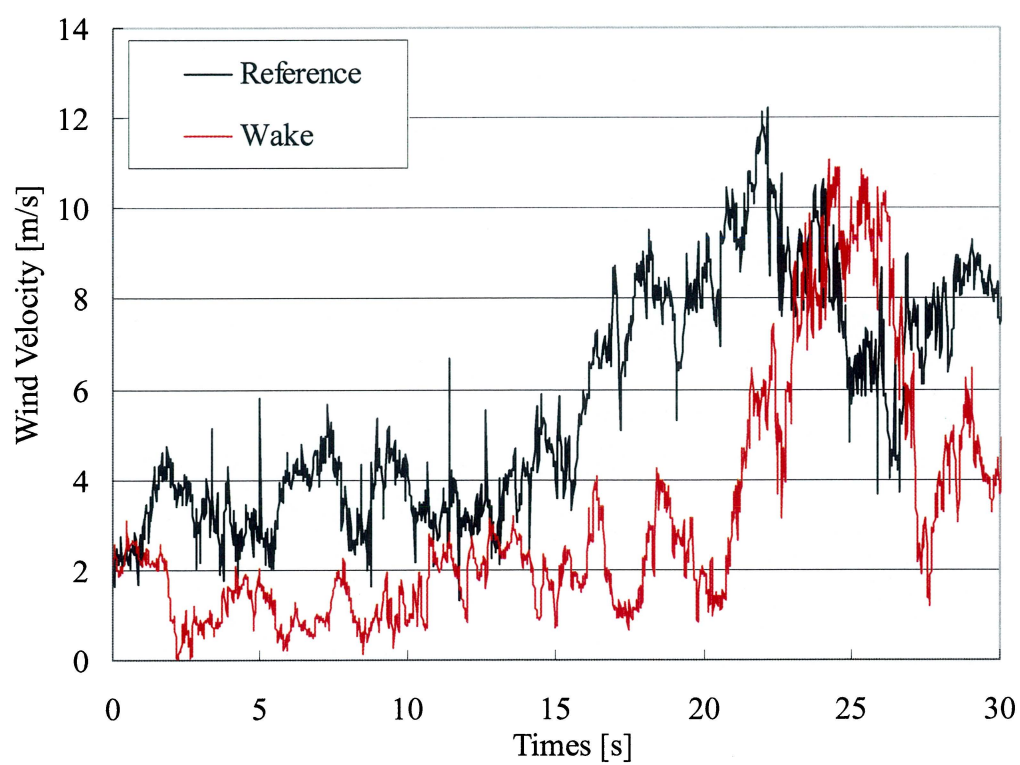


図 3.21(a) 参照風速と後流風速の時系列測定値

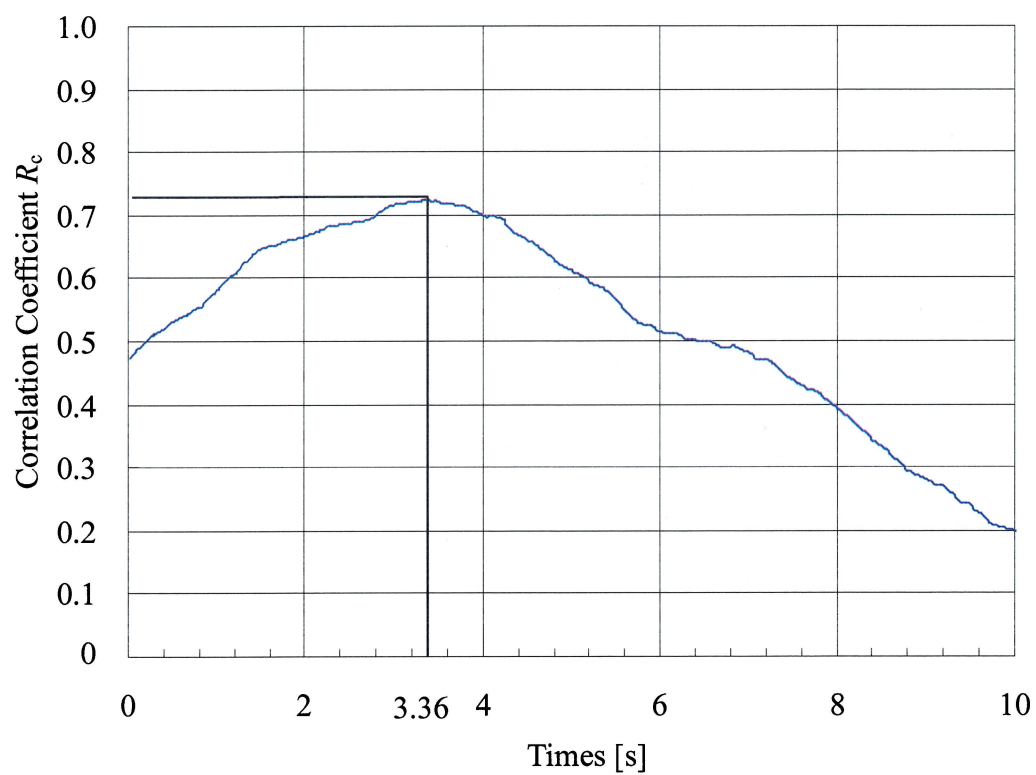


図 3.21(b) 参照風速と後流風速の相関係数

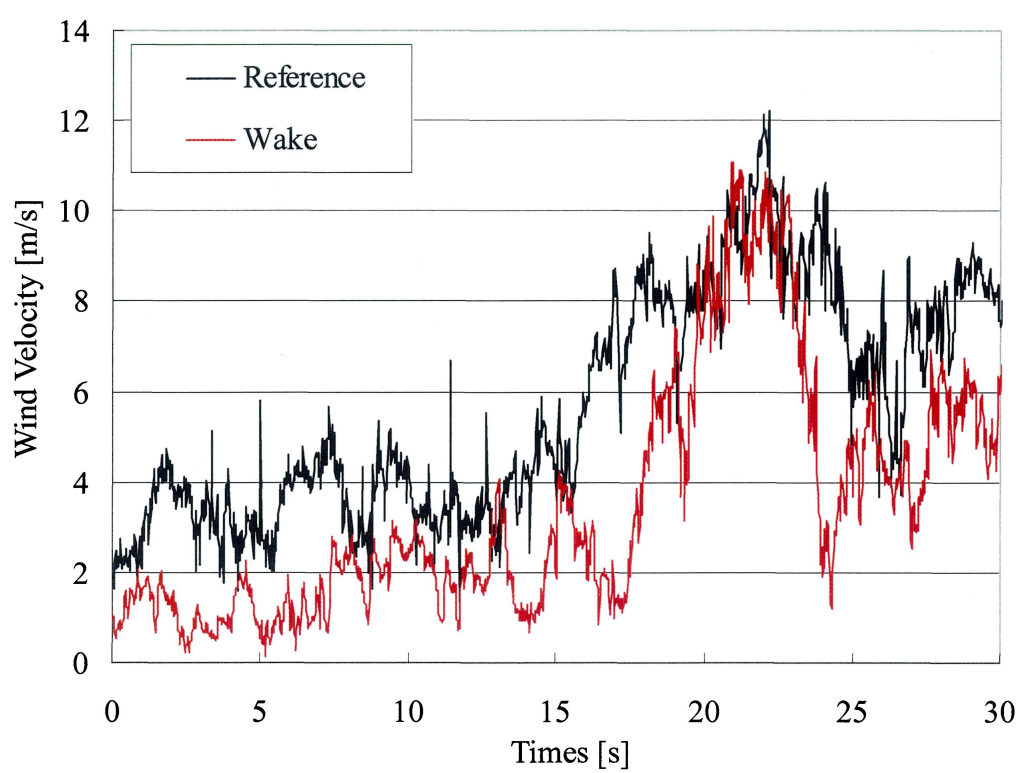


図 3.22 時間補正後の風速の時系列データ

第4章 非定常風況下における風力タービン後流内流れ

本研究では風速変動に対する応答性の高い超音波流速計を用いて風力タービン後流内の風速測定を行った。また，流入風の特徴を表すパラメータに注目し，それぞれのパラメータが風力タービン後流に与える影響について考察した。

4.1 定義式

4.1.1 風速

風力タービンに流入する主流および後流は非定常であり測定ごとに値が異なる。そのため，測定した風速の絶対値から風力タービンが後流に与える影響を考察することは困難である。そこで，風力タービンの後流内で測定した風速は風力タービンの上流の基準風速計の風速を基準として以下のように無次元化する。

$$U_N = \frac{u_{LF}}{u_{ref}} \quad (4.1)$$

U_N : ロータ軸方向の無次元風速

u_{LF} : 各測定位置のロータ軸方向風速[m/s]

u_{ref} : ロータ軸方向の基準風速[m/s]

4.1.2 乱流強度

流入風と風力タービン後流内流れ場の乱れを定量的に考察するために乱流強度を用いた。本研究では乱流強度を次のように定義した。乱流強度は個々の SAT で測定された風速の標準偏差を平均風速で除すことで得られる。以下に定義式を示す。

$$TI = \frac{\sigma_U}{U} \quad (4.2)$$

TI : 乱流強度

σ_U : 各測定位置の風速の1分間標準偏差[m/s]

U : 各測定位置の1分間平均風速[m/s]

また，流入風の乱流強度に対する風力タービン後流の乱流強度の割合を表す指標

として乱流強度比を用いて考察する．以下に定義式を示す．

$$TI_{\text{ratio}} = \frac{TI}{TI_{\text{ref}}} \quad (4.3)$$

TI_{ratio} : 乱流強度比

TI_{ref} : 基準風速の乱流強度

TI : 各測定位置の乱流強度

4.2 風力タービンの運転状態が後流に与える影響

3.5 節より，供試風力タービンの最適周速比は $\lambda=6.7$ であった．本節では運転状態による後流の変化を比較するために，ロータ回転数が 70rpm のとき周速比 $\lambda=5.2$, 6.7, 9.1 に相当する基準風速 $U_{\text{ref}}=7.0, 5.5, 4.0[\text{m/s}]$ で考察を行う．考察に用いるデータは，実験で測定されたデータのうち基準風速の 1 分間平均値が設定風速の $\pm 0.25\text{m/s}$ であり，かつ基準風向の 1 分間平均値がナセル方位から $\pm 5^\circ$ 以内であるデータを抽出した．本節では風力タービン運転状態が後流に与える影響について述べる．

4.2.1 後流内軸方向速度の鉛直分布

風力タービン後流内速度の減速や，風力タービンが下流方向の流れ場に影響を与える範囲を捉えるために，鉛直分布測定マストを用いて供試風力タービンの後流内軸方向速度を測定した．3.3.2 項で示したように鉛直分布測定マストの測定高度は $z/R=+1.0, +0.5, 0, -0.5, -1.0$ である．このマストを用いて $y/R=0$ の $x/D=1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0$ で後流測定を行った．また，サイトの地形による風速低下と風力タービン後流による風速低下を区別するために各測定点において風力タービンを停止させ，風速を測定した．図 4.1 は $x/D=1.0$ での後流測定の写真である．鉛直分布の考察に用いる測定データの基準風速の平均値, 乱流強度をそれぞれ表 4.1, 4.2 に示す．ここで停止時の $x/D=1.0, 3.0, 5.0$ および運転時の $x/D=3.0$ の $U_{\text{ref}}=7.0\text{m/s}$ のデータは取得されたデータ数が少ないため表示していない．

表 4.1 測定された流入風速

| | | $3.75 < U_{\text{ref}} < 4.25 [\text{m/s}]$ | | $5.25 < U_{\text{ref}} < 5.75 [\text{m/s}]$ | | $6.75 < U_{\text{ref}} < 7.25 [\text{m/s}]$ | |
|-----------|-------|---|---------------|---|---------------|---|---------------|
| | x/D | Average U_{ref} | Data Count | Average U_{ref} | Data Count | Average U_{ref} | Data Count |
| Operating | 1.0 | 4.03 | 48 | 5.46 | 68 | 7.00 | 64 |
| | 2.0 | 4.05 | 30 | 5.49 | 98 | 6.90 | 26 |
| | 3.0 | 4.00 | 49 | 5.44 | 54 | 6.94 | 24 |
| | 4.0 | 4.11 | 59 | 5.45 | 164 | 6.86 | 58 |
| | 5.0 | 4.06 | 71 | 5.45 | 50 | | 2 |
| Parking | 1.0 | 4.05 | 85 | 5.45 | 51 | | 5 |
| | 2.0 | 4.00 | 41 | 5.37 | 26 | | 4 |
| | 3.0 | 4.20 | 19 | 5.50 | 5 | | 0 |
| | 4.0 | 4.16 | 19 | 5.70 | 23 | 6.96 | 14 |
| | 5.0 | 4.10 | 37 | 5.57 | 16 | 6.86 | 19 |

表 4.2 測定された流入風乱流強度

| | | $3.75 < U_{\text{ref}} < 4.25 [\text{m/s}]$ | | $5.25 < U_{\text{ref}} < 5.75 [\text{m/s}]$ | | $6.75 < U_{\text{ref}} < 7.25 [\text{m/s}]$ | |
|-----------|-------|---|---------------|---|---------------|---|---------------|
| | x/D | TI_{ref} | Data Count | TI_{ref} | Data Count | TI_{ref} | Data Count |
| Operating | 1.0 | 0.29 | 48 | 0.33 | 68 | 0.27 | 64 |
| | 2.0 | 0.28 | 30 | 0.27 | 98 | 0.25 | 26 |
| | 3.0 | 0.27 | 49 | 0.29 | 54 | 0.29 | 24 |
| | 4.0 | 0.30 | 59 | 0.30 | 164 | 0.25 | 58 |
| | 5.0 | 0.26 | 71 | 0.28 | 50 | | 2 |
| Parking | 1.0 | 0.28 | 85 | 0.30 | 51 | | 5 |
| | 2.0 | 0.24 | 41 | 0.25 | 26 | | 4 |
| | 3.0 | 0.23 | 19 | 0.27 | 5 | | 0 |
| | 4.0 | 0.25 | 19 | 0.34 | 23 | 0.25 | 14 |
| | 5.0 | 0.26 | 37 | 0.26 | 16 | 0.25 | 19 |

図 4.2 は $U_{\text{ref}}=5.5[\text{m/s}]$ における風力タービン停止時の各 x/D におけるロータ軸方向速度の無次元風速の鉛直分布を示す。図 4.2 より、 $z/R=0$ （ハブ高さ）における風速はほぼ $U_N=1$ となり、 $z/R \geq 0$ （ハブ高さ以上）では無次元風速の差異は小さい。しかし、 $z/R < 0$ （ハブ高さ未満）では差異が大きい。これは各測定点の地表面の粗度が異なるためと考えられる。または、それぞれ測定日が異なるためと考えられる。

図 4.3(a), (b) に風力タービン停止時、運転時の各測定点におけるロータ軸方向速度の無次元風速鉛直分布を示す。図には横軸に無次元風速 U_N 、縦軸に無次元高さ z/R をとり、左から $x/D=1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0$ の順に示してある。図 4.3(a) より、測定地上高の上昇にしたがい風速が増加する。これは、大気境界層の速度勾配を捉えたものである。また、各測定点で設定風速ごとの鉛直分布はほぼ等しく、また x/D に対する変化も小さい。したがって各測定点と基準風速計の位置で 1 分平均値の速度分布は一樣といえる。図 4.3(b) より、 $x/D=1.0$ の無次元風速の鉛直分布は、風力タービンのエネルギー抽出により減速している。 U_N の最低値を示す高さは $z/R=-0.5$ であり、これは大気境界層と風力タービンによる減速の重ね合わせの結果と考えられる。周速比について比較すると、無次元風速 U_N は $\lambda=5.2$ で最も大きく、 $z/R=0$ （ハブ高さ）において $U_N=0.75$ である。周速比の増加に従い U_N は低下し、 $\lambda=6.7$ で 0.68、過回転となる $\lambda=9.1$ では 0.61 となる。一般に風力タービン後流は推力係数の大きさに応じて減速されるといわれている。一般に高い周速比ほど推力係数は高くなる。 $x/D=1.0$ の無次元風速鉛直分布は、高い周速比ほど後流内無次元風速の減速を示すことから同様の傾向があるといえる。 $x/D=2.0$ においても、周速比別に比較すると同様の傾向を示すが、その差は小さくなっている。 $x/D=4.0$ では、全ての測定高度で周速比差は見られない。 $x/D=1.0$ で周速比によって後流内風速に差が生じたが、 $x/D=4.0$ で後流内風速の差がなくなったことから、ロータ面付近で減速した風速の自然風の風速と等しくなる早さは周速比別に異なる。 $x/D=5.0$ では風力タービン停止時と運転時の無次元風速鉛直分布はほぼ一致した。本研究で用いたデータ整理方法を用いて後流を表した場合、後流内速度は $x/D=5.0$ の位置で自然風と等しくなる。

図 4.4(a), (b) は風力タービン停止時の後流内風速の標準偏差比を示す。図より、標準偏差比は高度上昇に伴い緩やかに増加する。これは高度上昇に従って風速が

増加するためである．図 4.4(a)より， $x/D=1.0$ および 2.0 の低い高度で標準偏差比は低く，高高度で大きい．ここで， $U_{\text{ref}}=7.0[\text{m/s}]$ のデータは，データ数不足による異常値を示したため表示していない．図 4.4(b)より，各測定点において風力タービン運転時では，後流内の標準偏差比は停止時と比較して $z/R \geq 0$ で大きく増加しているが， $z/R < 0$ では顕著な増加を示さない． $x/D=1.0$ では，風力タービンによる標準偏差比の増加は $\lambda=9.1$ ($U_{\text{ref}}=4.0[\text{m/s}]$) で小さく，周速比の低下に従って大きくなる．次に，乱流強度比を示し，標準偏差比を考慮した考察を行う．

図 4.5(a), (b)は風力タービン停止時，運転時の各測定点におけるロータ軸方向速度の乱流強度比の鉛直分布を示す．図は横軸に乱流強度比 TI_{ratio} ，縦軸に無次元高さ z/R をとり，左から $x/D=1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0$ と並べて表してある．図 4.5(a)より，風力タービン停止時の後流内風速の乱流強度比は低高度で高く，高高度で小さくなる．図 4.3(a), 4.4(a)に示すように，大気境界層は風速勾配を持ち，乱れの勾配は風速の勾配よりも緩やかなため，高度上昇に伴い乱流強度が低下する．図 4.5(b)より，後流内の風速は風力タービンによって乱され，乱流強度比は増加する． $x/D=1.0$ での乱流強度比は $\lambda=9.1$ ($U_{\text{ref}}=4.0[\text{m/s}]$) で最も大きく，周速比の低下に従い小さくなる． $\lambda=9.1$ ($U_{\text{ref}}=4.0[\text{m/s}]$) の乱流強度比は $z/R=0$ で約 1.6 をとり， $z/R=-0.5, +0.5$ でもほぼ等しい値をとる．図 4.4(b)より，この高度範囲の標準偏差は $z/R=+0.5$ で大きく， $z/R=-0.5$ で小さいことがわかっている．また，図 4.3(b)より， $z/R=-0.5$ で最も風速は減速された．よって $-0.5 \leq z/R \leq +0.5$ で乱流強度比は等しいが，乱れのエネルギーが異なることがわかる．

乱流強度比は x/D の増加にしたがい風力タービン停止時の値へ漸近していく．風力タービン運転時の無次元風速は $x/D=5.0$ でほぼタービン停止時の値と一致した(図 4.3)が，乱流強度比の場合は停止時よりも大きい値をとる．風速は自然風と同程度であっても乱れが異なることから，風力タービンの影響を受ける範囲は風速ではなく，乱流強度で判定すべきだといえる．

4.2.2 後流内軸方向速度の水平分布

大気境界層が存在する風の中では，後流の拡大は鉛直方向と水平方向とで異なる．そのため，後流の拡大の様子を明らかにするために，風力タービン後流内速度の水平方向の分布を測定した．鉛直分布測定マストと水平分布測定マストを

$x/D=2.0$ に設置し，水平分布測定マストは測定高度が $z/R=0$ となる位置までマストを伸ばした．水平方向の測定位置は $y/R=0, 0.5, 1.0, 1.5$ の 4 点である．図 4.6 は設置した両マストを上流側から撮影した写真である． $x/D=2.0$ の位置で風力タービンの後流分布を測定するためには，測定位置が 4 点では分布の形状を把握できないと考えられる．そのため，卓越風向時のデータの補完のため，水平方向分布では卓越風向に加えて，ナセル方位は固定したままヨー偏角 3.5° となる風向も抽出した．図 4.7 は SAT が観測する卓越風向とヨー偏角 3.5° の風と風力タービン通過位置の関係を示す．このヨー偏角で 4 つの SAT はそれぞれブレードスパンを 1 として $-0.25, 0.25, 0.75, 1.25$ を通過する風を捉える．流入風ヨー偏角 3.5° の後流データはわずかに斜め流入状態となるが，見かけ上の後流測定位置 $y/R=-0.25, 0.25, 0.75, 1.25$ として考察を行う．水平分布の考察に用いる測定データの基準風速，乱流強度をそれぞれ表 4.3，4.4 に示す．

表 4.3 測定された流入風速

| | $U_{\text{ref}}[\text{m/s}]$ | Prevailing Wind Direction | | Yaw Misalignment angle 3.5° | |
|-----------|------------------------------|-------------------------------|------------|------------------------------------|------------|
| | | $U_{\text{ref}} [\text{m/s}]$ | Data Count | $U_{\text{ref}} [\text{m/s}]$ | Data Count |
| Operating | 4.0 | 4.05 | 47 | 4.06 | 42 |
| | 5.5 | 5.46 | 75 | 5.50 | 99 |
| | 7.0 | 6.95 | 59 | 6.96 | 77 |
| Parking | 4.0 | 4.03 | 37 | 4.05 | 33 |
| | 5.5 | 5.53 | 36 | 5.51 | 47 |
| | 7.0 | 7.03 | 19 | 7.03 | 22 |

表 4.4 測定された流入風乱れ強度

| | $U_{\text{ref}}[\text{m/s}]$ | Prevailing Wind Direction | | Yaw Misalignment angle 3.5° | |
|-----------|------------------------------|--------------------------------|------------|------------------------------------|------------|
| | | $TI_{\text{ref}} [\text{m/s}]$ | Data Count | $TI_{\text{ref}}[\text{m/s}]$ | Data Count |
| Operating | 4.0 | 0.32 | 47 | 0.31 | 42 |
| | 5.5 | 0.29 | 75 | 0.29 | 99 |
| | 7.0 | 0.27 | 59 | 0.28 | 77 |
| Parking | 4.0 | 0.28 | 37 | 0.29 | 33 |
| | 5.5 | 0.29 | 36 | 0.28 | 47 |
| | 7.0 | 0.25 | 19 | 0.26 | 22 |

図 4.8(a), (b)は $x/D=2.0$ における風力タービン停止時，運転時におけるロータ軸方向速度の水平分布を示す．横軸は水平方向位置 y/R ，縦軸は無次元風速 U_N である．横軸の 0, 0.5, 1.0, 1.5 のプロットは卓越風向を抽出した後流データを示し，-0.25, 0.25, 0.75, 1.25 はヨー偏角 3.5° の後流データを示す．図 4.8(a)より， $U_{\text{ref}}=4.0, 5.5, 7.0[\text{m/s}]$ における各測定点の無次元風速は全て約 1.05 を示す．各測定点での風速は基準風速計よりもわずかに大きい．また， $y/R \geq 0.75$ の無次元風速は $y/R \leq 0.75$ の無次元風速の値よりも基準風速によるばらつきが見られる．これは上流にある丘が影響しているものと考えられる．図 4.8(b)より水平分布は鉛直分布と同様に，周速比 $\lambda=9.1$ ($U_{\text{ref}}=4.0[\text{m/s}]$) の U_N は最も小さく，周速比の低下に従い大きくなる．また，翼端付近 ($y/R=1.00$) を通過した後流風速は他の点に比べて高い．これは，後流外部の風との混合が進み他の点に比べて風速が早く回復したためと考えられる．

図 4.9(a), (b)は風力タービン停止時，運転時におけるロータ軸方向速度の乱流強度比の水平分布を示す．横軸は水平方向位置 y/R ，縦軸は乱流強度比 TI_{ratio} である．図 4.9(a)より，各測定点における乱流強度比はほぼ等しく，その値は約 1.1 程度である．図 4.9(b)より，風力タービン運転時におけるロータ軸方向速度の乱流強度比の水平分布は，水平方向位置で風力タービン停止時と比べて大きくなる．また，乱流強度比はロータ軸中心から水平方向へ離れていくに従い緩やかに増加していく．周速比別に比較すると図 4.5(b)で示した鉛直分布と同様に周速比 $\lambda=9.1$

($U_{\text{ref}}=4.0[\text{m/s}]$)での乱流強度比が大きい。 $y/R=0.75$ の位置での乱流強度比は周速比 $\lambda=9.1$ ($U_{\text{ref}}=4.0[\text{m/s}]$) および $\lambda=6.7$ ($U_{\text{ref}}=5.5[\text{m/s}]$)で増加し、ほかの測定点と比較して大きい値となる。しかし、周速比 $\lambda=5.2$ ($U_{\text{ref}}=7.0[\text{m/s}]$)では $y/R=0.75$ での乱流強度比の顕著な増加は見られない。これは低周速比では後流による乱れ発生が弱まることを示す。低周速比では風力タービンブレードの遮蔽効果が弱まり、ロータ面を通過する流束が増加するためであると考えられる。

4.3 流入風向の標準偏差が後流に与える影響

フィールドでの実験では常に風向が変化する。風向の平均値が卓越風向と一致していてもその後流データには風車を通過しない風も含まれる。そこで、風向の標準偏差を調べることで流入風の風向の乱れが、後流測定に与える影響について述べる。4.2.1項で示した後流内軸方向速度の鉛直分布を風向の標準偏差で分類し、考察を行う。風向の標準偏差 σ_{WD} は、 $x/D=2.0$ の位置で基準風速計を通過した流入風がロータ面を通過する範囲のヨー偏角 14° を境として $\sigma \leq 14^\circ$ と $\sigma \geq 14^\circ$ に分類して整理を行う。

4.3.1 後流内軸方向速度の鉛直分布

図4.10, 4.11, 4.12はそれぞれ周速比 $\lambda=9.1, 6.7, 5.2$ ($U_{\text{ref}}=4.0, 5.5, 7.0[\text{m/s}]$)における後流の鉛直分布を標準偏差で分類したものを示す。図は横軸に無次元風速 U_N 、縦軸に無次元高さ z/R をとり、左から $x/D=1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0$ の順に並べて表してある。ここで $x/D=5.0$ の $U_{\text{ref}}=7.0[\text{m/s}]$ のデータは測定数が少ないため表示していない。

図4.10より $x/D=4.0$ を除く各測定点において、 $\sigma_{\text{WD}} > 14^\circ$ の方が、 $\sigma_{\text{WD}} < 14^\circ$ よりも後流内風速が高い。図4.11, 4.12で示される他の周速比においても値は異なるが同様の傾向を示す。ここで、図4.13は $x/D=2.0$ における基準風向、基準風速および後流風速の時系列データを示す。図には横軸に時間、左縦軸に風速、右縦軸にヨー偏角を示す。図より4.0sから9.2sにかけて流入風はほぼヨー偏角 0° で流入している。このときの後流は基準風速に対して大きく減速していることがわかる。9.2sから21sにかけてヨー偏角は約 -20° 程度をとる。このときの基準風速と後流風速はほぼ等しい。これらより、後流測定はヨー偏角により風力タービンを通過

しない風を含むことが考えられる．よって，風向乱れの大きいとき，風力タービン後流の外部の流れが観測データに入るため，風速の平均値が早く回復したと考えられる． $x/D=5.0$ でも風速鉛直分布は標準偏差によって差異が生じることから，風向の標準偏差によって風力タービン後流の回復位置が異なると考えられる．

図 4.14 に $x/D=1.0$ における周速比別，風向標準偏差別の軸方向風速の鉛直分布を示す．周速比 $\lambda=9.1$ ($U_{\text{ref}}=4.0[\text{m/s}]$) のとき，標準偏差ごとの後流風速の回復に大きな差が生じる．4.2.1 項で示したとおり，周速比 $\lambda=9.1$ ($U_{\text{ref}}=4.0[\text{m/s}]$) の場合，風力タービン運転時の後流の減速が最も大きい．このため SAT が風力タービンの後流を捉えたときと，風向のずれにより風力タービンを通過しない風を捉えたときの値に大きな差が出たと考えられる．よって過回転となる高周速比では，風向標準偏差増加に伴い風力タービンに近い後流は減速が大きく抑制される．

4.3.2 後流内軸方向速度の水平分布

図 4.15(a), (b), (c)は $x/D=2.0$ における周速比 $\lambda=9.1$, 6.7, 5.2 のロータ軸方向無次元風速の風向標準偏差別の水平分布である．図 4.15(a)より， $\sigma_{\text{WD}}>14^\circ$ の場合，無次元風速 U_N は減速を示すが，各測定点の差は少なく， $y/R=-0.25\sim 1.5$ において $U_N=0.9$ ほどである．大きな風向変動により，後流が水平方向に広範囲にわたってなびくことで，風速の水平分布の平均値は均一化されたと考えられる． $\sigma_{\text{WD}}\leq 14^\circ$ の水平分布は $y/R=0.5$ で大きく減速される． $y/R=0.5$ から $y/R=1.00$ に行くに従って， $\sigma_{\text{WD}}\leq 14^\circ$ の無次元風速は増加し，その増加率は周速比 $\lambda=6.7$ ($U_{\text{ref}}=5.5[\text{m/s}]$)， $\lambda=9.1$ ($U_{\text{ref}}=4.0[\text{m/s}]$) で大きい．これは負のヨー偏角の場合，風力タービンの遮蔽効果によって回転面の外側に流れた高風速域の風速を捉えたものと考えられる．遮蔽効果の弱い低周速比 $\lambda=5.2$ ($U_{\text{ref}}=7.0[\text{m/s}]$) の場合， $y/R=1.00$ 付近の風速は $y/R=0$ との差異が小さい． $\sigma_{\text{WD}}>14^\circ$ では， $y/R=0.5$ から $y/R=1.00$ に行くに従って増加する風速は緩やかだが同様の傾向を示す．

4.15(b), (c)より，周速比 $\lambda=6.7$, 5.2 においても同様の傾向が見られるが，周速比の低下に従い風向の標準偏差 σ_{WD} による差は小さくなっていく．これはヨー偏角が小さい場合で，低周速比の後流内風速があまり減速されないためと考えられる．

図 4.16(a), (b), (c)は周速比 $\lambda=9.1$, 6.7, 5.2 におけるロータ軸方向乱流強度比の

風向標準偏差別の水平分布である．図 4.16(a)より， $\sigma_{WD} < 14^\circ$ の後流内の乱流強度比は $y/R=0.75$ で最も高い．風向の変動により後流外側の風速の高い風が流入した場合，その時の瞬時風速と後流内の平均風速との偏差が増加する．そのため，標準偏差の増加により乱流強度が増加したと考えられる．

より詳細に風向標準偏差の影響を知るには長時間の観測を行い，標準偏差の値を小刻みに BIN の方法で分類し比較する必要がある．

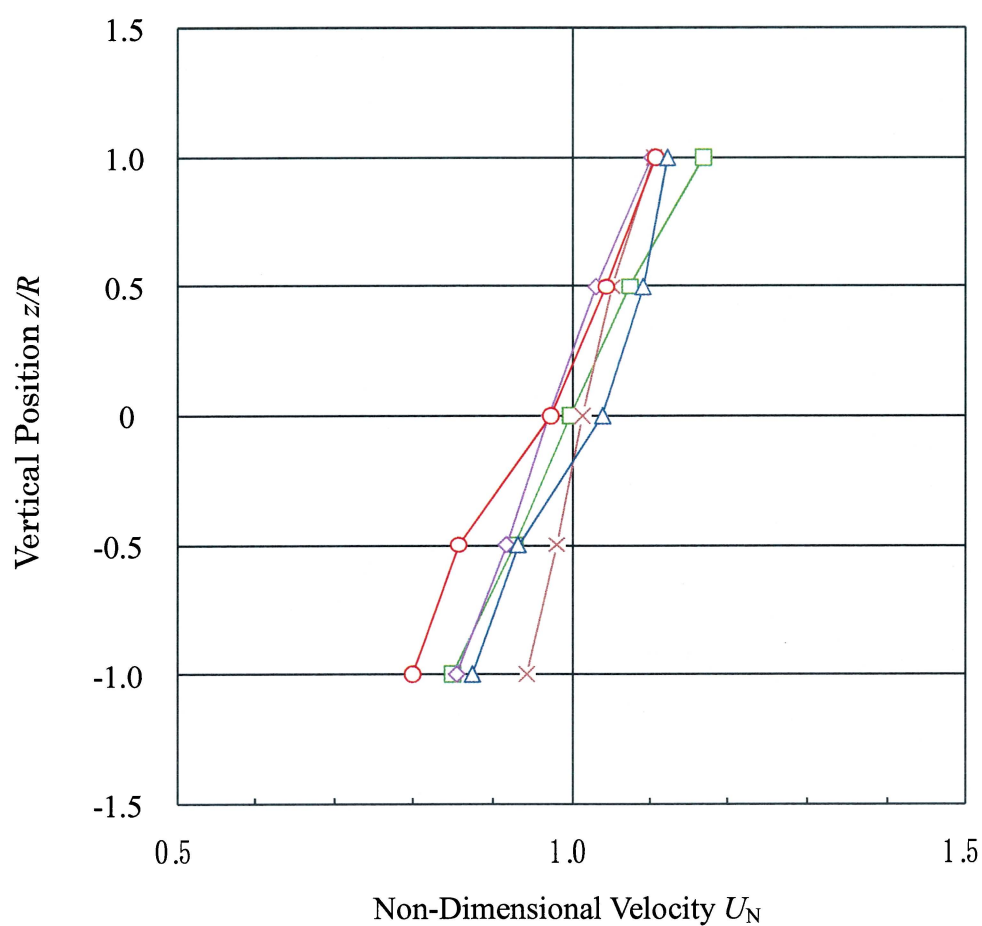
4.4 まとめ

フィールドにおいて流入風の条件を 1 分間平均値でヨー偏角は $0 \pm 5^\circ$ ，風速は設定風速 $\pm 0.25 \text{ m/s}$ として後流測定実験を行い，以下のことが明らかとなった．

- (1) 周速比によって後流内の減速量が異なり，過回転となる高周速比のほうがより減速する．
- (2) $x/D=5.0$ で無次元風速は自然風の風速と等しくなるが，乱流強度比は等しくならない．風力タービンの影響を受ける範囲は風速ではなく，乱流強度で判定すべきだといえる．
- (3) ブレードスパン 75%を通過した風は比較的大きな乱れを持つ．
- (4) 風向の標準偏差が低下することによって後流内風速は翼端付近で増加する．これは風力タービンロータの遮蔽効果によって外側に流れた風によるもので，この現象は周速比が大きいほど顕著である．

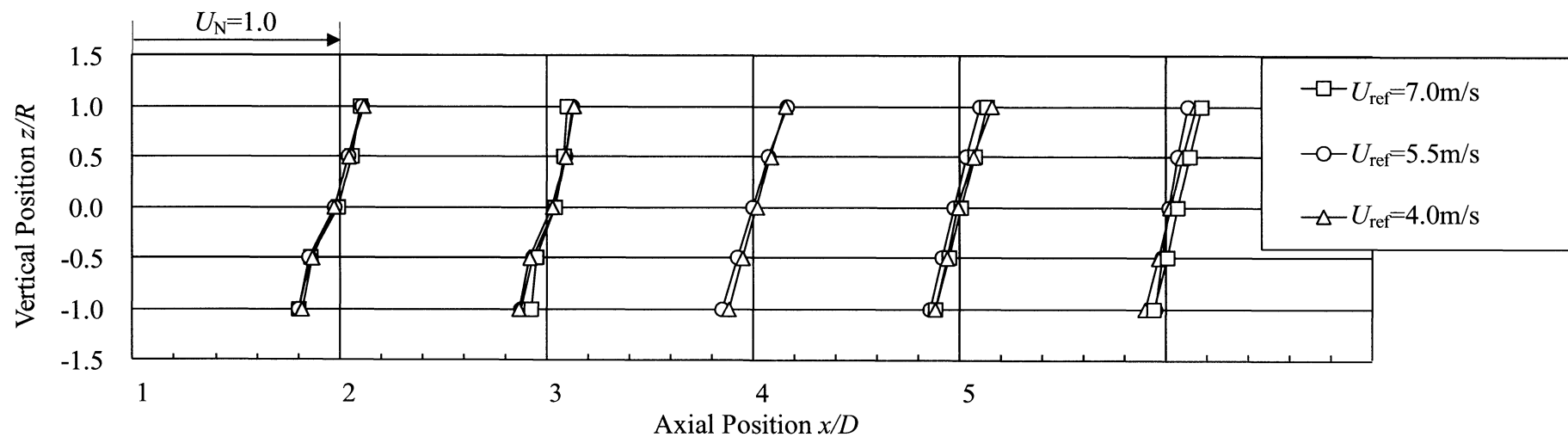


図 4.1 $x/D=1.0$ での後流測定

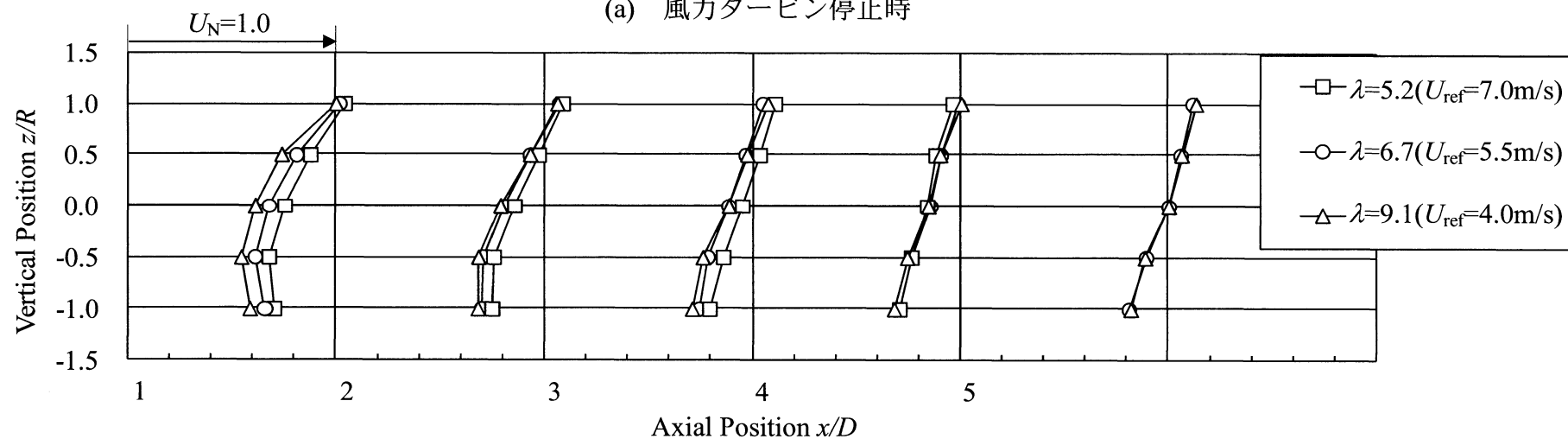


—○— $x/D = 1.0$
—△— $x/D = 2.0$
—□— $x/D = 3.0$
—◇— $x/D = 4.0$
—×— $x/D = 5.0$

図 4.2 $\lambda=6.7$ ($U_{\text{ref}}=5.5\text{m/s}$) のロータ軸方向速度の鉛直分布



(a) 風力タービン停止時



(b) 風力タービン運転時

図 4.3 ロータ軸方向速度無次元風速の鉛直分布

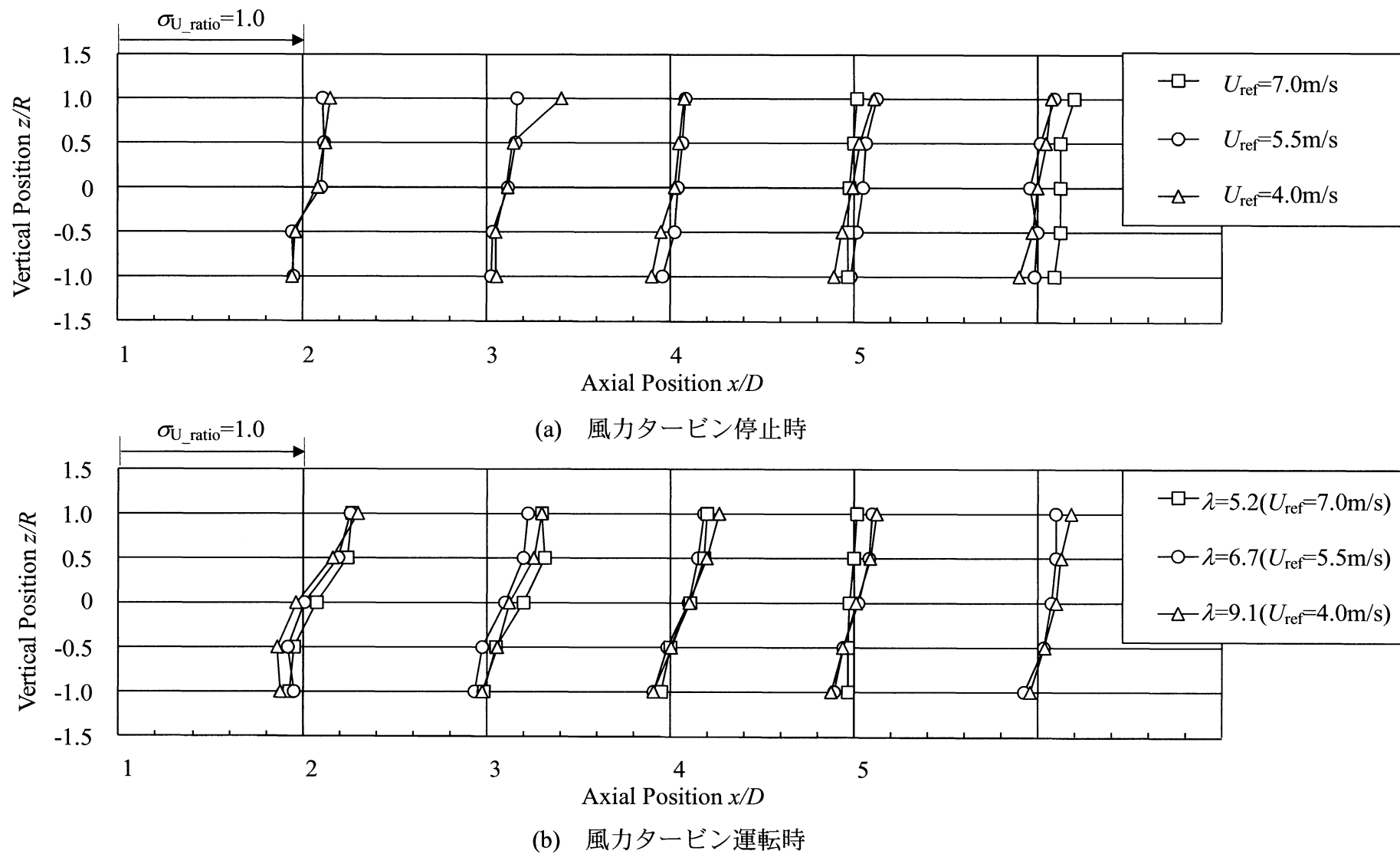
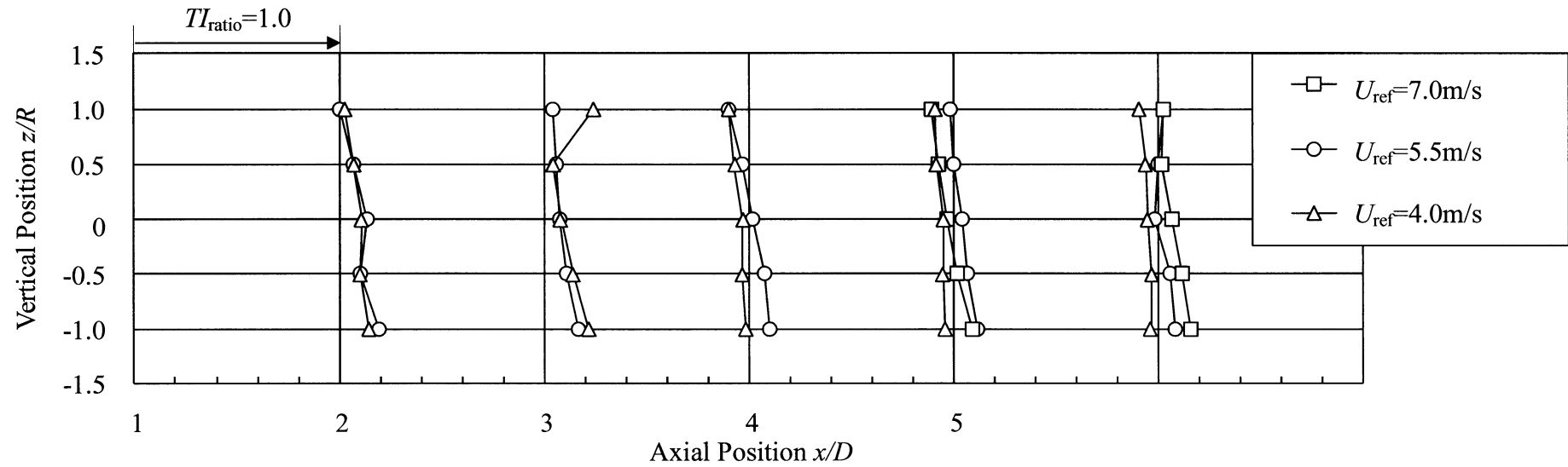
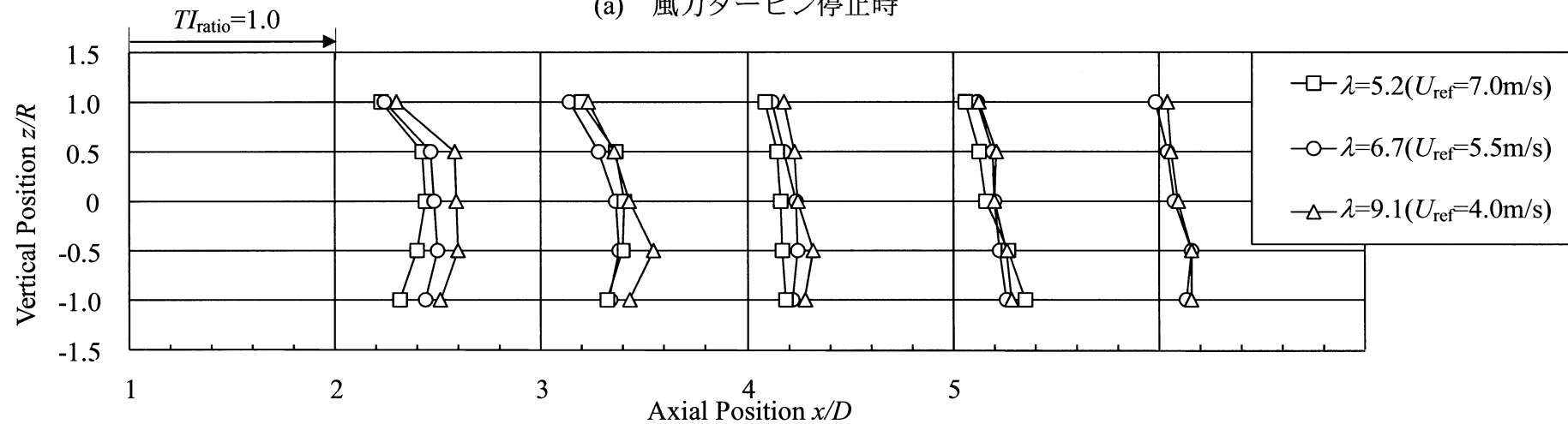


図 4.4 ロータ軸方向速度標準偏差比の鉛直分布



(a) 風力タービン停止時



(b) 風力タービン運転時

図 4.5 ロータ軸方向速度乱流強度比の鉛直分布



図 4.6 2 マストの同時測定

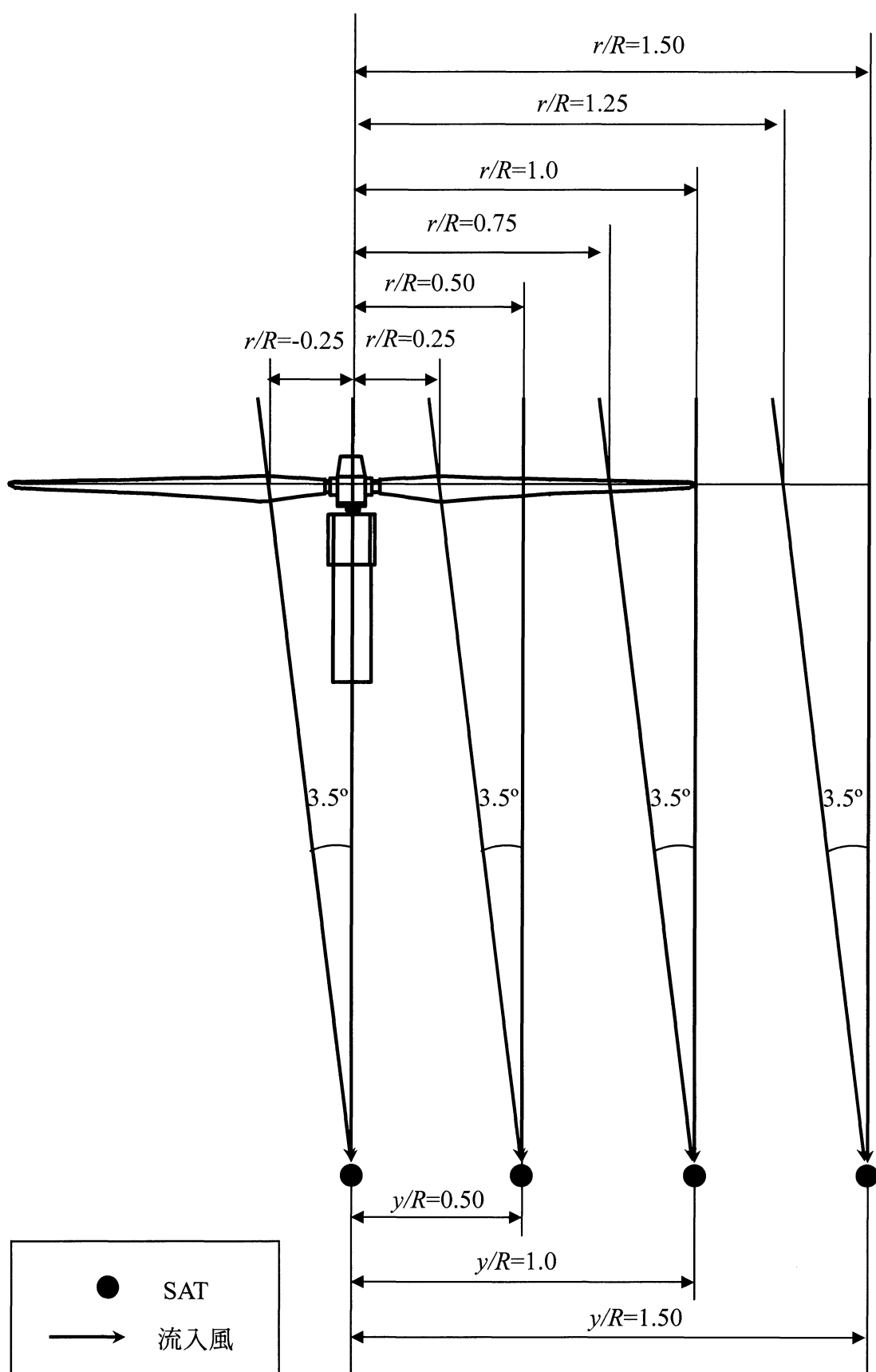
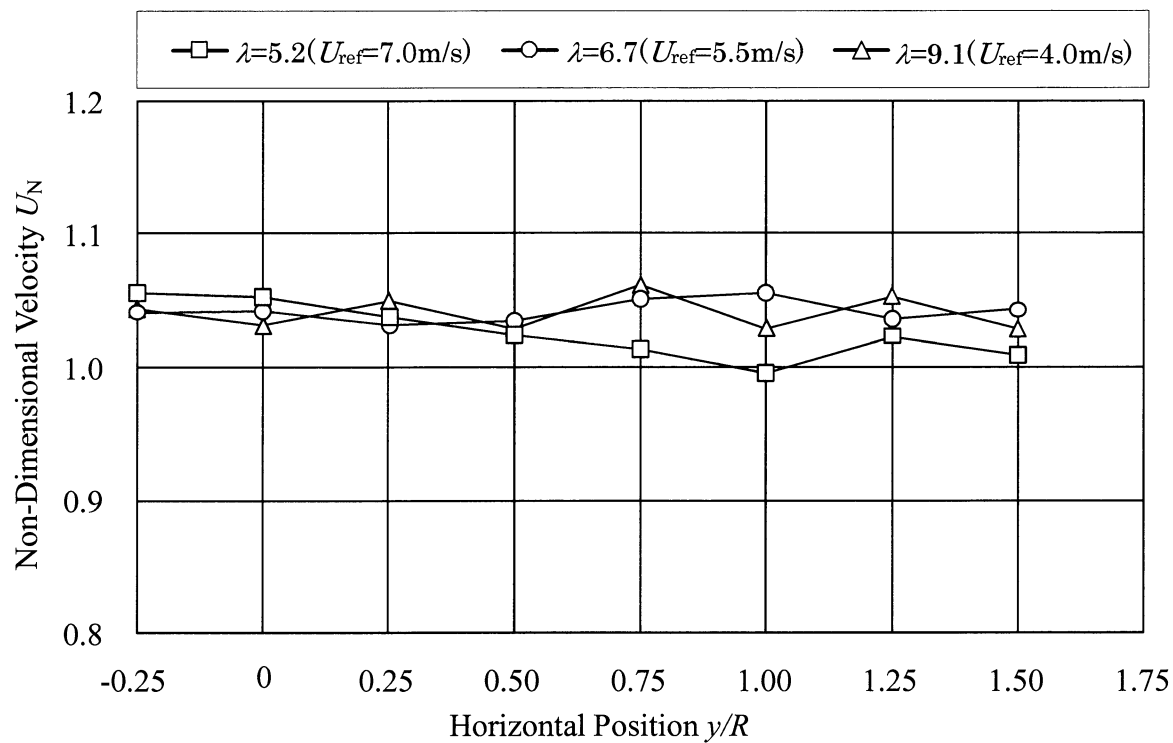
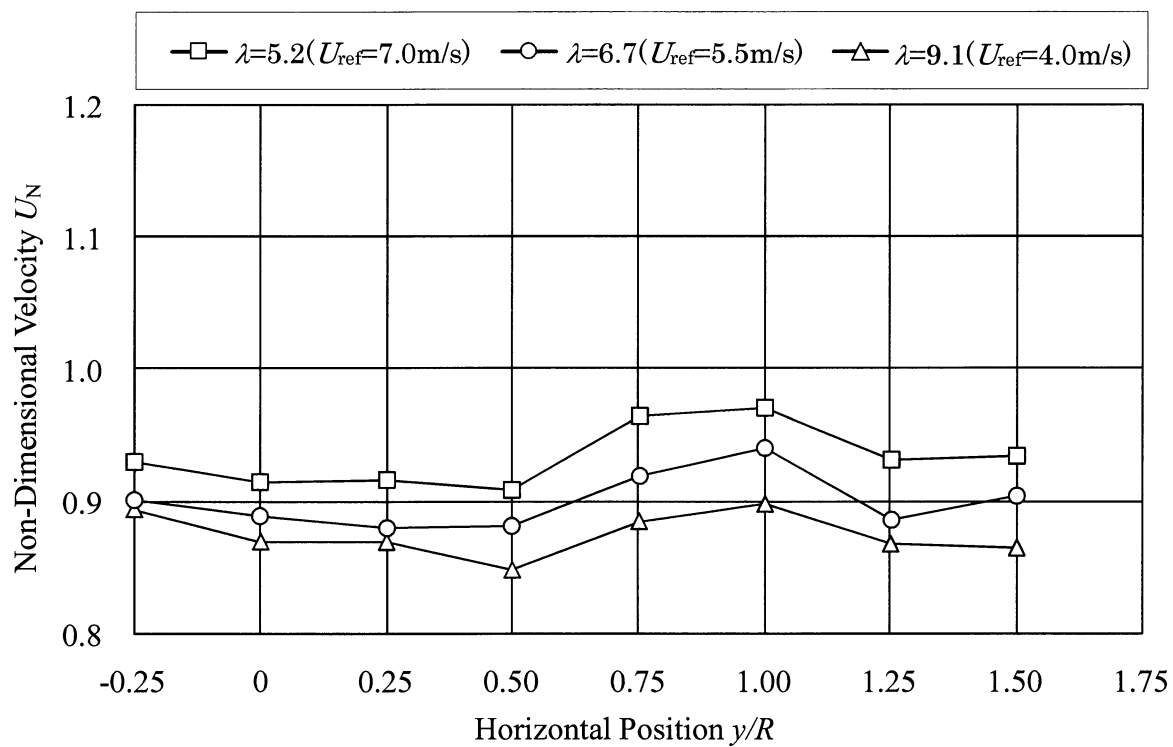


図 4.7 ナセル方位とヨー偏角 3.5°

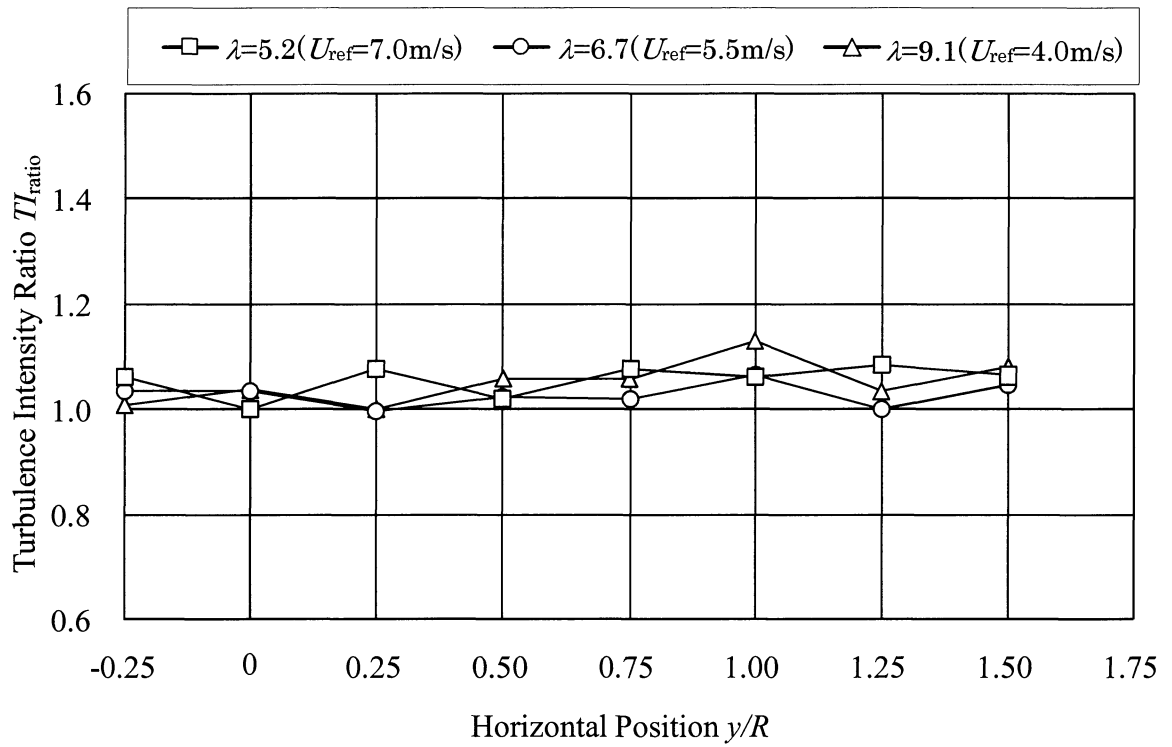


(a) 風力タービン停止時

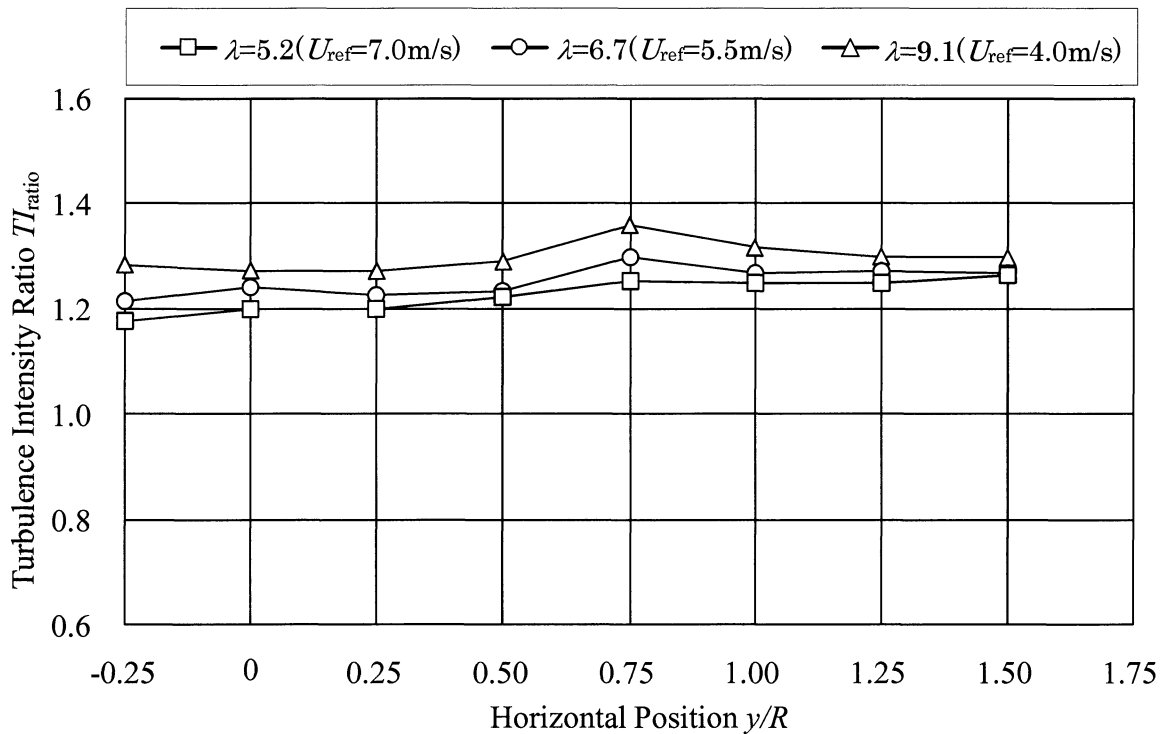


(b) 風力タービン運転時

図 4.8 ロータ軸方向速度無次元風速の水平分布 ($x/D=2.0$)



(a) 風力タービン停止時



(b) 風力タービン運転時

図 4.9 ロータ軸方向速度乱流強度比の水平分布 ($x/D=2.0$)

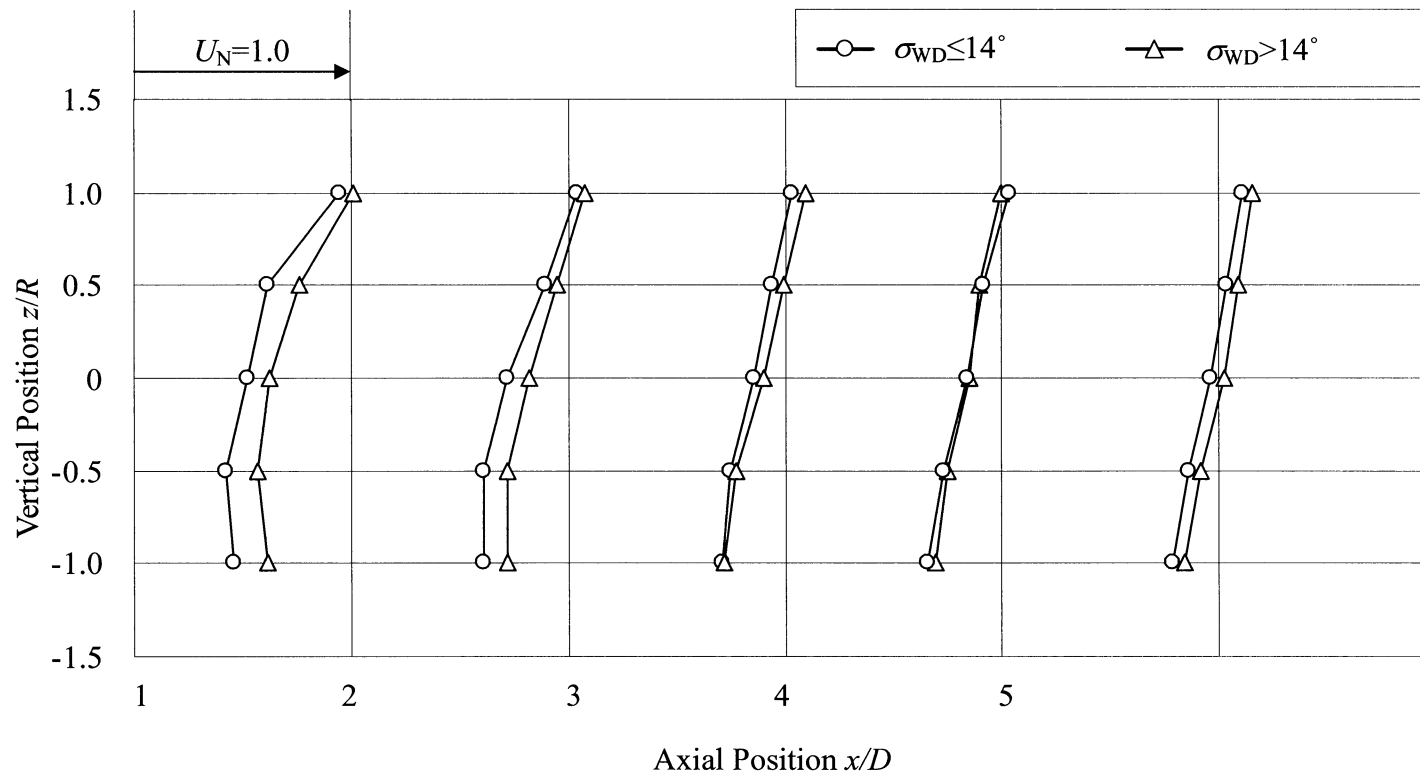


図 4.10 周速比 $\lambda=9.1$ ($U_{ref}=4.0$) における無次元風速の鉛直分布

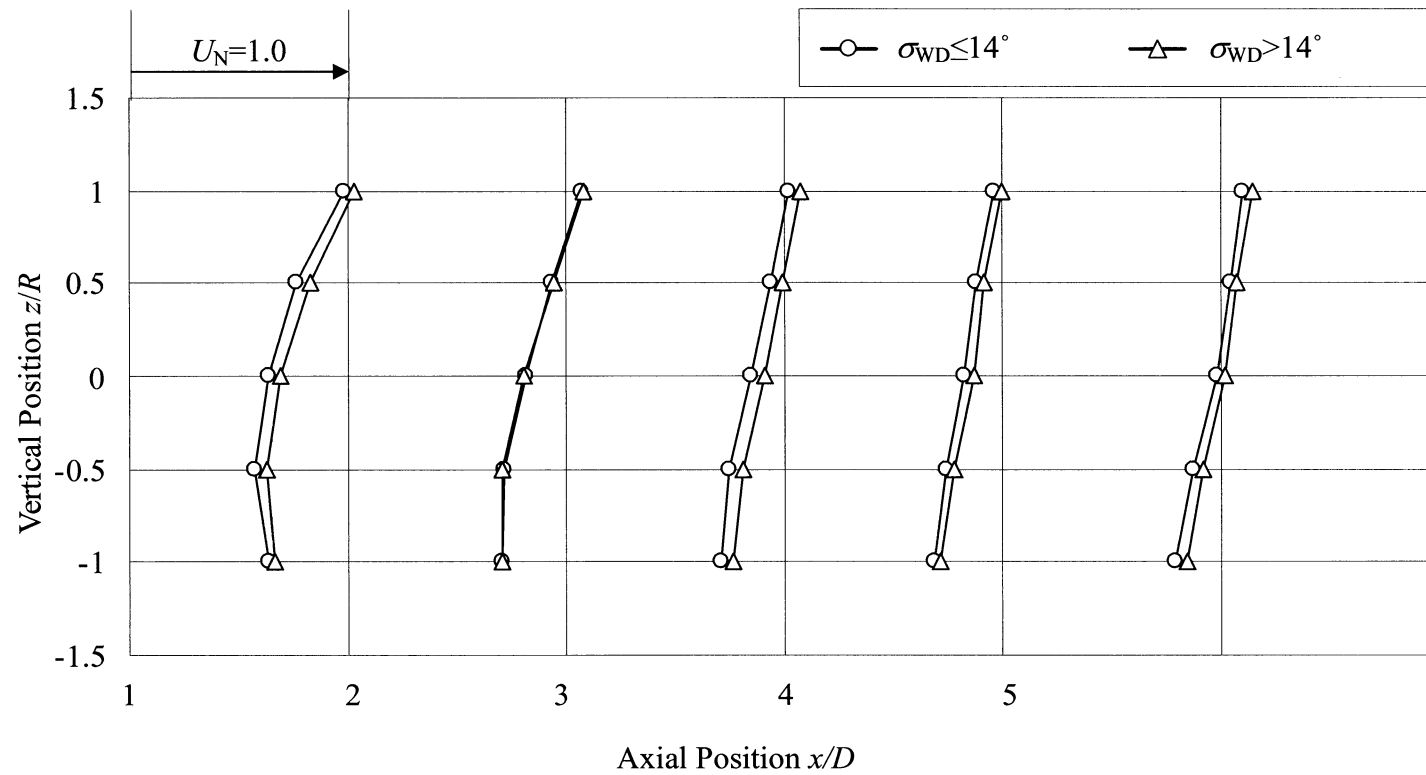


図 4.11 周速比 $\lambda=6.7$ ($U_{ref}=5.5$) における無次元風速の鉛直分布

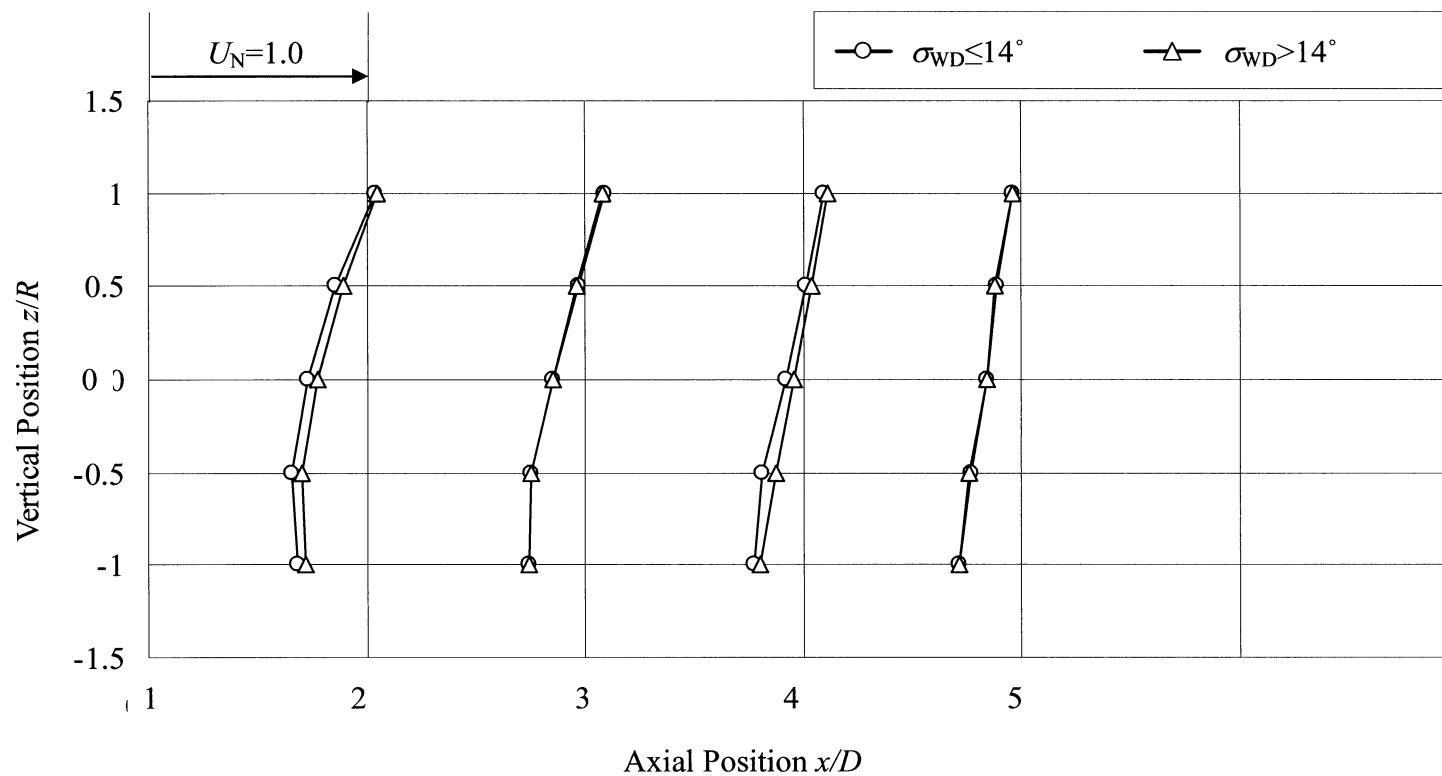


図 4.12 周速比 $\lambda=5.2$ ($U_{\text{ref}}=7.0$) における無次元風速の鉛直分布

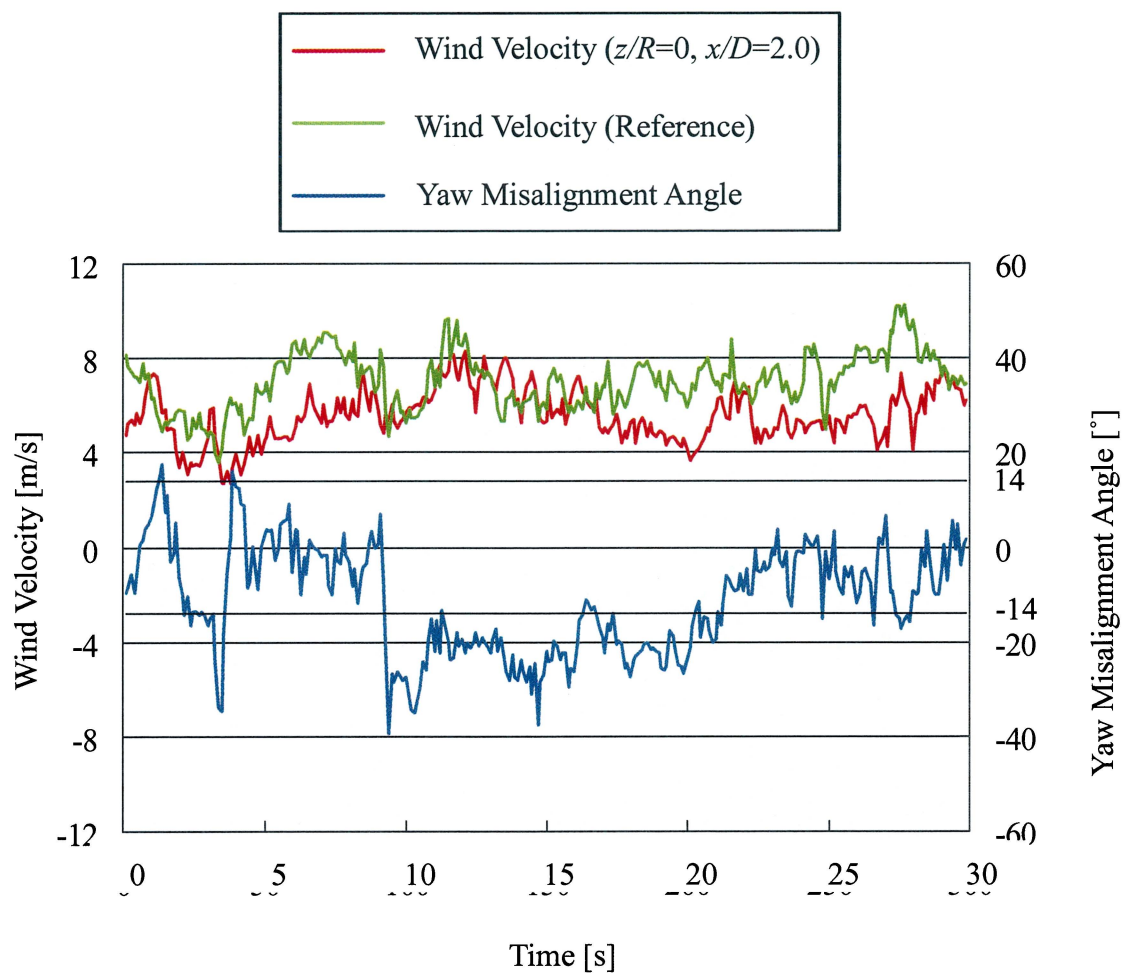


図 4.13 基準風向，基準風速および後流風速の時系列データ

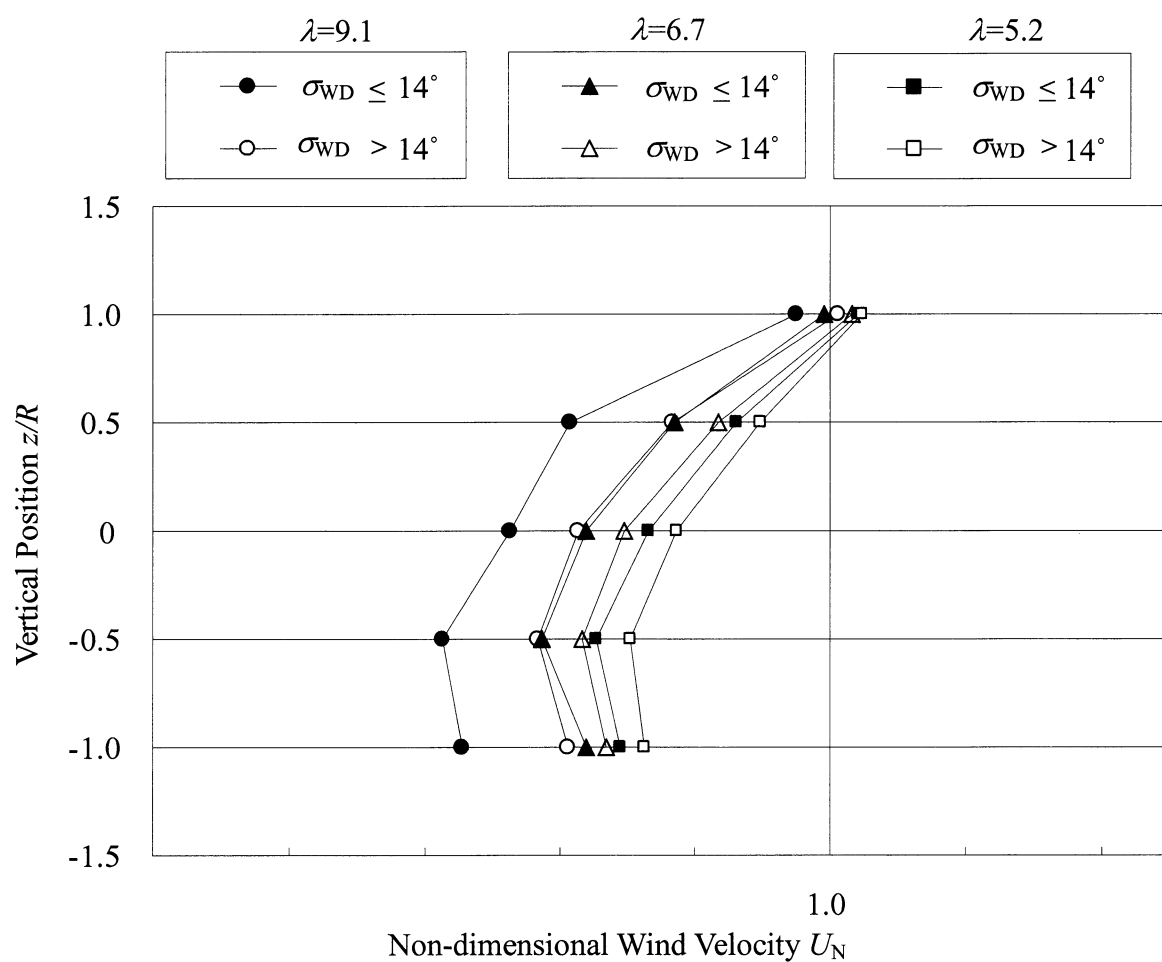


図 4.14 無次元風速の鉛直分布 ($x/D=1.0$)

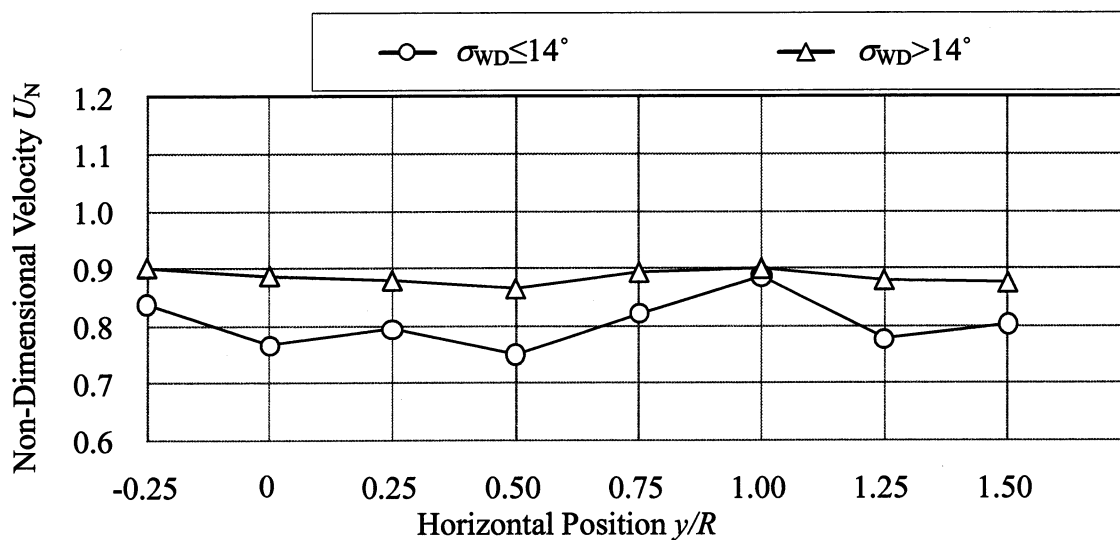
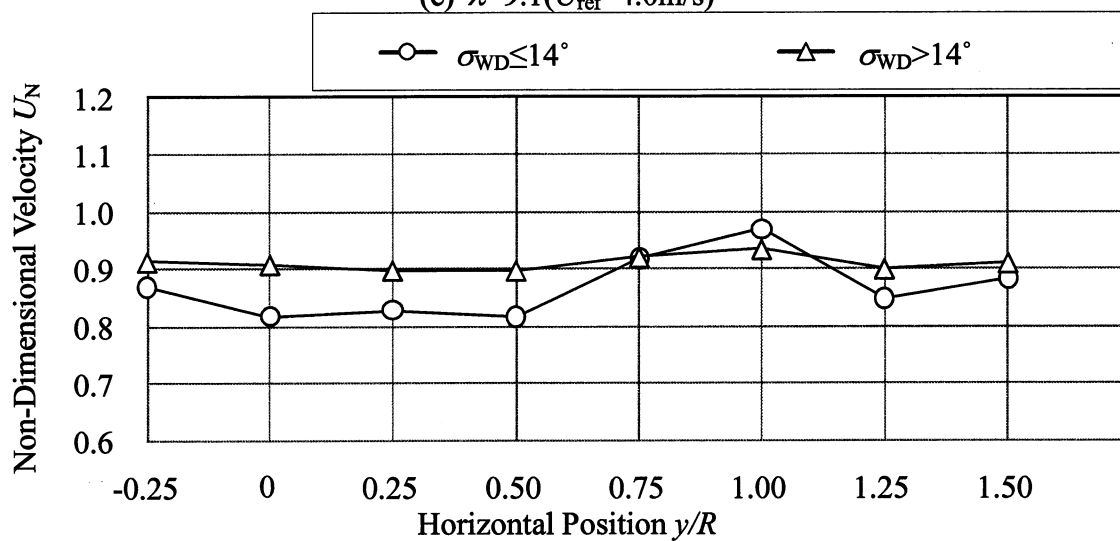
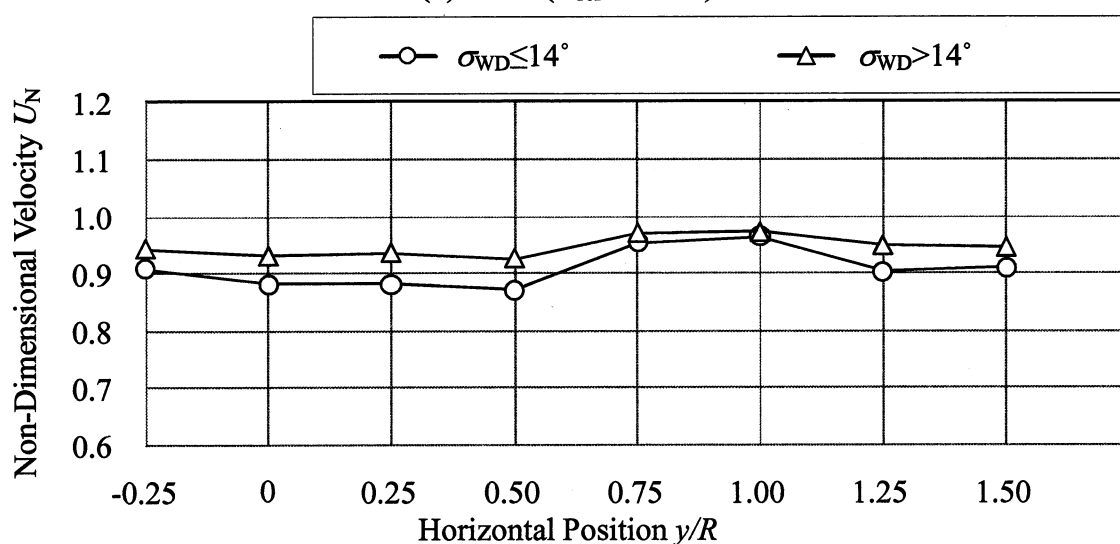
(c) $\lambda=9.1$ ($U_{\text{ref}}=4.0\text{m/s}$)(b) $\lambda=6.7$ ($U_{\text{ref}}=5.5\text{m/s}$)(a) $\lambda=5.2$ ($U_{\text{ref}}=7.0\text{m/s}$)

図4.15 ロータ軸方向速度の無次元風速の水平分布

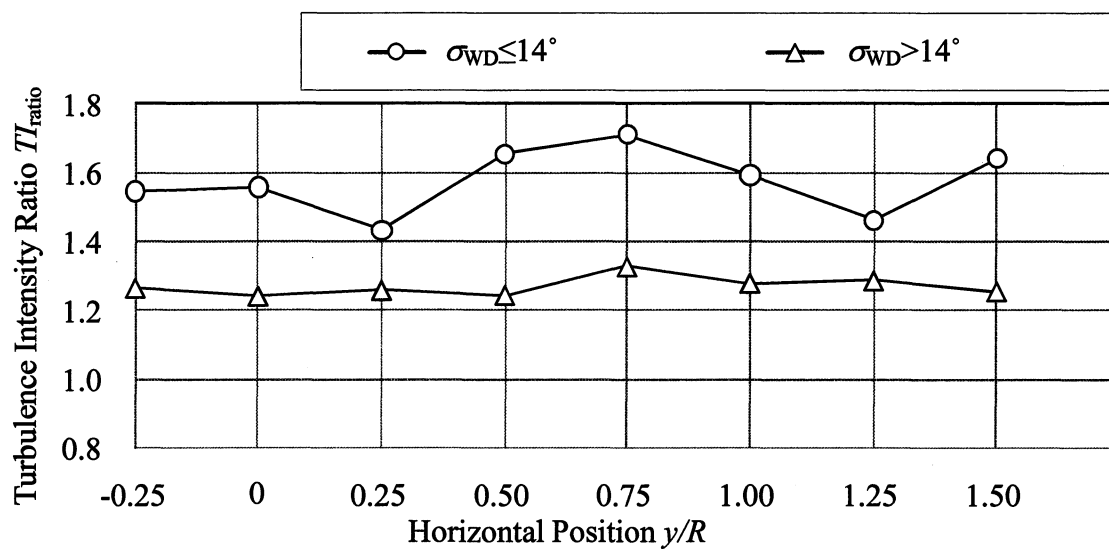
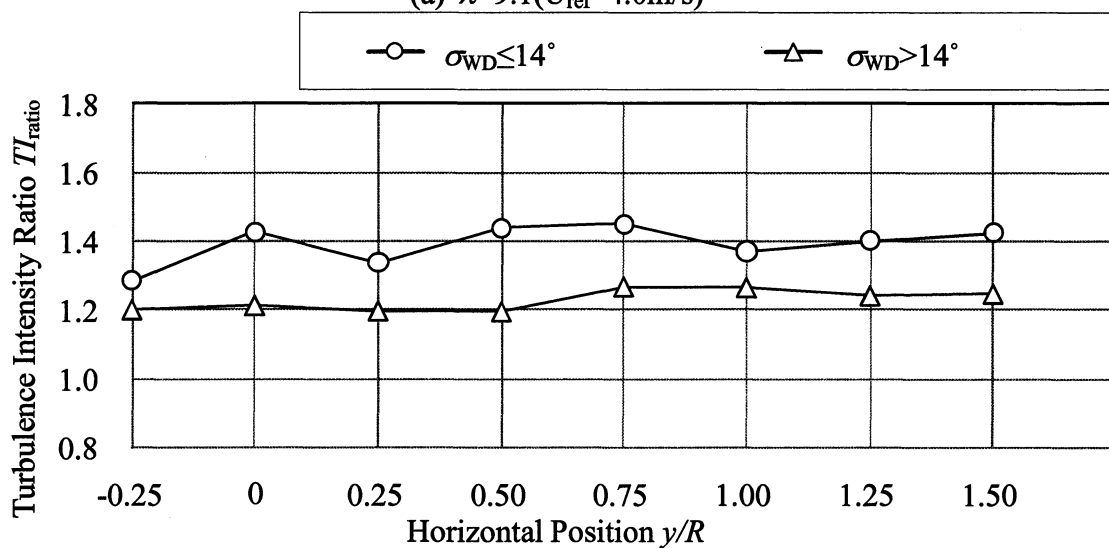
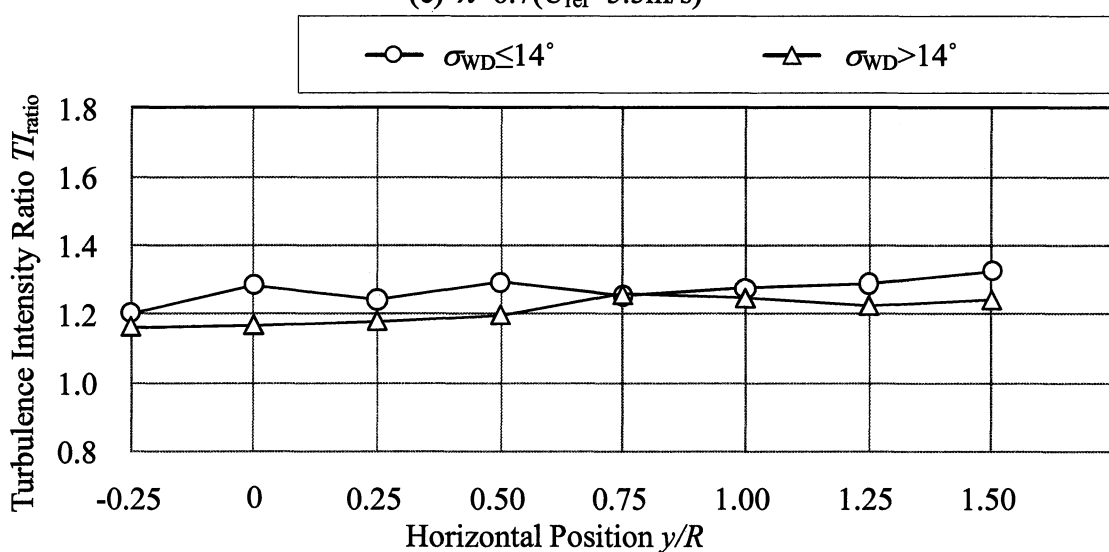
(a) $\lambda=9.1$ ($U_{ref}=4.0\text{m/s}$)(c) $\lambda=6.7$ ($U_{ref}=5.5\text{m/s}$)(b) $\lambda=5.2$ ($U_{ref}=7.0\text{m/s}$)

図4.16 ロータ軸方向速度の乱れ強度水平分布

第5章 風力タービン後流内流れに与える大気安定度の影響

大気は常に変動しており、気温や風速は空間的・時間的に変化している。フィールドで運転される風力タービンの後流は周りの大気の混合作用の強弱によって変化すると考えられる。この混合の度合いは大気の安定度によって異なる。

本章では大気安定度に注目し、大気安定度が風力タービン後流に及ぼす影響について検証した。

5.1 大気安定度

大気安定度とは大気の状態を示す指標の一つである。大気安定度により、大気は「不安定」、「中立」、「安定」に分けられる。図 5.1 に静的な場合に乾燥空気塊が高さ方向に移動したときの模式図を示す。断熱変化を仮定すると、高度上昇に従って気圧が低下することで、大気は膨張し、温度が低下する。この大気温度が低下する割合を高度減率 Γ という。乾燥空気の場合に断熱変化を仮定すると鉛直方向温度分布は高度に比例して気温が下がる線形分布である。その低下の割合を乾燥断熱減率 Γ_d といい、約 $\Gamma_d=0.01[^\circ\text{C}/\text{m}]$ となる。ここで、大気が不安定の場合に空気塊が下に移動したとき、空気塊の密度は周りの大気より大きくなり、空気塊は膨張し温度が低下する。そのため浮力は移動した向きと同じ下向きに働く。また、空気塊が上に移動した場合、空気塊の温度は周りの大気よりも高くなるため浮力は移動した向きと同じ上向きに働く。よって空気塊の移動が促進される。一方、大気が安定の場合、空気塊の移動と反対の方向に浮力が働き、空気塊は元の位置に戻ろうとする。よって高度減率 Γ が大きい場合、大気が不安定となり、反対に高度減率 Γ が小さい場合は安定となる。

図 5.2 に大気が不安定、中立、安定となる場合の風速鉛直分布の模式図を示す。地表面の温度が高く、高度が上昇するに従って温度が低下する場合、大気は不安定となる。この場合、高さ方向で大気の混合が促進され、水平方向風速の鉛直分布は地表面から比較的低い高度から風速が一様になるような分布となると共に風速の乱れが大きくなる。反対に、地表面の気温が低い場合、大気は安定となる。この場合、地表面と上空の速い風が混合されにくくなるため、水平方向風速の鉛直分布は地表面から上空までなだらかな分布となると共に大気の混合が少なく乱

流は生じにくい。また、この勾配は地表面から 30~100m の接地境界層と呼ばれる範囲で特に大きい。現在、風力タービンの大型化が進み、ハブ高さは地上高 60~80m が一般的⁽⁸⁾となっている。この高度は大気安定度によって風速勾配が大きく変化する⁽⁹⁾ため、大気安定度を考慮した風力タービン後流の測定は重要である。

大気安定度にはリチャードソン数や、パスカルの分類、モニンオブコフ長さなどの指標がある⁽⁹⁾が、本研究では接地境界層に対応し、一点での水平方向風速、鉛直方向風速および温度を測定することで求められるモニンオブコフ長さを用いて、大気安定度を判定した。

5.2 モニンオブコフ長さによる安定度の判定

本研究では大気安定度は乱流によってなされる運動量の輸送量と、浮力によってなされる熱の輸送量の比をとる事で得られるモニンオブコフ長さを用いて判定する。モニンオブコフの相似則は、接地層ではフラックスが高さによらず一定とみなしたとき、風速や気温の統計量は地表における摩擦応力と鉛直熱フラックス、浮力パラメータだけで一義的に決まるとした相似則である。次にモニンオブコフ長さ L の定義式を示す。

$$L \equiv -\frac{u_*^3}{\kappa(g/T)Q} \quad (5.1)$$

ここで g は重力加速度、 Q は温度フラックス、 T は平均気温、 u_* は摩擦速度、 κ はカルマン定数である。本章では $\kappa=0.4$ とした。摩擦速度 u_* は運動量の輸送量に関連し、 $(g/T)Q$ は熱の輸送量を表す。摩擦速度は常に乱れを生成する原因となる。反対に熱の輸送は浮力の向きによって乱れの生成、または抑制の原因となる。

まず渦相関法を用いて摩擦応力 τ_0 、 Q を計算する。

$$\tau_0 = -\overline{\rho u' w'} \quad (5.2)$$

$$Q = \overline{T' w'} \quad (5.3)$$

ここで、 T' は温度の時間変動成分、 u' は水平方向風速の時間変動成分、 w' は鉛直方向風速の時間変動成分、 ρ は空気密度である。この摩擦応力から摩擦速度 u_* を求める。

$$u_* = \left(\frac{\tau_0}{\rho} \right)^{1/2} = (-\overline{u' w'})^{1/2} \quad (5.4)$$

これらの値を式(5.1)へ代入してモニンオブコフ長さ L を求めた。風速 u' , w' は基準風速計の値から求め、平均気温 T は鉛直測定マストの風力タービンハブ高さと同じ位置に取り付けた白金測温抵抗体で測定された平均値とし、温度の変動成分 T' は基準風速計で測定された変動値とした。

大気安定度は測定点高度 z をモニンオブコフ長さ L で除した無次元高さで判定する。 z/L は大気が不安定るとき負となり、安定るとき正となる。また、大気が中立のとき $z/L=0$ となる。大気安定度の判定は多くの論文で示されている⁽¹⁰⁾⁽¹¹⁾。本論文では、過去の研究⁽¹¹⁾で定められた以下の大気安定度の判定基準を用いた。

$$\left\{ \begin{array}{ll} z/L < -0.02 & \Rightarrow \text{不安定} \\ -0.02 < z/L < 0.02 & \Rightarrow \text{中立} \\ 0.02 < z/L & \Rightarrow \text{安定} \end{array} \right.$$

図 5.3 は測定された大気安定度を示す。図は横軸に時刻、縦軸は大気安定度を示す無次元高さ z/L である。図の値は測定された 2 ヶ月間のデータを測定時刻 1 時間ごとに BIN 平均して算出した。また、測定日は 12 月の初めから 1 月の末までであり、この期間の日の出時刻はおよそ 6:45~7:00、日の入り時刻はおよそ 16:45~17:00 であった。また、測定日の天候はほぼ晴れである。日中は太陽の日射によって地表が加熱され、気温の鉛直分布は傾きが急になることで大気が不安定になると考えられる。夜間においては日射がないことで気温の鉛直分布は傾きが緩やかになる。接地層では放射冷却により高度が上昇するに従い温度が上昇する逆転層となるため、大気は中立、もしくは安定になると考えられる。図より、日が昇り日射量が多くなる朝 9 時から夕方 15 時までは大気が不安定であることがわかる。その後、日沈 16 時から朝 8 時にかけて大気は中立、あるいは安定であることがわかる。このような z/L の日変化は大気安定度の日変化を良く表しており、本実験での大気安定度の判定は信頼できると考えられる。

5.3 定義式

本章で新たに考察したパラメータについて定義式を示す。本章では新たに後流内風速の鉛直方向成分について考察した。このとき、鉛直方向風速の乱れの指標として標準偏差比 σ_{w_ratio} を定義した。以下に式を示す。

$$\sigma_{W_ratio} = \frac{\sigma_W}{\sigma_{W_ref}}$$

ここで σ_W は後流で測定された鉛直方向風速の標準偏差、 σ_{W_ref} は基準風速の鉛直方向の標準偏差である。

5.4 大気安定度を考慮した風力タービン後流内流れ

第5章と同様のデータを大気安定度で分類して平均化を行った。本章でのデータ整理条件は、データ数確保のため平均風速は4~7m/s、平均ヨー偏角 $\pm 5^\circ$ として範囲を広げた。表5.1は各測定位置で測定されたデータの各パラメータの平均値を安定度ごとに示す。

表 5.1 測定データ詳細

| | | Unstable | | | Stable | | |
|----------|-----------|----------|-----------|------------|--------|-----------|------------|
| | | z/L | U_{ref} | Data Count | z/L | U_{ref} | Data Count |
| Rotating | $x/D=1.0$ | -0.21 | 5.92 | 103 | 0.76 | 4.74 | 16 |
| | $x/D=2.0$ | -0.15 | 5.66 | 61 | 1.33 | 5.10 | 22 |
| | $x/D=3.0$ | -0.76 | 5.22 | 81 | 0.12 | 4.82 | 12 |
| | $x/D=4.0$ | -0.52 | 5.86 | 34 | 0.17 | 5.12 | 64 |
| | $x/D=5.0$ | -0.35 | 5.11 | 14 | 0.70 | 4.53 | 46 |
| Parking | $x/D=2.0$ | -0.62 | 4.56 | 17 | 0.39 | 4.70 | 142 |

まず、大気安定度によるいくつかのパラメータの鉛直分布を示す。図5.4は風力タービン停止時における大気安定度別のロータ軸方向無次元風速 U_N の鉛直分布である。横軸は無次元風速 U_N 、縦軸は無次元高さ z/R である。図より、無次元風速の鉛直勾配は不安定のほうが急であることがわかる。これは図5.2に示す不安定時と安定時の風速勾配の違いを表したものである。図5.5は風力タービン停止時におけるロータ軸方向乱流強度比を示す。各高度で安定度による差、および値の大小については傾向が見られない。これはデータ数の少なさが影響したものと考えられる。図5.6は風力タービン停止時の鉛直方向の無次元標準偏差 σ_{W_Ratio} の鉛直分布を示す。各測定高度で不安定時の標準偏差 σ_{W_Ratio} は安定時に比べ大き

くなる．これは大気の混合が活発に行われているためだと考えられる．

図 5.7 は風力タービン運転時において大気が安定，もしくは不安定の場合のロータ軸方向無次元風速の鉛直分布を示す．横軸は無次元風速 U_N ，縦軸は無次元高さ z/R であり，左から $x/D=1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0$ の順に並べた． $x/D=1.0$ で安定時の無次元風速は不安定よりも減速している．しかし，ここで表 5.1 を見ると，不安定のデータの基準風速は $U_{\text{ref}}=5.92[\text{m/s}]$ ($\lambda=6.2$)，安定のデータの基準風速は $U_{\text{ref}}=4.74[\text{m/s}]$ ($\lambda=7.7$) であり，その差は $1.18[\text{m/s}]$ で比較的大きい．第 4 章で，風力タービン流入風速の低下に伴う周速比の増加によって後流内無次元風速の減速が増加することがわかっている．

ここで，それぞれの大気安定度において周速比別に比較する．図 5.8 は周速比および大気安定度で分類した $x/D=1.0, 2.0$ における無次元風速の鉛直分布を示す．図 5.8(a)で， $\lambda=5.2$ の安定時のデータはデータ数不足のため表示していない．図より，風速は大気安定度よりも，周速比に依存することがわかる．よって， $x/D=1.0$ における後流内無次元風速の差異は，安定と不安定のデータ間の基準風速の差によるものである． $x/D=2.0$ における無次元風速鉛直分布は安定度による差はほぼないといえる． $x/D=3.0\sim 5.0$ にかけても同様に，安定度による差は最大で 0.05 程度であり有意な差は見られない．本実験で，後流内の軸方向の無次元風速には，大気安定度の影響は小さいが，安定度による違いがハブ高さ以外の高さで見られる．

次にロータ軸方向風速の乱流強度比について示す．図 5.9 は標準偏差比を示す．横軸に乱流強度比，縦軸に無次元高さ z/R を示す． $x/D=1.0\sim 3.0$ の場合，安定条件の乱流強度は不安定条件に比べ大きい．その下流 $x/D=4.0\sim 5.0$ の場合，逆に不安定条件の乱流強度が大きくなる．これは風力タービンに近い後流の場合，風力タービンによって後流内の乱流強度の増加割合は安定条件で大きいことを示す．このことは 5.1 節で述べた空気塊が上下移動するときにかかる浮力の向きからもわかる．安定の場合，浮力の向きが移動を抑制する方向へ働き，風力タービン後流と後流外側との鉛直方向の混合が抑制されたためと考えられる．

大気安定度が主に運動量・熱フラックスによって変化することから，大気安定度は風の鉛直方向成分にも影響を及ぼすと考えられる．図 5.10 は風力タービン運転時における後流内鉛直方向速度の標準偏差比の鉛直分布である．横軸は標準偏差

比，縦軸は無次元高さ z/R である． $x/D=1.0, 2.0$ の標準偏差比に大気安定度による影響は見られない． $x/D=3.0$ の標準偏差比には $z/R=+0.5, +1.0$ で安定度の影響が見られず安定と不安定で一致している． $z/R=0, -0.5$ では不安定条件の標準偏差比が安定条件に比べ大きい． $x/D=4.0, 5.0$ の標準偏差比は $z/R=-0.5, -1.0$ で安定に比べ不安定で大きい．この原因として温度勾配が考えられる．温度勾配は地表面に近づくほど傾きが大きくなり，温度フラックスが大きくなるため，鉛直方向の標準偏差が増加したと考えられ，風力タービンに近い $x/D=1.0, 2.0$ では風力タービンによる乱れが大きく，大気安定度による差は見られないと考えられる． $x/D=5.0$ において，安定時と不安定時の標準偏差比の差は $z/R=-1.0$ でおよそ 0.04 である．図 5.6 で示したように風力タービン停止時の大気安定度による標準偏差の差は同測定高度で 0.08 程度のため，風力タービン停止時と運転時で，大気安定度による鉛直方向の乱れの差はほぼ一致している．

5.5 まとめ

本章で得た結果を以下に示す．

- (1) 風力タービン後流内の風速は大気安定度による差は小さかった．しかし，降雨直後や海岸付近など大気がより不安定になりうるサイトでは大気安定度を考慮する必要があると考えられる．
- (2) 大気が安定の場合，風力タービンによって乱された近い後流は後流外側の風との混合が抑制され，ロータ軸方向の乱れは大きい．
- (3) 後流の鉛直方向の乱れは風力タービンに近い位置では大気安定度による違いは見られない．下流に行くに従って低高度で大気が不安定なとき乱れが大きくなる．これは地表面近くの温度勾配が急なため特に混合が行われるためであると考えられる．

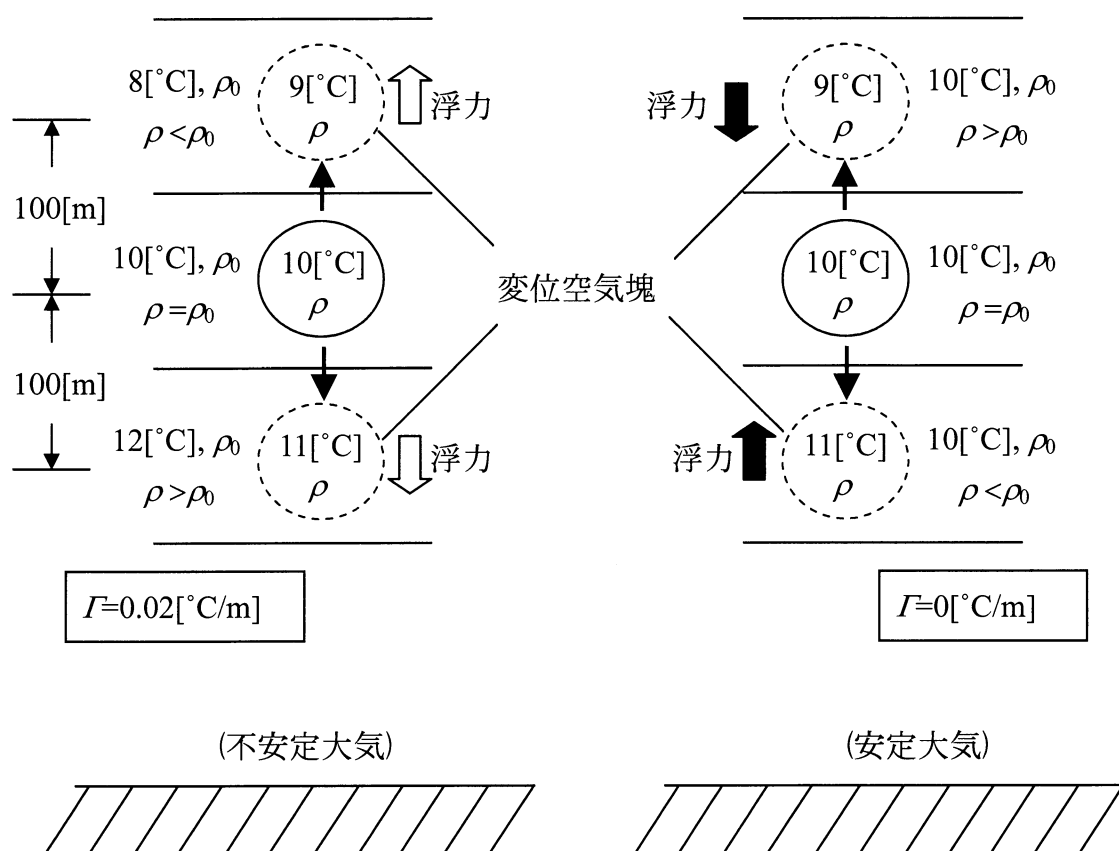


図 5.1 空気塊の移動を表した模式図

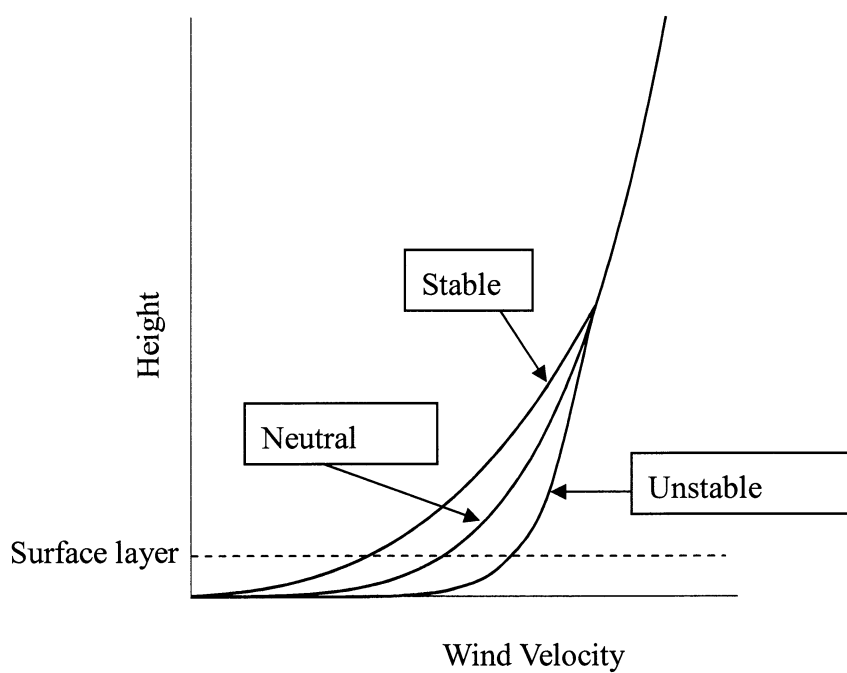


図 5.2 安定度別風速鉛直分布模式図

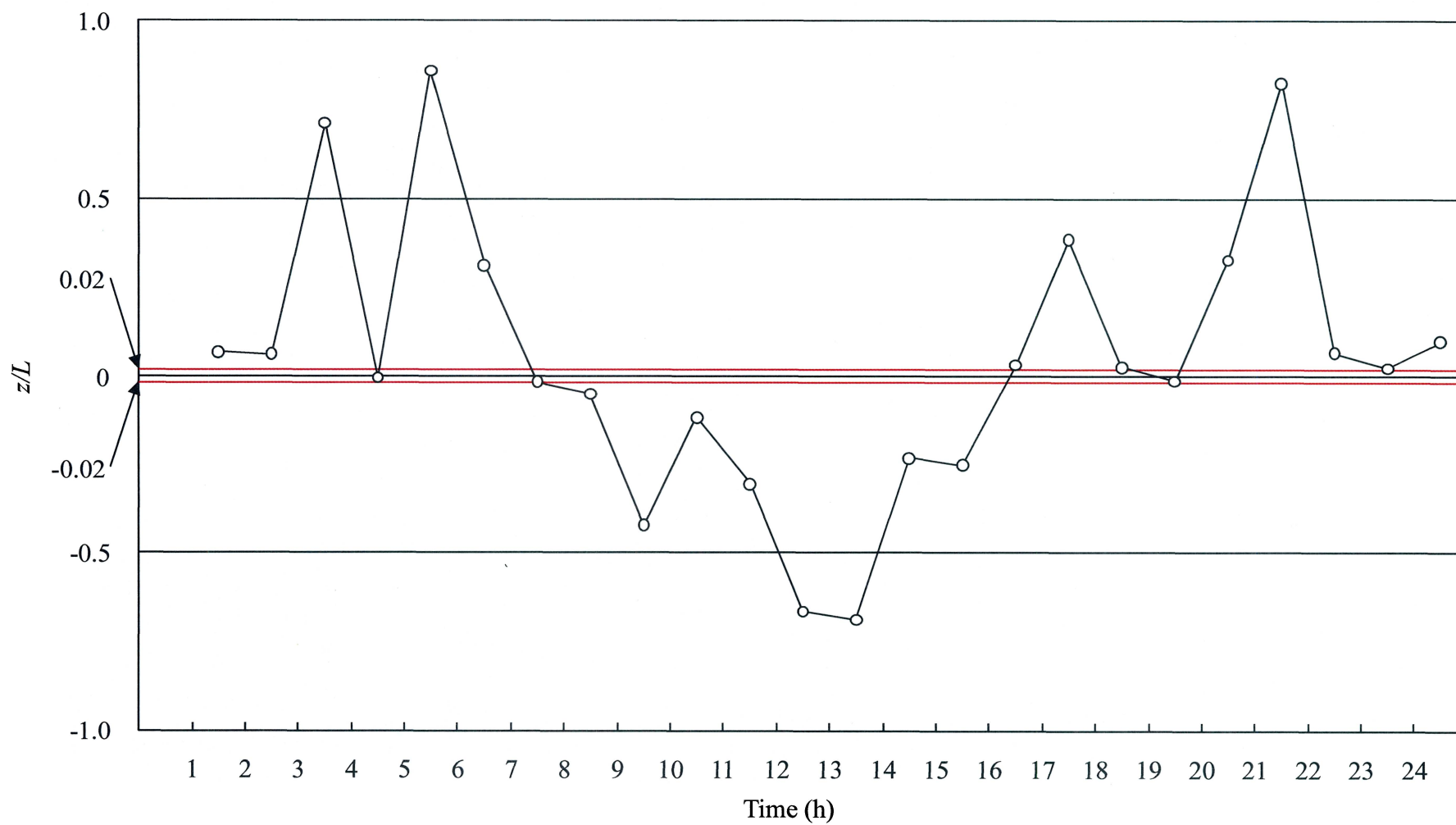


図 5.3 z/L の日変化

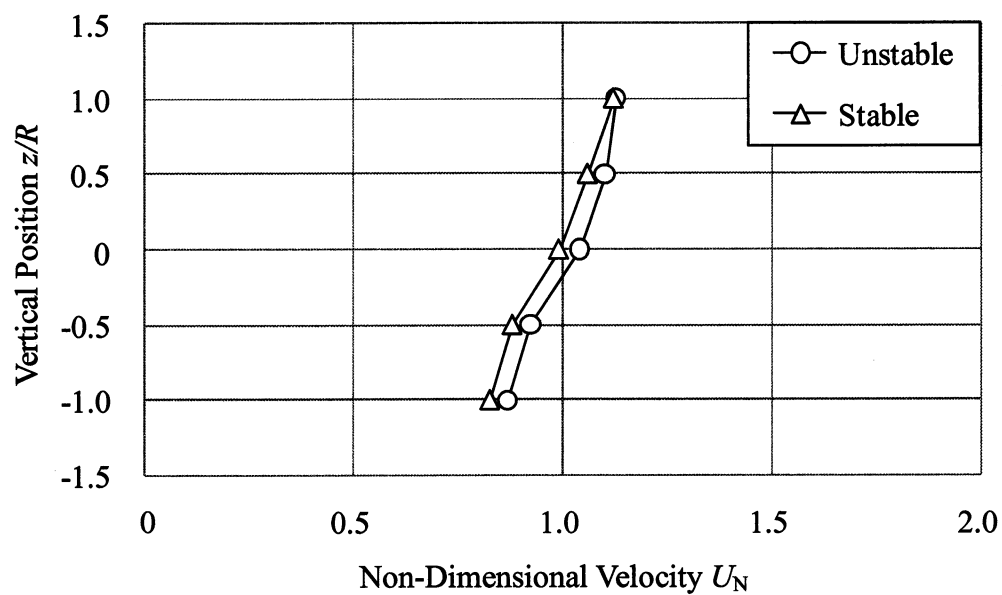


図 5.4 風車停止時のロータ軸方向無次元風速

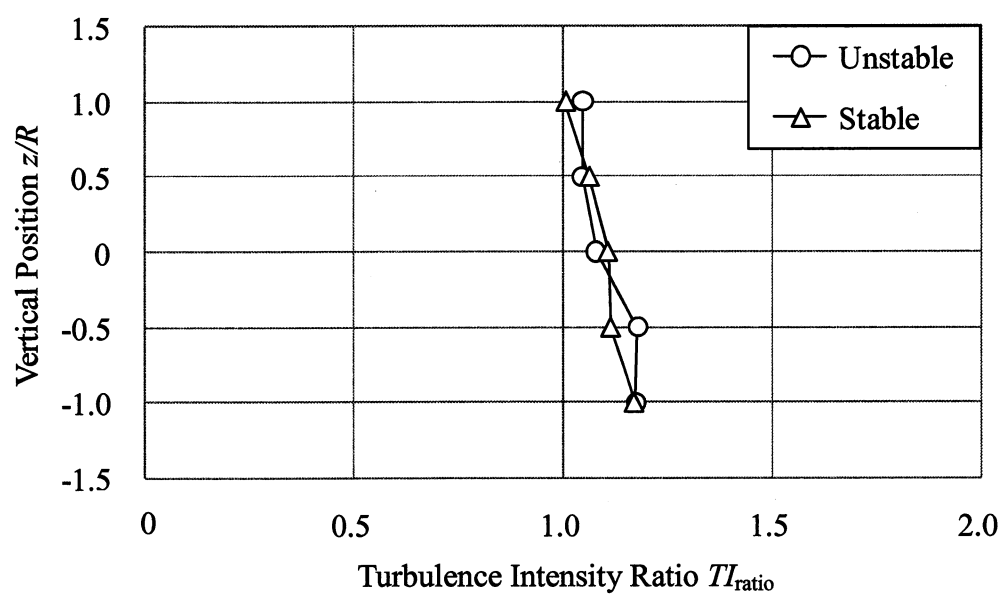


図 5.5 風車停止時の軸方向乱流強度比

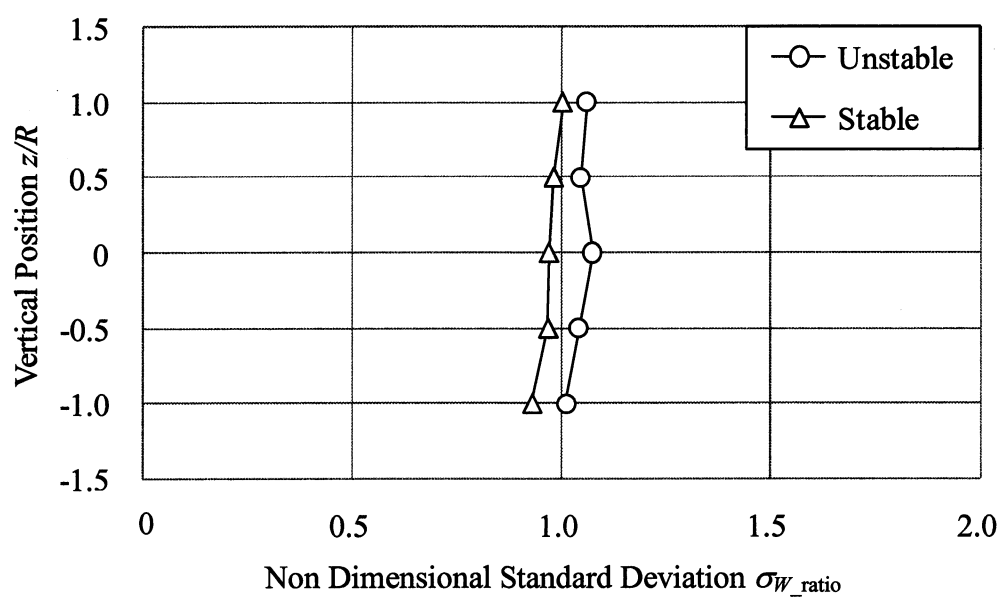


図 5.6 風車停止時の鉛直方向標準偏差比

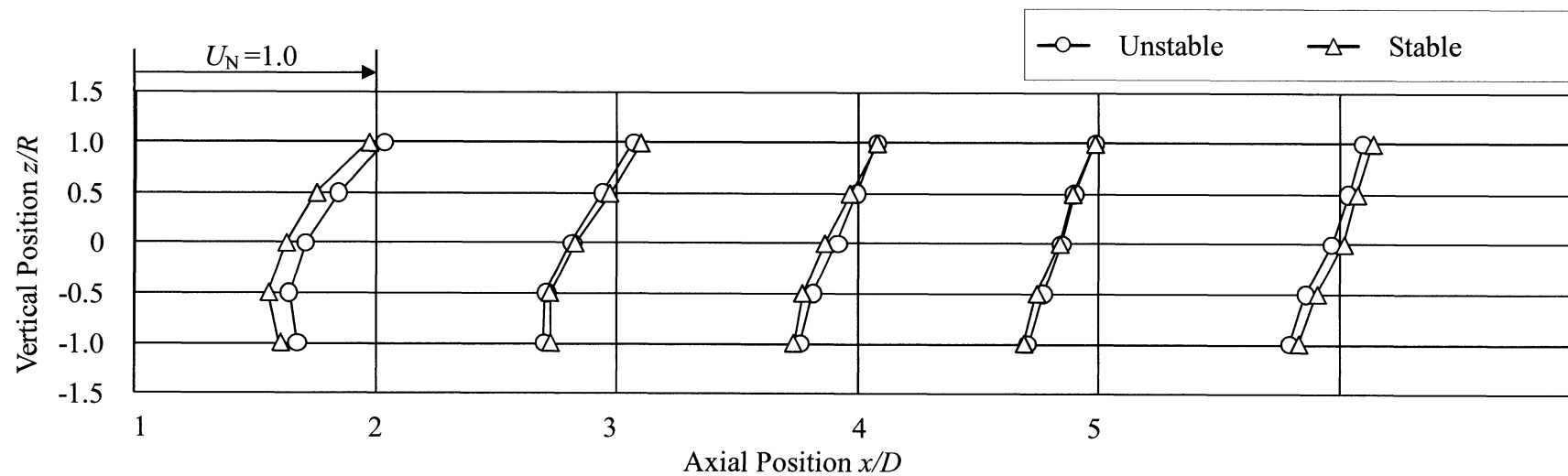


図 5.7 風車運転時のロータ軸方向無次元風速の鉛直分布

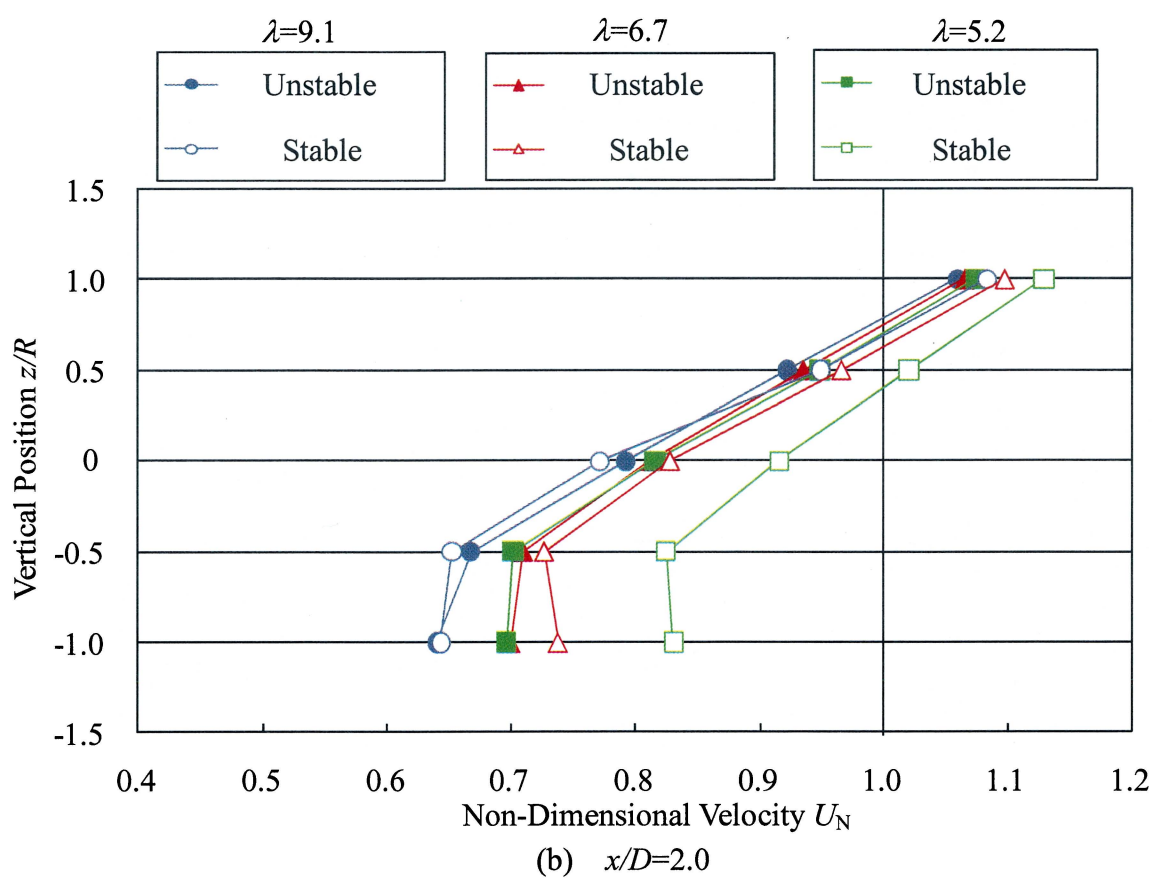
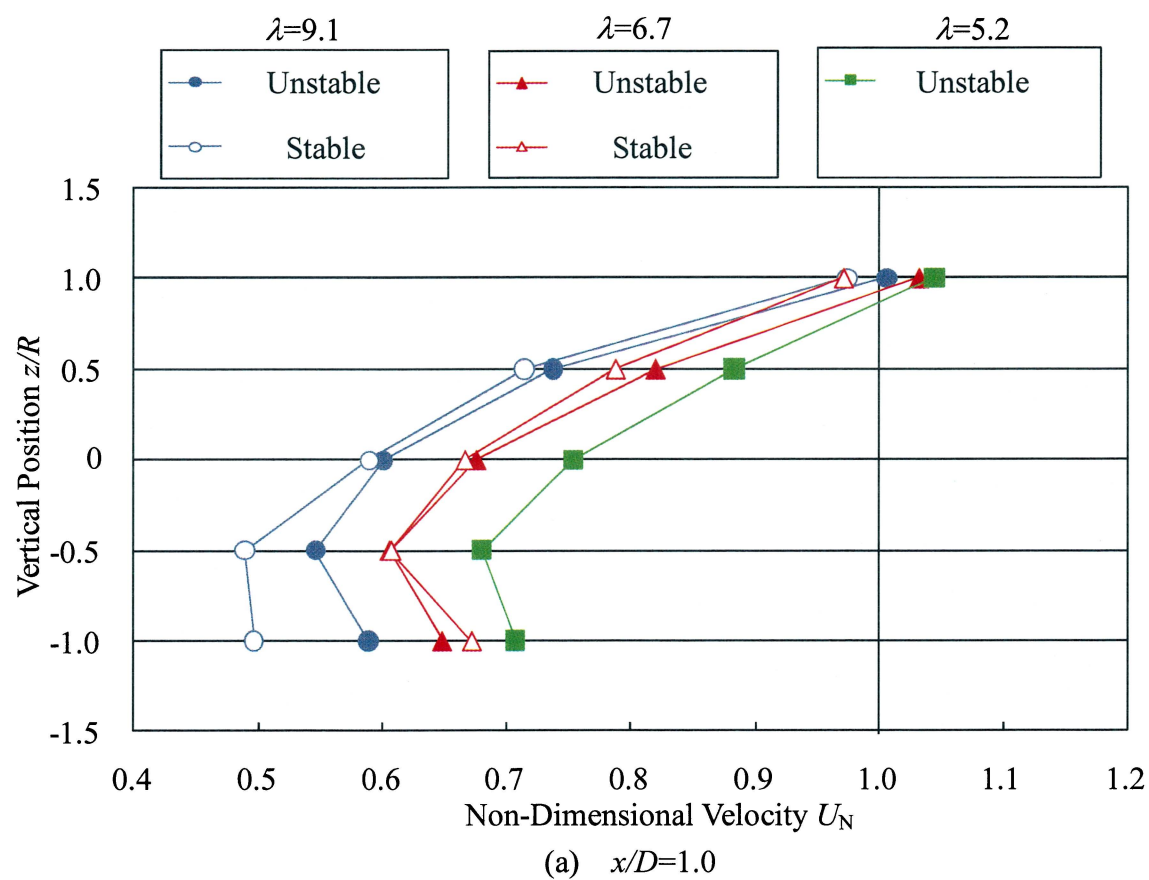


図 5.8 ロータ軸方向無次元風速の鉛直分布

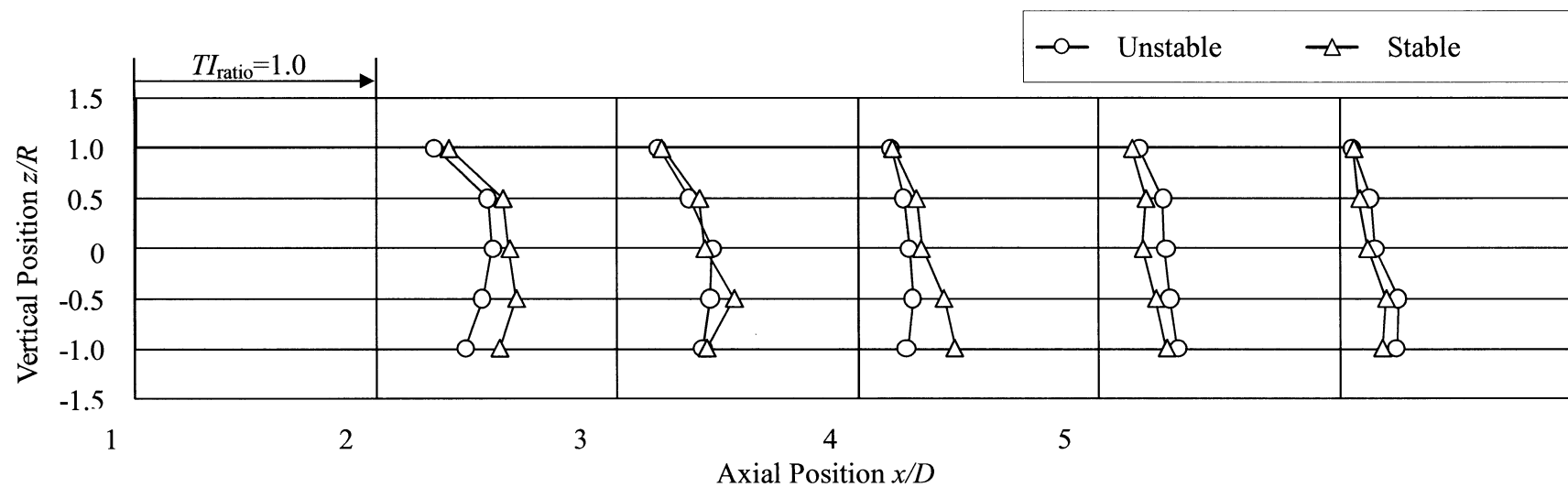


図 5.9 風車運転時の軸方向乱流強度比

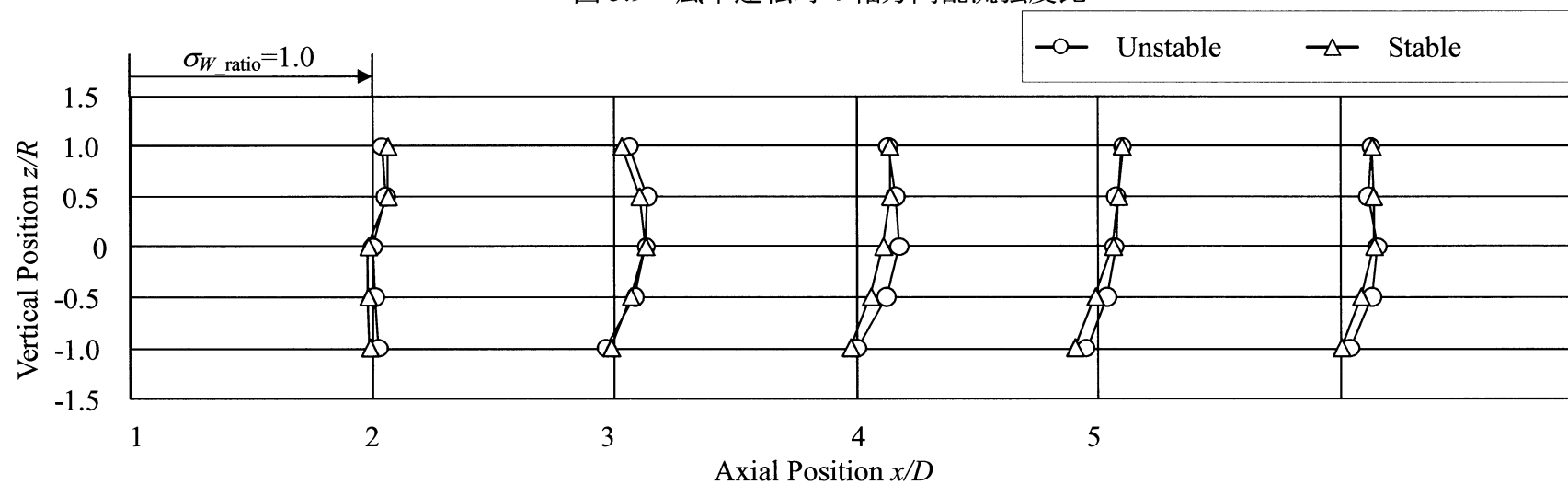


図 5.10 風車運転時の鉛直方向標準偏差比

第6章 結言

日本の様な複雑地形での適切な風車間距離を導くことを目的として、フィールドにて風力タービン後流の鉛直分布および水平分布を測定した。本研究で用いた供試風力タービンは定格出力 30kW，ロータ直径 10m の水平軸アップウインド型である。風車の運転条件はロータ回転数 70rpm，ピッチ角 2° とした。風速の測定は高周波数でサンプリング可能な超音波流速計を用い，気温の測定は精度の良い白金測温抵抗体を用いた。流入風の風速，風向および大気安定度を分類し，流入風向の 1 分間平均ヨー偏角が $0 \pm 5^\circ$ となるデータを用いて整理した。本研究の主な結果を以下に示す。

(1) 風力タービンロータ直径 D に対して $x/D=1.0, 2.0, 3.0, 4.0, 5.0$ の鉛直分布を測定し以下の結果を得た。

- 風力タービン後流内の風速は低下し，乱れが増加する。また，周速比の増加に伴い風力タービン後流内の風速は大きく低下し，乱れは大きく増加する。本研究では周速比 $\lambda=5.2, 6.7$ （最適周速比）， 9.1 について考察した結果， $\lambda=9.1$ （過回転）の場合，流入風に対する無次元風速は 0.61 となり，乱れ強度比は 1.6 となった。
- 後流内の鉛直分布は風力タービンのエネルギー抽出による減速と，大気境界層の速度勾配の影響を受ける。そのため， $z/R=-0.5$ で風速が最も低い。
- $x/D=5.0$ で後流内の無次元風速は自然風の風速と等しくなるが，乱流強度比は等しくならない。よって $x/D=5.0$ の後流は風力タービンの影響を含む。
- 風向標準偏差が大きい場合，後流外部の流れが観測点へ流入し見かけ上風速が速く回復する。

(2) $x/D=2.0$ において風力タービンロータ半径 R に対して $y/R=0, 0.5, 1.0, 1.5$ の後流内の水平分布について以下の結果を得た。

- フィールド条件下では，後流の水平方向の分布は風向変動のため勾配の小さな分布を示す。また，翼端付近の後流風速は後流外部の風との混合により，早く自然風に漸近する。

- ブレードスパン 75%を通過した風は比較的大きな乱れを持つ。これは後流外部の風が流入することによる風速変動の増加を示す。
- 風向の標準偏差の低下により後流内風速は翼端付近で増加する。これは風力タービンロータの遮蔽効果によって外側に流れた風によるもので、この現象は周速比の増加により顕著に表れる。

(3) 後流に与える大気安定度の影響について以下の結果を得た。

- 大気安定度による風力タービン後流内の風速変化は小さかった。しかし、降雨直後や海岸付近など、より不安定になりうるサイトでは大気安定度を考慮する必要があると考えられる。
- 大気が安定の場合、後流外側の風との混合が抑制され、風力タービンによって乱された近い後流のロータ軸方向の乱れは大きい。
- 風力タービンに近い位置では後流の鉛直方向の乱れは大気安定度による違いは見られない。大気が不安定なとき、下流に行くに従って低高度で乱れが大きくなる。これは地表面近くの急な温度勾配により特に混合が行われるためであると考えられる。

参考文献

- (1) 環境省発表資料, 2007 年度 (平成 19 年度) の温室効果ガス排出量 (確定値) について
- (2) NEDO 風力発電導入ガイドブック (2008 年 2 月改訂第 9 版), pp.102-103, 2008
- (3) S.T. Frandsen, : Turbulence and turbulence generated structural loading in wind turbine clusters, Risø -R-1188(EN), 2007.
- (4) 前田太佳夫, 金原裕介, 柿永勉: 水平軸風車後流の風洞実験とフィールド実験, 日本機械学会論文集 B 編, 71-701, pp.162-170, 2005.
- (5) 山口浩司, 佐藤隆光, 七原俊也, 平井滋登, 柴田昌明, 有永真司, 実測による大型風車後流の検討, 日本機械学会, 2008 年度 年次大会講演論文集, pp.291-292, 2004
- (6) 森脇 亮, 神田 学, 木本由花, 都市接地層における乱流プロファイルの大気安定度依存性, 土木学会水工学論文集, 第 47 巻, 2003
- (7) 高橋岳生, 加藤信介, 村上周三, 大津朋博, M.F.Yassin, 大気安定度の違いによる STEP 状地形周りの流れの変化, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.759-760, 2001
- (8) IEC-61400-12 Wind turbine generator systems-Part 12 : Wind turbine power performance testing, International Electro technical Commission, 1998
- (9) NEDO 風力発電導入ガイドブック (2008 年 2 月改訂第 9 版), pp.23-53, 2008
- (10) 竹内清秀, 風の気象学, 東京大学出版会, 1997, pp.9-25
- (11) 牛川希望, 磐田徹, 三浦健志, 二酸化炭素と水蒸気濃度変動に関するモニン・オブコフ相似則, 岡山大農センター報告, No26, 2004
- (12) ニツ寺暁郎 流水に働く風の応力の測定について, 2002

謝辞

本研究を進めるにあたり、お忙しい中適切な助言を頂いたり、方向を修正したりして下さった前田太佳夫教授に心より感謝申し上げます。また、鎌田泰成准教授には実験設備の設置や、装置の運搬および考察の助言など、時にやさしく、時に厳しく、多くのご助力を頂き感謝致しております。今年着任された村田淳介助教はとても身近に接して下さり、気軽に研究内容や私事の相談を受けていただきました。ありがとうございました。また、廣田真史教授には本研究の審査を受諾して頂き、大変感謝しています。工作に関するご指導を頂いた堀場映次技官にも感謝しております。そして、都築修子さんは常に明るく、とても素敵な秘書でした。コーヒーやお菓子のサービスはとてもありがたかったです。ありがとうございました。

フィールドチームの皆様には感謝してもしきれません。無理なお願いも快く引き受けてくださった倉知慎二君、持ち前の体力でハードワークをこなして下さった幸田晴伸君、お二人のご助力がなければ結果を残すことはできなかったと思っています。本当にありがとうございました。

同期の皆様にはご迷惑をおかけしました。私の自分勝手な振る舞いに付き合っていていただき真にありがとうございました。この3年間でできた繋がりは今後も守って行きたいです。

エネルギー環境工学研究室での経験は必ず社会に出て役立つことと確信しております。この3年間、御指導いただきました先生方、励ましあって共に成長した同期の皆様、献身的なサポートをしてくださった後輩の皆様、本当にありがとうございました。

平成 21 年 2 月 3 日