

令和5年度 修士論文

風車荷重低減を目的とする  
スピナ位置観測風向に基づく  
ヨー制御の研究

2024年 1月31日 提出

指導教員 前田 太佳夫 教授

鎌田 泰成 准教授

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

田中 勇人

## 目次

<b>第 1 章</b>	<b>緒言</b> . . . . .	<b>1</b>
1.1	研究背景	
1.2	研究目的	
<b>第 2 章</b>	<b>主な記号および座標系</b> . . . . .	<b>4</b>
2.1	主な記号	
2.2	座標系	
2.2.1	数値解析座標系	
2.2.2	実証実験座標系	
2.2.3	供試風車翼座標系	
<b>第 3 章</b>	<b>風車流入風向推定</b> . . . . .	<b>11</b>
3.1	スピナ位置での風車流入風向推定手法	
3.2	風車荷重低減を目的とする風車ヨー角決定方法	
3.2.1	流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による風車ヨー角決定方法	
3.2.2	意図的なヨーミスアライメント設定による風車ヨー角決定方法	
<b>第 4 章</b>	<b>数値解析</b> . . . . .	<b>25</b>
4.1	空力弾性解析コード OpenFAST	
4.2	乱流流入風数値解析ツール Turbsim	
4.3	解析対象風車	
4.4	解析条件および解析手法	
<b>第 5 章</b>	<b>数値解析結果および考察</b> . . . . .	<b>37</b>
5.1	流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御	
5.1.1	翼根荷重変動	
5.1.1.1	エッジ方向の荷重変動	
5.1.1.2	フラップ方向の荷重変動	
5.1.2	ヨー機構の荷重変動	
5.2	意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御	
5.2.1	翼根荷重変動	
5.2.1.1	エッジ方向の荷重変動	
5.2.1.2	フラップ方向の荷重変動	
5.2.2	ヨー機構の荷重変動	



5.2.3 タワー根元部曲げ方向の荷重変動

第6章 実証実験・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・・62

6.1 テストサイトおよび実験装置概要

6.1.1 供試風車

6.1.2 風速測定装置

6.1.2.1 流入風測定マスト

6.1.2.2 ナセル搭載風向風速測定装置

6.1.3 測定システム

6.1.4 スピナおよび圧力孔位置

6.1.5 圧力測定装置

6.1.5.1 圧力センサ

6.1.5.2 圧力データ収録装置

6.2 データ整理方法

6.3 風車運転制御

6.3.1 ナセル搭載風向計に基づくヨー制御

6.3.2 スピナ搭載型圧力センサを用いたスピナ位置風向に基づくヨー制御

6.4 風車性能および風車荷重変動測定

6.4.1 風車の推力，出力およびヨー機構に作用するヨーモーメントの測定

6.4.2 風車推力および出力の無次元化

6.4.3 風車翼根に作用する荷重の測定

6.4.3.1 翼根における曲げモーメント測定用ひずみゲージの較正

6.4.3.2 翼根ひずみゲージの較正

第7章 実証実験結果および考察・・・・・・・・・・・・・・・・・・94

7.1 スピナ位置観測風向に基づくヨー制御

7.1.1 実験条件

7.1.2 ヨーミスアライメント

7.1.3 風車推力

7.1.4 風車出力

7.1.5 翼根荷重変動

7.1.5.1 エッジ方向の荷重変動

7.1.5.2 フラップ方向の荷重変動

7.1.6 ヨー機構の荷重変動

7.2 風車荷重低減を目的とする風車ヨー角決定方法に基づくヨー制御

7.2.1 実験条件

7.2.2 ヨーミスアライメント

## 目次

7.2.3	風車推力	
7.2.4	風車出力	
7.2.5	翼根荷重変動	
7.2.5.1	エッジ方向の荷重変動	
7.2.5.2	フラップ方向の荷重変動	
7.2.6	ヨー機構の荷重変動	
第 8 章	結言	122
付録 A	実証実験	124
参考文献		130
謝辞		132

## 第1章 緒言

### 1.1 研究背景

風力発電の導入拡大のためには、風力発電の抱える問題を解消する必要がある。近年風車のサイズはエネルギー賦存量の高い高層で使用するため、陸上洋上ともに拡大する傾向にある。しかし、風車の大型化は、ロータ直径の2乗に比例した発電量の増加をもたらす一方で、体積すなわち質量は直径の3乗に比例するため、結果として発電コストの増加を引き起こす。図1.1にロータ径に対する発電コストの関係の例を示す<sup>(1)</sup>。図1.1は横軸にロータ径、縦軸に図1.1中記載の発電コスト係数を表している。ここで、発電コスト低減のための風車の軽量化は、剛性不足に繋がり安全性に支障をきたす恐れがある。そのため風力発電における発電コスト低下のために、荷重を低減しつつ大きな発電出力を得ることが必要ととされている。

水平軸風車は出力の向上および荷重変動の低減のため、ロータ軸を風向に合わせて風車をヨーイングさせる必要がある。風向の正確な把握はヨー制御の精度向上に必要である。一般に、風向の把握は、風車ナセル上部に設置されている風向計によって行われる。アップウィンド型風車の場合、風向計はロータ面下流のナセルに設置されるため、風向計測値はロータの回転に起因する流れの乱れの影響を大きく受ける。ロータの回転による風向誤差は、運転中の600kW風車を用いた観測で約15degとの報告がある<sup>(2)</sup>。そこで、ロータ面より上流の位置における風向計測はロータ回転の影響を受けず、より正確なヨー制御を可能にすると考えられる。

### 1.2 研究目的

本研究はスピナ搭載型圧力センサを用いた流入風観測技術に着目した。スピナとは風車のロータ面中心に位置する回転部品である。図1.2にスピナ搭載型流入風計測システムの概略図を示す。この技術はスピナ表面に搭載した圧力センサによってスピナ表面圧力を測定し、風車流入風を推定するものである。既存の流入風観測技術としてはスピナに超音波風速計やLiDARを取り付けるものが挙げられる<sup>(3)(4)</sup>。小型の圧力センサをスピナに取り付けた測定はこれらに比べより安価なことや、ロータ面における流入風の直接観測により地形やロータ面の影響を受けることなく測定できることが利点として挙げられる。このスピナ搭載型圧力センサは風洞実験、CFD解析および実証試験が行われており<sup>(5)(6)(7)(8)</sup>、スピナ位置での新しい流入風観測技術として期待されている。

本研究では、数値解析および実証試験にてスピナ位置での流入風計測を用い、ロータ受風面内の平均的な風向を捉えた風車流入風推定手法に基づくヨー制御、およびこれに基づく風車荷重変動の低減を目的とするヨー制御を行った。

数値解析にて、定格出力運転領域にてスピナ位置観測風向に基づく風車荷重変動の低減

## 第1章 緒言

を目的とするヨー制御により風車荷重変動の低減効果を検証した。

実証試験は三重大学附帯施設農場に設置されているロータ直径 10.0m, ハブ高さ 13.4m, 発電機容量 30kW のアップウィンド形水平軸風車を用い, 流入風観測装置として風車上流 10.0m に設置された風況観測マスト上の超音波風速計を用いる。また, ロータ受風面内の風況計測は風況観測マスト上 5 つの超音波風速計を用いる。スピナ位置での流入風観測はスピナ搭載型圧力センサを用いた流入風観測技術を用いる。実証試験でのスピナ位置観測風向に基づくヨー制御により, 風車推力および風車出力の増大効果を検証した。また, 風車荷重変動の低減を目的とするヨー制御により, 風車荷重変動の低減効果を検証した。

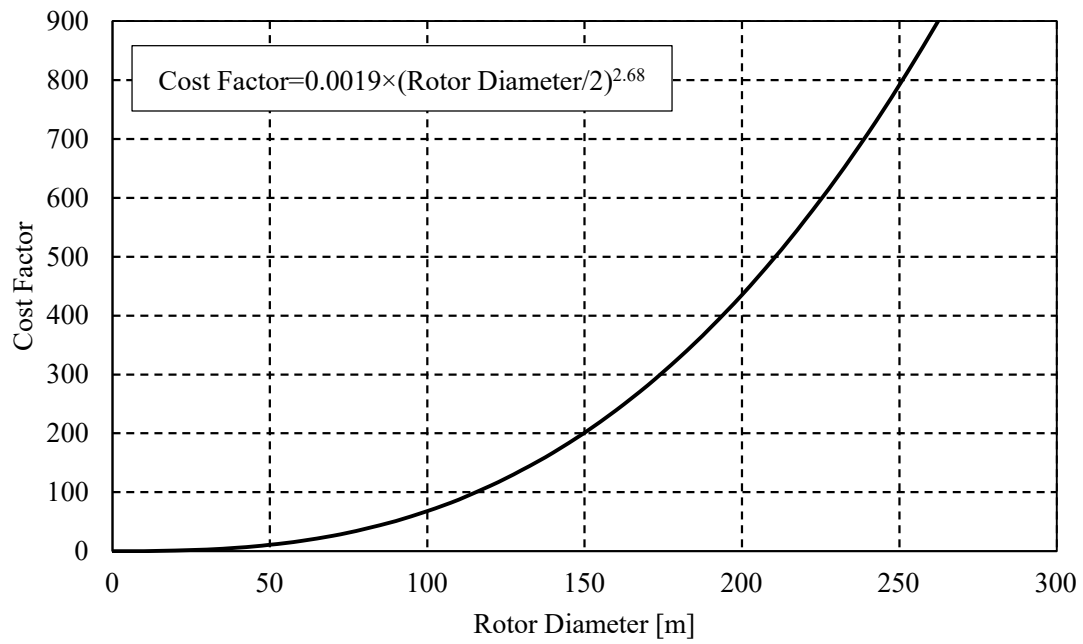


図 1.1 ロータ径に対する発電コストの例[1]

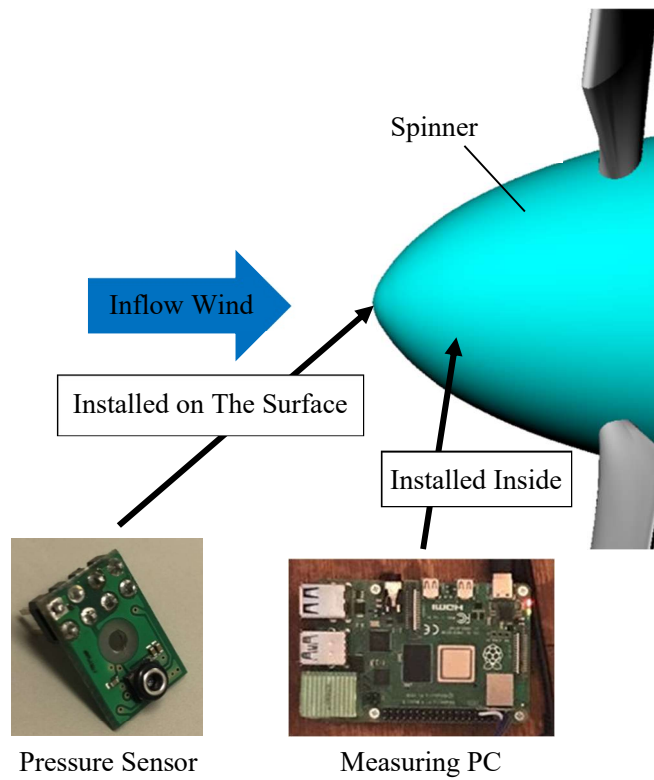


図 1.2 スピナ搭載型流入風計測システム

## 第2章 主な記号および座標系

### 2.1 主な記号

$C_P$	: 出力係数	
$\bar{C}_P$	: 周速比 BIN で平均化された $C_P$	
$C_{P-\max}$	: 最大出力係数	
$C_{Pn}$	: ナセル搭載風向計に基づくヨー制御による出力係数	
$C_{Ps}$	: スピナ位置観測風向に基づくヨー制御による出力係数	
$C_{P\langle n \rangle}$	: 流入風軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出流入風向に基づく ヨー制御時の出力係数	
$\bar{C}_{P\langle n \rangle}$	: 周速比 BIN で平均化された $C_{P\langle n \rangle}$	
$C_T$	: 推力係数	
$\bar{C}_T$	: 周速比 BIN で平均化された $C_T$	
$C_{T-\max}$	: 最大出力時の推力係数	
$C_{Tn}$	: ナセル搭載風向計に基づくヨー制御による推力係数	
$C_{Ts}$	: スピナ位置観測風向に基づくヨー制御による推力係数	
$C_{T\langle n \rangle}$	: 流入風軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出流入風向に基づく ヨー制御時の推力係数	
$\bar{C}_{T\langle n \rangle}$	: 周速比 BIN で平均化された $C_{T\langle n \rangle}$	
$RC_{v\langle n \rangle}$	: ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ による各評価値 $v$ の変化率	
$RC_{voffset\langle n \rangle}$	: ヨー制御 $\langle n \rangle$ に対するヨー制御 <i>offset</i> $\langle n \rangle$ による各評価値 $v$ の変化率	
$D$	: ロータ直径	[m]
$H$	: ハブ高さ	[m]
$i$	: 流入風設定点	
$M$	: モーメント	[Nm]
$M_x$	: 翼根部におけるエッジ方向曲げモーメント	[Nm]
$M_{x'_b}$	: ひずみゲージ較正時に加えたエッジ方向曲げモーメント	[Nm]
$M_y$	: 翼根部におけるフラップ方向曲げモーメント	[Nm]
$M_{y'_b}$	: ひずみゲージ較正時に加えたフラップ方向曲げモーメント	[Nm]
$M_z$	: ヨー機構に作用するヨーモーメント	[Nm]
$M_{tower}$	: タワー根元部における曲げモーメント	[Nm]
$n$	: 流入風ロータ軸方向成分の重み付けの指数	
$\langle n \rangle$	: 流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗の重み付け処理による算出流入風向 に基づくヨー制御	
<i>offset</i> $\langle n \rangle$	: 意図的なヨーミスアライメント設定による流入風推定に基づくヨー制御	

## 第2章 主な記号および座標系

$n_{avr}$	: 移動平均区間	
$n_i$	: 流入風設定点数	
$n_{int}$	: 区間平均時間における速度成分のデータ数	
$Q$	: ロータトルク	[Nm]
$R$	: ロータ半径	[m]
$s_{\varepsilon_{g1}}$	: ゲージ1 ひずみ AD 変換値の変動値	
$s_{\varepsilon_{g2}}$	: ゲージ2 ひずみ AD 変換値の変動値	
$t$	: 時間	[min]
$t_{control}$	: ヨー制御間隔	[sec]
$t_{est}$	: スピナ位置観測風向算出時間	[sec]
$t_{int}$	: 区間平均時間	[sec]
$t_X$	: 考察対象時間	[sec]
$T$	: スラスト	[N]
$U$	: 風車流入風	[m/s]
$u_i$	: ロータ受風面内の流入風設定点における時系列の風速 $x$ 成分	[m/s]
$\bar{u}_i$	: 時間平均された風速 $x$ 成分 $u_i$	[m/s]
$u_{rotor}$	: ロータ受風面内の平均風速 $x$ 成分	[m/s]
$\bar{u}_{spinner}$	: スピナ位置の流入風設定点における時間平均された風速 $x$ 成分	[m/s]
$v_i$	: ロータ受風面内の流入風設定点における時系列の風速 $y$ 成分	[m/s]
$\bar{v}_i$	: 時間平均された風速 $y$ 成分 $v_i$	[m/s]
$v_{rotor}$	: ロータ受風面内の平均風速 $y$ 成分	[m/s]
$\bar{v}_{spinner}$	: スピナ位置の流入風設定点における時間平均された風速 $y$ 成分	[m/s]
$w$	: 重み	
$\beta$	: ピッチ角	[deg]
$\theta$	: ナセル方位角	[deg]
$\theta_{rotor}$	: ロータ受面内の平均風向	[deg]
$\theta_{spinner}$	: スピナ位置観測風向	[deg]
$\theta_{spinner(n)}^{weighted}$	: 流入風軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角	[deg]
$\theta_{spinner(n)}^{offset}$	: 意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角	[deg]
$\lambda$	: 周速比	
$\rho$	: 空気密度	[kg/m <sup>3</sup> ]
$\sigma_{rotor}$	: ロータ受風面内の空間的な風向標準偏差	[deg]
$\sigma_M$	: 荷重変動	[Nm]
$\sigma_{M_x}$	: エッジ方向の荷重変動	[Nm]
$\bar{\sigma}_{M_x}$	: 周速比 BIN で平均化された $\sigma_{M_x}$	[Nm]
$\sigma_{M_{xn}}$	: ナセル搭載風向計に基づくヨー制御によるエッジ方向の荷重変動	[Nm]
$\sigma_{M_{xs}}$	: スピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるエッジ方向の荷重変動	[Nm]
$\sigma_{M_x\langle n \rangle}$	: 流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出流入風向に	

## 第2章 主な記号および座標系

	基づくヨー制時のエッジ方向の荷重変動	[Nm]
$\bar{\sigma}_{M_x\langle n \rangle}$	: 周速比 BIN で平均化された $\sigma_{M_x\langle n \rangle}$	[Nm]
$\sigma_{M_y}$	: フラップ方向の荷重変動	[Nm]
$\bar{\sigma}_{M_y}$	: 周速比 BIN で平均化された $\sigma_{M_y}$	[Nm]
$\sigma_{M_{yn}}$	: ナセル搭載風向計に基づくヨー制御によるフラップ方向の荷重変動	[Nm]
$\sigma_{M_{ys}}$	: スピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるフラップ方向の荷重変動	[Nm]
$\sigma_{M_y\langle n \rangle}$	: 流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出流入風向に 基づくヨー制御時のフラップ方向の荷重変動	[Nm]
$\bar{\sigma}_{M_y\langle n \rangle}$	: 周速比 BIN で平均化された $\sigma_{M_y\langle n \rangle}$	[Nm]
$\sigma_{M_z}$	: ヨー機構の荷重変動	[Nm]
$\bar{\sigma}_{M_z}$	: 周速比 BIN で平均化された $\sigma_{M_z}$	[Nm]
$\sigma_{M_{zn}}$	: ナセル搭載風向計に基づくヨー制御によるヨー機構の荷重変動	[Nm]
$\sigma_{M_{zs}}$	: スピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるヨー機構の荷重変動	[Nm]
$\sigma_{M_z\langle n \rangle}$	: 流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出流入風向に 基づくヨー制御時のヨー機構の荷重変動	[Nm]
$\bar{\sigma}_{M_z\langle n \rangle}$	: 周速比 BIN で平均化された $\sigma_{M_z\langle n \rangle}$	[Nm]
$\sigma_{M_{tower}}$	: タワー根元部曲げ方向の荷重変動	[Nm]
$\varphi$	: ヨーミスアライメント	[deg]
$\bar{\varphi}$	: それぞれの流入風推定手法による平均化されたヨーミスアライメント	[deg]
$\bar{\varphi}_n$	: ナセル搭載風向計による平均化されたヨーミスアライメント	[deg]
$\bar{\varphi}_s$	: スピナ位置観測風向による平均化されたヨーミスアライメント	[deg]
$\bar{\varphi}\langle n \rangle$	: 流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出流入風向時の 平均化されたヨーミスアライメント	[deg]
$\varphi_{offset}$	: 最適なヨーミスアライメント	[deg]
$\psi$	: アジマス角	[deg]

## 2.2 座標系

## 2.2.1 数値解析座標系

図 2.1 に数値解析における座標系を示し、上面図にはヨー角  $\theta$  とヨーミスアライメント  $\varphi$  の定義を示す。  $x$  軸,  $y$  軸,  $z$  軸は地中のサポートプラットフォームを原点とし、ヨーイングにより回転しない。流入風は  $x$  軸負方向から  $x$  軸正方向に向かって吹く。ヨー角  $\theta$  は流入風に対し上面から見た時計回りを正とするロータ回転軸の角度とする。ヨーミスアライメント  $\varphi$  はロータ回転軸から見た風向とし、上面からみて反時計回りを正とする。数値解析においては流入風向を変更できないため、 $x$  軸負方向から  $x$  軸正方向に向かって吹く流入風に



対し、ヨー角  $\theta$  を変更することでヨーミスアライメントを再現する。

### 2.2.2 実証実験座標系

図 2.2 に実証実験における座標系を示し、供試風車側面図(a)には流入風と供試風車の概略図を示す。上面図(b)にはヨー角  $\theta$  とヨーミスアライメント  $\varphi$  の定義を示す。 $x'$  軸,  $y'$  軸はナセル回転軸を原点とし、ヨーイングにより回転する。ヨー角  $\theta$  は北を 0deg としたとき、上面から見た時計回りを正とするロータ回転軸の角度とする。ヨーミスアライメント  $\varphi$  はロータ回転軸から見た風向とし、上面からみて時計回りを正とする。座標系はロータ回転中心を原点とする。ここで、スピナ搭載型圧力センサの配置位置の  $x'$  座標と  $y'$  座標はロータ直径  $D$  で無次元化した  $x'/D$ ,  $y'/D$  を用いて表す。

### 2.2.3 供試風車翼座標系

図 2.2 に供試風車翼の座標系より翼根荷重方向の定義を示す。 $x'_b$  軸,  $y'_b$  軸,  $z'_b$  軸はロータ中心から翼スパン方向に 400mm におけるひずみゲージ貼り付け位置を原点とし、正面図(a)より座標系は翼に固定される。ここで、 $r/R=0.96$  ( $R$  はロータ直径,  $r$  は半径方向位置) における翼断面図(b)において、灰矢印に風車回転方向, 青矢印に流入風を示す。 $x'_b$  軸は翼断面において風車回転方向にしたがい後縁から向かう方向(エッジ方向)とする。 $y'_b$  軸はエッジ方向に直行し風上から風下に向かう方向(フラップ方向)とする。また  $z'_b$  軸は、ハブ中心からブレード軸に沿った半径外側方向とする。

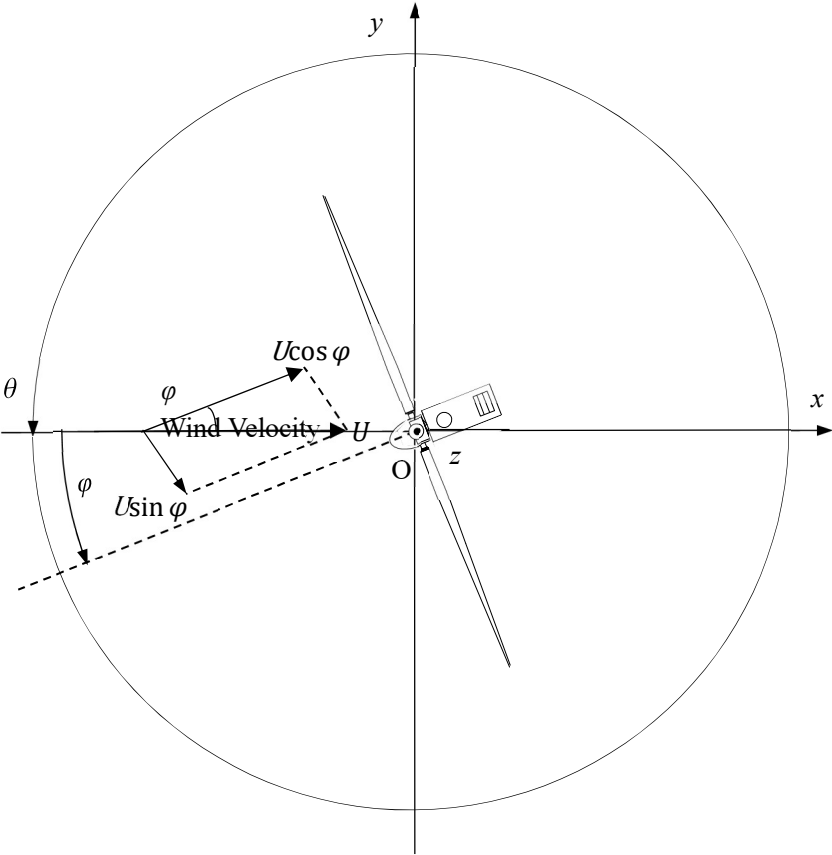
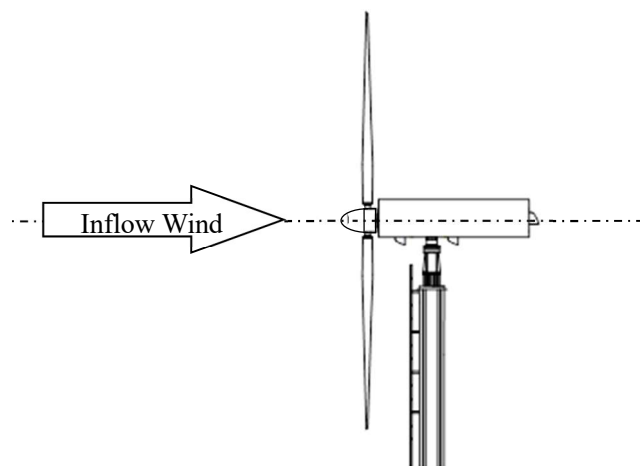
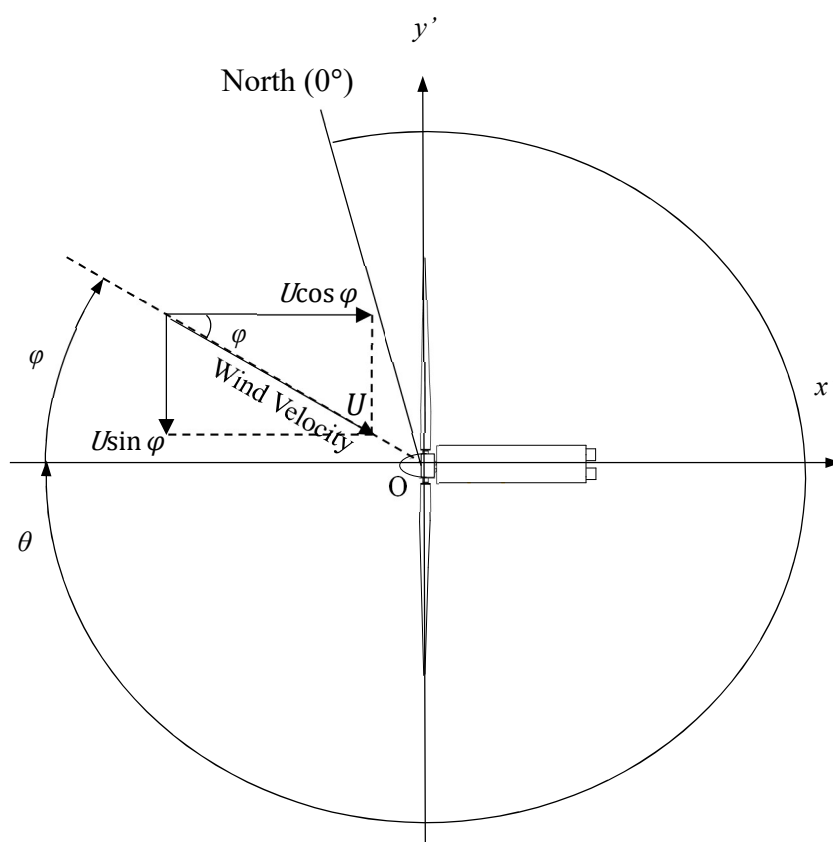


図 2.1 数値解析座標系

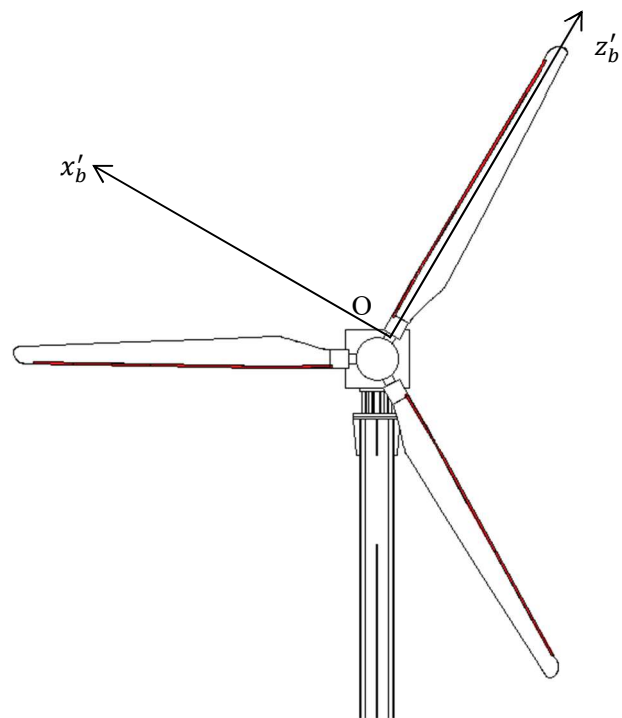


(a) 供試風車側面図

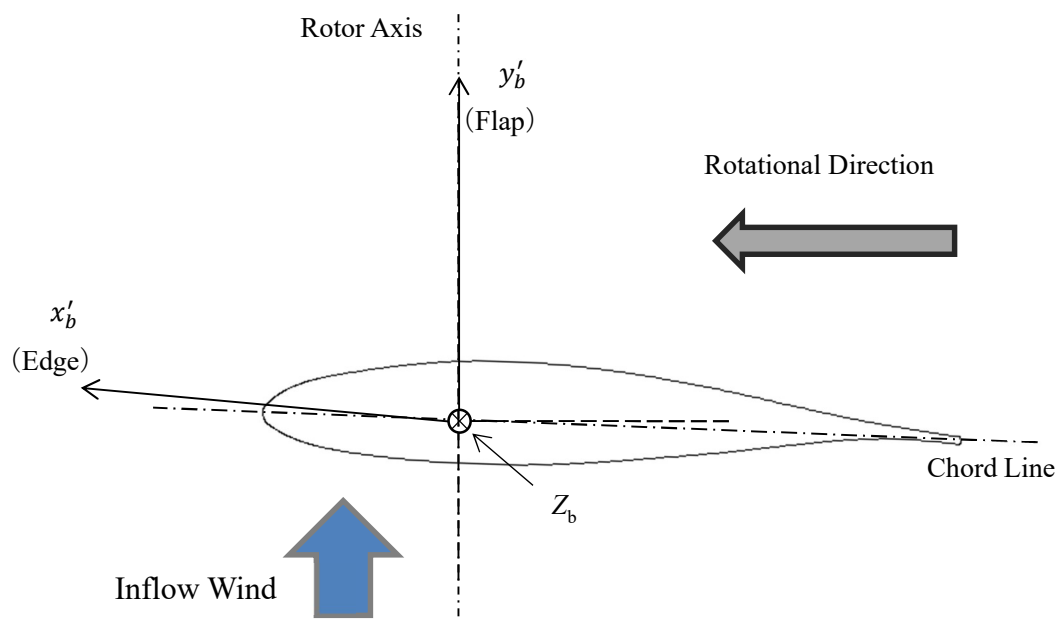


(b) 上面図

図 2.2 フィールド座標系



(a) 正面図



(b) 翼断面図

図 2.3 供試風車翼座標系

## 第3章 風車流入風向推定

風車の運転制御は、風車出力の向上および構造負荷の抑制を目的に行われる。運転制御は、回転数制御、ピッチ制御、ヨー制御に分けられる。図 3.1 に一般的な風車のパワーカーブを示す。図は横軸に風速、縦軸に風車出力を表している。また、図中に風速帯ごとのピッチ制御の概要図を示す。定格風速未満の場合、回転数制御は、風速に応じた最適回転数を維持する。また、定格風速以上の場合、ピッチ制御は定格風速以上で定格出力の維持を目的として、運転周速比から最適迎角になるようにピッチ角を制御する。

ヨー制御は風車運転中に出力の最大化を目的として、ロータ軸を風向に一致させるようにヨー角を制御する。本研究ではこのヨー制御に注目した。定格出力運転領域において風車構造の負荷荷重の抑制を図るヨー制御を行うことで、風車運転時の効果的な風車荷重変動の低減を目指す。

### 3.1 スピナ位置での風車流入風向推定手法

風のエネルギーは風速の 3 乗に比例し、風車出力は風のエネルギーおよび受風面積に比例する。ロータ径の増加にともないハブ高さも増加し、ロータ面はより高い地上高で高風速を受ける。ヨー制御は、ロータ軸を風向に一致させるよう計測風向に合わせてナセルをヨーイングさせる。この計測風向は一般的にナセル上部に設置されるベーン風向計の出力の時間平均値を用いる。ベーン風向計の設置位置はロータ下流側であり、ベーン風向計による風向計測はロータ回転の影響を受けると推測される。そこで、本研究はロータ上流側のスピナでの流入風観測に着目した。スピナ搭載型圧力センサを用いた風車流入風観測技術は風洞実験、CFD 解析および実証実験が行われており<sup>(5) (6) (7) (8)</sup>、新しい風車流入風観測技術として期待されている。本研究はスピナ位置での流入風観測を用い、ロータ受風面内の平均的な風向を捉えた風車流入風向推定手法を考案する。

図 3.2 にスピナ位置観測風向による風車流入風向推定手法の概要図を示す。図 3.2 中にて青線にロータ面、橙点に流入風設定点を表している。また、ロータ軸方向に連続するロータ面と流入設定点はロータ面で観測した観測風向の時系列的な蓄積を表している。図 3.3 に本節の風車流入風向推定手法のフローチャートを示す。本節は数値解析および実証実験を行う。

以下に、本節の風車流入風向推定手法を説明する。

#### 1. ロータ受風面内の流入風設定点の指定

ロータ受風面内の流入風設定点における時系列の風速成分を $(u_i, v_i)$ と示す。ここで、 $i$ は流入風設定点数を示し、 $u_i$ は $x$ （ロータ軸方向）成分、 $v_i$ は $y$ 成分である。

数値解析では、図 3.2 にて橙点で示すように、ロータ受風面内の流入風設定点数

$n_i = 29$  (21m 間隔の格子状に配置される) における時系列の風速成分を出力する.

実証実験では, 風況観測マスト (供試風車前方 10m に設置) 上に複数配置された超音波風速計で観測されるロータ受風面内の流入風設定点数  $n_i = 5$  の時系列の風速成分を観測する. ここで, 超音波風速計の配置は実証実験座標系 ( $\varphi = 0$  に固定時の座標系) において  $(x', y', z') = (-10.0, -5.0, 13.4)$ ,  $(-10.0, -2.5, 13.4)$ ,  $(-10.0, 0.0, 13.4)$ ,  $(-10.0, 2.5, 13.4)$ ,  $(-10.0, 5.0, 13.4)$  の 5 点である.

ロータ受風面内の平均風向の算出手法

ロータ受風面内の流入風設定点  $i$  における時系列の風速成分  $(u_i, v_i)$  に対し, 後述する時間  $t_{int}$  による時間平均値  $(\bar{u}_i, \bar{v}_i)$  を算出する. これを(3.1)に示す.

$$(\bar{u}_i, \bar{v}_i) = \left( \frac{\sum_{n_{int}} u_i}{n_{int}}, \frac{\sum_{n_{int}} v_i}{n_{int}} \right) \quad (3.1)$$

ここで,  $u_i$  は時系列の  $x$  (ロータ軸方向),  $v_i$  は時系列の  $y$  成分である. また,  $n_{int}$  は時間  $t_{int}$  間における風速成分のデータ数である.

時間  $t_{int}$  による時間平均されたロータ受風面内の流入風設定点における風速成分  $(\bar{u}_i, \bar{v}_i)$  に対し, 流入風設定点数  $n_i$  の空間平均によりロータ受風面内の平均風速成分を算出する. これを(3.2)に示す.

$$(u_{rotor}, v_{rotor}) = \left( \frac{\sum_i \bar{u}_i}{n_i}, \frac{\sum_i \bar{v}_i}{n_i} \right) \quad (3.2)$$

ここで,  $u_{rotor}$  はロータ受風面内の平均  $x$  (ロータ軸方向) 成分,  $v_{rotor}$  は平均  $y$  成分である.

空間平均されたロータ受風面内の平均風速成分のベクトル平均によりロータ受風面内の平均風向  $\theta_{rotor}$  を算出する. これを式(3.3)に示す.

$$\theta_{rotor} = \tan^{-1} \frac{v_{rotor}}{u_{rotor}} \quad (3.3)$$

## 2. ロータ受風面内の平均風向の決定

ロータ受風面内の平均風向  $\theta_{rotor}$  (3.3) 算出時, (3.1) における時間  $t_{int}$  を決定する.

流入風設定点  $i$  ごとに時間  $t_{int}$  による時間平均された平均風向  $\bar{\theta}_i$  を算出する. これを式(3.4)に示す.

$$\bar{\theta}_i = \tan^{-1} \frac{\bar{v}_i}{\bar{u}_i} \quad (3.4)$$

流入風設定点ごと算出された平均風向  $\bar{\theta}_i$  に対し, 流入風設定点数  $n_i$  における標準偏差  $\sigma_{rotor}$  を算出する. これを式(3.5)に示す.

$$\sigma_{rotor} = \sqrt{\frac{1}{n_i} \sum_i \left( \bar{\theta}_i - \frac{\sum_i \bar{\theta}_i}{n_i} \right)^2} \quad (3.5)$$

数値解析では, 全風速帯で  $\sigma_{rotor} = 1[\text{deg}]$  程度となる時間  $t_{int}$  を指定し, ロータ受

風面内の平均風向 $\theta_{rotor}$ を算出する.

実証実験では, 自然風に対し $\sigma_{rotor} = 10 \sim 15[\text{deg}]$ 程度の時間 $t_{int}$ を指定し, ロータ受風面内の平均風向 $\theta_{rotor}$ を算出する. 時間 $t_{int}$ を指定する際, 実証実験時の標準偏差 $\sigma_{rotor}$ が数値解析時の標準偏差 $\sigma_{rotor}$ より大きくなる理由は, 実証実験時, ハブ高さ 10m でのロータ受風面内の風向観測が, 数値解析時のハブ高さ 90m でのロータ受風面内の流入風向に比べ, ウィンドシアの影響より乱れた流入風向であるためだと考えられる.

### 3. スピナ位置観測風向の算出手法

式(3.1)におけるスピナ位置 1 点での時間 $t_{int}$ による時間平均された風速成分 $(\bar{u}_{spinner}, \bar{v}_{spinner})$ に着目する.  $(\bar{u}_{spinner}, \bar{v}_{spinner})$ に対し, 後述する区間 $n_{avr}$ の移動平均処理(SMA)を行い, スピナ位置での平均風速成分を算出する. これを(3.6)に示す.

$$(u_{spinner SMA}, v_{spinner SMA}) = \left( \frac{\sum_{n_{avr}} \bar{u}_{spinner}}{n_{avr}}, \frac{\sum_{n_{avr}} \bar{v}_{spinner}}{n_{avr}} \right) \quad (3.6)$$

ここで,  $u_{spinner SMA}$ はスピナ位置での移動平均 $x$  (ロータ軸方向) 成分,  $v_{spinner SMA}$ は移動平均 $y$ 成分である.

スピナ位置での平均風速成分のベクトル平均によりスピナ位置観測風向 $\theta_{spinner}$ を算出する. これを式(3.7)に示す.

$$\theta_{spinner} = \tan^{-1} \frac{u_{spinner SMA}}{v_{spinner SMA}} \quad (3.7)$$

### 4. スピナ位置観測風向の決定

スピナ位置観測風向 $\theta_{spinner}$ (3.7)算出時, 式(3.6)における区間 $n_{avr}$ を決定する. 区間 $n_{avr}$ の決定手法は図 3.4 を用いて説明する. 図 3.4 は数値解析にて風速 15m/s の流入風向を示す. 横軸に時間  $t$ , 縦軸に流入風向を表している. また, 黒点にロータ受風面内の平均風向 $\theta_{rotor}$ , 赤点にスピナ位置観測風向 $\theta_{spinner}$ を示す. 図より,  $\theta_{spinner}$ は, ロータ受風面内の平均風向 $\theta_{rotor}$ の最大値と最小値の差の範囲内に収まるような $n_{avr}$ 区間を指定する. このとき, スピナ位置観測風向 $\theta_{spinner}$ はロータ受風面内の平均風向 $\theta_{rotor}$ と同程度の風向精度であるといえる.

スピナ位置観測風向算出時間 $t_{est}$ を算出する. これを(3.8)に示す.

$$t_{est} = t_{int} \times n_{avr} \quad (3.8)$$

本節の風車流入風向推定手法においては, 一般的なアップウィンド型風車のヨー制御間隔 600 sec を考慮して算出時間 $t_{est} \leq 600[\text{sec}]$ とする. ここで, 数値解析による図 3.4 中の風速 15m/s 時, 区間平均時間 $t_{int} = 6[\text{sec}]$ , 移動平均区間 $n_{avr} = 77$ , スピナ位置風向算出時間 $t_{est} = 462[\text{sec}]$ である.

## 3.2 風車荷重低減を目的とする風車ヨー角決定方法

風車は定格風速以上の場合ピッチ制御により構造負荷の抑制を行っている．このとき，風車荷重低減を目的とするヨー制御を行うことで風車運転時の構造負荷の低減を目指す．

### 3.2.1 流入風ロータ軸方向成分の重み付けによる風車ヨー角決定方法

本節ではスピナ位置観測風向を用いて，風車荷重低減を目的とする，流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による風車ヨー角決定方法を考察する．

風エネルギーから作用するロータ面直交方向力 $F$ は式(3.9)のように定義される．式(3.9)中の $U \cos \varphi$ は流入風ロータ軸方向成分 $U$ のロータ軸方向成分である．

$$F = \frac{1}{2} C_T \rho A (U \cos \varphi)^2 \quad (3.9)$$

ここで， $C_T$ は出力係数， $\rho$ は空気密度， $A$ はロータ面積を示す．風エネルギーから作用するロータ面直交方向力 $F$ は流入風ロータ軸方向成分の2乗に比例することから， $U \cos \varphi$ の2乗重みデータを用いた流入風向推定によりロータ面直交方向力 $F$ を考慮したヨー角の算出が可能である．また，風車出力 $P$ は $U \cos \varphi$ を用いて式(3.10)のように定義される．

$$P = \frac{1}{2} C_P \rho A (U \cos \varphi)^3 \quad (3.10)$$

ここで， $C_P$ は出力係数， $\rho$ は空気密度， $A$ はロータ面積を示す．風車出力 $P$ は流入風ロータ軸方向成分の3乗に比例することから， $U \cos \varphi$ の3乗重みデータを用いた流入風向推定により風車出力 $P$ を考慮したヨー角の算出が可能である．これより， $U \cos \varphi$ の $n$ 乗重みデータを用いた流入風推定により流入風ロータ軸方向成分の大きさを考慮したヨー角の算出が可能である．

ここで， $U \cos \varphi$ の $n$ 乗重みの観測風向を用いた風車ヨー角決定方法を説明する．図3.5に流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による風車ヨー角決定方法の概要図を示す．また，図3.6に風車ヨー角決定方法のフローチャートを示す．本節は数値解析および実証実験を行う．

以下に，本節の風車ヨー角決定方法を説明する．

3.1 節の風車流入風向推定手法における 1~4.の手順を行い，これ以降の手順を説明する．

#### 5. 流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角の算出

スピナ位置の流入風設定点における時系列の風速成分に対して重み付け移動平均処理（WMA）を行う．移動平均区間は 3.1 の手順 4.にて算出された $n_{avr}$ を用いる．

まず，スピナ位置での時間 $t_{int}$ による時間平均された風向 $\bar{\theta}_{spinner}$ を算出する．これを式(3.11)に示す．



$$\bar{\theta}_{spinner} = \tan^{-1} \frac{\bar{v}_{spinner}}{\bar{u}_{spinner}} \quad (3.11)$$

ここで、 $\bar{u}_{spinner}$ は時間 $t_{int}$ による時間平均されたスピナ位置での $x$ （ロータ軸方向）成分、 $\bar{v}_{spinner}$ は $y$ 成分である。

次に、 $n_{avr}$ 区間の移動平均処理（WMA）における $\bar{u}_{spinner}$ の $n$ 乗重み $w_j$ を算出する。これを式(3.12)に示す。

$$w_j = \frac{(\bar{u}_{spinner_j})^n}{\sum_{j=1}^{n_{avr}} (\bar{u}_{spinner_j})^n} \quad (3.12)$$

式(3.11)および式(3.12)より、 $\bar{u}_{spinner}$ の $n$ 重み付け処理による算出ヨー角

$\theta_{spinner(n)}^{weighted}$ を式(3.13)に示す。

$$\theta_{spinner(n)}^{weighted} = \frac{\sum_{j=1}^{n_{avr}} (\bar{\theta}_{spinner_j} \cdot w_j)}{n_{avr}} \quad (3.13)$$

### 3.2.2 意図的なヨーミスアライメント設定による風ヨー角決定方法

本節ではスピナ位置観測風向を用いて、風車荷重低減を目的とする、意図的なヨーミスアライメント設定による風車ヨー角決定方法を考察する。

風車ブレードに対する荷重変動低減を目的とする風車ヨー角決定方法として、意図的なヨーミスアライメント設定が提案されている<sup>9)</sup>。この方法では、定格風速以上にて、翼根におけるフラップ方向の荷重変動の低減を目的とする意図的なヨーミスアライメント設定を行う。このとき、意図的なヨーミスアライメント設定はタワー根本部曲げ方向の荷重変動の増大を引き起す。なお、定格風速以上にて、この方法に基づく風車運転時の出力損失はないとされている。本節では、解析対象風車に対し定格風速以上の3つの風速 15.0, 19.0, 23.0m/s を考察対象風速とする。図 3.7 に本節の風車ヨー角決定方法のフローチャートを示す。本節では数値解析のみを行う。

図 3.8 はヨーミスアライメントと翼根におけるフラップ方向の荷重変動の関係を示す。図 3.8 は横軸にヨーミスアライメント $\varphi$ 、縦軸に翼根フラップ荷重変動 $\sigma_{M_y}$ を表している。青点は $U = 15.0$ [m/s]、黒点は $U = 19.0$ [m/s]、赤点は $U = 23.0$ [m/s]を表している。図 3.8 より、最も $\sigma_{M_y}$ が低減する $\varphi$ は $U = 15.0$ [m/s]時 $\varphi = -20.0$  [deg]、 $U = 19.0$ [m/s]時 $\varphi = -25.0$  [deg]、 $U = 23.0$ [m/s]時 $\varphi = -20.0$ [deg]である。ここで、タワー根本部曲げ方向の荷重変動の増大を抑制しつつ翼根におけるフラップ方向の荷重変動の低減を目的とする最適なヨーミスアライメント $\varphi_{offset}$ を設定する。各考察対象風速で $\varphi_{offset} = \frac{2}{5}\varphi$ と設定する時、 $\varphi_{offset}$ 設定有無での算出ヨー角に基づくヨー制御による風車荷重変動の比較より、タワー根本部曲げ方向の荷重変動をおよそ 10%未満の増大に抑えることができる。本節では、各考察対象風速で最適なヨーミスアライメント $\varphi_{offset} = \frac{2}{5}\varphi$ とし、表 3.1 に解析対象風速ごとの最適なヨー

ミスアライメント $\varphi_{offset}$ を示す.

表 3.1 解析対象風速ごとの最適なヨーミスアライメント

解析対象風速 [m/s]	$\varphi_{offset}$ [deg]
15.0	-8.0
19.0	-10.0
23.0	-8.0

以下に, 本節の風車流入風向決定方法を説明する.

3.2.1 節の風車ヨー角決定方法における 1~5.の手順を行い, これ以降の手順を説明する.

#### 6. 意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角の算出

意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角 $\theta_{spinner(n)}^{offset}$ は, 3.2.1 手順 5.にて算出された流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角 $\theta_{spinner(n)}^{weighted}$  (3.13)に対し, 表 3.1 の解析対象風速ごと最適なヨーミスアライメント $\varphi_{offset}$ を加算し算出する. これを式(3.14)に示す.

$$\theta_{spinner(n)}^{offset} = \theta_{spinner(n)}^{weighted} + \varphi_{offset} \quad (3.14)$$

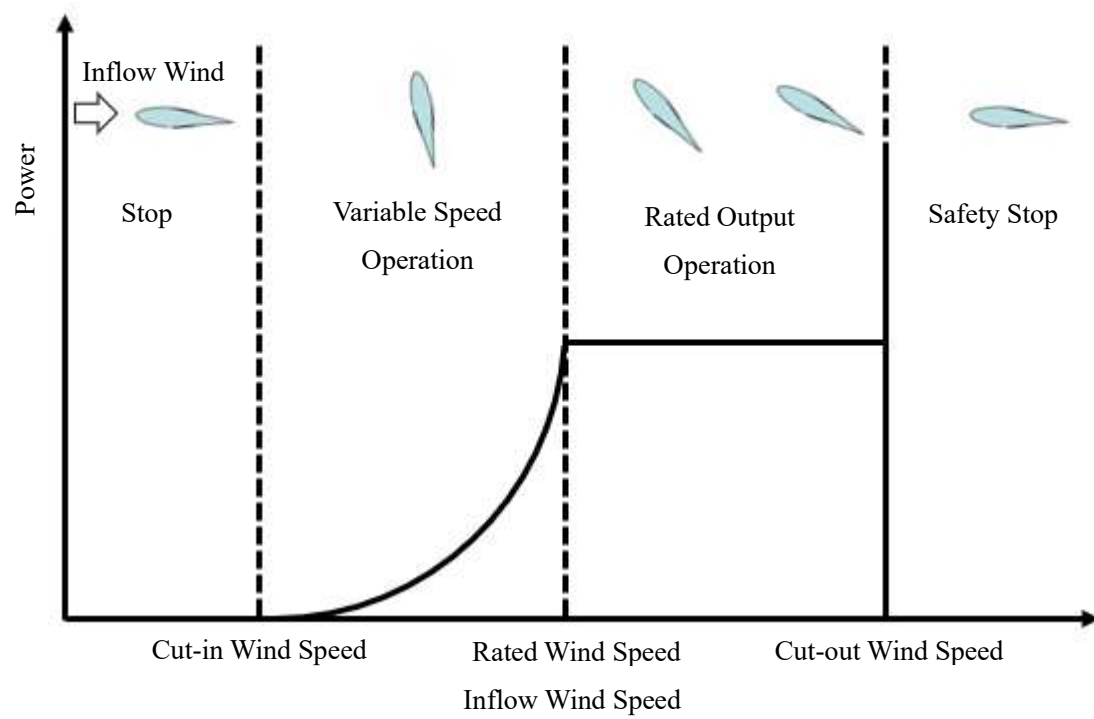


図 3.1 パワーカーブ例

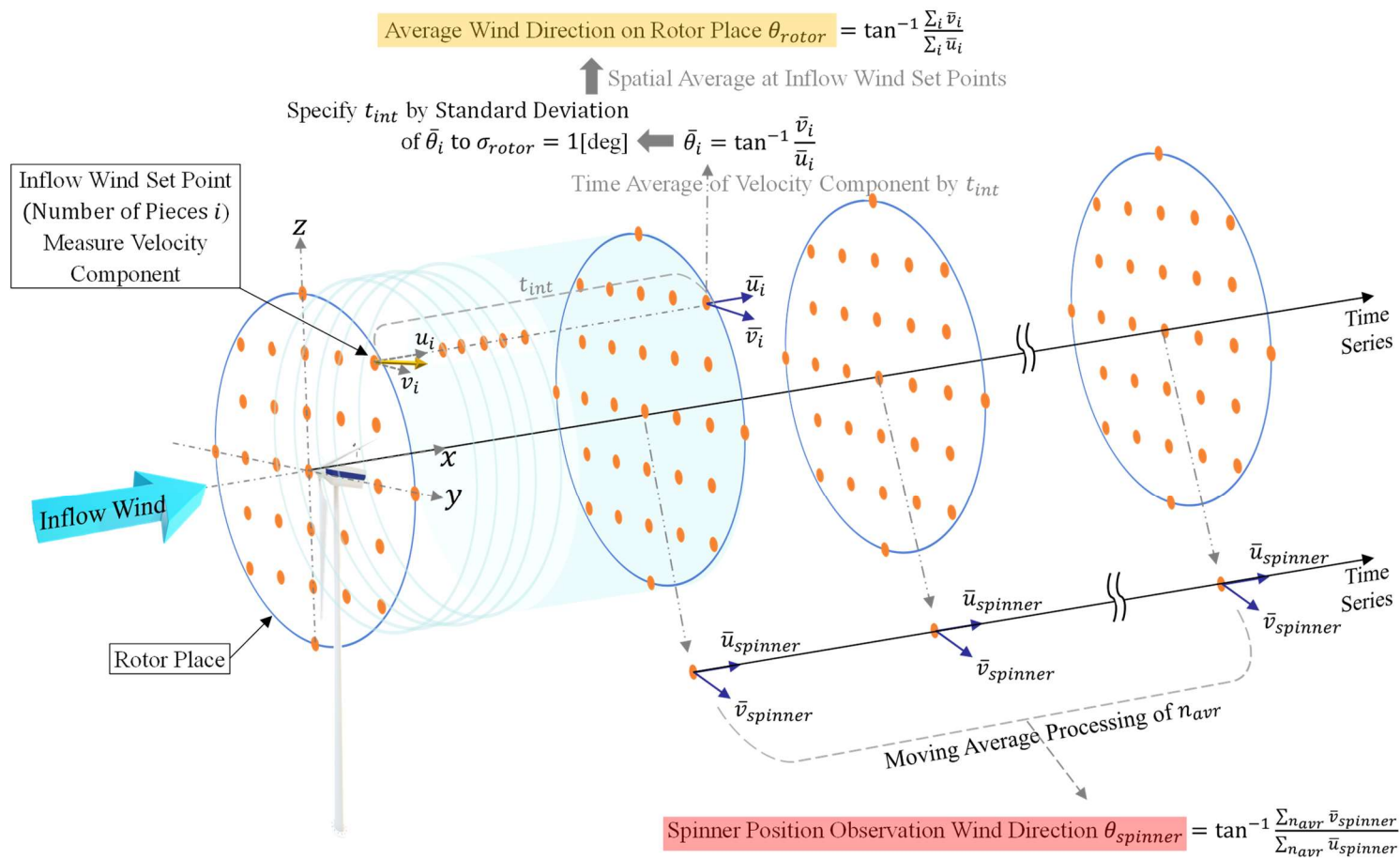


図 3.2 スピナ位置での風車流入風向推定手法 概要図

### 第3章 風車流入風向推定

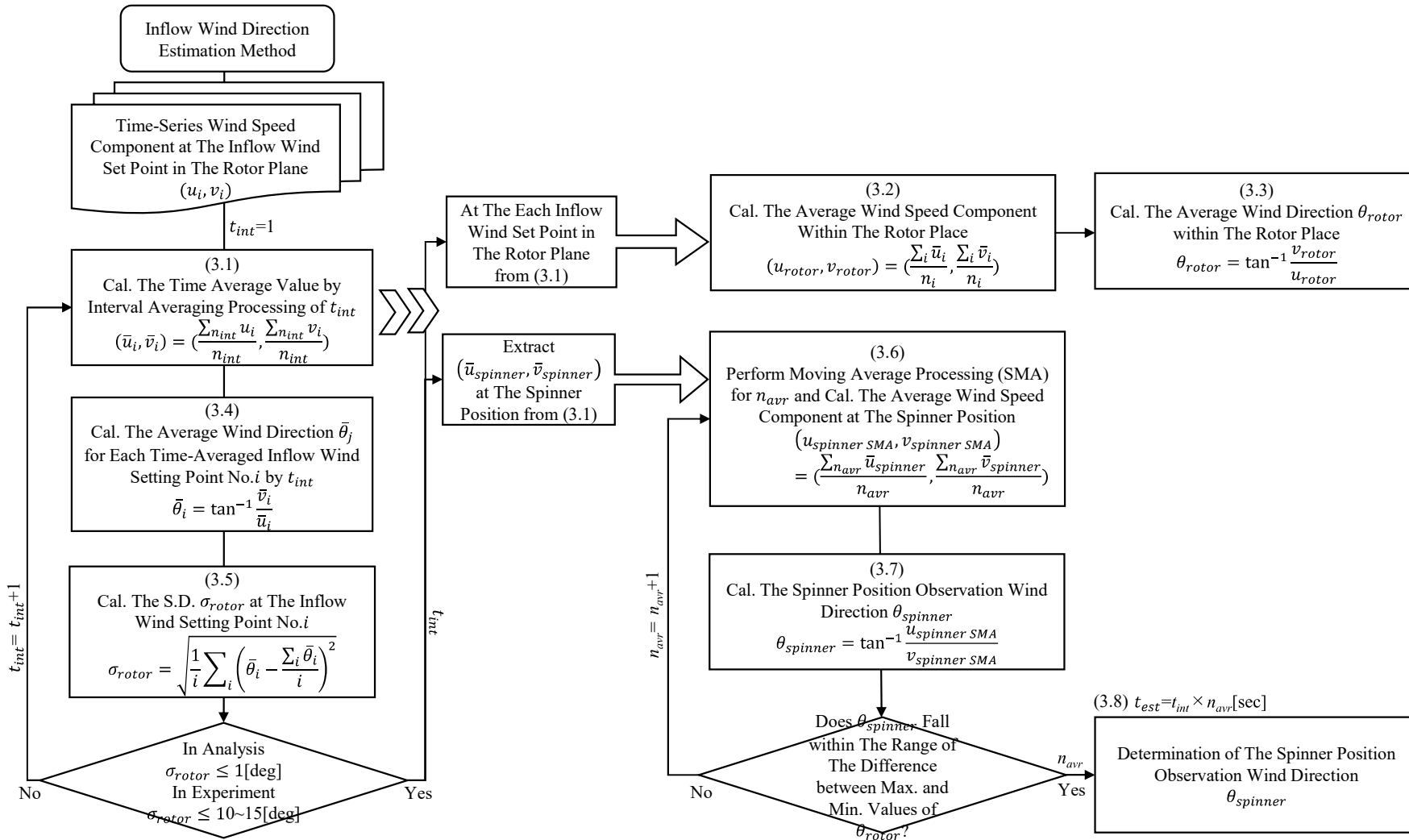


図 3.3 スピナ位置での風車流入風向推定手法 フローチャート

第3章 風車流入風向推定

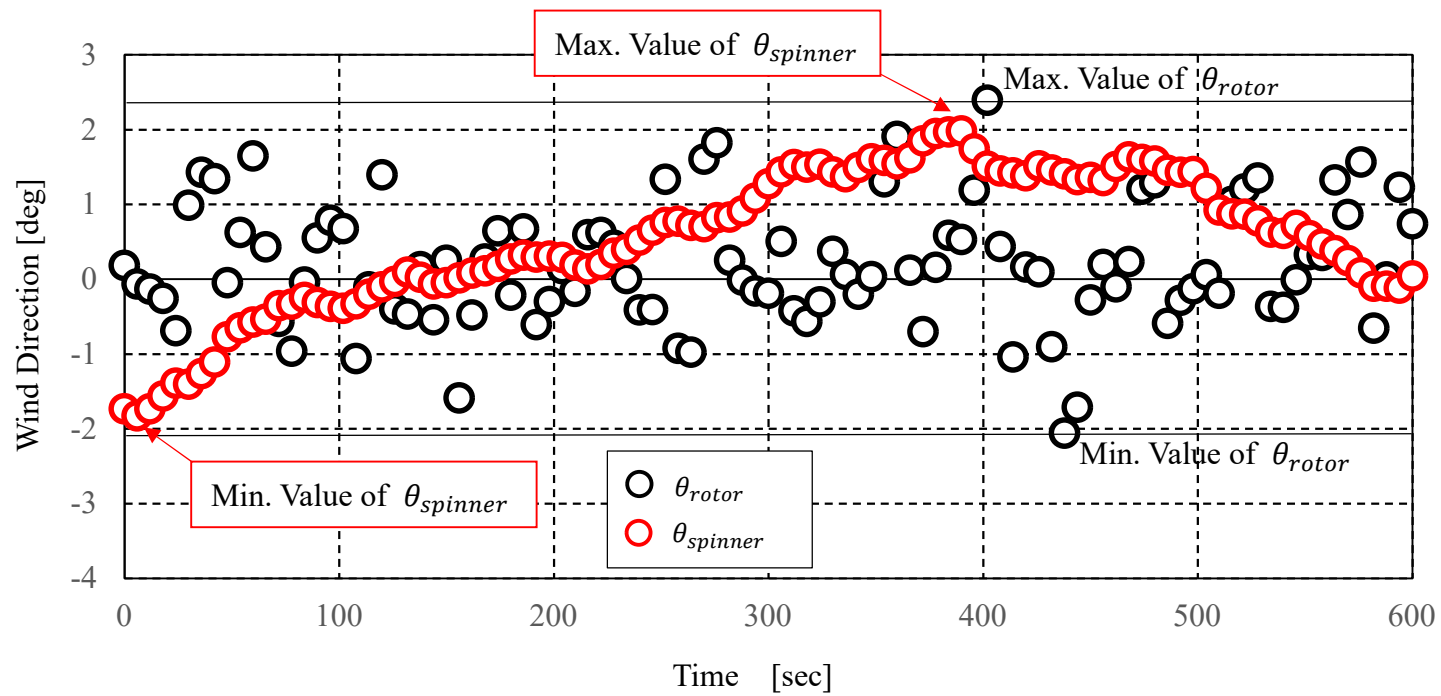


図 3.4 数値解析 15m/s 時の時系列の流入風向観測データ

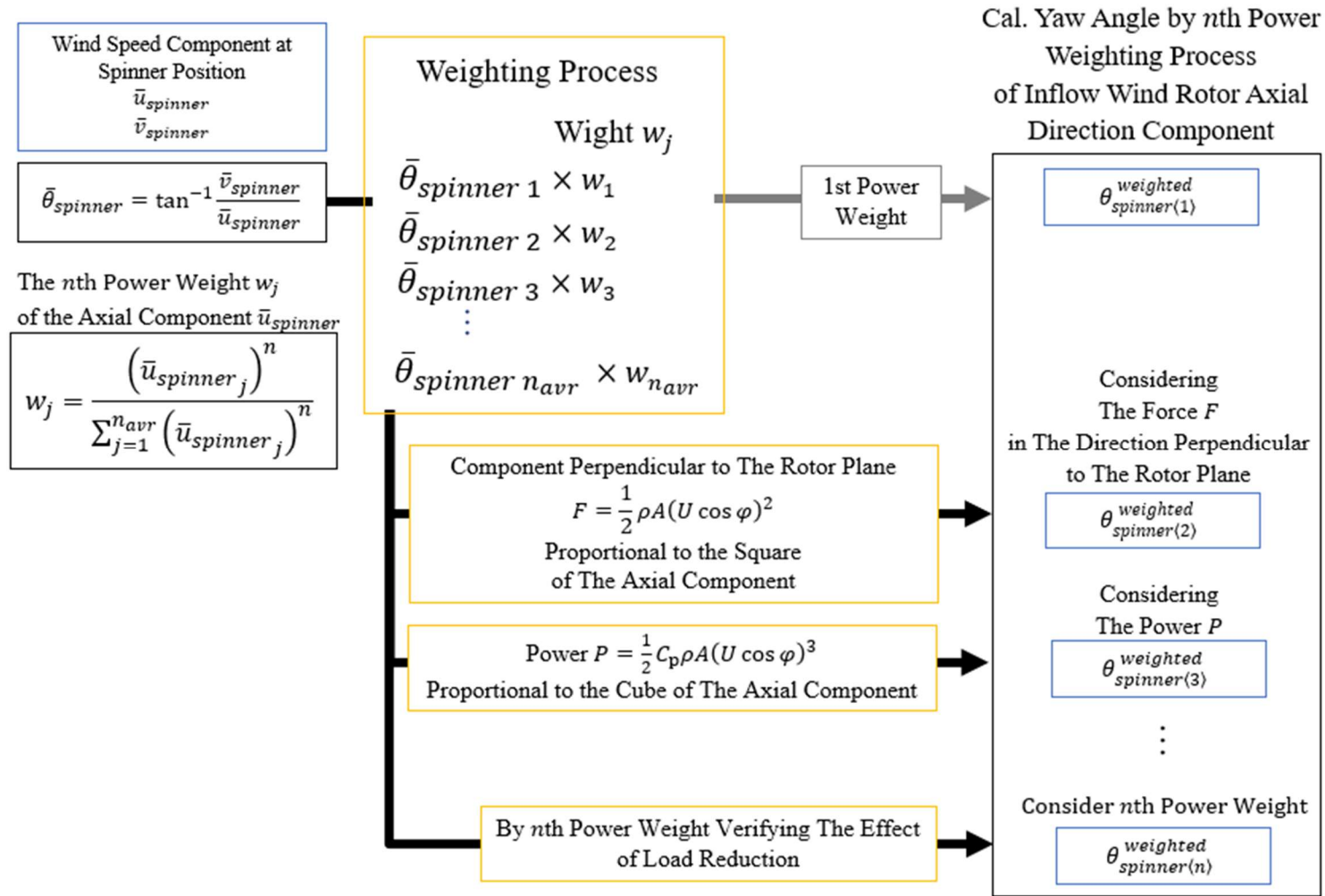


図 3.5 流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による風車ヨー角決定方法 概要図

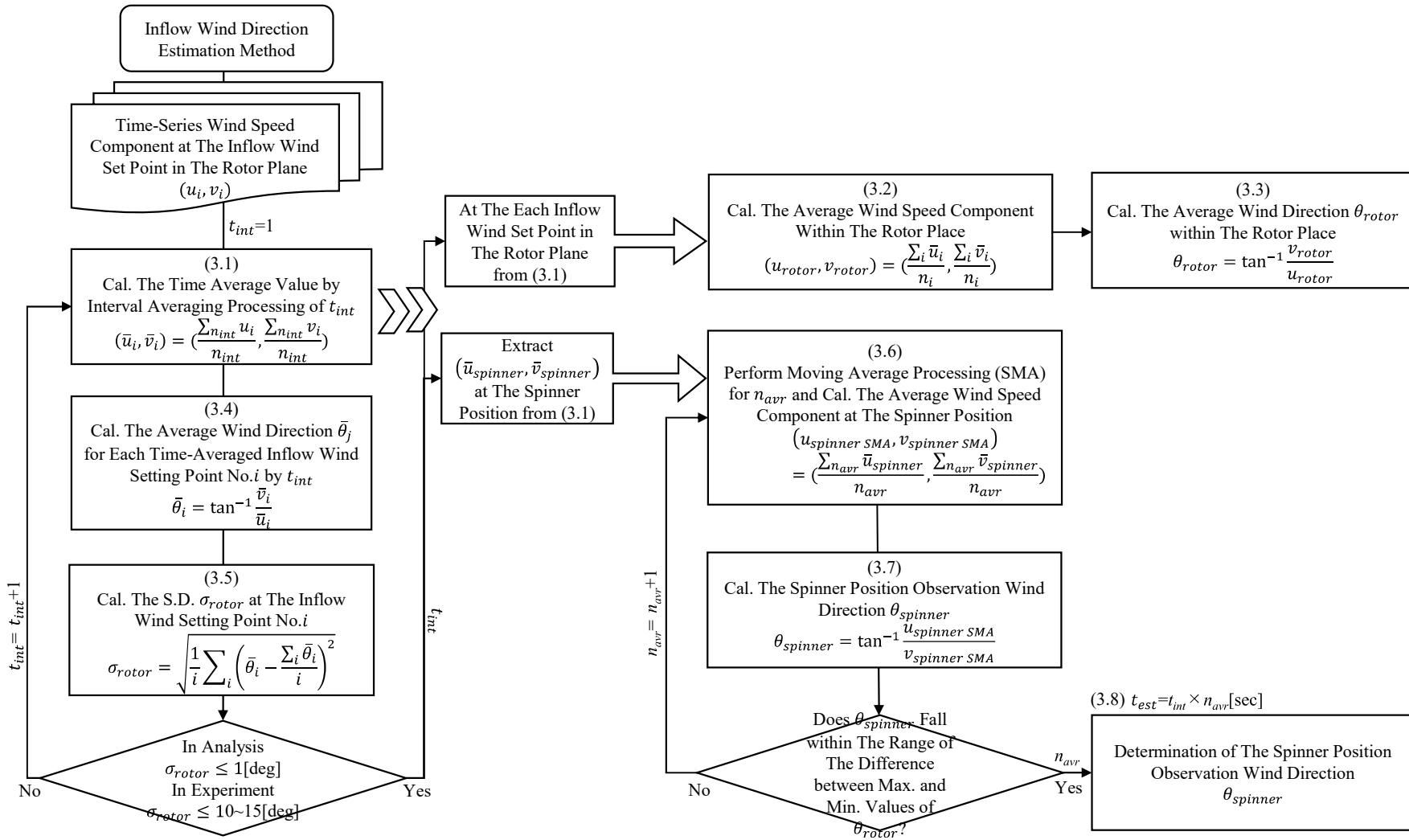


図 3.6 流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による風車ヨー角決定方法 フローチャート



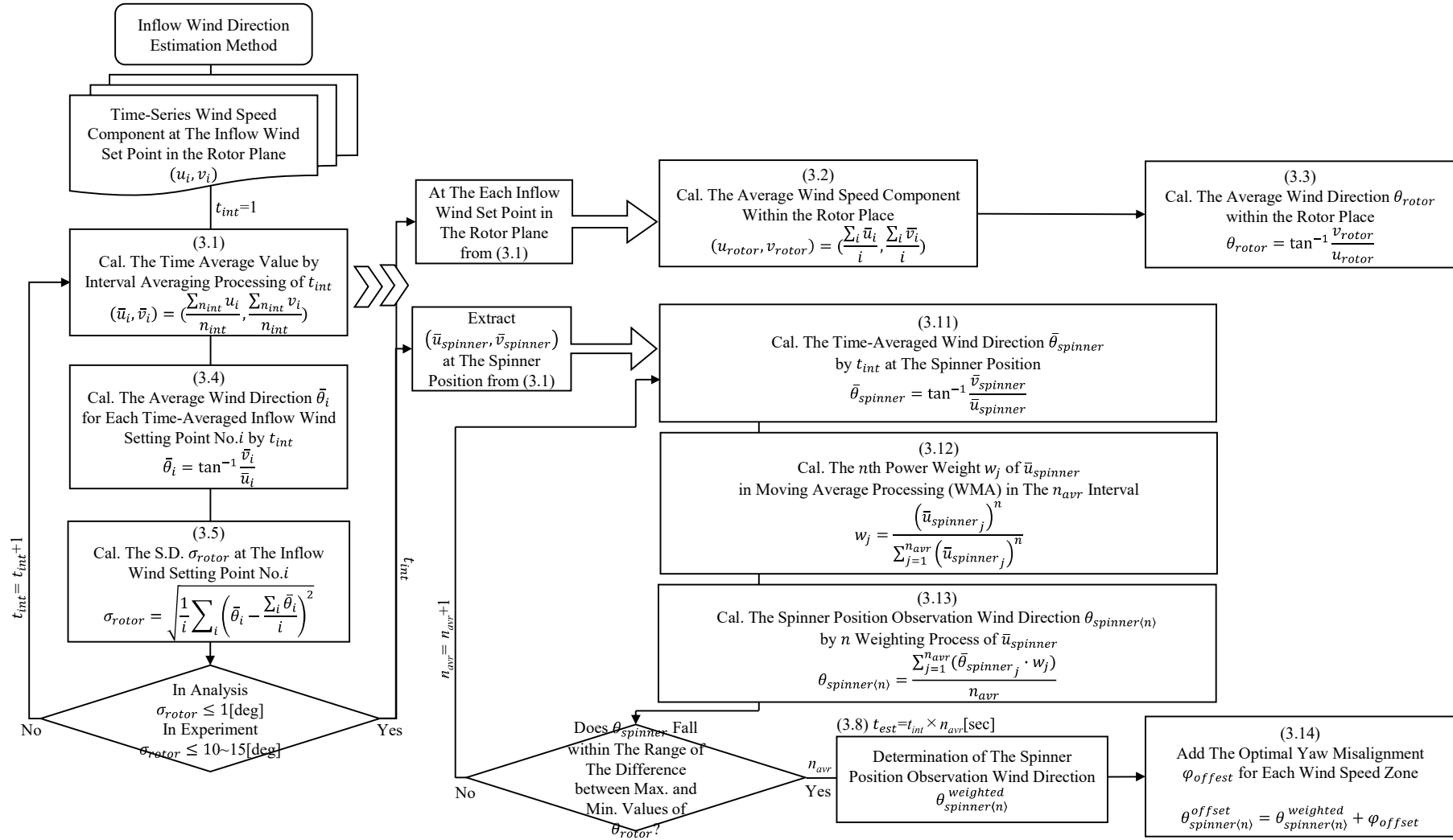


図 3.7 意図的なヨーミスアライメント設定による風車ヨー角決定方法 フローチャート

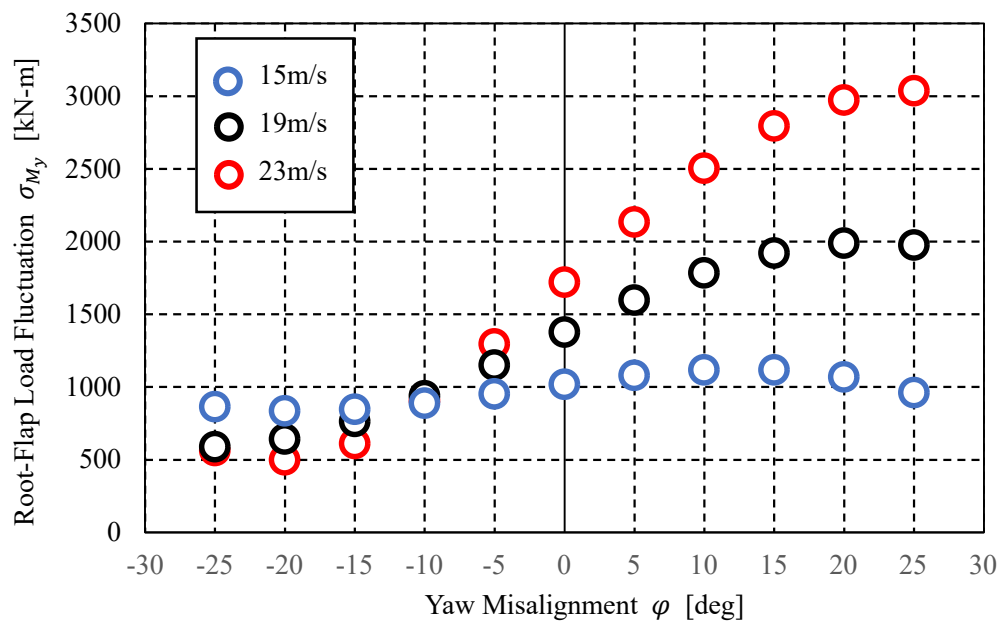


図 3.8 ヨーミスアライメントと翼根におけるフラップ方向の荷重変動の関係

## 第4章 数値解析

本研究での風車流入風および風車荷重は数値解析により求めた。数値解析には自然風況下における風車出力を予測するため空力弾性解析コードである OpenFAST (Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence) を用いた。本研究では風車流入風においてウィンドシアを考慮した定常風および非定常風(自然風)を対象とする数値解析を行った。ウィンドシアを考慮した定常風は、地表面摩擦を再現する鉛直方向の風速分布であり常に一定の風速、風向である。ウィンドシアを考慮した自然風は、常に風速および風向の変動を伴う乱流風である。乱流風は、Turbsim にて時系列かつ回転面内の複数点の乱流風を作成した。様々な風条件における実際の計測は、コスト、時間および労力を必要とする。それに対して、数値解析はコストと時間を抑えられるため有益な手段である。本研究では、考案する風車流入風推定手法とこれに基づくヨー制御による風車荷重変動を検証するために、数値解析にて得られた風車荷重を使用する。

### 4.1 空力弾性解析コード OpenFAST

本研究では、OpenFAST を用いて自然風況下における風車出力を予測するため空力弾性解析を行った。OpenFAST とは、2017 年度に FAST v8 を基に開発されたオープンソースの空力弾性解析コードである<sup>(10)</sup>。ここで FAST (Fatigue, Aerodynamics, Structures and Turbulence) とは、風車設計および認証取得のための空力弾性シミュレーションコードであり、アメリカの NREL (National Renewable Energy Laboratory) で開発されドイツの認証機関である GL (Germanischer Lloyd) から認証を受けたコードである。OpenFAST は、2 枚翼または 3 枚翼の水平軸風車、ピッチ制御または失速制御、アップウィンドまたはダウンウィンドなど、様々な構成の風車を解析できる。

図 4.1<sup>(7)</sup>に OpenFAST 解析システムの概要を示す。空力弾性計算を行う FAST は、空力計算を行う AeroDyn と空力荷重による変位計算を行う ElastoDyn の連成解析を行う。AeroDyn は空力解析モジュールであり、翼素運動量理論 (Blade Elemental Momentum Theory) をベースとし、翼素ごとの空力荷重を計算する。ElastoDyn は構造解析モジュールであり、AeroDyn の空力計算結果を入力として、構造系に働く応力、変位等を計算する。その後、ブレードの挙動が再び AeroDyn の空力計算にフィードバックされる。解析時に、このプロセスは各時刻で行われ、時系列の計算結果を出力できる。計算結果として出力できる項目は、発電出力、風車各要素に働く荷重および構造変位等である。また、OpenFAST は並行して ADAMS による構造解析が可能である。ADAMS は広く利用されているマルチボディダイナミクスソフトウェアで、風車部品の挙動および機械システムを通じた荷重と力の分布を解析できる。

OpenFAST, AeroDyn, ADAMS はそれぞれの入力ファイルを必要とする。図 4.2 に解析で

## 第4章 数値解析

の入出力データファイルを示す．OpenFAST の Primary ファイルには解析方式，供試風車制御条件，解析開始条件を入力する他，設計データを入力する．翼，ナセルおよびタワーの寸法，重量やナセル内のドライブトレインや発電機の仕様は設計データに含まれている．OpenFAST の Tower ファイル，Blade ファイルにはそれぞれの構造の剛性，ダンピング係数およびモード等を入力する．

AeroDyn の Primary ファイルには，動的失速，誘導速度，翼根，翼端損失等の影響の考慮を指定でき，翼のスパン方向の翼型，ねじり角および翼弦長を入力する．AeroDyn の Airfoil 入力ファイルには指定した各翼断面の二次元翼性能を入力する．Airfoil 入力ファイルは迎角 360 deg 分に対応する揚力係数，抗力係数を要求する．AeroDyn の Wind ファイルには流入風データを入力する．ウィンドシアを考慮する定常風は AeroDyn の InflowWind モジュールにより作成される．またウィンドシアを考慮した自然風は Turbsim により作成される．ここで，AeroDyn の InflowWind モジュールは Turbsim で生成されたフィールドから任意の局所風速および風向を取得する．

### 4.2 乱流流入風数値解析ツール Turbsim

Turbsim は NREL により開発された統計学的な乱流流入風数値解析ツールである<sup>(11)</sup>．乱流場の 2 次元的なグリッドで指定できる他，乱流モデル，ウィンドシア，大気安定度および地表面粗度等の指定ができる．Turbsim の出力ファイルは，FAST や ADAMS などの AeroDyn ベースのコードへの入力として使用できる．

### 4.3 解析対象風車

表 4.1 に本解析の対象風車の基本仕様を示す．図 4.3 に本解析の対象風車の模式図を示す<sup>(7)</sup>．対象風車は NREL5MW 陸上風車（アップウィンド型 3 枚翼水平軸風車）で定格出力は 5000kW，ロータ直径 $D$ は 126m，ハブ高さは 90m，定格回転数は 12.1rpm，定格風速は 11.4m/s，カットイン風速は 3.0m/s，カットアウト風速は 25.0m/s，チルト角 $\theta_{Tilt}$ は 5.0deg，コーン角 $\theta_{Cone}$ は 2.5deg である．

図 4.4 に解析対象風車の出力曲線を示す．図は横軸に風速，縦軸に風車出力を表す．図より，風速 11.4m/s 以上で定格出力運転領域であることがわかる．風車制御は，定格風速まで最適周速比を維持して出力を最大化する可変速制御，定格出力運転以降で一定回転数のもと定格出力を維持するピッチ角制御である．本研究では，定格出力運転領域において風車荷重低減を目的とする風車流入風推定に基づくヨー角を解析条件にて設定し風車荷重を対象とする数値解析を行う．

## 第 4 章 数値解析

表 4.1 対象風車の基本仕様

Rated Power [kW]	5000
Rotor Orientation, Configuration	Upwind, 3 Blades
Control	Variable Speed, Collective Pitch
Rotor Diameter, $D$ [m]	126
Hub Height [m]	90
Cut-in, Rated, Cut-out Wind Speed [m/s]	3.0, 11.4, 25.0
Cut-In, Rated Rotor Speed [rpm]	6.9, 12.1
Rated Tip Speed [m/s]	80
Shaft Tilt, Precone [ $^{\circ}$ ]	5.0, 2.5
Overhang [m]	5

## 4.4 解析条件および解析手法

OpenFAST では、考察する風車流入風推定とこれに基づくヨー制御による風車荷重を明らかにするため風車流入風解析および風車荷重解析を行った。また、より実際の風況に近い再現を行うため TurbSim を用いて乱流の流入風データを作成した。それぞれの解析において、OpenFAST, AeroDyn, InflowWind, TurbSim, ElastoDyn で必要とされる入力データファイルに解析対象風車の諸元を入力した。なお本解析において、ADAMS による解析は行っていない。

表 4.2 に OpenFAST に入力した主要なパラメータを示す。翼枚数は 3 枚、ロータ半径は 63m, 翼根半径は 1.5m, タワー上端高さは 87.6m, ロータ軸のチルト角  $\theta_{\text{Tilt}}$  は 5.0deg, 発電効率は 94.4%とした。翼形状およびタワーのパラメータは付録にて示す。また、本研究では、風車の出力が安定し始める解析開始 1400sec 後から評価を行う。そのため、移動平均時間や評価時間 3600sec を考慮し、解析時間  $T_{\text{max}}$  を 5000sec とした。

表 4.2 OpenFAST 入力パラメータ

Parameter	Description	Value	Unit
NumBl	Number of Blades	3	-
Gravity	Gravitational	9.80665	m/s <sup>2</sup>
NacYaw	Initial or Fixed Nacelle-yaw Angle	0	deg
TipRad	The Distance from the Rotor Apex to the Blade Tip	63	m
HubRad	The Distance from the Rotor Apex to the Blade Root	1.5	m
TowerHt	Height of Tower above Ground Level	87.6	m

## 第 4 章 数値解析

ShftTilt	Rotor Shaft Tilt Angle	-5	deg
GBRatio	Gearbox Ratio	97	%
GBoxEff	Gearbox Efficiency	100	%
Tmax	Total Run Time	5000	s
DT	Recommended Module Time Step	0.01	s
DT_Out	Time Step for Tabular Output	0.1	s
TSatart	Time to Begin Tabular Output	0	s

表 4.3 に AeroDyn に入力した主要なパラメータを示す．解析タイムステップは 0.01sec とした．なお空気の物性値においては，本解析では国際標準大気状態に基づき気温 15℃を想定している．そのため，空気密度 $\rho$ は 1.225kg/m<sup>3</sup>，動粘度は 1.47×10<sup>-5</sup>m<sup>2</sup>/s とした．また本研究で用いた解析モデルでは，音速，大気圧，作動流体の蒸気圧の値を入力していないが，これらのパラメータは OpenFAST 内で標準大気状態において自動的に算出される．算出値は，音速では 340.29m/s，大気圧では 101325Pa，作動流体の蒸気圧では 17.01Pa である．

表 4.3 AeroDyn 入力パラメータ

Parameter	Description	Value	Unit
DTAero	Time Interval for Aerodynamic Calculations	0.01	s
AirDens	Air Density	1.225	kg/m <sup>3</sup>
KinVisc	Kinematic Air Viscosity	1.47E-05	m <sup>2</sup> /s
SpdSound	Speed of Sound	0	m/s
Patm	Atmospheric Pressure	0	Pa
Pvap	Vapour Pressure of Working Fluid	0	Pa

表 4.4，表 4.5 に InflowWind に入力および出力した主要なパラメータを示す．数値解析タイムステップを 0.05sec，解析時間 $T_{\max}$ と評価時間を 3600sec とする．ハブ高さは風車仕様より 90m，任意の局所風速を取得するグリッドポイント数はロータ径が収まるように，ハブ高さ 90m 位置を中心のグリッドポイントとし，そこから 21m 間隔の格子状にグリッドポイント数 29 点を指定する解析を行った．任意の局所風向は局所風速成分のベクトル合成より算出する．いち解析における InflowWind に入力可能なグリッドポイント数は最大 9 点であるため，計 4 回による同条件の数値解析を通じてロータ径内のグリッドポイント数 29 点による局所風速および風向を取得する．本研究では，考察する風車流入風推定に基づくヨー角を設定し解析対象風車とのヨーミスアライメントを再現する．またウィンドシアを考慮した定常風モデルは InflowWind より作成する．このときの水平風速の基準高さはハブ高さ 90m，べき乗数は 0.2 である．定常風モデルの解析対象風速は 15.0，19.0，23.0m/s の 3 条件であ

## 第4章 数値解析

る.

表 4.4 InflowWind 入力パラメータ

Parameter	Description	Value	Unit
When Switch for Wind File Type Is 1 (Steady Wind)			
HWindSpeed	Horizontal Wind Speed	15,19,23	m/s
RefHt	Reference Height for Horizontal Wind Speed	90	m
PLExp	Power Law Exponent	0.2	-

表 4.5 InflowWind 出力パラメータ

Parameter	Description	Value	Unit
Wind $n$ VelX	X-Direction Wind Velocity at Point WindList ( $n$ )	1~9	-
Wind $n$ VelY	Y-Direction Wind Velocity at Point WindList ( $n$ )	1~9	-
Wind $n$ VelZ	Z-Direction Wind Velocity at Point WindList ( $n$ )	1~9	-

表 4.6 に Turbsim に入力した主要なパラメータを示す. 図 4.5 に Turbsim の概要を示す. 解析タイムステップを 0.05sec, 解析時間 $T_{\max}$ と評価時間を 3600sec とする. ハブ高さは風車仕様より 90m, 解析領域であるグリッドサイズはロータ径が収まるような幅 15m, 高さ 155m とした. グリッドポイント数は, 横 31 点, 縦 31 点に設定し解析領域を 5m 間隔の格子状に分割した. 本研究では, 考察する風車流入風推定に基づくヨー角を設定し風車とのヨーミスマライメントを再現する. 自然風モデルの対象風速は, 解析対象風車の定格出力運転領域に合わせて 15.0, 19.0, 23.0m/s の 3 条件である.

表 4.6 TurbSim 入力パラメータ

Parameter	Description	Value	Unit
Turbine/Model Specifications			
NumGrids_Z	Vertical Grid-point Matrix Dimension	31	-
NumGrids_Y	Horizontal Grid-point Matrix Dimension	31	-
TimeStep	Time Step	0.05	s
AnalysisTime	Length of Analysis Time Series	3600	s
UsableTime	Usable Length of Output Time Series	3600	s
HubHt	Hub Height	90	m
GridHeight	Grid Height	155	m

## 第 4 章 数値解析

GridWidth	Grid Width	155	m
VFlowAng	Vertical Mean Flow (Uptilt) Angle	0	deg
HFlowAng	Horizontal Mean Flow (Skew) Angle	0	deg
Meteorological Boundary Conditions			
TurbModel	Turbulence Model	IECKAI	-
IECstandard	Number of IEC 61400-x Standard	3	-
IECturbc	IEC Turbulence Characteristic	A	-
IEC_WindType	IEC Turbulence Type	NTM	-
RefHt	Height of the Reference Velocity (URef)	90	m
URef	Mean (Total) Wind Speed at the Reference Height	3.0 ~ 25.0	m/s

表 4.7, 表 4.8 に ElastoDyn に入力および出力した主要なパラメータを示す. 解析対象風車における構造解析の自由度(DOF)設定はブレード, ジェネレータ, ヨー機構, タワーにおいて設定 TRUE とし, その他の DOF は設定 FALSE とする. 構造解析の初期条件は初期ブレードピッチ角および初期ロータ速度を解析対象風車の定格出力運転状態の数値とする. また, ナセルヨー角は風車流入風推定によって導かれた数値とする. ElastoDyn で出力された風車荷重は, 構造部における自重の影響および DOF 設定を TRUE とした風車構造における荷重の相互作用を受けたものである.

表 4.7 ElastoDyn 入力パラメータ

Parameter	Description	Flag	Unit
Degrees of Freedom			
FlapDOF1	First flapwise blade mode DOF	True	-
FlapDOF2	Second flapwise blade mode DOF	True	-
EdgeDOF	First edgewise blade mode DOF	True	-
TeetDOF	Rotor-teeter DOF	False	-
DrTrDOF	Drivetrain rotational-flexibility DOF	True	-
GenDOF	Generator DOF	True	-
YawDOF	Yaw DOF	True	-
TwFADOF1	First fore-aft tower bending-mode DOF	False	-
TwFADOF2	Second fore-aft tower bending-mode DOF	False	-
TwSSDOF1	First side-to-side tower bending-mode DOF	False	-
TwSSDOF2	Second side-to-side tower bending-mode DOF	False	-
PtfmSgDOF	Platform horizontal surge translation DOF	False	-



## 第 4 章 数值解析

PtfmSwDOF	Platform horizontal sway translation DOF	False	-
PtfmHvDOF	Platform vertical heave translation DOF	False	-
PtfmRDOF	Platform roll tilt rotation DOF	False	-
PtfmPDOF	Platform pitch tilt rotation DOF	False	-
PtfmYDOF	Platform yaw rotation DOF	False	-
Parameter	Description	Value	Unit
Initial Conditions			
OoPDefl	Tower base pitching (or fore-aft) moment	0	m
IPDefl	Initial in-plane blade-tip deflection	0	m
BlPitch( <i>n</i> )	Blade <i>n</i> initial pitch	(set)	deg
TeetDefl	Initial or fixed teeter angle	0	deg
Azimuth	Initial azimuth angle for blade 1	0	deg
RotSpeed	Initial or fixed rotor speed	12.1	rpm
NacYaw	Initial or fixed nacelle-yaw angle	(set)	deg
TTDspFA	Initial fore-aft tower-top displacement	0	m
TTDspSS	Initial side-to-side tower-top displacemen	0	m
Turbine Configuration			
NumBl	Number of blades	3	-
TipRad	The distance from the rotor apex to the blade tip	63	m
HubRad	The distance from the rotor apex to the blade root	1.5	m
PreCone( <i>n</i> )	Blade <i>n</i> cone angle	-2.5	deg
HubCM	Distance from rotor apex to hub mass	0	m
UndSling	Undersling length	0	m
Delta3	Delta-3 angle for teetering rotors	0	deg
AzimB1Up	Azimuth value to use for I/O when blade 1 points up	0	m
OverHang	Distance from yaw axis to rotor apex	-5.0191	m
ShftGagL	Distance from rotor apex	1.912	m
ShftTilt	Rotor shaft tilt angle	-5	deg
NacCMxn	Downwind distance from the tower-top to the nacelle CM	1.9	m
NacCMyn	Lateral distance from the tower-top to the nacelle CM	0	m
NacCMzn	Vertical distance from the tower-top to the nacelle CM	1.75	m

## 第 4 章 数值解析

NcIMUxn	Downwind distance from the tower-top to the nacelle IMU	-3.09528	m
NcIMUyn	Lateral distance from the tower-top to the nacelle IMU	0	m
NcIMUzn	Vertical distance from the tower-top to the nacelle IMU	2.23336	m
Twr2Shft	Vertical distance from the tower-top to the rotor shaft	87.6	m
TowerHt	Height of tower above ground level	0	m
TowerBsHt	Height of tower base above ground level	0	m
Mass and Inertia			
TipMass( <i>n</i> )	Tip-brake mass, blade <i>n</i>	0	kg
HubMass	Hub mass	56780	kg
HubIner	Hub inertia about rotor axis	115926	kg
GenIner	Generator inertia about HSS	534.116	kg
NacMass	Nacelle mass	240000	kg
NacYIner	Nacelle inertia about yaw axis	2.60789E+06	kg m <sup>2</sup>
YawBrMass	Yaw bearing mass	0	kg
Blade			
BldNodes	Number of Blade Nodes (Per Blade) Used for Analysis	17	-
Drivetrain			
GBoxEff	Gearbox efficiency	100	%
GBRatio	Gearbox ratio	97	-
DTTorSpr	Drivetrain torsional spring	8.67637E+08	Nm/rad
DTTorDmp	Drivetrain torsional damper	6.215E+06	N-m/rad
Tower			
TwrNodes	Number of Tower Nodes Used for Analysis	20	-

表 4.8 ElastoDyn 出力パラメータ

Parameter	Description	Value	Unit
Degrees of Freedom			
RootMybn	Blade <i>n</i> flapwise moment	1~3	-
RootMxbn	Blade <i>n</i> edgewise moment	1~3	-

## 第 4 章 数値解析

YawBrMzn	Tower-top / yaw bearing yaw moment	-	-
TwrBsMxt	Tower base roll (or side-to-side) moment	-	-
TwrBsMyt	Tower base pitching (or fore-aft) moment	-	-

表 4.9 に IEC 乱流カテゴリを示す。乱流モデルは風車の国際設計指針である IEC-61400 で推奨されている Kaimal モデルを用いる。IEC 規格は洋上風車の設定要件を定めた IEC 規格である IEC61400-3 を用いる。本研究では、乱流強度が大きい場合での考案を行うため乱流カテゴリ A を用いる。

表 4.9 IEC 乱流カテゴリ

IEC Turbulence Category	Description
A	Designates the Category for Higher Turbulence Characteristics
B	Designates the Category for Medium Turbulence Characteristics
C	Designates the Category for Lower Turbulence Characteristics

表 4.10 に IEC 風タイプを示す。今回は通常の乱流モデルである NTM を用いる。参照風速  $U_{ref}$  は InflowWind と同様に、3.0 ~ 25.0m/s とする。

表 4.10 IEC 風タイプ

IEC WindType	Description
NTM	Normal Turbulence Model
1ETM	Class I Extreme Turbulence Model
2ETM	Class II Extreme Turbulence Model
3ETM	Class III Extreme Turbulence Model
1EWM1	Class I Turbulent Extreme Wind Speed Model, 1-yr Recurrence
2EWM1	Class II Turbulent Extreme Wind Speed Model, 1-yr Recurrence
3EWM1	Class III Turbulent Extreme Wind Speed Model, 1-yr Recurrence
1EWM50	Class I Turbulent Extreme Wind Speed Model, 50-yr Recurrence
2EWM50	Class II Turbulent Extreme Wind Speed Model, 50-yr Recurrence
3EWM50	Class III turbulent Extreme Wind Speed Model, 50-yr recurrence

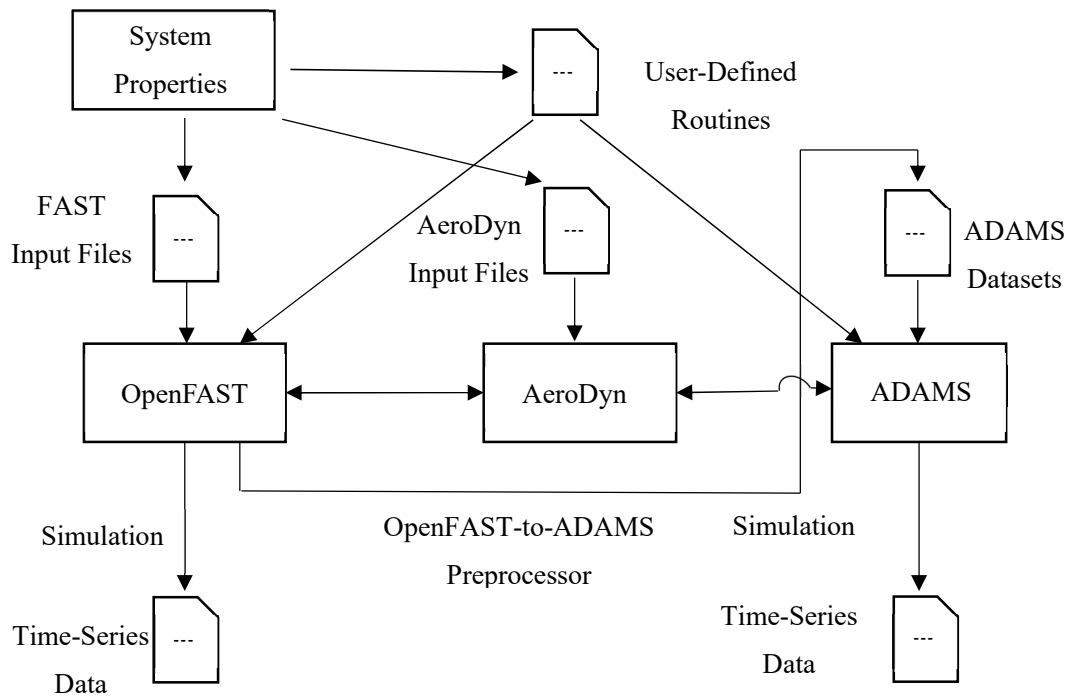


図 4.1 OpenFAST 解析システムの概要

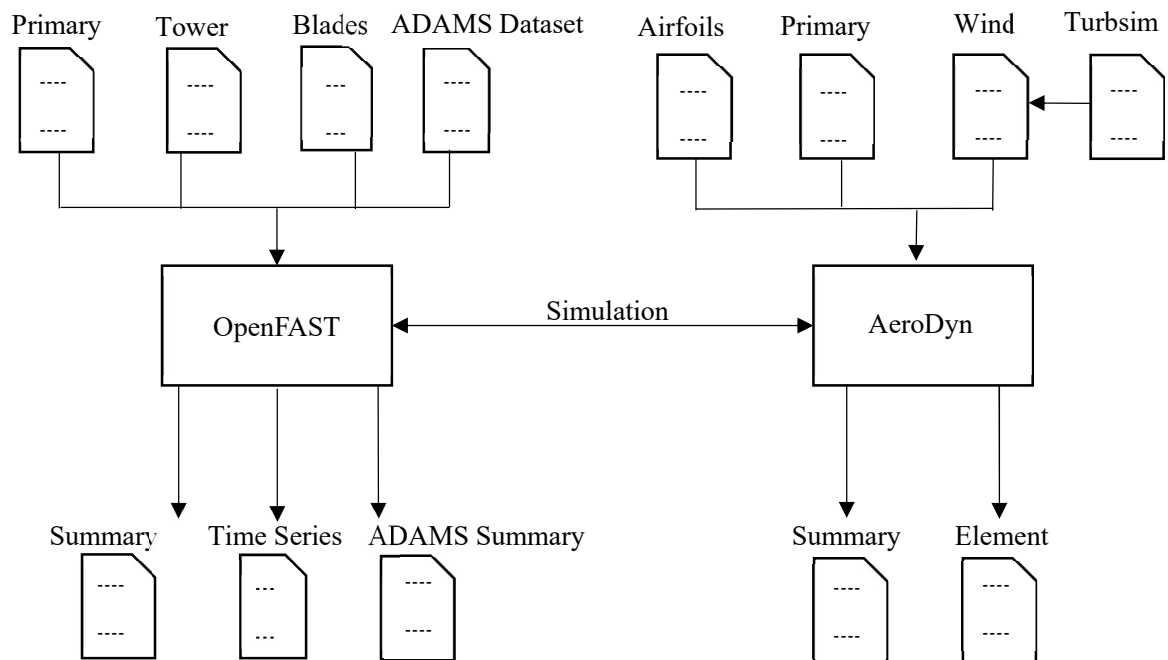


図 4.2 解析での入出力データファイル

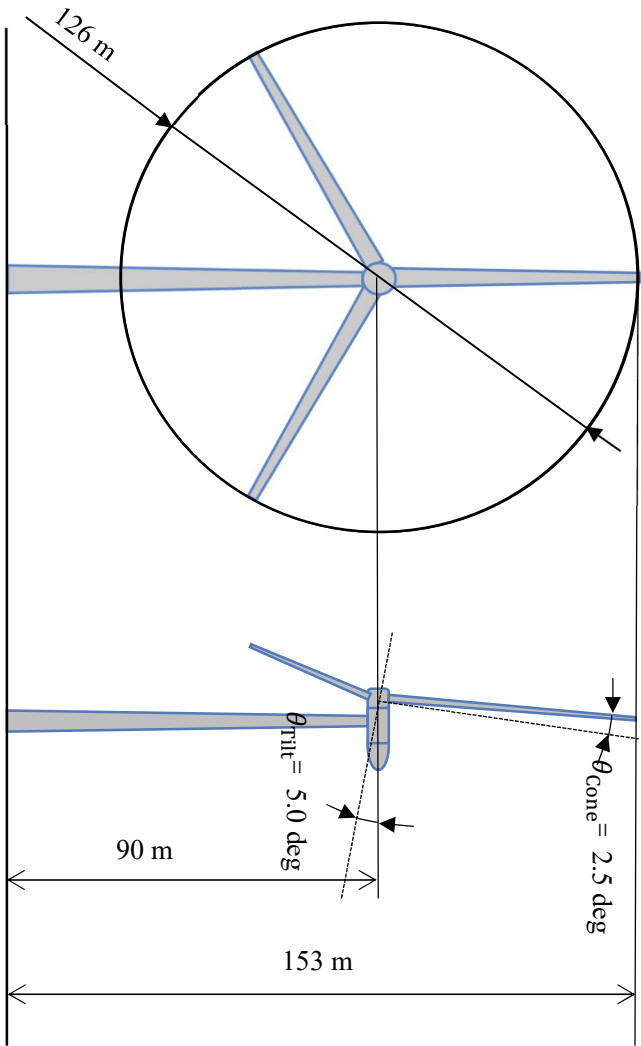


図 4.3 対象風車模式図

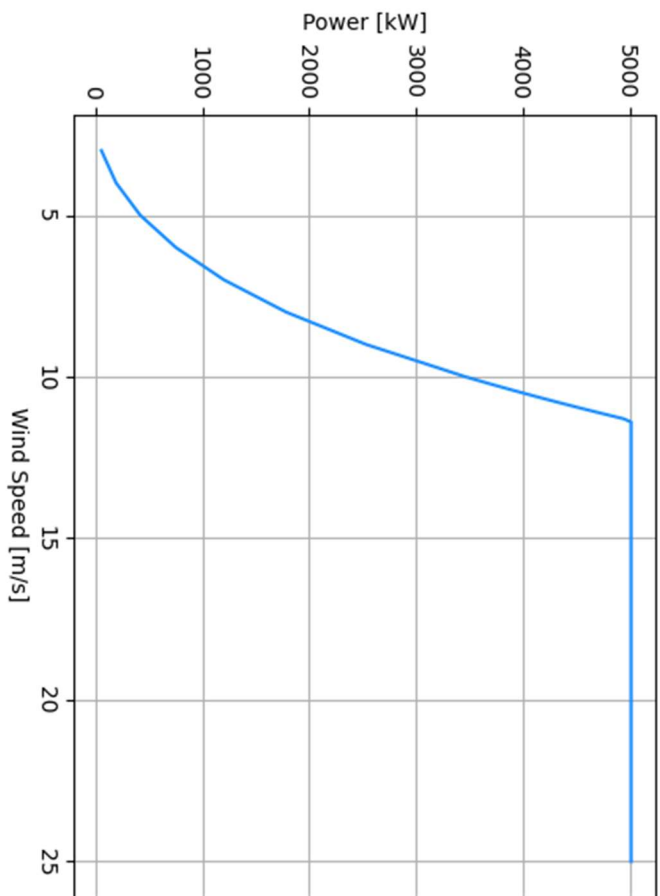


図 4.4 数値解析対象風車の出力曲線

## 第4章 数値解析

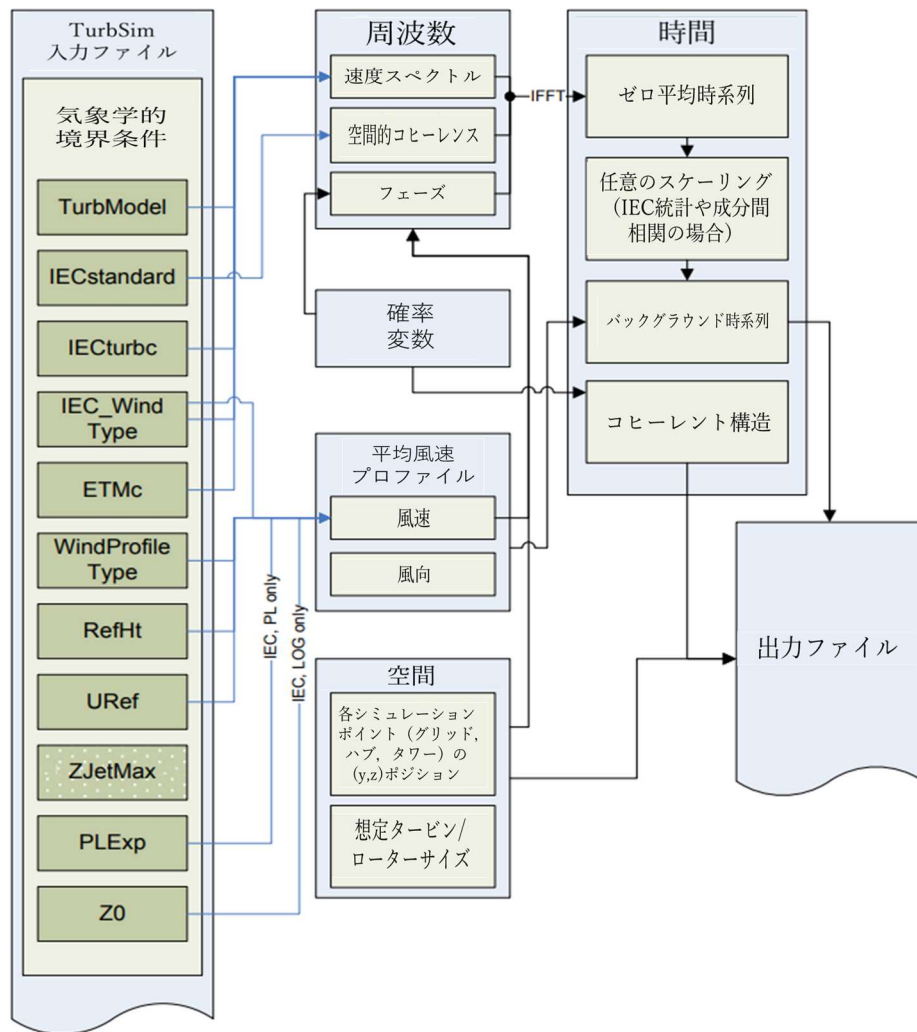


Figure C-4. Parameters in the Meteorological Boundary Conditions section of the TurbSim input file (for IECKAI and IECVKM models only)

図 4.5 TurbSim 解析システムの概要(IECKAI モデル)

## 第 5 章 数値解析結果および考察

### 5.1 流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による 算出ヨー角に基づくヨー制御

本節では，流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ による風車荷重変動の結果を示す．第 3 章の風車流入風向推定手法および第 4 章の数値解析の条件と得られた数値解析結果から，風車荷重変動を評価する．

図 5.1 に本節の評価手法の概要を示す．横軸に解析時間，縦軸に時系列風データより算出されるヨーミスアライメントを示す．また，凡例は青でヨー制御 $\langle 1 \rangle$ の時系列風データ，黄でヨー制御 $\langle n \rangle$ 時の時系列風データを示し，青矢印はヨー制御 $\langle 1 \rangle$ 時の荷重解析の時系列範囲，黄矢印はヨー制御 $\langle n \rangle$ 時の荷重解析の時系列範囲を示している．ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ 時およびヨー制御 $\langle n \rangle$ 時の荷重解析における時系列範囲は同一である．

図 5.1 における評価手法の手順を説明する．

① 時系列風データにおいて任意時間 $t_X$ から始まるヨー制御間隔 $t_{control}$ （灰矢印）を指定する．ヨー制御間隔 $t_{control}$ は $t_X \leq t_{control} \leq t_{est}$ である．今回，3 通りの任意時間 $t_X=130, 1400, 2300[\text{sec}]$ を指定する．

②  $t_{control}$ 範囲の時系列風データを用いて，流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角 $\theta_{spinner(n)}^{weighted}$ を算出する．

表 5.1 に $U=15[\text{m/s}]$ ，表 5.2 に $U=19[\text{m/s}]$ ，表 5.3 に $U=23[\text{m/s}]$ それぞれにおける $t_X=130, 1400, 2300[\text{sec}]$ 時の算出ヨー角 $\theta_{spinner(n)}^{weighted}$ を示す．

表 5.1  $U=15[\text{m/s}]$ における流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角

$U = 15[\text{m/s}]$	算出ヨー角 $\theta_{spinner(n)}^{weighted}$ [deg]				
	$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$t_X=130[\text{sec}]$	2.78	2.69	2.64	2.45	2.08
$t_X=1400[\text{sec}]$	-0.41	0.06	0.68	0.84	1.33
$t_X=2300[\text{sec}]$	0.57	0.66	0.68	0.69	0.63

表 5.2  $U = 19[\text{m/s}]$ における流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角

$U = 19[\text{m/s}]$	算出ヨー角 $\theta_{\text{spinner}(n)}^{\text{weighted}}$ [deg]				
	$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$t_X=130[\text{sec}]$	0.42	0.42	0.42	0.42	0.45
$t_X=1400[\text{sec}]$	0.92	1.03	1.09	1.32	0.66
$t_X=2300[\text{sec}]$	-0.12	-0.09	-0.07	-0.01	-0.02

表 5.3  $U = 23[\text{m/s}]$ における流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角

$U = 23[\text{m/s}]$	算出ヨー角 $\theta_{\text{spinner}(n)}^{\text{weighted}}$ [deg]				
	$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$t_X=130[\text{sec}]$	1.49	1.84	1.98	2.32	2.59
$t_X=1400[\text{sec}]$	1.21	1.43	1.54	1.89	2.35
$t_X=2300[\text{sec}]$	-1.36	-1.70	-1.88	-2.39	-3.01

- ③ 解析対象風車のヨー角を $\theta_{\text{spinner}(n)}^{\text{weighted}}$ に決定し、ヨー制御間隔 $t_{\text{control}}$ における時系列風データを用いて風車荷重解析を行う。荷重解析結果より、ヨー制御 $\langle n \rangle$ による風車荷重変動を評価する。

ヨー制御 $\langle n \rangle$ による風車荷重変動の抑制効果は、ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対する変化率で評価する。ここで、ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ の各評価値の変化率 $RC_{V(n)}$ を式(5.1)に示す。

$$(\text{Rate of Change})RC_{V(n)} = \frac{V(n)-V(1)}{V(1)} \times 100 [\%] \quad (5.1)$$

ここで、 $V$ は任意の評価値を示す。

### 5.1.1 翼根荷重変動

翼根荷重変動は翼根部におけるエッジ方向曲げモーメント $M_x$ およびフラップ方向曲げモーメント $M_y$ に対するそれぞれの標準偏差であるエッジ方向の曲げモーメント $\sigma_{M_x}$ およびフラップ方向の曲げモーメント $\sigma_{M_y}$ で評価する。

#### 5.1.1.1 エッジ方向の荷重変動

図 5.2 は $U = 15[\text{m/s}]$ 、図 5.3 は $U = 19[\text{m/s}]$ 、図 5.4 は $U = 23[\text{m/s}]$ でのそれぞれヨー制御 $\langle n \rangle$ におけるエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_x}$ を示す。図は横軸に重み $n$ 、縦軸に $\sigma_{M_x}$ を表し、凡例は青で $t_X=130[\text{sec}]$ 、橙で $t_X=1400[\text{sec}]$ 、灰で $t_X=2300[\text{sec}]$ の $\sigma_{M_x}$ を示す。図 5.2~図 5.4 より、各風速帯にてヨー制御 $\langle n \rangle$ の $t_X$ における荷重解析結果を考察する。 $U = 15[\text{m/s}]$ 時にて、 $\sigma_{M_x}$ は



$U=19[\text{m/s}]$ 時および $U=23[\text{m/s}]$ 時に比べ $t_X$ ごとの変動が小さい。この理由として、乱流風の数値解析にて $U=15[\text{m/s}]$ 時のロータ受風面内の風向観測は $U=19[\text{m/s}]$ 時および $U=23[\text{m/s}]$ 時に比べ低風速であるためより乱れた流入風向となり、 $U=15[\text{m/s}]$ 時、 $U=19[\text{m/s}]$ 時および $U=23[\text{m/s}]$ 時に比べ効果的な流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理に基づくヨー角算出が困難であると考えられる。よって、流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理に基づく算出ヨー角に基づくヨー制御はより高風速な流入風に対し $\sigma_{M_x}$ の低減効果の可能性がある。

表 5.4 は $U=15[\text{m/s}]$ 、表 5.5 は $U=19[\text{m/s}]$ 、表 5.6 は $U=23[\text{m/s}]$ でのヨー制御 $\langle n \rangle$ ごとに、ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するエッジ方向の荷重変動の変化率 $RC_{\sigma_{M_x}\langle n \rangle}$ を示す。表 5.1~表 5.3 より、各風速帯にて、ヨー制御 $\langle n \rangle$ による $\sigma_{M_x}$ の最大低減効果は $U=15[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_x}\langle 10 \rangle} = -0.041[\%]$ 、 $U=19[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_x}\langle 10 \rangle} = -0.122[\%]$ 、 $U=23[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_x}\langle 10 \rangle} = -0.022[\%]$ を示し、 $U=19[\text{m/s}]$ 時に最大の $\sigma_{M_x}$ の低減効果を示した。以上の結果より、風速帯ごと $RC_{\sigma_{M_x}\langle n \rangle}$ は重み $n$ に対し顕著な傾向はみられない。よって、流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御はエッジ方向の荷重変動の顕著な荷重変動の低減効果を示さない。

表 5.4  $U=15[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $\langle n \rangle$ エッジ方向の荷重変動の変化率

$U=15[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_x}\langle n \rangle}$			
ヨー制御 $\langle n \rangle$		$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_x}$	$t_X=130[\text{sec}]$	0.001	0.002	0.010	0.017
	$t_X=1400[\text{sec}]$	-0.006	-0.014	-0.033	-0.041
	$t_X=2300[\text{sec}]$	-0.001	0.002	0.001	-0.003

表 5.5  $U=19[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $\langle n \rangle$ エッジ方向の荷重変動の変化率

$U=19[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_x}\langle n \rangle}$			
ヨー制御 $\langle n \rangle$		$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_x}$	$t_X=130[\text{sec}]$	-0.006	-0.006	-0.025	-0.047
	$t_X=1400[\text{sec}]$	-0.019	-0.035	-0.071	-0.122
	$t_X=2300[\text{sec}]$	0.008	0.009	0.021	0.062

表 5.6  $U=23[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $\langle n \rangle$ エッジ方向の荷重変動の変化率

$U=23[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_x}\langle n \rangle}$			
ヨー制御 $\langle n \rangle$		$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_x}$	$t_X=130[\text{sec}]$	-0.004	-0.013	-0.013	-0.022
	$t_X=1400[\text{sec}]$	0.000	0.006	0.011	0.028
	$t_X=2300[\text{sec}]$	0.039	0.058	0.111	0.186

### 5.1.1.2 フラップ方向の荷重変動

図 5.5 は  $U = 15[\text{m/s}]$ , 図 5.6 は  $U = 19[\text{m/s}]$ , 図 5.7 は  $U = 23[\text{m/s}]$  それぞれの流入風ロータ軸方向成分の  $n$  乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御  $\langle n \rangle$  におけるフラップ方向の荷重変動を示す。横軸に重み  $n$ , 縦軸にフラップ方向の荷重変動  $\sigma_{My}$  を示す。また, 青が  $t_X = 130[\text{sec}]$ , 橙が  $t_X = 1400[\text{sec}]$ , 灰が  $t_X = 2300[\text{sec}]$  を示している。図 5.5~図 5.7 より, 各風速帯にて, ヨー制御  $\langle n \rangle$  の  $t_X$  における荷重解析結果を考察する。  $U = 19[\text{m/s}]$  時および  $U = 23[\text{m/s}]$  時にて,  $\sigma_{My}$  は  $U = 15[\text{m/s}]$  時に比べ  $t_X$  ごとの変動が大きい。よって, 流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理に基づく算出ヨー角に基づくヨー制御はより高風速な流入風に対し  $\sigma_{My}$  の低減効果の可能性がある。

表 5.7 は  $U = 15[\text{m/s}]$ , 表 5.8 は  $U = 19[\text{m/s}]$ , 表 5.9 は  $U = 23[\text{m/s}]$  それぞれのヨー制御  $\langle n \rangle$  ごとに, ヨー制御  $\langle 1 \rangle$  に対するフラップ方向の荷重変動の変化率  $RC_{\sigma_{My}\langle n \rangle}$  を示す。表 5.7~表 5.9 より, 風速帯ごと  $\sigma_{My}$  における最大の低減効果は  $U = 15[\text{m/s}]$  時  $RC_{\sigma_{My}\langle 10 \rangle} = -0.345[\%]$ ,  $U = 19[\text{m/s}]$  時  $RC_{\sigma_{My}\langle 10 \rangle} = -0.961[\%]$ ,  $U = 23[\text{m/s}]$  時  $RC_{\sigma_{My}\langle 10 \rangle} = -2.539[\%]$  を示した。

ここで, 風速帯ごと  $RC_{\sigma_{My}\langle n \rangle}$  を考察する。図 5.8 は  $t_X = 2300[\text{sec}]$  における風速帯ごとのフラップ方向の荷重変動の変化率の関係を示す。横軸に風速帯, 縦軸に荷重変動を示す。また橙が  $RC_{\sigma_{My}\langle 2 \rangle}$ , 灰が  $RC_{\sigma_{My}\langle 2 \rangle}$ , 黄が  $RC_{\sigma_{My}\langle 6 \rangle}$ , 緑が  $RC_{\sigma_{My}\langle 10 \rangle}$  を示している。図より,  $\sigma_{My}$  はより高風速域である  $U = 23[\text{m/s}]$  時に顕著な変化率を示すことがわかる。

ここで,  $U = 23[\text{m/s}]$  にてヨーミスアライメントごと  $\sigma_{My}$  を考察する。図 5.9 に  $U = 23[\text{m/s}]$  自然風データを用いた風車流入風に対するヨーミスアライメントとフラップ方向の荷重変動の関係を示す。横軸に  $5\text{deg}$  ずつのヨーミスアライメント, 縦軸に  $\sigma_{My}$  を示す。図より,  $\sigma_{My}$  はヨーミスアライメントが  $-20\text{deg}$  付近で最小になることがわかる。

図 5.9 での考察を元に,  $U = 23[\text{m/s}]$  にて  $t_X = 130, 1400, 2300[\text{sec}]$  時の流入風ロータ軸方向成分の  $n$  乗重み付け処理による算出ヨー角  $\theta_{\text{spinner}\langle n \rangle}^{\text{weighted}}$  から,  $\sigma_{My}$  を考察する。表 5.7 に  $U = 23[\text{m/s}]$  における  $t_X = 130, 1400, 2300[\text{sec}]$  時の流入風ロータ軸方向成分の  $n$  乗重み付け処理による算出ヨー角  $\theta_{\text{spinner}\langle n \rangle}^{\text{weighted}}$  を示す。表 5.7 より,  $t_X = 130, t_X = 1400[\text{sec}]$  の場合, 流入風ロータ軸方向成分の  $n$  乗重み付け処理によるヨー角算出により正のヨーミスアライメント方向の  $\theta_{\text{spinner}\langle n \rangle}^{\text{weighted}}$  が決定している。その結果,  $\sigma_{My}$  が増大するようなヨー制御を行っている。 $t_X = 2300[\text{sec}]$  の場合, 流入風ロータ軸方向成分の  $n$  乗重み付け処理によるヨー角算出により負のヨーミスアライメント方向の  $\theta_{\text{spinner}\langle n \rangle}^{\text{weighted}}$  が決定している。その結果,  $\sigma_{My}$  が減少するようなヨー制御ができています。以上の結果より, 流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御は, 高風速域で負のヨーミスアライメント方向にヨー制御を行うことによりフラップ方向の荷重変動の低減効果を示した。

表 5.7  $U = 15[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $\langle n \rangle$ フラップ方向の荷重変動の変化率

$U = 15[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_y}\langle n \rangle}[\%]$			
ヨー制御 $\langle n \rangle$		$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_y}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	-0.064	-0.107	-0.202	-0.345
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	0.113	0.194	0.396	0.524
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	0.025	0.028	0.023	0.019

表 5.8  $U = 19[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $\langle n \rangle$ フラップ方向の荷重変動の変化率

$U = 19[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_y}\langle n \rangle}[\%]$			
ヨー制御 $\langle n \rangle$		$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_y}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	0.105	0.182	0.425	0.714
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	0.246	0.402	0.902	1.596
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	-0.082	-0.131	-0.373	-0.961

表 5.9  $U = 23[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $\langle n \rangle$ フラップ方向の荷重変動の変化率

$U = 23[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_y}\langle n \rangle}[\%]$			
ヨー制御 $\langle n \rangle$		$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_y}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	0.051	0.138	0.499	1.020
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	0.442	0.658	1.335	2.291
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	-0.503	-0.752	-1.535	-2.539

### 5.1.2 ヨー機構の荷重変動

ヨー機構の荷重変動はヨー機構に作用するヨーモーメント $M_z$ における標準偏差であるヨー機構の荷重変動 $\sigma_{M_z}$ で評価する．図 5.10 は $U = 15[\text{m/s}]$ ，図 5.11 は $U = 19[\text{m/s}]$ ，図 5.12 は $U = 23[\text{m/s}]$ それぞれの流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ におけるヨー機構の荷重変動を示す．横軸に重み $n$ ，縦軸に $\sigma_{M_z}$ を示す．また，青が $t_X = 130[\text{sec}]$ ，橙が $t_X = 1400[\text{sec}]$ ，灰が $t_X = 2300[\text{sec}]$ を示している．図 5.10～図 5.12 より，各風速帯にて $t_X$ ごとの $\sigma_{M_z}$ の変動は同程度である．

表 5.10 は $U = 15[\text{m/s}]$ ，表 5.11 は $U = 19[\text{m/s}]$ ，表 5.12 は $U = 23[\text{m/s}]$ それぞれのヨー制御 $\langle n \rangle$ ごとに，ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー機構の荷重変動の変化率 $RC_{\langle n \rangle}$ を示す．表 5.10～表 5.12 より， $\sigma_{M_z}$ における風速帯ごとの最大の低減効果は $U = 15[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_z}\langle 10 \rangle} = -0.017[\%]$ ， $U = 19[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_z}\langle 2 \rangle} = -0.007[\%]$ ， $U = 23[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_z}\langle 10 \rangle} = -0.333[\%]$ を示した．以上の結果より，風速帯ごと $RC_{\sigma_{M_z}\langle n \rangle}$ は重み $n$ に対し顕著な傾向はみられない．よって，流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御はヨー機構の荷重変動の顕著な荷重変動の低減効果を示さない．

表 5.10  $U = 15[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $\langle n \rangle$ ヨー機構の荷重変動の変化率

$U = 15[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_z}\langle n \rangle}[\%]$			
ヨー制御 $\langle n \rangle$		$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_z}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	0.039	0.056	0.121	0.235
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	-0.055	-0.084	-0.161	-0.293
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	-0.011	-0.016	-0.019	-0.010

表 5.11  $U = 19[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $\langle n \rangle$ ヨー機構の荷重変動の変化率

$U = 19[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_z}\langle n \rangle}[\%]$			
ヨー制御 $\langle n \rangle$		$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_z}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	0.010	0.010	0.034	0.060
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	-0.007	0.001	0.002	-0.006
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	0.000	0.001	0.002	-0.004

表 5.12  $U = 23[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $\langle n \rangle$ ヨー機構の荷重変動の変化率

$U = 23[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_z}\langle n \rangle}[\%]$			
ヨー制御 $\langle n \rangle$		$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_z}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	0.001	0.008	0.034	0.082
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	-0.067	-0.101	-0.206	-0.333
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	0.088	0.137	0.278	0.421

## 5.2 意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御

本節では、意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御  $offset\langle n \rangle$  による風車荷重変動の結果を示す。第3章の風車流入風推定手法および第4章の数値解析の条件と手法により得られた数値解析結果から、風車荷重変動を評価する。

図 5.13 に本節の評価手法の概要を示す。横軸に解析時間、縦軸に風データのヨーミスアライメントを示す。また、黄点は5.1節のヨー制御 $\langle n \rangle$ 時の時系列風データを示し、黄矢印はヨー制御 $\langle n \rangle$ 時の荷重解析時の荷重解析の時系列範囲、橙矢印はヨー制御  $offset\langle n \rangle$  時の荷重解析の時系列範囲を示している。ヨー制御 $\langle n \rangle$ 時およびヨー制御  $offset\langle n \rangle$  時の荷重解析における時系列範囲は同一である。

図 5.13 における評価手法の手順を説明する。

- ① 時系列風データにおいて任意時間  $t_X$  から始まるヨー制御間隔  $t_{control}$  (灰矢印) を指定する。ヨー制御間隔  $t_{control}$  は任意時間  $t_X$  から流入風推定の算出時間  $t_{est}$  までの時間とする。今回、3通りの任意時間  $t_X = 130, 1400, 2300[\text{sec}]$  を指定する。

- ② 任意時間 $t_X$ から始まるヨー制御間隔 $t_{control}$ における流入風推定を行う．任意時間 $t_X$ から始まるヨー制御間隔 $t_{control}$ における時系列風データを用いて，流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角 $\theta_{spinner(n)}^{weighted}$ を算出する．
- ③ 先述にて算出された $\theta_{spinner(n)}^{weighted}$ に対し，風速帯ごと指定の適切なヨーミスアライメント $\phi_{offset}$ を加算し算出ヨー角 $\theta_{spinner(n)}^{offset}$ （橙点）を算出する．
- ④ 解析対象風車のヨー角を $\theta_{spinner(n)}^{weighted}$ および $\theta_{spinner(n)}^{offset}$ に決定し，ヨー制御間隔 $t_{control}$ における時系列風データを用いて風車荷重解析を行う荷重解析結果より，ヨー制御 $\langle n \rangle$ およびヨー制御 $offset\langle n \rangle$ による風車荷重変動を評価する．

翼根荷重変動およびヨー機構の荷重変動の評価は，意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御 $offset\langle n \rangle$ ごとに，5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ に対する変化率と比較する．ここで，ヨー制御 $\langle n \rangle$ に対するヨー制御 $offset\langle n \rangle$ の各評価値の変化率 $RC_{voffset\langle n \rangle}$ を式(5.2)に示す．

$$(Rate\ of\ Change)RC_{voffset\langle n \rangle} = \frac{voffset\langle n \rangle - v\langle n \rangle}{v\langle n \rangle} \quad (5.2)$$

ここで， $v$ は任意の評価値を示す．

## 5.2.1 翼根荷重変動

翼根荷重変動は翼根部におけるエッジ方向曲げモーメント $M_x$ およびフラップ方向曲げモーメント $M_y$ における標準偏差となるエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_x}$ およびフラップ方向の荷重変動 $\sigma_{M_y}$ で評価する．

### 5.2.1.1 エッジ方向の荷重変動

図 5.14 は $U = 15[m/s]$ ，図 5.15 は $U = 19[m/s]$ ，図 5.16 は $U = 23[m/s]$ それぞれの 5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ および意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御 $offset\langle n \rangle$ におけるエッジ方向の荷重変動を示す．横軸に重み $n$ ，縦軸にエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_x}$ を示す．また，青が $t_X = 130[sec]$ ，橙が $t_X = 1400[sec]$ ，灰が $t_X = 2300[sec]$ それぞれの 5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ によるエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_x}$ ，青/白が $t_X = 130[sec]$ ，橙/白が $t_X = 1400[sec]$ ，灰/白が $t_X = 2300[sec]$ それぞれのヨー制御 $offset\langle n \rangle$ によるエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_x}$ を示している．図 5.14～図 5.16 より，各風速帯にてヨー制御 $offset\langle n \rangle$ の $t_X$ における荷重解析結果を考察する． $U = 15[m/s]$ 時にて， $\sigma_{M_x}$ は $U = 19[m/s]$ 時および $U = 23[m/s]$ 時に比べ $t_X$ ごとの変動が小さい．この理由として，乱流風の数値解析にて $U = 15[m/s]$ 時のロータ受風面内の風向観

測は $U = 19[\text{m/s}]$ 時および $U = 23[\text{m/s}]$ 時に比べ低風速であるためより乱れた流入風向となり、 $U = 15[\text{m/s}]$ 時、 $U = 19[\text{m/s}]$ 時および $U = 23[\text{m/s}]$ 時に比べ効果的な意図的なヨーミスアライメント設定に基づくヨー角算出が困難であると考えられる。よって、意図的なヨーミスアライメント設定に基づく算出ヨー角に基づくヨー制御はより高風速な流入風に対し $\sigma_{M_x}$ の低減効果の可能性がある。

表 5.13 は $U = 15[\text{m/s}]$ 、表 5.14 は $U = 19[\text{m/s}]$ 、表 5.15 は $U = 23[\text{m/s}]$ それぞれのヨー制御 $offset\langle n \rangle$ ごとに、5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ に対するエッジ方向の荷重変動の変化率 $RC_{\sigma_{M_x}offset\langle n \rangle}$ を示す。表 5.13~表 5.15 より、 $\sigma_{M_x}$ における最大の低減効果は $U = 15[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_x}offset\langle 1 \rangle} = RC_{\sigma_{M_x}offset\langle 2 \rangle} = -0.031[\%]$ 、 $U = 19[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_x}offset\langle 1 \rangle} = RC_{\sigma_{M_x}offset\langle 3 \rangle} = -0.756[\%]$ 、 $U = 23[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_x}offset\langle 1 \rangle} = -0.448[\%]$ を示した。以上の結果より、風速帯ごと $RC_{\sigma_{M_x}offset\langle n \rangle}$ は重み $n$ に対し顕著な傾向はみられない。よって、意図的なヨーミスアライメント設定に基づく算出ヨー角に基づくヨー制御はエッジ方向の荷重変動の顕著な荷重変動の低減効果を示さない。

表 5.13  $U = 15[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ エッジ方向の荷重変動の変化率

$U = 15[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_x}offset\langle n \rangle}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_x}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	-0.031	-0.031	-0.029	-0.020	-0.014
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	0.080	0.058	0.045	0.018	0.001
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	0.273	0.263	0.262	0.262	0.261

表 5.14  $U = 19[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ エッジ方向の荷重変動の変化率

$U = 19[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_x}offset\langle n \rangle}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_x}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	-0.349	-0.355	-0.364	-0.392	-0.414
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	-0.756	-0.748	-0.756	-0.748	-0.737
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	-0.418	-0.411	-0.417	-0.399	-0.362

表 5.15  $U = 23[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ エッジ方向の荷重変動の変化率

$U = 23[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_x}offset\langle n \rangle}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_x}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	-0.104	-0.105	-0.124	-0.139	-0.169
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	-0.356	-0.386	-0.395	-0.391	-0.426
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	-0.448	-0.389	-0.368	-0.276	-0.171



### 5.2.1.2 フラップ方向の荷重変動

図 5.17 は  $U = 15[\text{m/s}]$ , 図 5.18 は  $U = 19[\text{m/s}]$ , 図 5.19 は  $U = 23[\text{m/s}]$  それぞれの 5.1 節のヨー制御  $\langle n \rangle$  および意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御  $offset\langle n \rangle$  におけるフラップ方向の荷重変動を示す. 横軸に重み  $n$ , 縦軸にフラップ方向の荷重変動  $\sigma_{M_y}$  を示す. また, 青が  $t_X = 130[\text{sec}]$ , 橙が  $t_X = 1400[\text{sec}]$ , 灰が  $t_X = 2300[\text{sec}]$  それぞれの 5.1 節のヨー制御  $\langle n \rangle$  による  $\sigma_{M_y}$ , 青/白が  $t_X = 130[\text{sec}]$ , 橙/白が  $t_X = 1400[\text{sec}]$ , 灰/白が  $t_X = 2300[\text{sec}]$  それぞれのヨー制御  $offset\langle n \rangle$  による  $\sigma_{M_y}$  を示している. 図 5.18~図 5.20 より, 各風速帯にて, ヨー制御  $\langle n \rangle$  の  $t_X$  における荷重解析結果を考察する.  $U = 19[\text{m/s}]$  時および  $U = 23[\text{m/s}]$  時にて,  $\sigma_{M_y}$  は  $U = 15[\text{m/s}]$  時に比べ  $t_X$  ごとの変動が大きい. よって, 流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理に基づく算出ヨー角に基づくヨー制御はより高風速な流入風に対し  $\sigma_{M_y}$  の低減効果の可能性がある.

表 5.16 は  $U = 15[\text{m/s}]$ , 表 5.17 は  $U = 19[\text{m/s}]$ , 表 5.18 は  $U = 23[\text{m/s}]$  それぞれのヨー制御  $offset\langle n \rangle$  ごとに, 5.1 節のヨー制御  $\langle n \rangle$  に対するフラップ方向の荷重変動の変化率  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle n \rangle}$  を示す. 表 5.16~表 5.18 より,  $\sigma_{M_y}$  における最大の低減効果は  $U = 15[\text{m/s}]$  時  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 1 \rangle} = -1.950[\%]$ ,  $U = 19[\text{m/s}]$  時  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 1 \rangle} = -9.871[\%]$ ,  $U = 23[\text{m/s}]$  時  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 10 \rangle} = -13.495[\%]$  を示した.

ここで, 風速帯ごと  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle n \rangle}$  を考察する. 図 5.20 は  $t_X = 130[\text{sec}]$  における風速帯ごとフラップ方向の荷重変動の変化率の関係を示す. 横軸に風速帯, 縦軸に  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle n \rangle}$  を示す. また, 青が  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 1 \rangle}$ , 橙が  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 2 \rangle}$ , 灰が  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 3 \rangle}$ , 黄が  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 6 \rangle}$ , 緑が  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 10 \rangle}$  を示している. 図より, 風速帯ごと  $\sigma_{M_y}$  における最大の低減効果は  $U = 15[\text{m/s}]$  時  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 1 \rangle} = -1.950[\%]$ ,  $U = 19[\text{m/s}]$  時  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 10 \rangle} = -8.393[\%]$ ,  $U = 23[\text{m/s}]$  時  $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle 10 \rangle} = -13.495[\%]$  を示した. よって,  $\sigma_{M_y}$  はより高風速域で顕著な変化率を示すことがわかる. 以上の結果より, 意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御  $offset\langle n \rangle$  におけるフラップ方向の荷重変動の低減効果を示した.

表 5.16  $U = 15[\text{m/s}]$  におけるヨー制御  $offset\langle n \rangle$  フラップ方向の荷重変動の変化率

$U = 15[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle n \rangle}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_y}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	-1.950	-1.916	-1.878	-1.804	-1.701
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	-1.260	-1.317	-1.384	-1.438	-1.475
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	-0.901	-0.928	-0.931	-0.933	-0.927

表 5.17  $U = 19[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ フラップ方向の荷重変動の変化率

$U = 19[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle n \rangle}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_y}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	-8.127	-8.149	-8.179	-8.292	-8.393
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	-8.867	-8.898	-8.966	-9.048	-9.161
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	-9.871	-9.855	-9.839	-9.786	-9.625

表 5.18  $U = 23[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ フラップ方向の荷重変動の変化率

$U = 23[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_y}offset\langle n \rangle}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_y}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	-13.225	-13.238	-13.265	-13.366	-13.495
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	-12.469	-12.524	-12.556	-12.976	-12.764
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	-9.930	-9.840	-9.807	-9.654	-9.480

### 5.2.2 ヨー機構の荷重変動

ヨー機構の荷重変動はヨー機構に作用するヨーモーメント $M_z$ における標準偏差であるヨー機構の荷重変動 $\sigma_{M_z}$ で評価する。図 5.21 は $U = 15[\text{m/s}]$ ，図 5.22 は $U = 19[\text{m/s}]$ ，図 5.23 は $U = 23[\text{m/s}]$ それぞれの 5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ および意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御 $offset\langle n \rangle$ におけるヨー機構の荷重変動を示す。横軸に重み $n$ ，縦軸に $\sigma_{M_z}$ を示す。また，青が $t_X = 130[\text{sec}]$ ，橙が $t_X = 1400[\text{sec}]$ ，灰が $t_X = 2300[\text{sec}]$ それぞれの 5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ による $\sigma_{M_z}$ ，青/白が $t_X = 130[\text{sec}]$ ，橙/白が $t_X = 1400[\text{sec}]$ ，灰/白が $t_X = 2300[\text{sec}]$ それぞれのヨー制御 $offset\langle n \rangle$ による $\sigma_{M_z}$ を示している。図 5.21~図 5.23 より，各風速帯にて $t_X$ ごとの $\sigma_{M_z}$ の変動は同程度である。

表 5.19 は $U = 15[\text{m/s}]$ ，表 5.20 は $U = 19[\text{m/s}]$ ，表 5.21 は $U = 23[\text{m/s}]$ それぞれのヨー制御 $offset\langle n \rangle$ ごとに，5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ に対するヨー機構の荷重変動の変化率 $RC_{\sigma_{M_z}offset\langle n \rangle}$ を示す。表 5.19~表 5.21 より， $\sigma_{M_z}$ における風速帯ごとの最大の低減効果は $U = 19[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_z}offset\langle 1 \rangle} = -1.033[\%]$ ， $U = 23[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_z}offset\langle 10 \rangle} = -1.511[\%]$ を示した。また， $U = 15[\text{m/s}]$ 時は低減効果を示さなかった。 $U = 15[\text{m/s}]$ において最大の変化率は $RC_{\sigma_{M_z}offset\langle 1 \rangle} = 2.087[\%]$ を示し，このとき， $\sigma_{M_z}$ は増大する。以上の結果より，意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御はヨー機構の荷重変動に対し最大 2%程度の低減および増大を示すことがわかった。



表 5.19  $U = 15[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ ヨー機構の荷重変動の変化率

$U = 15[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_z}offset\langle n \rangle}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_z}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	2.087	2.065	2.054	2.019	1.949
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	0.613	0.707	0.743	0.783	0.870
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	0.330	0.319	0.321	0.325	0.324

表 5.20  $U = 19[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ ヨー機構の荷重変動の変化率

$U = 19[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_z}offset\langle n \rangle}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_z}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	-1.033	-1.029	-1.026	-1.017	-1.017
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	0.059	0.049	0.022	-0.008	0.028
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	-0.719	-0.742	-0.749	-0.813	-0.954

表 5.21  $U = 23[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ ヨー機構の荷重変動の変化率

$U = 23[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_z}offset\langle n \rangle}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_z}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	-1.402	-1.403	-1.411	-1.450	-1.511
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	0.755	0.792	0.805	0.888	0.877
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	0.922	0.847	0.802	0.689	0.586

### 5.2.3 タワー根元部曲げ方向の荷重変動

タワー根元部曲げ方向の荷重変動はタワー根元部における曲げモーメント $M_{tower}$ における標準偏差であるタワー根元部曲げ方向の荷重変動 $\sigma_{M_{tower}}$ で評価する. 図 5.24 は $U = 15[\text{m/s}]$ , 図 5.25 は $U = 19[\text{m/s}]$ , 図 5.26 は $U = 23[\text{m/s}]$ それぞれの 5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ および意図的なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御 $offset\langle n \rangle$ におけるタワー根元部曲げ方向の荷重変動 $\sigma_{M_{tower}}$ を示す. 横軸に重み $n$ , 縦軸にタワー根元部曲げ方向の荷重変動 $\sigma_{M_{tower}}$ を示す. また, 青が $t_X = 130[\text{sec}]$ , 橙が $t_X = 1400[\text{sec}]$ , 灰が $t_X = 2300[\text{sec}]$ それぞれの 5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ による $\sigma_{M_{tower}}$ , 青/白が $t_X = 130[\text{sec}]$ , 橙/白が $t_X = 1400[\text{sec}]$ , 灰/白が $t_X = 2300[\text{sec}]$ それぞれのヨー制御 $offset\langle n \rangle$ による $\sigma_{M_{tower}}$ を示している. 図 5.24~図 5.26 より, 各風速帯にて $t_X$ ごとの $\sigma_{M_z}$ の変動は同程度である.

表 5.22 は $U = 15[\text{m/s}]$ , 表 5.23 は $U = 19[\text{m/s}]$ , 表 5.24 は $U = 23[\text{m/s}]$ それぞれのヨー制御 $offset\langle n \rangle$ ごとに, 5.1 節のヨー制御 $\langle n \rangle$ に対するタワー根元部曲げ方向の荷重変動の変化率 $RC_{\sigma_{M_{tower}}offset\langle n \rangle}$ を示す. 表 5.22~表 5.24 より,  $\sigma_{M_{tower}}$ における最大の増大効果は $U = 15[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_{tower}}offset\langle 10 \rangle} = 3.557[\%]$ ,  $U = 19[\text{m/s}]$ 時 $RC_{\sigma_{M_{tower}}offset\langle 10 \rangle} = 9.699[\%]$ ,  $U = 23[\text{m/s}]$ 時

$RC_{\sigma_{M_{tower}offset(3)}} = 7.814[\%]$ を示した。以上の結果より、意図的なヨーミスアライメント設定による算出流入風向に基づくヨー制御はタワー根元部曲げ方向の荷重変動に対し最大10%程度の増大を示すことがわかった。

表 5.22  $U = 15[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ タワー根元部曲げ方向の荷重変動の変化率

$U = 15[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_{tower}offset\langle n \rangle}}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_{tower}}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	3.094	3.152	3.195	3.313	3.557
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	2.981	2.805	2.714	2.596	2.500
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	2.529	2.510	2.510	2.506	2.509

表 5.23  $U = 19[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ タワー根元部曲げ方向の荷重変動の変化率

$U = 19[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_{tower}offset\langle n \rangle}}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_{tower}}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	6.108	6.040	6.004	5.889	5.774
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	4.945	4.963	4.873	4.773	4.536
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	9.077	9.142	9.165	9.322	9.699

表 5.24  $U = 23[\text{m/s}]$ におけるヨー制御 $offset\langle n \rangle$ タワー根元部曲げ方向の荷重変動の変化率

$U = 23[\text{m/s}]$		変化率 $RC_{\sigma_{M_{tower}offset\langle n \rangle}}[\%]$				
ヨー制御 $offset\langle n \rangle$		$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
$\sigma_{M_{tower}}$	$t_X = 130[\text{sec}]$	7.789	7.803	7.814	7.796	7.753
	$t_X = 1400[\text{sec}]$	3.320	3.412	3.461	3.715	3.923
	$t_X = 2300[\text{sec}]$	1.935	2.239	2.394	2.799	3.241

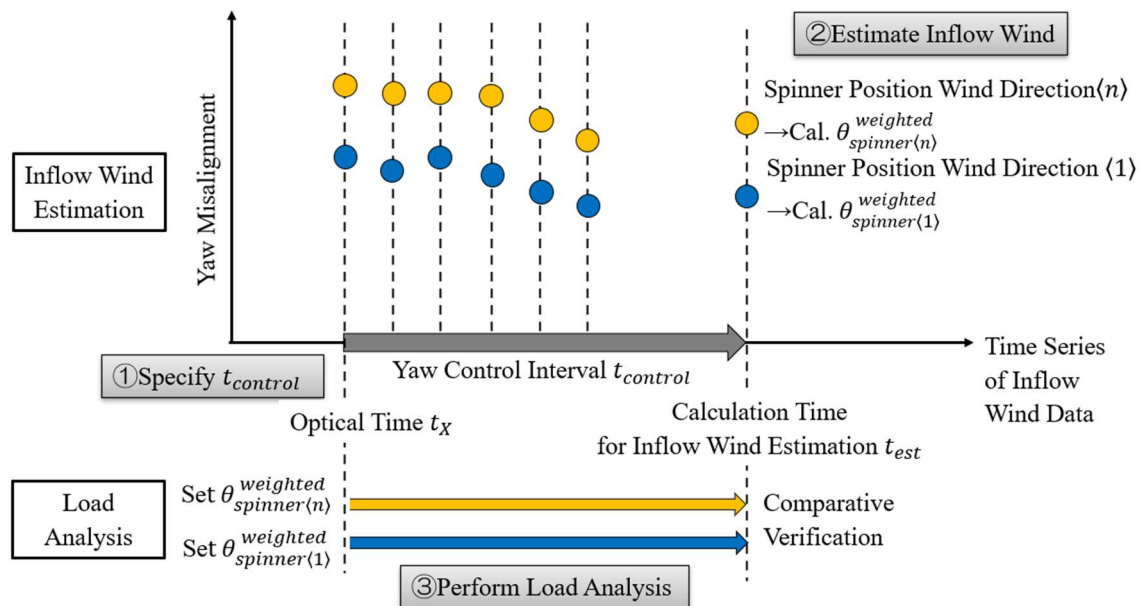
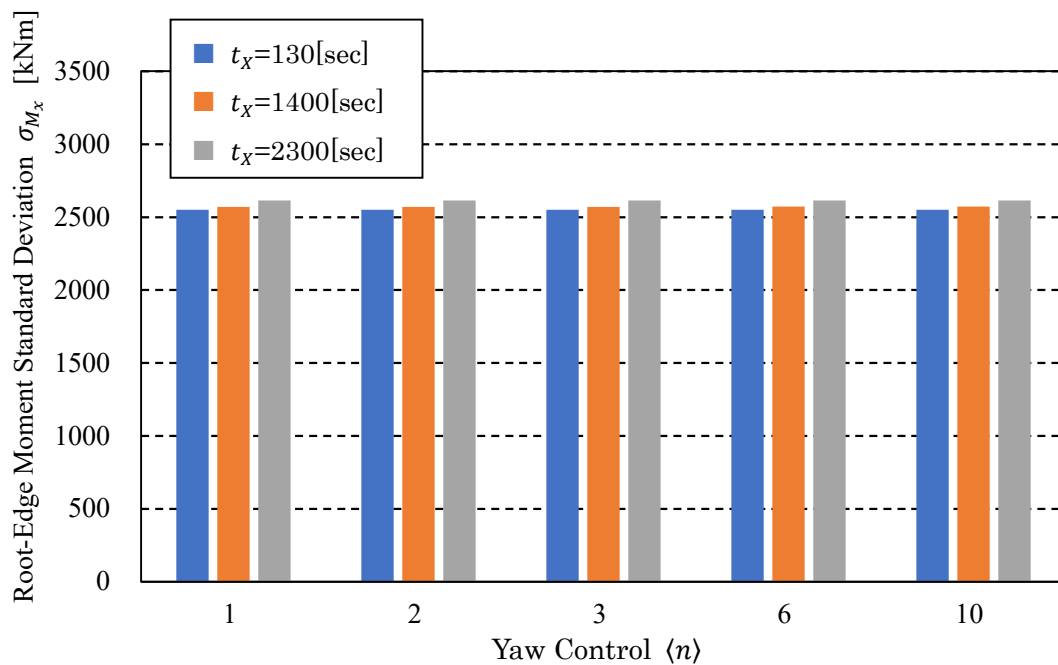
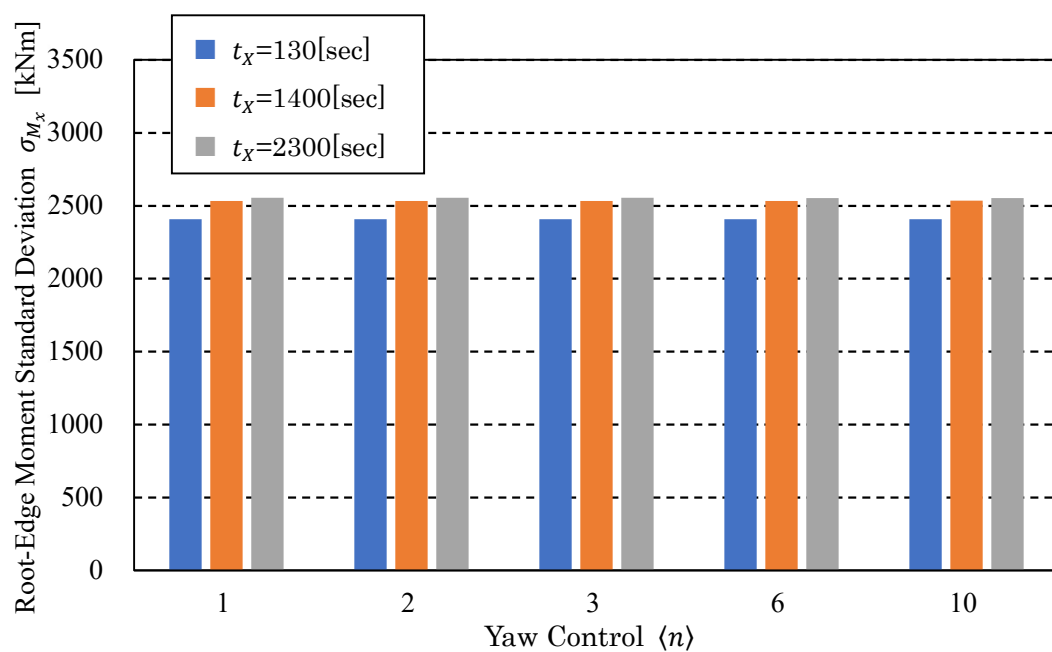
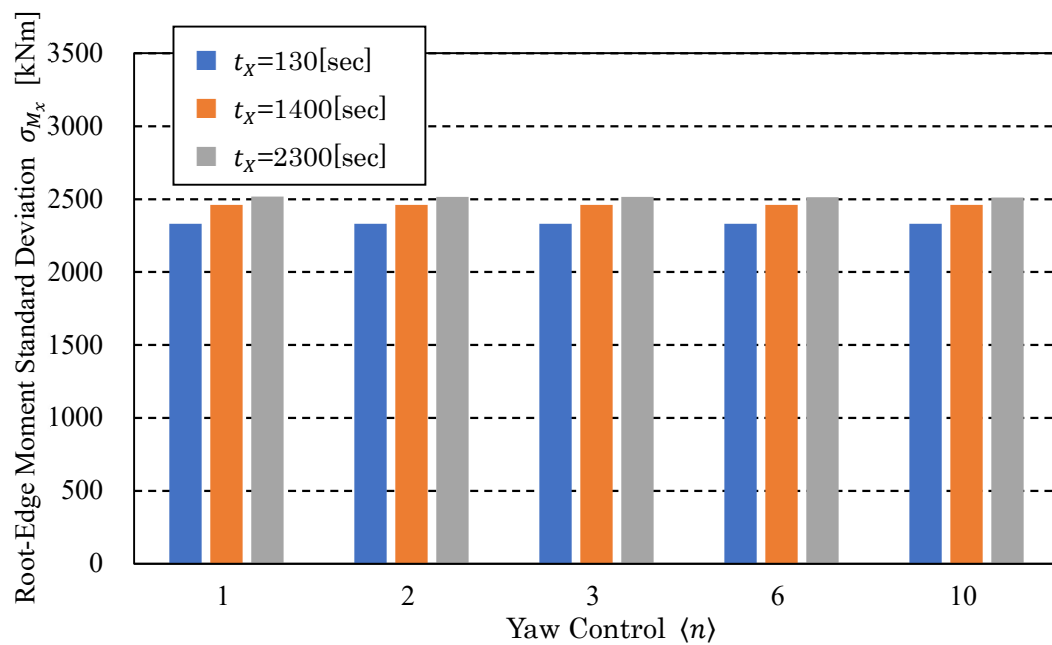
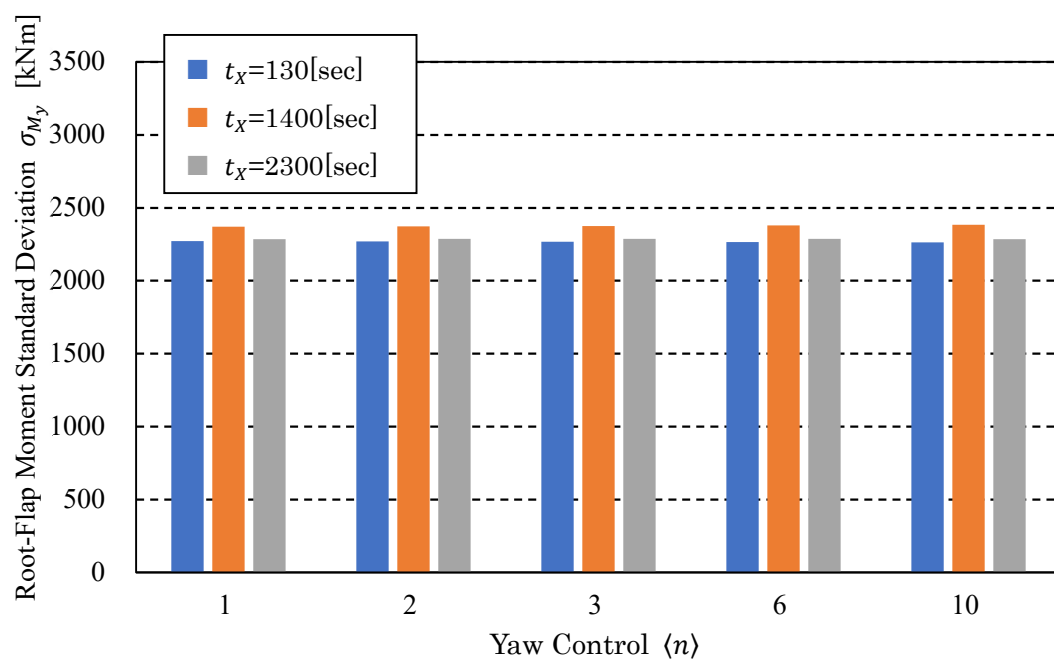
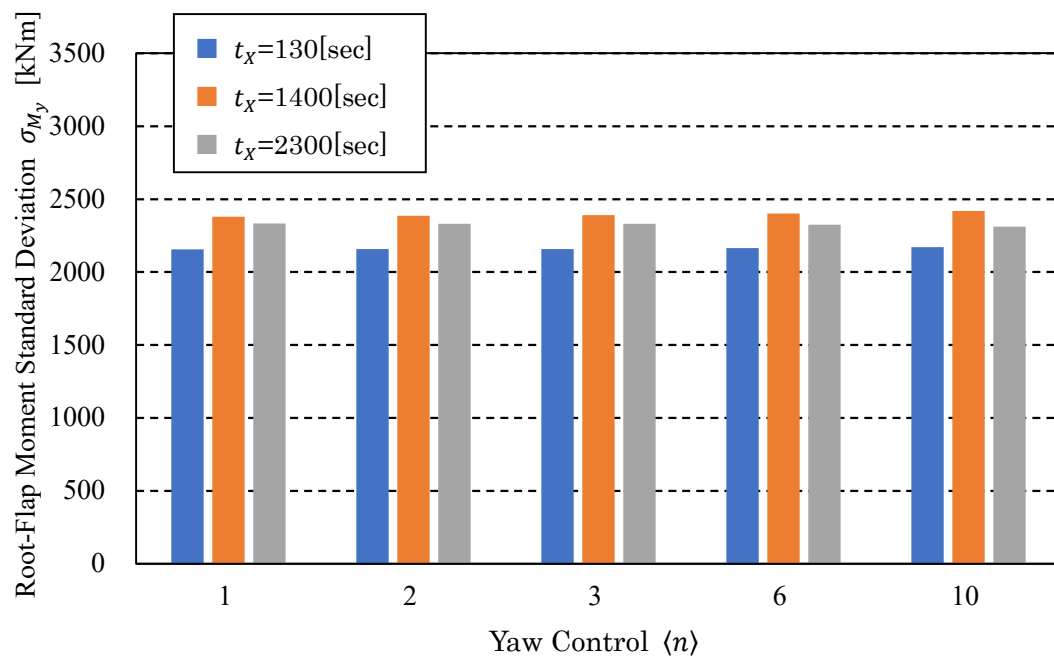


図 5.1 ヨー制御評価手法

図 5.2  $U=15\text{m/s}$  におけるエッジ方向の荷重変動

図 5.3  $U = 19\text{m/s}$  におけるエッジ方向の荷重変動図 5.4  $U = 23\text{m/s}$  におけるエッジ方向の荷重変動

図 5.5  $U = 15 \text{ m/s}$  におけるフラップ方向の荷重変動図 5.6  $U = 19 \text{ m/s}$  におけるフラップ方向の荷重変動

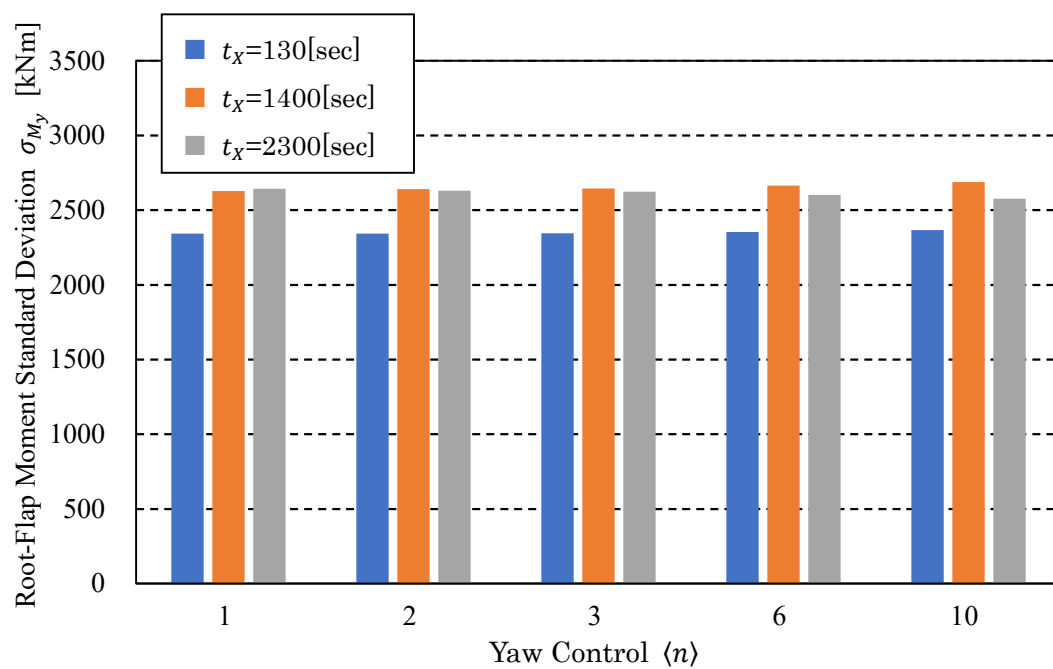
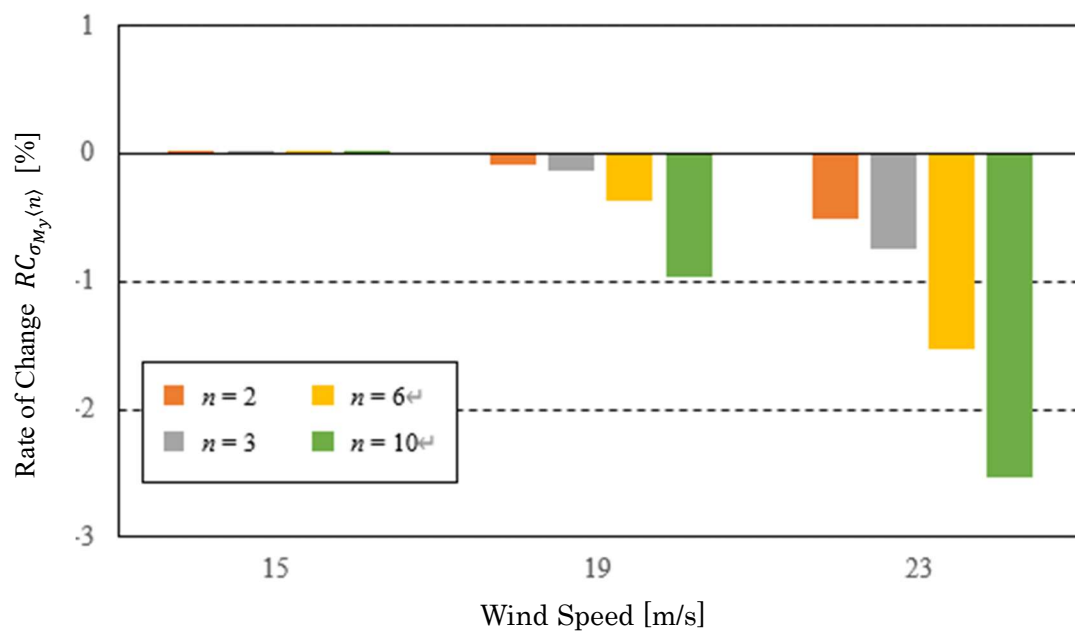
図 5.7  $U = 23\text{m/s}$  におけるフラップ方向の荷重変動

図 5.8 風速帯ごとフラップ方向の荷重変動の変化率

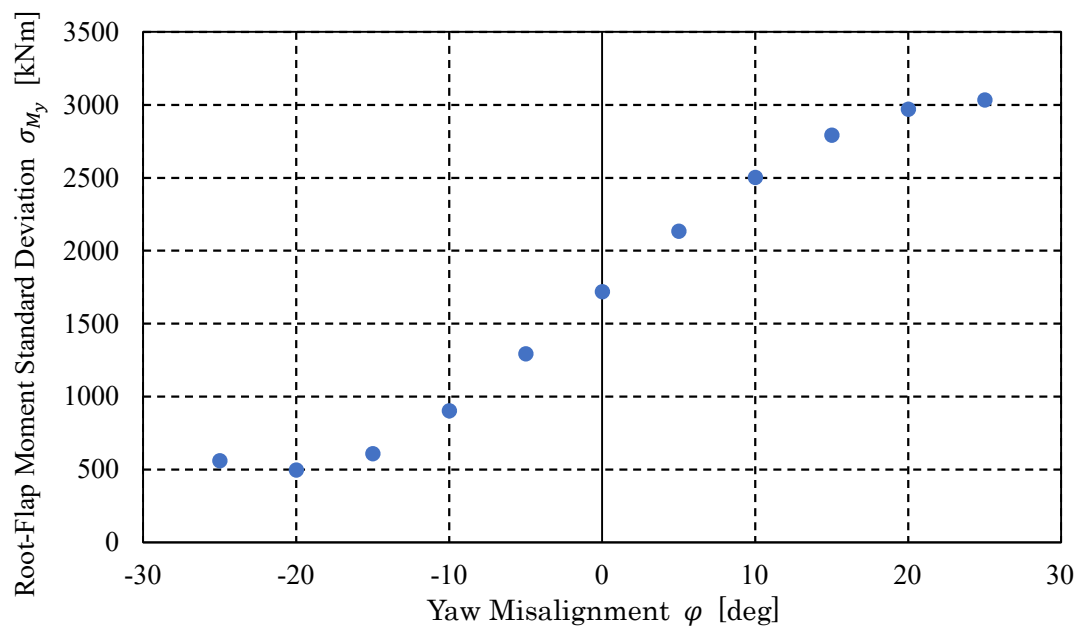
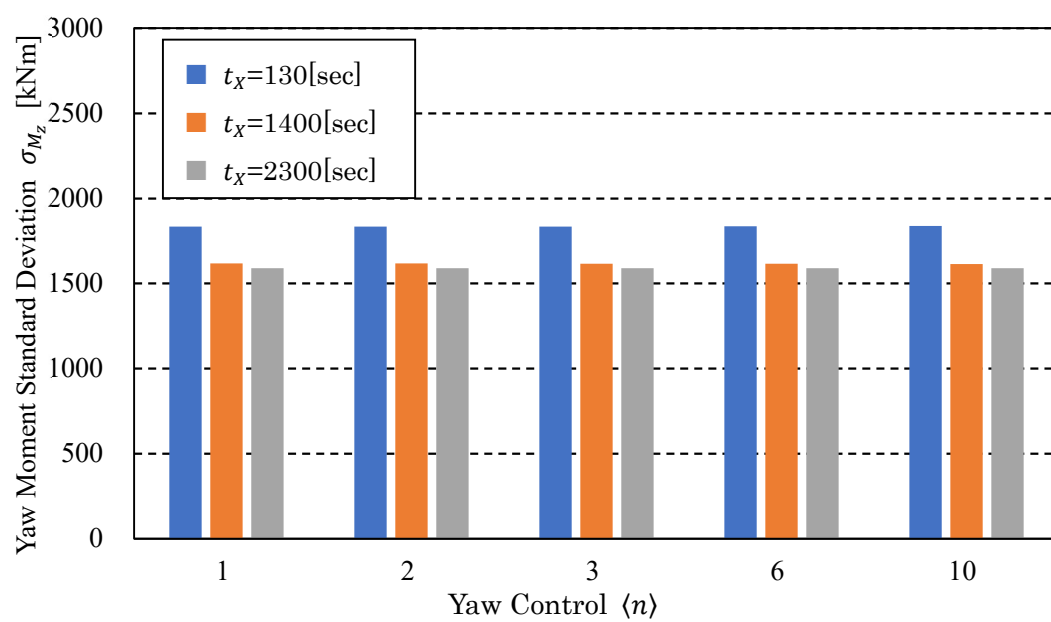
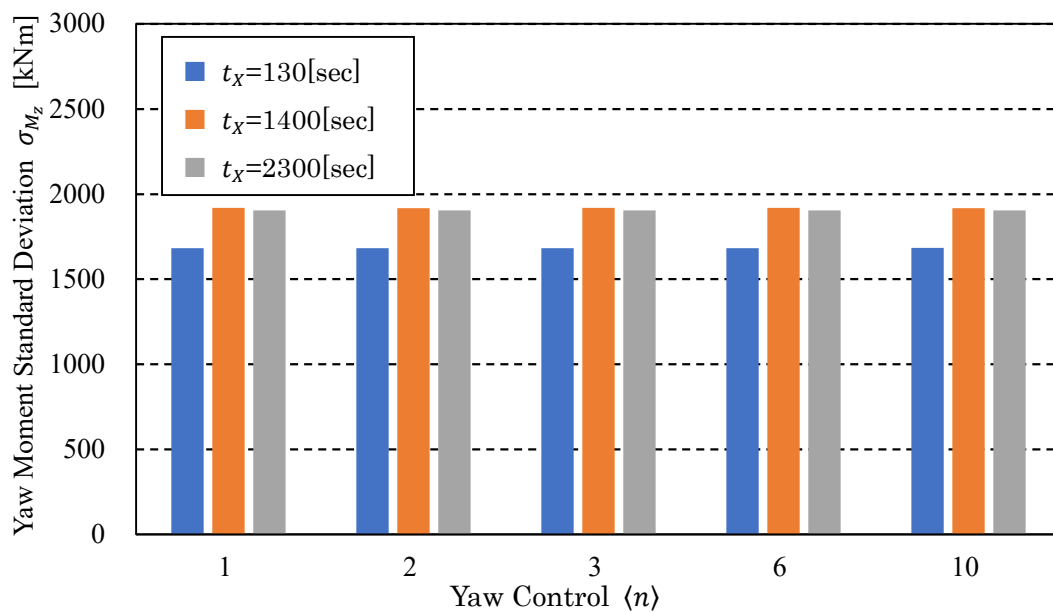
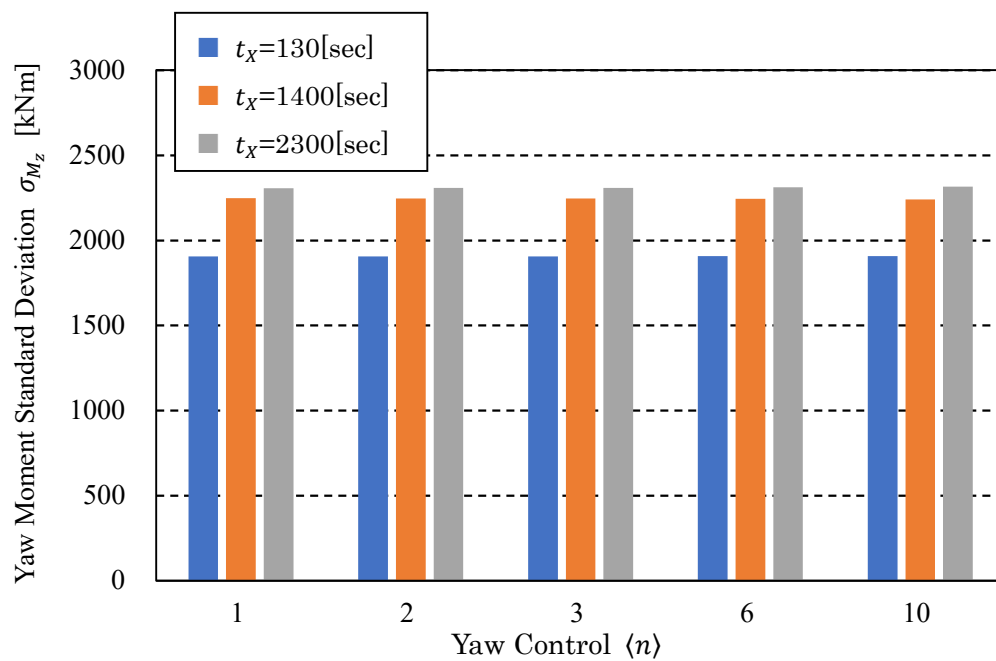


図 5.9 ヨーミスアライメントとフラップ方向の荷重変動の関係

図 5.10  $U = 15\text{m/s}$  におけるヨー機構の荷重変動

図 5.11  $U=19\text{m/s}$  におけるヨー機構の荷重変動図 5.12  $U=23\text{m/s}$  におけるヨー機構の荷重変動



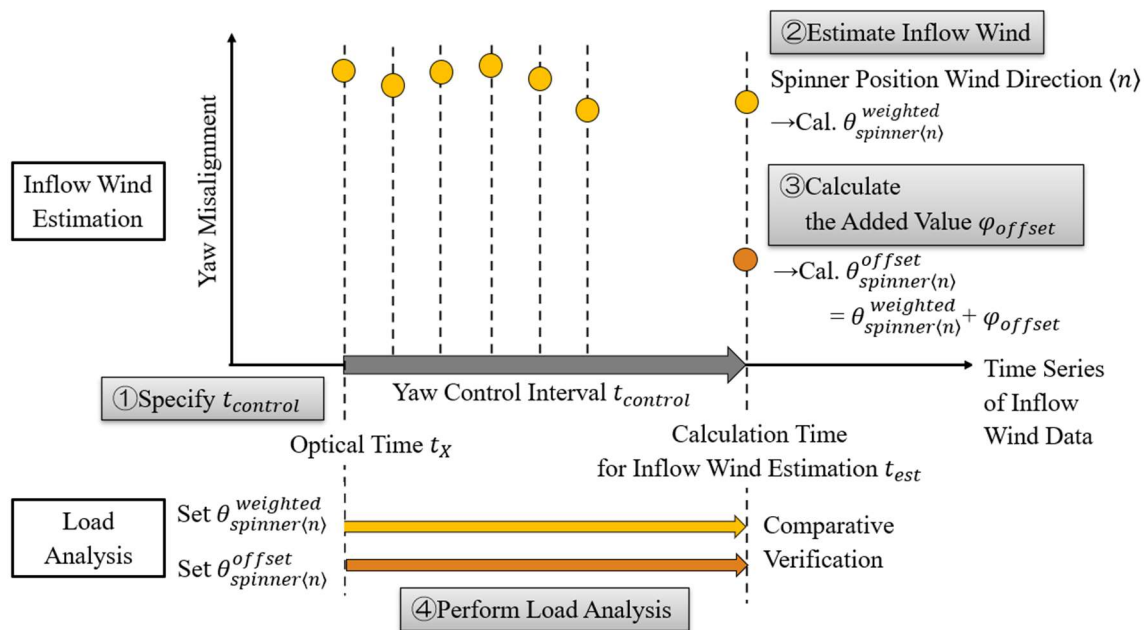
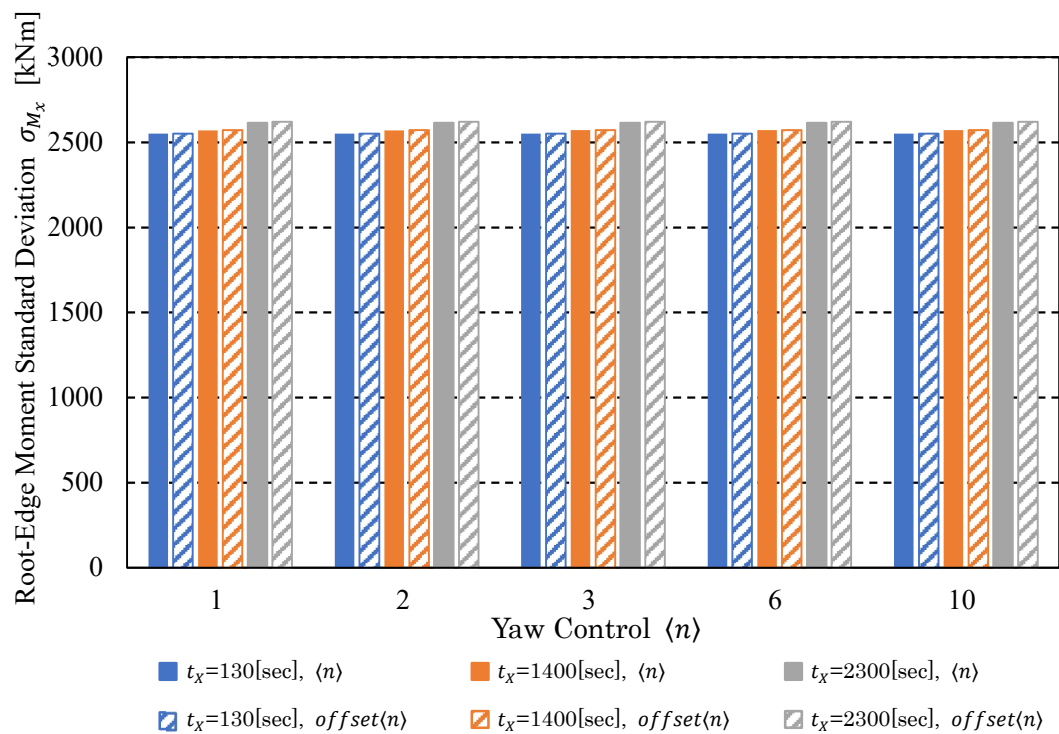
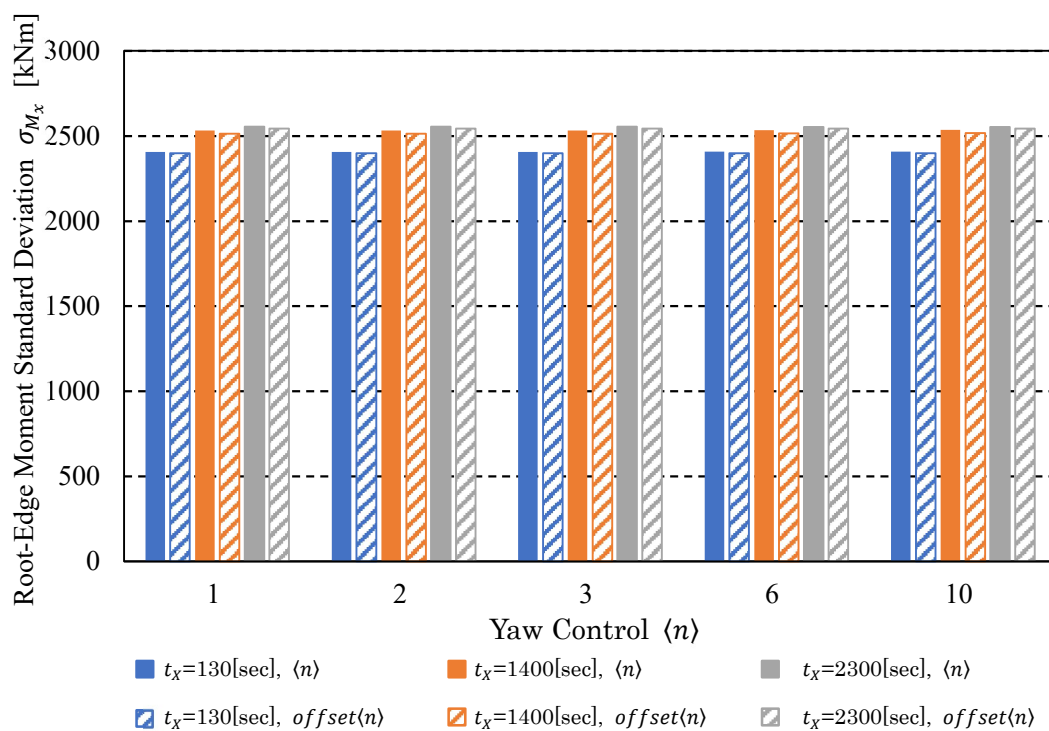
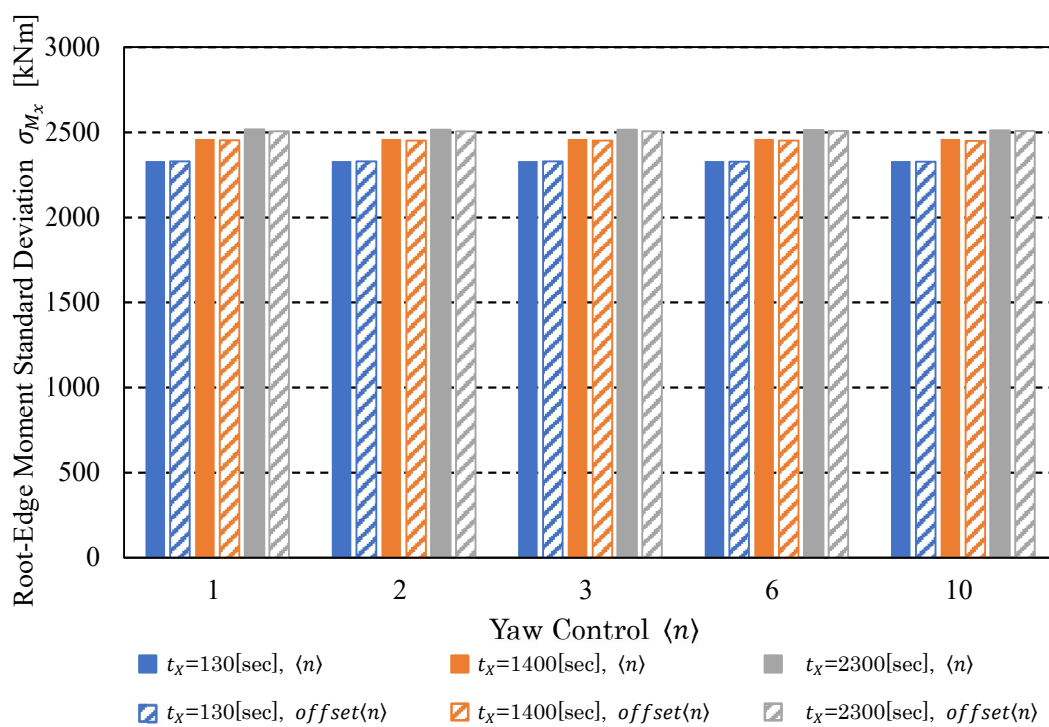
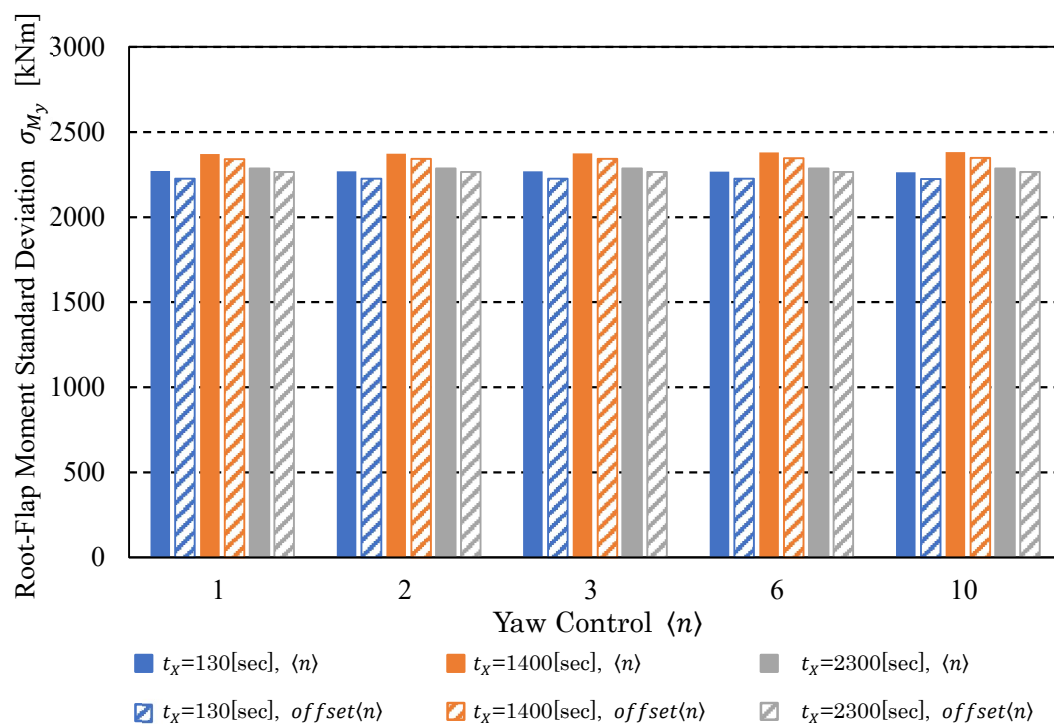
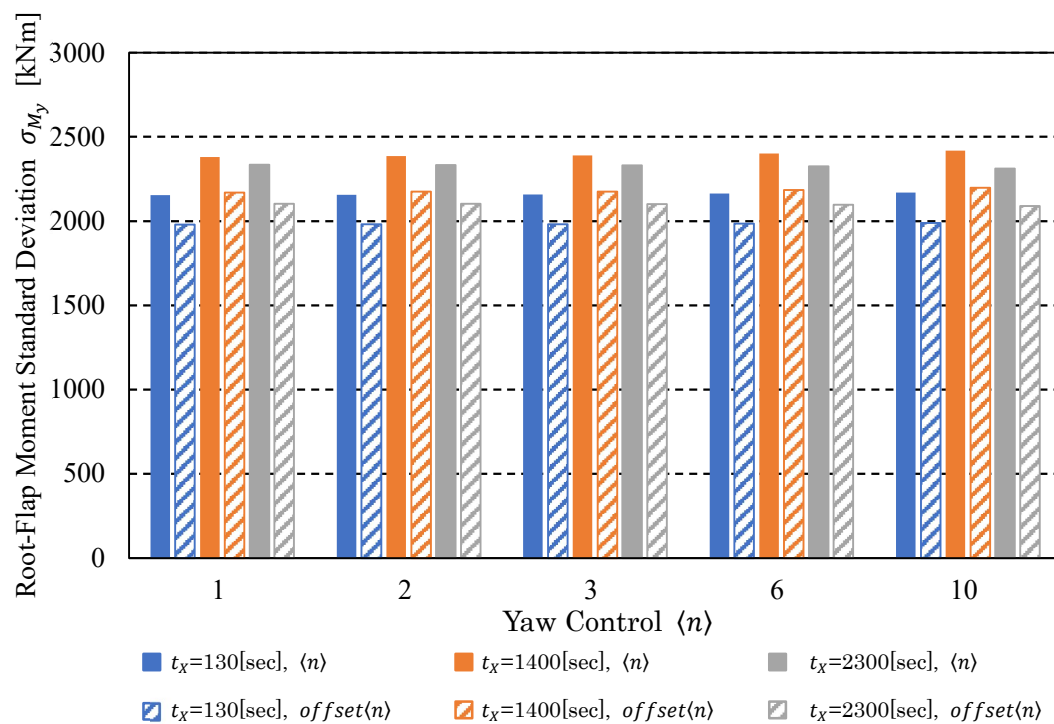


図 5.13 ヨー制御評価手法

図 5.14  $U = 15\text{m/s}$  におけるエッジ方向の荷重変動

図 5.15  $U = 19 \text{ m/s}$  におけるエッジ方向の荷重変動図 5.16  $U = 23 \text{ m/s}$  におけるエッジ方向の荷重変動

図 5.17  $U = 15\text{m/s}$  におけるフラップ方向の荷重変動図 5.18  $U = 19\text{m/s}$  におけるフラップ方向の荷重変動

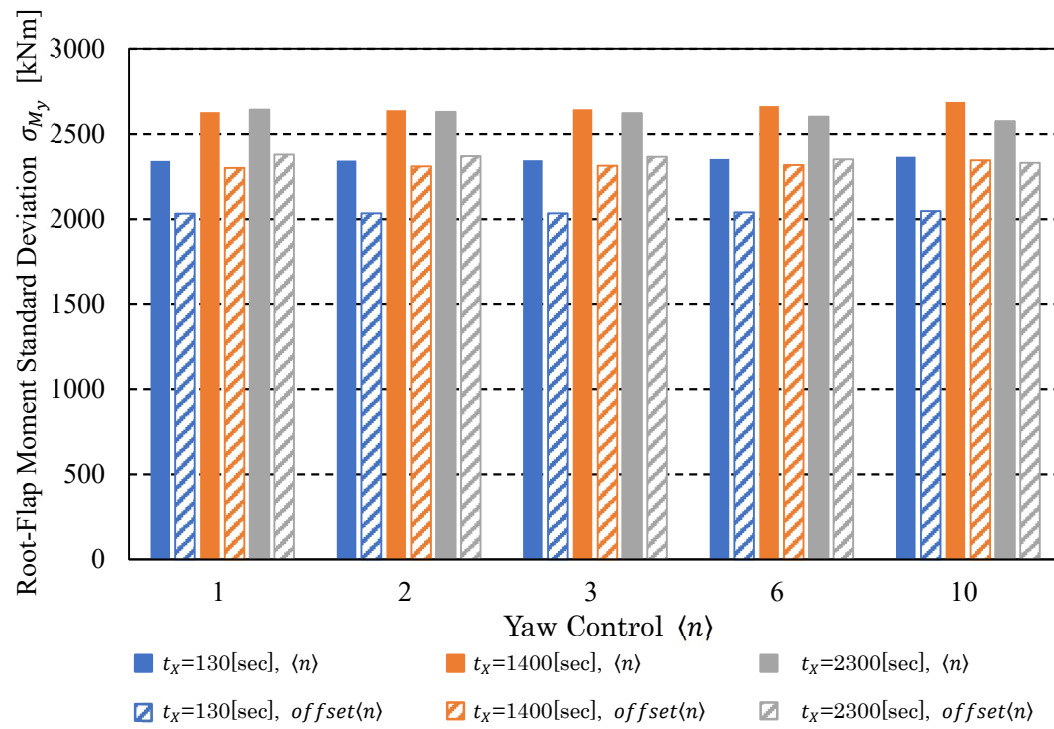
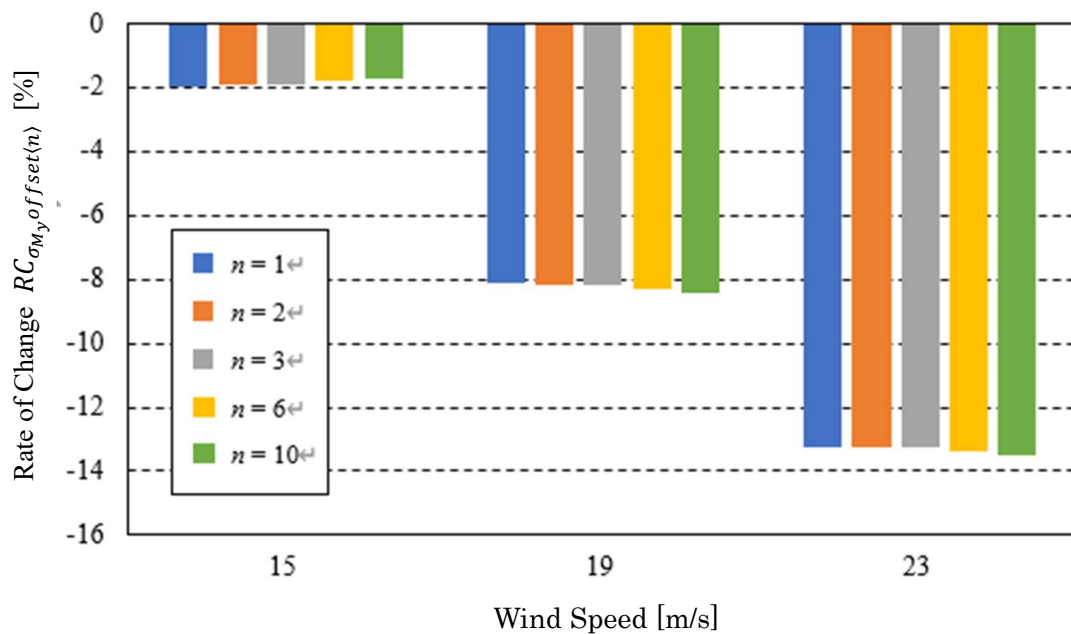
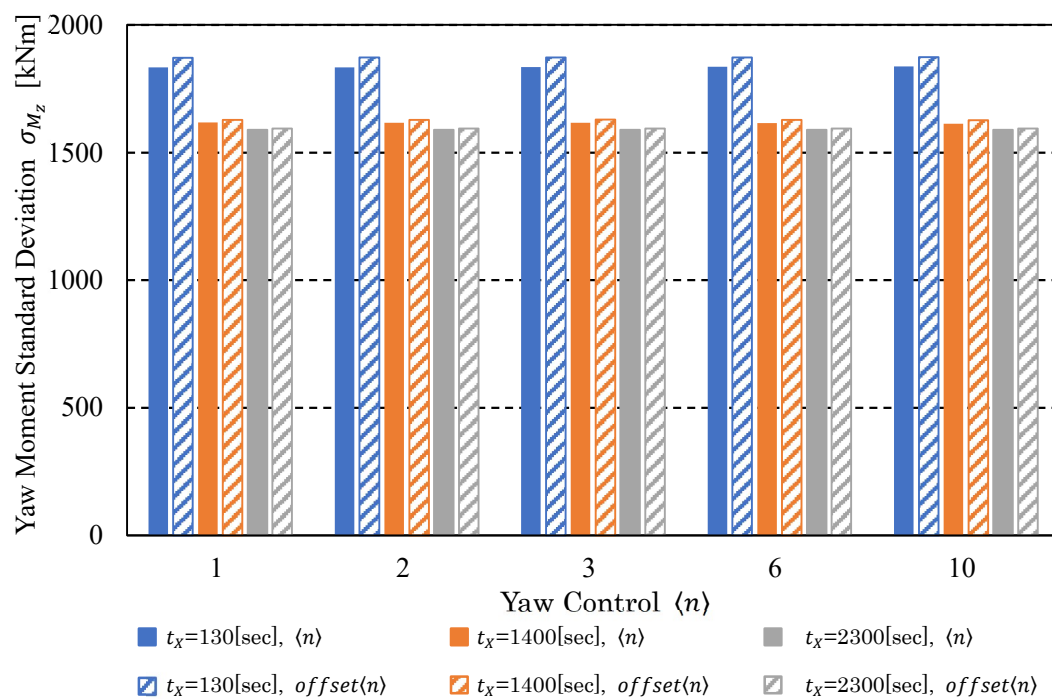
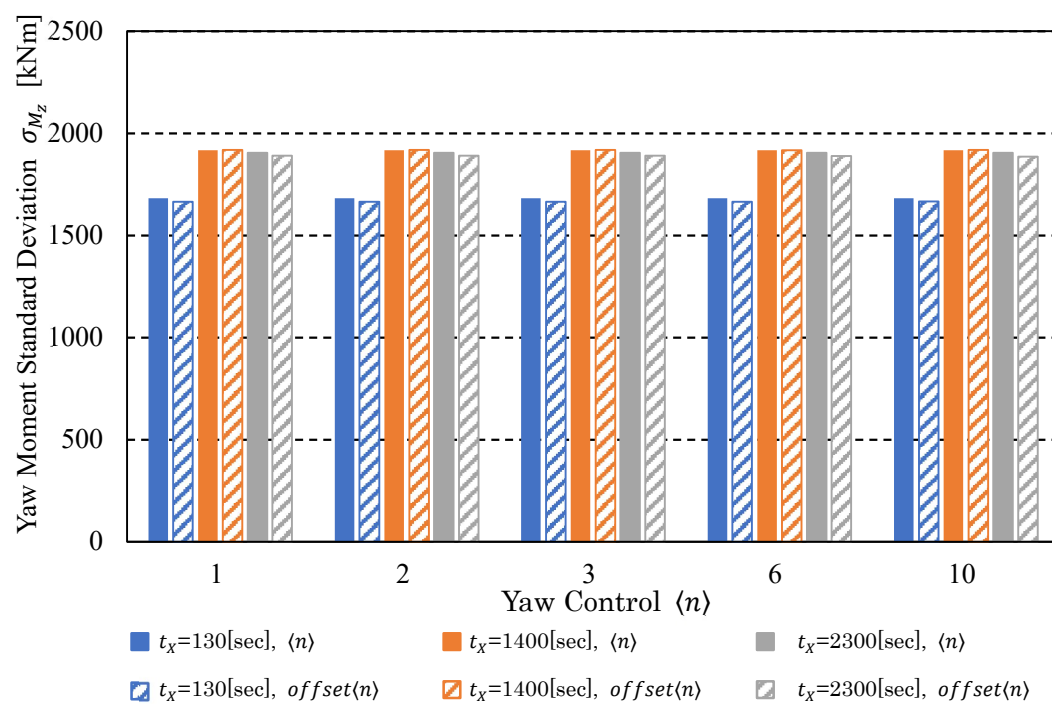
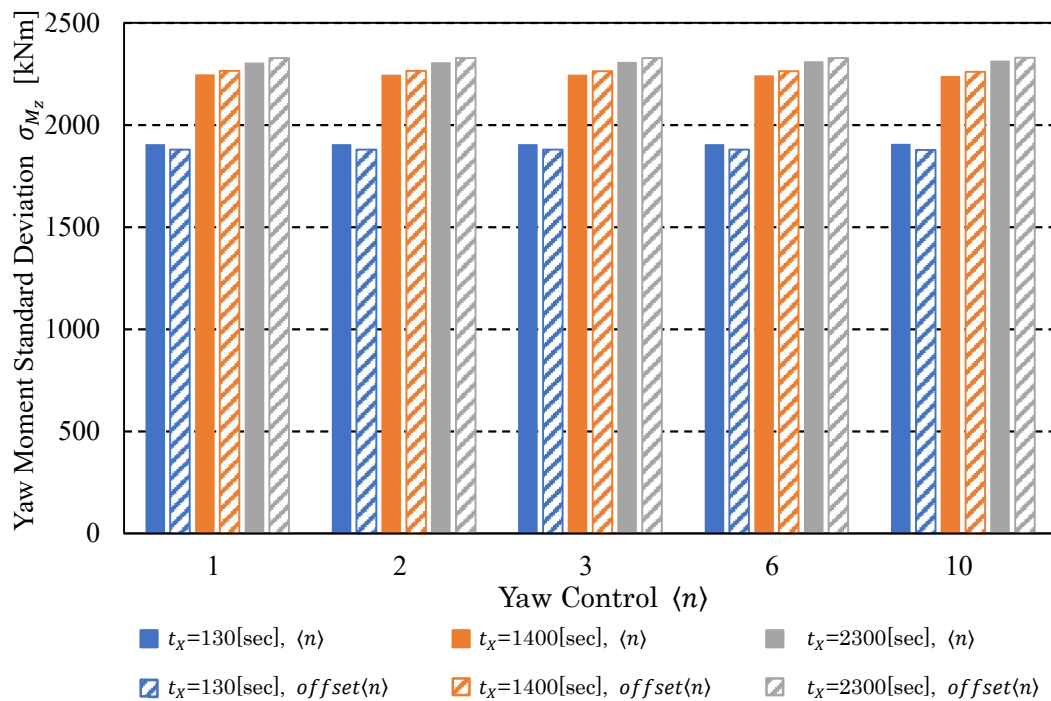
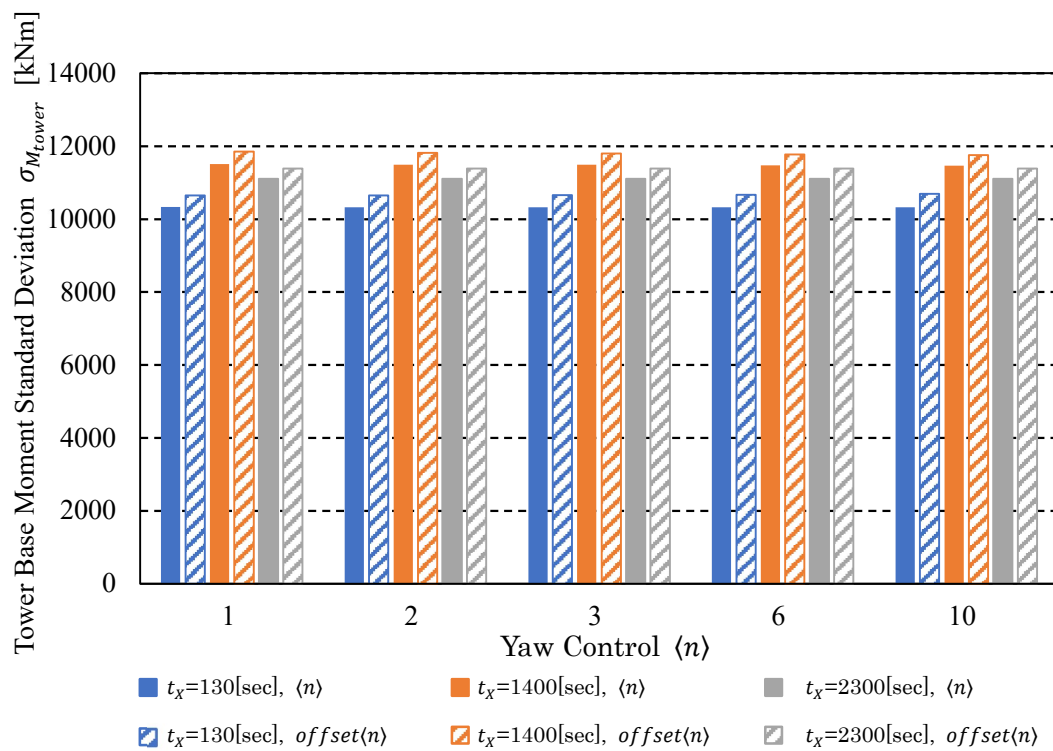
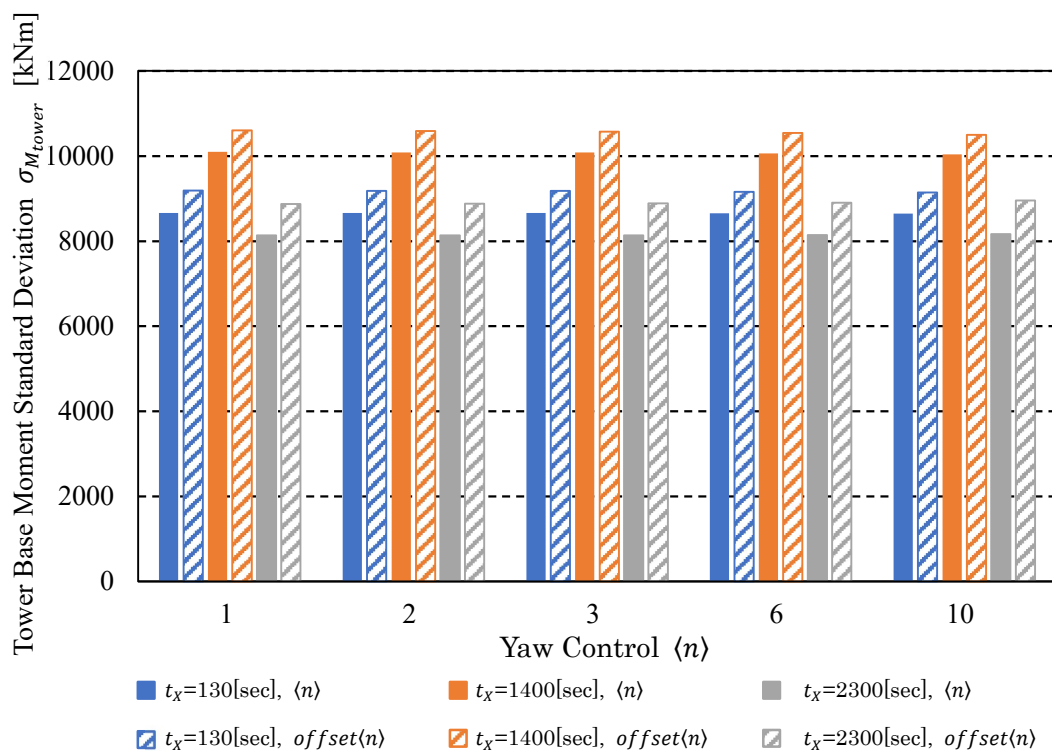
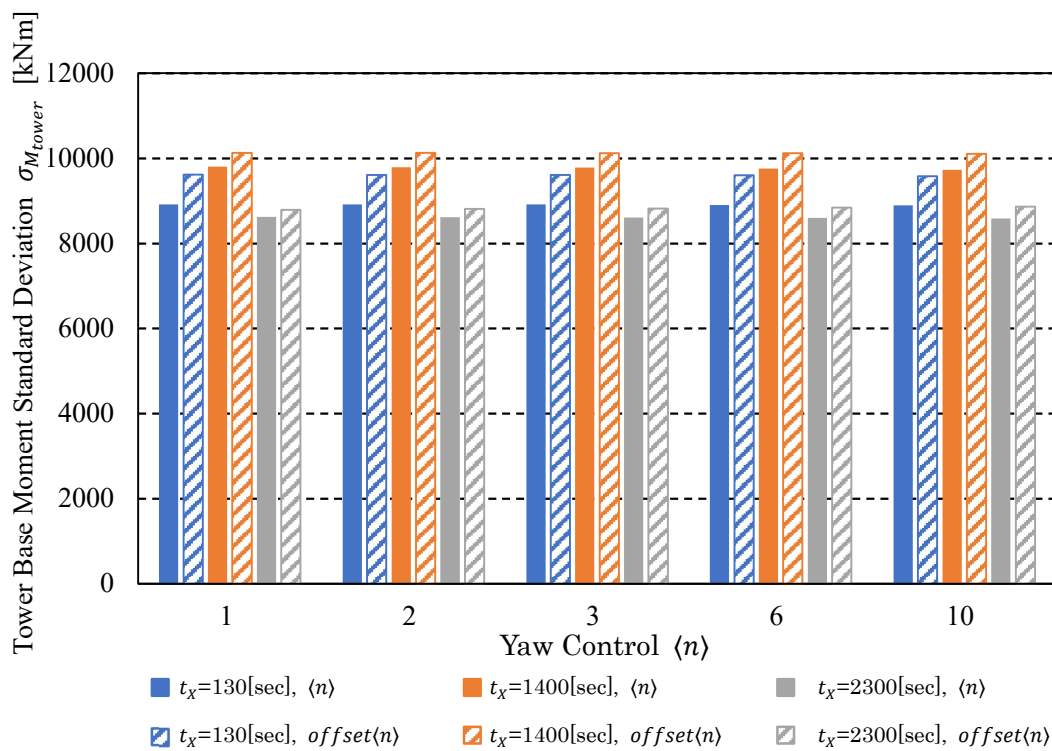
図 5.19  $U = 23\text{m/s}$  におけるフラップ方向の荷重変動

図 5.20 風速帯ごとフラップ方向の荷重変動の変化率

図 5.21  $U = 15\text{m/s}$  におけるヨー機構の荷重変動図 5.22  $U = 19\text{m/s}$  におけるヨー機構の荷重変動

図 5.23  $U = 23\text{m/s}$  におけるヨー機構の荷重変動図 5.24  $U = 15\text{m/s}$  におけるタワー根元部曲げ方向の荷重変動



図 5.25  $U = 19\text{m/s}$  におけるタワー根元部曲げ方向の荷重変動図 5.26  $U = 23\text{m/s}$  におけるタワー根元部曲げ方向の荷重変動

## 第 6 章 実証実験

### 6.1 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附帯施設農場にあるテストサイトにて行われた。図 6.1 は風力発電実験設備全体図を示す。本実験で用いられる装置は流入風観測マスト (Inflow Mast) と供試風車 (Test Wind Turbine) である。本テストサイトは三重県津市高野尾町に位置する。また、図 6.2 は本テストサイトの航空写真を示す。

図 6.3 は本テストサイトの風配図を示す。図は、2023 年 12 月分 (2023 年 12 月 1 日から 2023 年 12 月 31 日) の期間に地上高さ 13.4 m の位置で測定された風況を示す。風況データは流入風観測マストの中央に位置する超音波風速計の 10 分間平均値を使用した。図より、本テストサイトにおいて高風速かつ高出現頻度の風の方位は主に北西であることがわかる。

#### 6.1.1 供試風車

供試風車の正面図および側面図を図 6.4 に示す。供試風車は発電機容量 30 kW, ロータ直径  $D=10.0[\text{m}]$  (ロータ半径  $R=5.0[\text{m}]$ ), ハブ高さ  $H=13.4[\text{m}]$ , 可変ピッチ機構を持つ 3 枚翼のアップウインド形水平軸風車である。翼のピッチ角  $\beta$  はサーボモータによって制御される。タワーは直径 460 mm の鋼管製で、油圧シリンダによる可倒式である。これによりハブおよびナセル内の測定機器やロータ翼のメンテナンスを安全かつ容易に行うことができる。また、ナセルとタワーの間にヨーサーボモータが取り付けられており、ナセル方位角  $\theta$  を任意に設定できる。

図 6.5 に供試風車の駆動系およびナセル内測定装置を示す。増速機の入力側の駆動軸を低速軸側、増速機の出力側の駆動軸を高速軸側とする。アジマス角は低速軸に取り付けた原点センサおよび高速軸に取り付けられたエンコーダから算出される。ロータに生じたトルクは増速機を介して発電機に伝達される。増速機の増速比は 27.28 である。エンコーダの分解能は 0.36deg である。増速機を考慮するとアジマス角の分解能は 0.013deg となる。発電システムはインバータを用いた AC-DC-AC 変換方式の可変速発電システムであり、発電された交流電流は、インバータを介して直流電流に変換され、コンバータにより送電システムと同じ周波数の交流電流に変換された後に系統に連系される。ロータ回転数は、インバータによってナセル内部の発電機の制御周波数を変化させることで任意に設定できる。

本実験で用いる供試風車は、運転に関するさまざまなデータを得るため、多くの測定装置を備える。図 6.5 に示すように高速軸に発電機とトルク検出器、回転角検出用エンコーダが設置されている。アジマス角の原点センサはナセル内部に取り付けられており低速軸の原点を検出する。ピッチサーボモータおよびピッチ角原点センサはハブ内部に設置されてい



る。

図 6.6 に供試風車のタワー内測定装置を示す。ナセル方位角およびヨーモーメントはナセル下部のナセル回転軸に取付けられたヨーサーボモータで測定される。ナセル回転軸で発生したトルクは 2 つの減速機を介してヨーサーボモータに伝達される。減速機の減速比は 258 および 3 である。サーボモータの分解能は  $0.175\text{deg}$  および  $0.0239\text{Nm}$  である。そのため、減速機を考慮した場合のナセル方位角およびヨーモーメントの分解能は  $0.00022\text{ deg}$  と  $18.49\text{Nm}$  となる。また、ヨーモーメントはタワー内に設置されたヨーモーメント測定装置によって、ひずみとしても測定される。図 6.6 のヨーサーボモータは、減速機に固定されておらず、これらの間に機構を挟むことでタワー壁面と薄板でつながっている。そのため、薄板がヨーサーボモータにかかる荷重を受けてひずむ。この薄板に、ひずみゲージを取り付けることで、ヨー軸にかかるひずみを計測する。

表 6.1 に主な測定項目、測定装置、設置箇所を示す。

次に、ナセルに設置されたロータ推力測定装置について説明する。風車に発生するロータ推力は、風車に作用する主要な荷重の一つである。推力測定は、高精度引張型ロードセルを用いる。図 6.7 にロータ推力測定装置の概略を示す。ロータ推力測定装置はスライドユニットとロードセルで構成されている。スライドユニットのレールは、タワーとナセルの間にロータ軸と平行かつ水平になるよう設置されており、ナセルはロータ軸方向に移動可能となっている。移動可能なナセルは、地面に固定されたタワーとロードセルで接続されており推力を測定できる。

表 6.2 に本実験で用いた測定装置の諸元を示す。推力測定に用いたロードセルの分解能は  $0.12\text{ N}$  であり、測定精度は推力  $T=20\text{ kN}$  のとき、 $\pm 10\text{ N}$  である。

図 6.8 にひずみゲージ設置位置を示す。(a)は風車翼正面図、(b)はひずみゲージ設置部、(c)は風車翼根側からみた翼根と基準翼断面の位置関係図を示す。(a)よりひずみゲージは翼根に設置した。設置した翼根の材質は鉄である。(c)よりゲージ 1 の設置位置はエッジ方向から傾いて設置されている。また、ゲージ 2 はフラップ方向付近に設置した。

図 6.9 にブリッジ回路を示す。ひずみゲージブリッジの組み方は 4 アクティブゲージ法を用いた。これにより、翼根ひずみを計測することができる。 $Rg_1$ ,  $Rg_2$ ,  $Rg_3$ ,  $Rg_4$  はひずみゲージの抵抗を示す。抵抗値は  $120\ \Omega$  である。ブリッジ電圧  $E$  は  $5\text{ V}$  とした。

表 6.1 風車に関する測定項目，測定装置，設置箇所

測定項目	測定装置	設置箇所
高速軸トルク	トルク検出器	高速軸
アジマス角	エンコーダ	高速軸
ピッチ角	ピッチサーボモータ	ハブ内ピッチ軸
ナセル方位角	ヨーサーボモータ	ナセル回転軸
ヨーモーメント		
ヨーひずみ AD 変換値	ひずみゲージ	ヨーサーボモータ支持部
翼根ひずみ AD 変換値	ひずみゲージ	翼根
推力	ロードセル	ナセル下部

表 6.2 装置諸元

測定装置	メーカー	型番
高精度引張型ロードセル	共和電業	LTZ-2TA
動ひずみ測定器	共和電業	DPM-911A
スライドユニット	日本精工	LH45GM
高速軸トルク検出器	ユニパルス	UTMV-500Nm
エンコーダ	オムロン	E6H-CWZ3 1000P/R 0.5M
ピッチサーボモータ	ハーモニックドライブ	HA-800A
ヨーサーボモータ	キーエンス	SV-B075
超音波風速計	ソニック	SAT-550
矢羽式風向計	Thies CLIMA	4.3150.10.141

## 6.1.2 風速測定装置

供試風車への流入風を測定するために風速計が必要である。本研究において，風向風速測定機器として，流入風観測マストに設置されている超音波風速計，ナセル搭載風速計を用いた。

### 6.1.2.1 流入風観測マスト

流入風観測マストは，風車から見て方位 303 deg，風車ロータから 10.0 m 上流の位置に設置されている。流入風観測マストを図 6.10 に示す。また，流入風観測マスト諸元を表 6.3 に示す。流入風観測マストは 5 個の超音波風速計と 1 個の三杯式風速計，1 個の矢羽式風向計で構成されている。全ての風速測定機器の観測部は，ハブ高さ 13.4 m の高さに位置する。超音波風速計は y 軸方向に 2.50 m 間隔に設置されている。

本実験では流入風観測マストに設置されている 5 個の超音波風速計を用いて風車への流

入風軸方向成分の把握を行う。本測定に用いた流入風観測マストの風速計は、ソニック社製の超音波風速計 (SAT-550) である。表 6.4 に SAT-550 の諸元を示す。SAT-550 の風速分解能は 0.01 m/s, 測定精度は風速 10 m/s のとき,  $\pm 0.25$  m/s である。なお, すべての風速・風向データは 50 Hz でサンプリングされる。図 6.11 に風車から見た超音波風速計の方位角および座標系を示す。超音波風速計に方位角の小さい順に 1~5 と割り当てた。また, 方位角 303 deg 方向に  $x'_u$  軸, 方位角 213 deg 方向に  $x''_u$  軸をとる。

ここで, 超音波風速計の測定原理について示す。超音波風速計は超音波送受波器を対向させ, 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。この伝播時間は風によって変化するため, 伝播時間を測定することで風速の速度ベクトルの視線方向成分を求めることができる。超音波風速計はこの送受信機を三対設置し, 風速の三次元成分を測定する。

表 6.3 流入風観測マスト諸元

測定装置	個数	メーカー	型番
超音波風速計	5	ソニック	SAT-550
三杯式風速計	1	Thies CLIMA	4.3351.10.141
矢羽式風向計	1		4.3150.10.141

表 6.4 SAT-550 諸元

項目	SAT-550
プローブ	3 成分型
スパン	10 cm
風速レンジ	0~60 m/s
サンプリングレート	50 Hz
風速精度	$\pm (2 \%RD + 0.05 \text{ m/s})$ (RD : 読値)
風速分解能	0.01 m/s
温度出力	有り
通信機能	RS-422 出力
電源	DC24 V
重量	プローブ, 本体一体型 約 3 kg
材質	ステンレス

### 6.1.2.2 ナセル搭載風向風速測定装置

ナセル搭載風向風速測定装置の諸元を表 6.5 に示す。ナセル上部の風速風向測定装置は 1 個の三杯式風速計, 1 個の矢羽式風向計で構成されている。三杯式風速計は Thies CLIMA 社製の 4.3351.10.141 である。4.3351.10.141 の測定範囲は 0.3~75 m/s, 風速精度は風速 0.3~50 m/s のとき,  $\pm 0.2$  m/s または 1%, 分解能は 0.05 m/s である。矢羽式風向計は Thies CLIMA 社

製の 4.3150.10.141 である。4.3150.10.141 の測定可能な最低風速は 0.5 m/s, 風向精度は $\pm 1$  deg, 分解能は 0.35 deg である。図 6.12 にナセル搭載風向風速測定装置の配置図を示す。測定装置はロータ面から 2.68 m の位置に設置されている。これらの測定部はロータ軸から 1.0 m の位置にある。なお、風速・風向データは 50 Hz でサンプリングされる。

表 6.5 ナセル上部測定装置諸元

測定装置	個数	メーカー	型番
三杯式風速計	1	Thies CLIMA	4.3351.10.141
矢羽式風向計	1		4.3151.10.141

### 6.1.3 測定システム

風速測定装置および供試風車で取得したデータはキーエンス社製の PLC (Programmable Logic Controller) 3 台を用いて記録した。各記録項目に記載されるデータのサンプリング周波数は 50 Hz である。表 6.6 から表 6.8 に各 PLC ユニットによる主な記録項目一覧を示す。また、図 6.13 に計測システムの測定信号系統図を示す。PLC1 (風車小屋), PLC2 (ナセル) は LAN ケーブルで接続されており, PLC3 (ハブ) は PLC2 と無線 LAN 通信を行っている。全ての記録項目は PLC3 に転送され, ネットワーク HDD に記録される。

表 6.6 PLC1 (風車小屋) 記録項目一覧

PLC1 ユニット	型番	個数	記録項目	測定機器
CPU ユニット	KV-5500	1	-	-
アナログ出力 ユニット	KV-DA40V	1	発電機周波数 指令速度	インバータ (FRENIC 37VG1S-2J)
シリアル通信 ユニット	KV-L20V	7	流入風軸方向成 分測定 マスト	超音波風速計 (SAT-550)×5
			大気圧	デジタル気圧計 (PTB210)
アナログ入力 ユニット	KV-AD40V	3	インバータ 検出速度	インバータ (FRENIC 37VG1S-2J)
			流入風軸方向成 分測定 マスト	三杯式風速計
				矢羽式風向計

表 6.7 PLC2（ナセル）記録項目一覧

PLC2 ユニット	型番	個数	記録項目	測定機器
CPU ユニット	KV-7500	1	-	-
アナログ入力 ユニット	KV-AD40V	4	推力	ロードセル (LH45GM)
			ナセル風速	三杯式風速計 (4.3351.00.141)
			ナセル風向	矢羽式風向計 (4.3151.00.141)
			高速軸トルク	トルクメータ (UTMV-500)
2ch 高速カウンタ ユニット	KV-SC20	1	アジマス角 ロータ回転速度	エンコーダ (E6H-CWZ3X 1000P/R 0.5M)
位置決め モーション ユニット	KV-ML16V	1	ナセル方位角	ヨーサーボモータ
			ヨーモーメント	

表 6.8 PLC3（ハブ）記録項目一覧

PLC3 ユニット	型番	個数	記録項目	測定機器
CPU ユニット	KV-5000	1	-	-
4 軸モーション ユニット	KV-MC40V	1	ピッチ角 1, 2, 3	ハーモニックドライブ (HA-800A)
アナログ入力 ユニット	KV-AD40V	3	翼ひずみ AD 変換値	絶縁 2 出力超小形 信号変換器 ピコマル

#### 6.1.4 スピナおよび圧力孔位置

図 6.14 に本実験で使用したスピナの写真を示す。図にて、スピナは半楕円形状の突起部分である。図 6.15 にスピナ形状および圧力孔位置を示す。横軸に無次元ロータ軸位置，縦軸に無次元半径位置を表している。また，黒線がスピナ形状，赤破線がロータ面，青破線がスピナ底面，橙点が圧力孔位置を示している。スピナ形状は長径 1140 mm，短径 578 mm の楕円形状の一部を切り取ったものを使用する。スピナは最大直径 578 mm(=0.0578D)，軸方向長さ 570 mm(=0.0570D)である。スピナには直径 0.4 mm の圧力孔が設けられている。

図 6.16 にスピナ正面図を示す。圧力孔の取付方位は翼のピッチ軸の方位より 60 deg の位置，すなわち翼と翼の中間の方位である。アジマス角 $\psi$ は，圧力孔が鉛直上向きである位置

を $\psi = 0[\text{deg}]$ としてロータ回転方向に正とする．ロータ回転方向は，上流から見て反時計回りである．

### 6.1.5 圧力測定装置

本装置は圧力センサ，圧力データ収録装置から構成され，遠隔操作により，スピナ表面圧力の測定が可能である．表 6.9 に各使用部品の型番を示す．

表 6.9 使用部品の型番

装置	メーカー	型番
圧力センサ	STMicroelectronics	LPS33HW
記録器	Raspberry Pi Foundation	Raspberry Pi 4 Model b +

#### 6.1.5.1 圧力センサ

本研究では圧力センサはSTMicroelectronics社製のLPS33HWを使用した．図 6.17 に写真，表 6.10 に仕様を示す．LPS33HW は基板上に搭載された直径 1.9 mm の円筒内部に設けられた圧電素子により絶対圧を検出する．センサは防水機能を有しており，屋外で利用できる．測定した圧力は，センサ内でデジタル信号に変換され，シリアルインターフェース（SPI 通信）を通じ，圧力データ収録装置に転送される．

表 6.10 圧力センサの仕様（LPS33HW）

測定範囲	260~1260 hPa
分解能	0.00024 hPa
精度	$\pm 0.1$ hPa
出力レート	1~75 Hz
センサノイズ	0.02 hPa

#### 6.1.5.2 圧力データ収録装置

圧力データ収録装置には Raspberry Pi 4 Model b+を使用した．本装置は小型のコンピュータである．圧力センサで測定されたデータは SPI 通信により本装置に取り込まれる．本研究では，VNC 接続により外部のコンピュータより遠隔操作を行った．また，Raspberry Pi 4 Model b+で収録されたデータは，ネットワーク HDD に記録される．

## 6.2 データ整理方法

スピナ搭載型圧力センサを用いたスピナ位置風向に基づくヨー制御時およびナセル搭載風向計に基づくヨー制御時のヨーミスアライメント測定は、流入風観測マストに設置された超音波風速計を用いてした。使用する超音波風速計は、超音波風速計位置と供試風車位置で同一の風データを取得するため、供試風車位置で観測する平均風向に最も近い方位角位置の超音波風速計を使用する。今回の実証実験において、7.1節の実証実験時における供試風車位置で観測する平均風向は  $302.8 \text{ deg}$ 、7.2節の実証実験時における供試風車位置で観測する平均風向は  $303.0 \text{ deg}$  であった。これより、7.1節および7.2節の実証実験において、供試風車位置で観測する平均風向に最も近い方位角位置の超音波風速計として No.3 超音波風速計を使用した。

瞬時のヨーミスアライメント  $\varphi$  は、図 6.11 における超音波風速計座標系において瞬時の超音波風速計で測定された  $x'_u$  軸方向の風速  $u_u$ 、 $y'_u$  軸方向の風速  $v_u$  と瞬時の各ヨー制御時のナセル方位角  $\theta$  より算出される。算出される瞬時のヨーミスアライメント  $\varphi$  の定義式を(6.1)に示す。

$$\varphi = \tan^{-1} \frac{v_u}{u_u} - \theta - 303 \quad (6.1)$$

ここで、ヨーミスアライメントのデータは  $-180 \sim 180 \text{ deg}$  の値をとるため単純な算術平均を行うことができない。図 6.18 は測定値  $\varphi_1 = 150 [\text{deg}]$ 、 $\varphi_2 = -150 [\text{deg}]$  の場合、算術平均した際に誤った平均ヨーミスアライメントが算出される様子を示している。図中の誤った算出を正すため、瞬時のヨーミスアライメントデータは瞬時のヨーミスアライメント方向の単位ベクトルに置き換える。 $x'$  軸方向成分  $\cos \varphi$  および  $y'$  軸方向成分  $\sin \varphi$  に対し単位ベクトル平均により平均ヨーミスアライメント  $\bar{\varphi}$  を算出した。算出される  $\bar{\varphi}$  の単位ベクトル平均定義式は式(6.2)に示す。

$$\bar{\varphi} = \tan^{-1} \frac{\sum \overline{\sin \varphi}}{\sum \overline{\cos \varphi}} \quad (6.2)$$

ここで、 $\overline{\cos \varphi}$  は単位ベクトルの  $x'$  軸方向成分の平均値、 $\overline{\sin \varphi}$  は単位ベクトルの  $y'$  軸方向成分の平均値である。

実証実験での検証対象項目は、ナセル搭載風向計に基づくヨー制御時とスピナ搭載型圧力センサを用いたスピナ位置観測風向に基づくヨー制御時の風車推力、風車出力、翼根におけるエッジ方向の荷重変動、フラップ方向の荷重変動、およびヨー機構の荷重変動である。

## 6.3 風車ヨー制御

本研究では、風車の運転制御においてヨー制御を対象とした検証を行う。本研究はナセル搭載風向計に基づくヨー制御およびスピナ搭載型圧力センサを用いたスピナ位置風向に基づくヨー制御の2種類を供試風車に適用し、風車運転時の風車性能の向上および風車荷



重変動の低減を検証する。

### 6.3.1 ナセル搭載風向計に基づくヨー制御

従来の制御手法であるナセル搭載風向計に基づくヨー制御はナセル上部のベーン風向計の出力の時間平均値に基づきロータ軸を風向に一致させる。ヨー制御に用いる出力の時間平均値は、10min 間の平均値を使用する。この時、制御周期は風向の測定時間 10min とヨー軸の回転にかかる時間の合計となる。ヨーミスアライメントの平均値は式(6.1)を用いて単位ベクトル平均する。ナセル搭載風向計に基づくヨー制御中に測定された単位ベクトル平均されたヨーミスアライメントを $\bar{\varphi}_n$ と定義する。

### 6.3.2 スピナ搭載型圧力センサを用いたスピナ位置風向に基づくヨー制御

スピナ位置風向に基づくヨー制御は、スピナ搭載型圧力センサを用いたヨーミスアライメント推定手法<sup>(12)</sup>より算出結果に基づき、3章の風車流入風向推定手法に基づきロータ軸を風向に一致させる。ヨーミスアライメント推定の平均化時間、制御周期はナセル搭載風向計に基づくヨー制御と同じとした。

## 6.4 風車性能および風車荷重変動測定

実証試験にて、風車性能については風車推力および風車出力、風車荷重変動については翼根におけるエッジ方向の荷重変動、フラップ方向の荷重変動、およびヨー機構の荷重変動を対象にし、これらは各種計測装置を用いて測定する。

### 6.4.1 風車の推力、出力およびヨー機構に作用するヨーモーメントの測定

実証試験における各ヨー制御手法が風車性能に与える影響を調べるため、ロータトルク  $Q$ 、推力  $T$ 、翼根におけるエッジ方向モーメント  $M_x$ 、フラップ方向モーメント  $M_y$  およびヨー機構に作用するヨーモーメント  $M_z$  の測定を行った。また、ロータ回転数を 50 rpm、風車のピッチ角  $\beta$  は最適ピッチ角である  $\beta = 2[\text{deg}]$  に設定した。

### 6.4.2 風車推力および出力の無次元化

供試風車で測定された物理量は以下に示す式で無次元化を行う。周速比  $\lambda$  は、流入風  $U$  のロータ軸方向成分  $U \cos \varphi$  に対する翼端速度の比である。周速比  $\lambda$  の定義式を式(6.3)に示す。

$$\lambda = \frac{R\omega}{U \cos \varphi} \quad (6.3)$$



ここで、 $R$  はロータ半径、 $\omega$  はロータ回転角速度を示す。

推力係数 $C_T$  は式(6.4)のように定義される。式中の推力  $T$  はロータ面に作用する軸方向力である。推力  $T$  は図 6.7 に示したロードセルによって取得される。

$$C_T = \frac{T}{0.5\rho A(U \cos \varphi)^2} \quad (6.4)$$

出力係数 $C_P$  は式(6.5)のように定義される。

$$C_P = \frac{Q\omega}{0.5\rho A(U \cos \varphi)^3} \quad (6.5)$$

ここで、 $Q$  はロータトルク、 $\rho$  は空気密度、 $A$  はロータ面積を示す。ロータトルク  $Q$  は表 6.7 中のトルクメータによって取得される。

### 6.4.3 風車翼根に作用する荷重の測定

実証試験における各ヨー制御手法が風車翼根に作用する荷重に与える影響を調べるため、ロータ回転数を固定させ翼根における曲げモーメントの測定を行った。ロータ回転数 50 rpm とし翼根ひずみの測定を行った。翼根における曲げモーメントの測定には絶縁 2 出力超小形信号変換器ピコマルを用いた。供試風車のピッチ角 $\beta$ は最適ピッチ角である $\beta = 2[\text{deg}]$ に設定した。

#### 6.4.3.1 翼根における曲げモーメント測定用ひずみゲージの較正

風車翼にかかる曲げモーメントは空力の観点から評価するため、風車翼に作用する重力の影響を除去する。そこで、本実験条件と同一のロータ回転数 50 rpm よびピッチ角 $\beta = 2[\text{deg}]$ で運転させ、風車翼に重力のみ作用する状態を模擬し、アジマス角 $\psi$ ごとのひずみを計測した。図 6.19 , 図 6.20 はそれぞれゲージ 1, ゲージ 2 における風車翼に作用する重力による曲げモーメントのひずみ AD 変換値を示す。ここで、ひずみ AD 変換値はアジマス角 $\psi = 6[\text{deg}]$ ごとに BIN 平均値である。図 6.19 , 図 6.20 は横軸にアジマス角 $\psi$ , 縦軸にゲージ 1 から取得されたひずみ AD 変換値 $s_{\varepsilon_{g1}}$ , ゲージ 2 から取得されたひずみ AD 変換値 $s_{\varepsilon_{g2}}$ をそれぞれ表している。ここで、 $\psi$ の原点は翼 1 が 12 時の方向にあるときである。ゲージ 1 はエッジ方向付近, ゲージ 2 はフラップ方向付近に設置される。図 6.19 より、 $s_{\varepsilon_{g1}}$ は $\psi = 90[\text{deg}]$ で正のピークを示し、 $\psi = 270[\text{deg}]$ で負のピークを示している。また、図 6.20 より、 $s_{\varepsilon_{g2}}$ は $\psi = 90[\text{deg}]$ で正のピークを示し、 $\psi = 270[\text{deg}]$ で負のピークを示している。 $s_{\varepsilon_{g1}}$ および $s_{\varepsilon_{g2}}$ のピークの理由は、次に示す図 6.21 を用いて考察する。

図 6.21 は翼 1 におけるアジマス角 $\psi$ ごとの重力によるモーメントを示す。図 6.21 は赤矢印で重力によるモーメント、青矢印で重力によるモーメントのエッジ方向成分を示す。図 6.21(a)のアジマス角 $\psi = 90[\text{deg}]$ のとき、重力の方向はエッジ正方向に大きく、フラップ正方向にわずかに傾く。また、図 6.21 (b)のアジマス角 $\psi = 270[\text{deg}]$ のとき、重力の方向はエッジ

負方向に大きく、フラップ負方向にわずかに傾く。以上の結果より、エッジ方向付近に設置したゲージ 1 およびフラップ方向付近に設置したゲージ 2 から取得されたひずみ AD 変換値は、図 6.19 および図 6.20 におけるアジマス角 $\psi$ ごとに重力による影響を正しくとらえられていると考えられる。これより、風車運転時に測定されたひずみ AD 変換値と風車翼の自重の影響を示す図 6.19, 図 6.20 の結果の差を算出し、空力荷重のみを取得する。

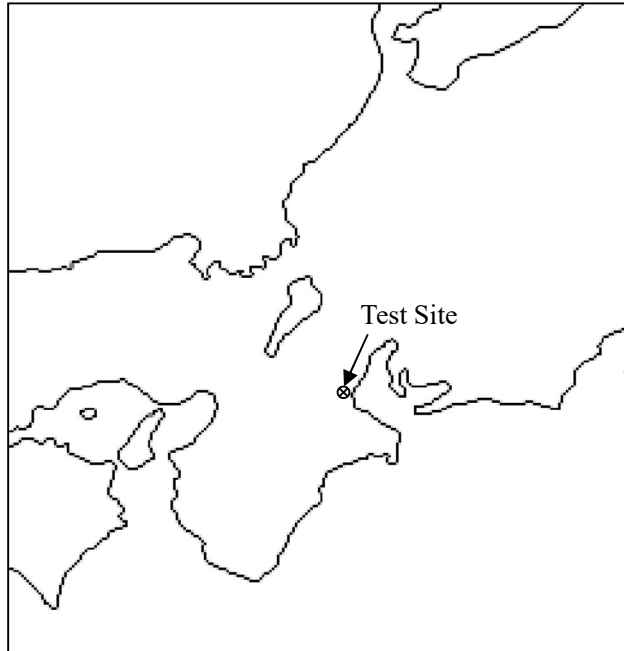
#### 6.4.3.2 翼根ひずみゲージの較正

本実験では、ひずみゲージで計測した AD 変換値を曲げモーメントに換算するため、翼根における曲げモーメント試験を行った。供試風車を倒した状態にて、風車非回転およびピッチ角 $\beta = 2[\text{deg}]$ の条件のもと翼根ひずみ AD 変換値の測定試験を行った。荷重をかけた位置はロータ中心から翼スパン方向に 4800 mm、荷重測定のひずみゲージ貼り付け位置はロータ中心から翼スパン方向に 400 mm である。測定試験における設定荷重は 0, 86, 173, 259, 345, 432 Nm とした。測定試験方法は、設定荷重を 0 Nm から 432 Nm まで順に増加させ、その後 432 Nm から 0 Nm まで順に減少させ各設定荷重時の測定を行った。

図 6.22 は翼 1 における測定試験時の荷重方向を示す。鉛直下向きにフラップ方向曲げモーメント $M_{y'_b}$ を加えた。フラップ方向と直交する、風車翼の回転方向（水平方向）へエッジ方向曲げモーメント $M_{x'_b}$ を加えた。

図 6.23 および図 6.24 は翼 1 における測定試験時のエッジ方向およびフラップ方向のひずみ AD 変換値を示す。ここで、図 6.23 および図 6.24 それぞれの(a), (b)はゲージ 1, ゲージ 2 を示す。ここで、ゲージ 1 はエッジ方向荷重、ゲージ 2 はフラップ方向荷重を主要にとらえるためのものである。図 6.23 および図 6.24 は横軸に曲げモーメント、縦軸にゲージ 1 ひずみ AD 変換値の変動値 $s_{\varepsilon_{g1}}$ 、ゲージ 2 ひずみ AD 変換値の変動値 $s_{\varepsilon_{g2}}$ をそれぞれ表している。図 6.23(a)より、ゲージ 1 の場合、加えた曲げモーメントに対する $s_{\varepsilon_{g1}}$ は線形性を示した。また、曲げモーメント増加時および減少時で、 $s_{\varepsilon_{g1}}$ はヒステリシスを示さなかった。図 6.23(b)より、ゲージ 2 の場合、 $s_{\varepsilon_{g2}}$ はわずかなヒステリシスを示した。図 6.24(a)より、ゲージ 1 の場合、 $s_{\varepsilon_{g1}}$ はわずかなヒステリシスを示した。図 6.24(b)より、加えた曲げモーメントに対する $s_{\varepsilon_{g2}}$ は線形性を示し、ほとんどヒステリシスを示さなかった。各図において、ヒステリシスを示すゲージは、荷重方向とは異なる方向成分を捉えるためのゲージである。荷重方向成分を主要に捉えるためのゲージでは、ヒステリシスはほとんど見られず、荷重に対する線形性を示す。したがって、翼 1 のひずみゲージは 2 方向の曲げモーメントをとらえられていると考えられる。図 6.23 および図 6.24 の近似式は原点を通過していないが、これは時間経過に伴うゼロ点のずれによるものであると考えられる。したがって、各図の近似式の傾きのみを用いて $s_{\varepsilon_{g1}}$ ,  $s_{\varepsilon_{g2}}$ をひずみゲージ較正時に加えたエッジ方向およびフラップ方向の曲げモーメント $M_{x'_b}$ ,  $M_{y'_b}$ にそれぞれ変換する補正行列式を作成する。作成した補正行列式を式(6.6)に示す。

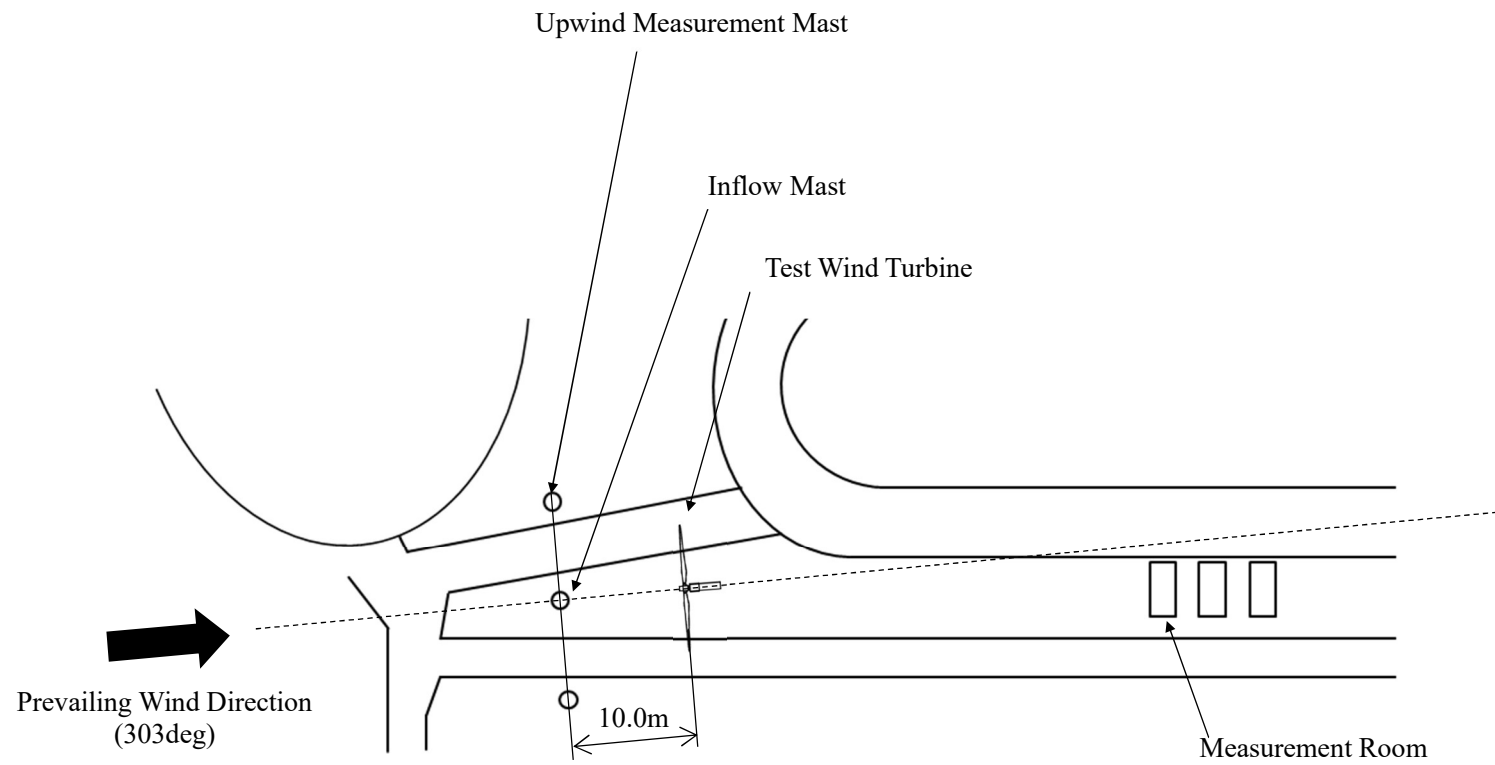
$$\begin{bmatrix} M_{y_b}' \\ M_{x_b}' \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -0.0645 & 0.2324 \\ 0.2486 & 0.0454 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} s_{\varepsilon_{g1}} \\ s_{\varepsilon_{g2}} \end{bmatrix} \quad (6.6)$$



(a)テストサイト広域図



(c)テストサイト全体写真

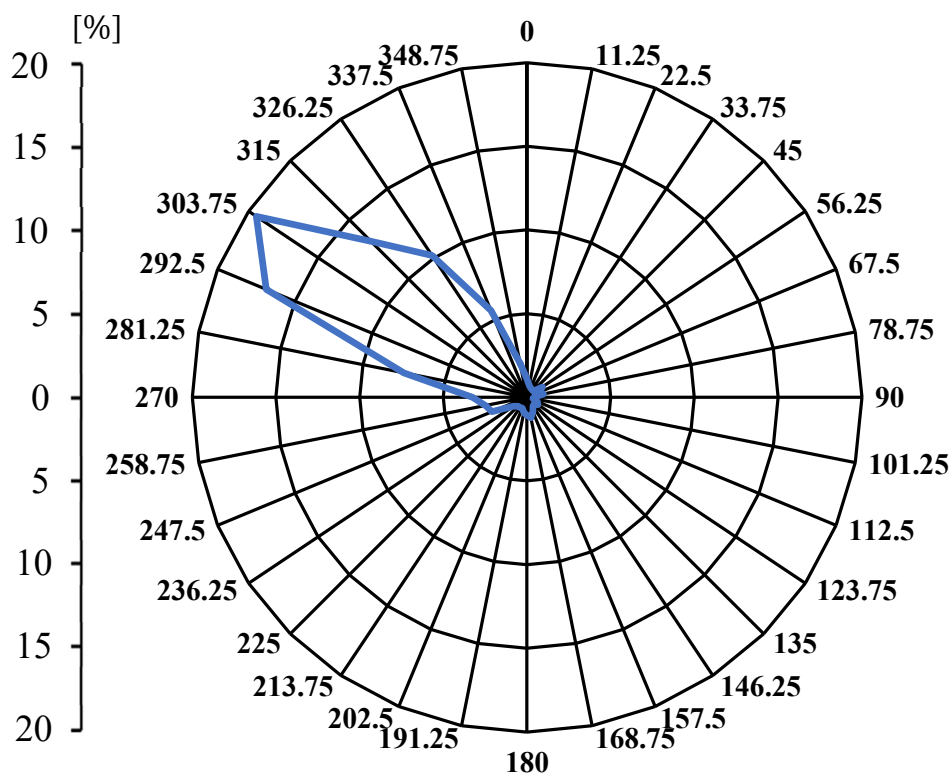


(b)テストサイト概要図

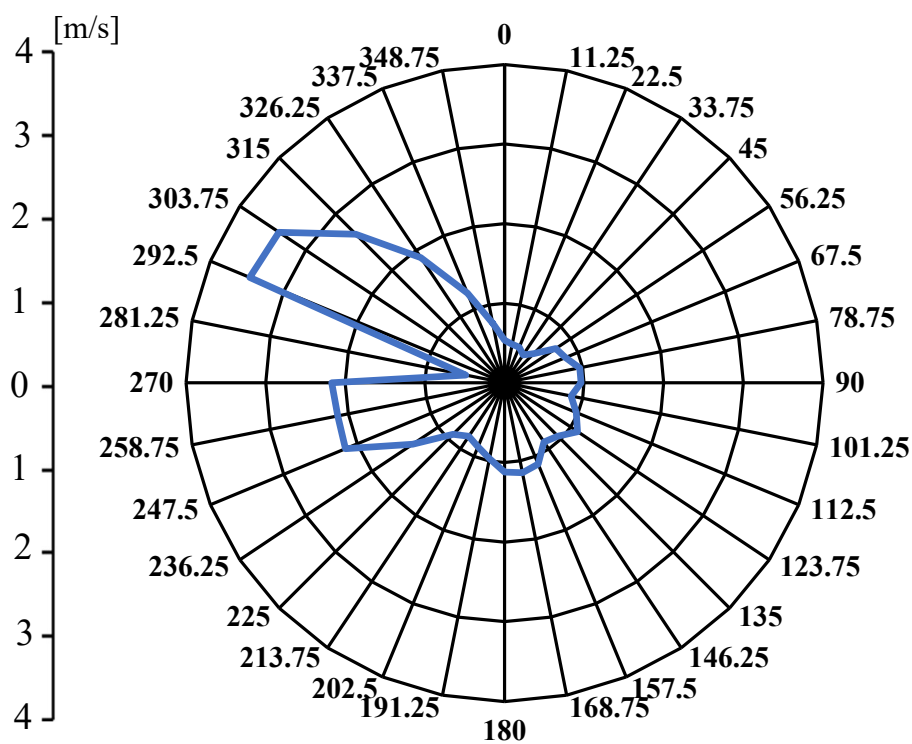
図 6.1 風力発電実験設備全体図



図 6.2 テストサイトの航空写真



(a)風向出現率(2023年12月1日～2023年12月31日)



(b)風向別平均風速(2023年12月1日～2023年12月31日)

図 6.3 テストサイトの風配図

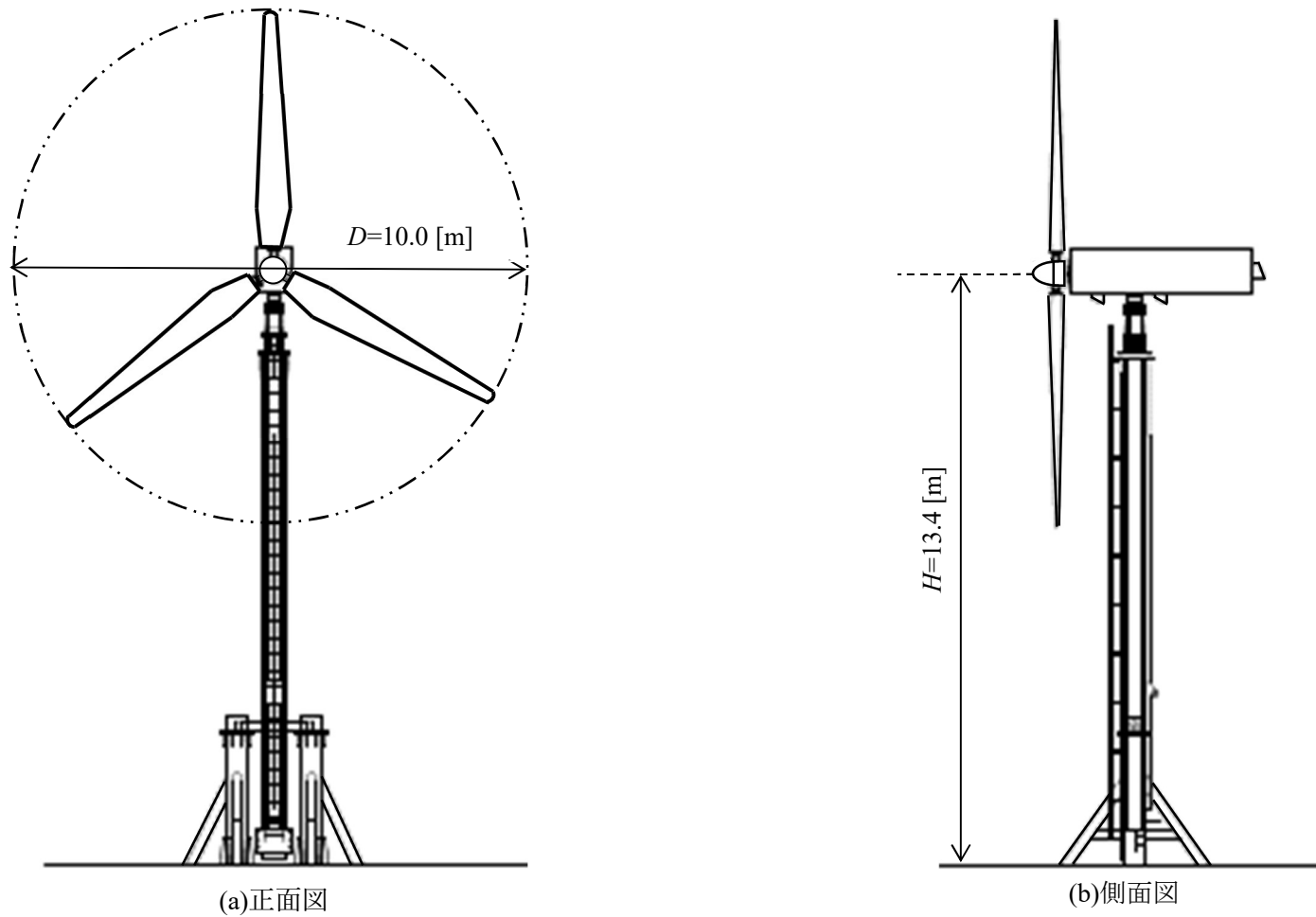


図 6.4 供試風車の正面図および側面図



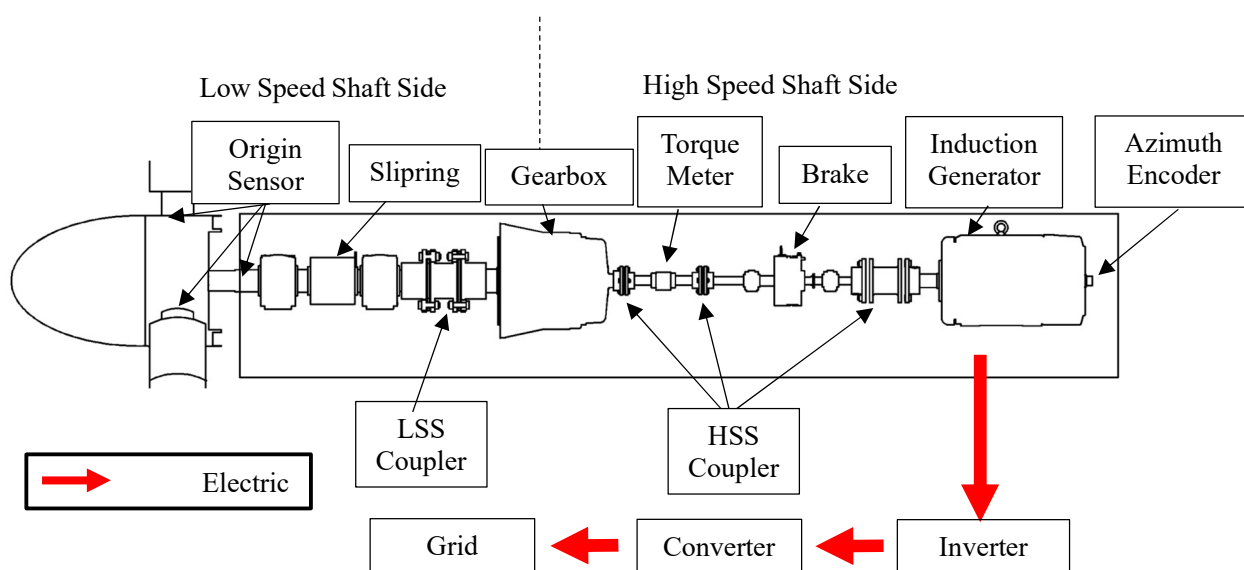


図 6.5 供試風車駆動系

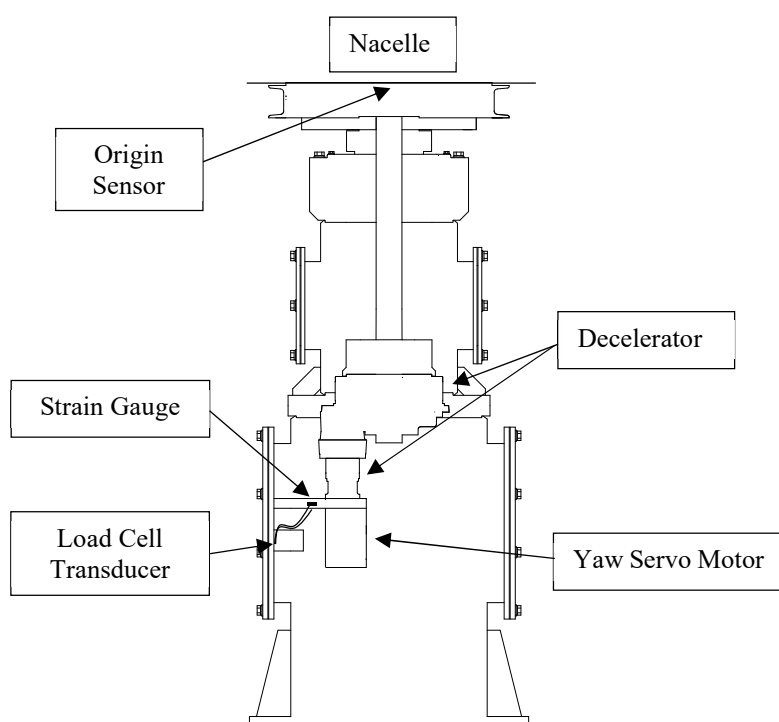
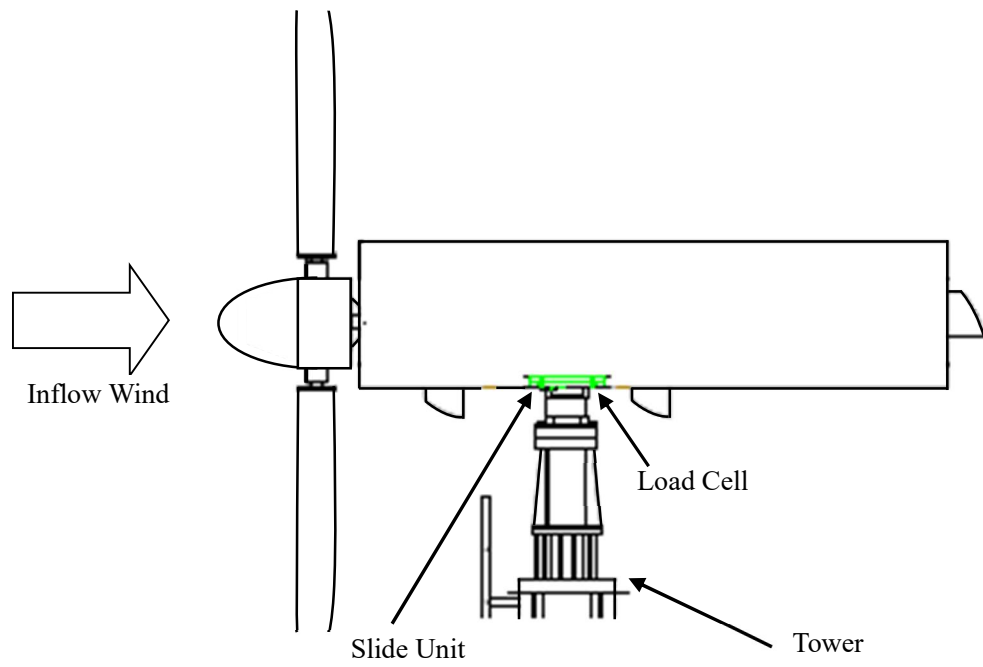


図 6.6 タワー内計測装置

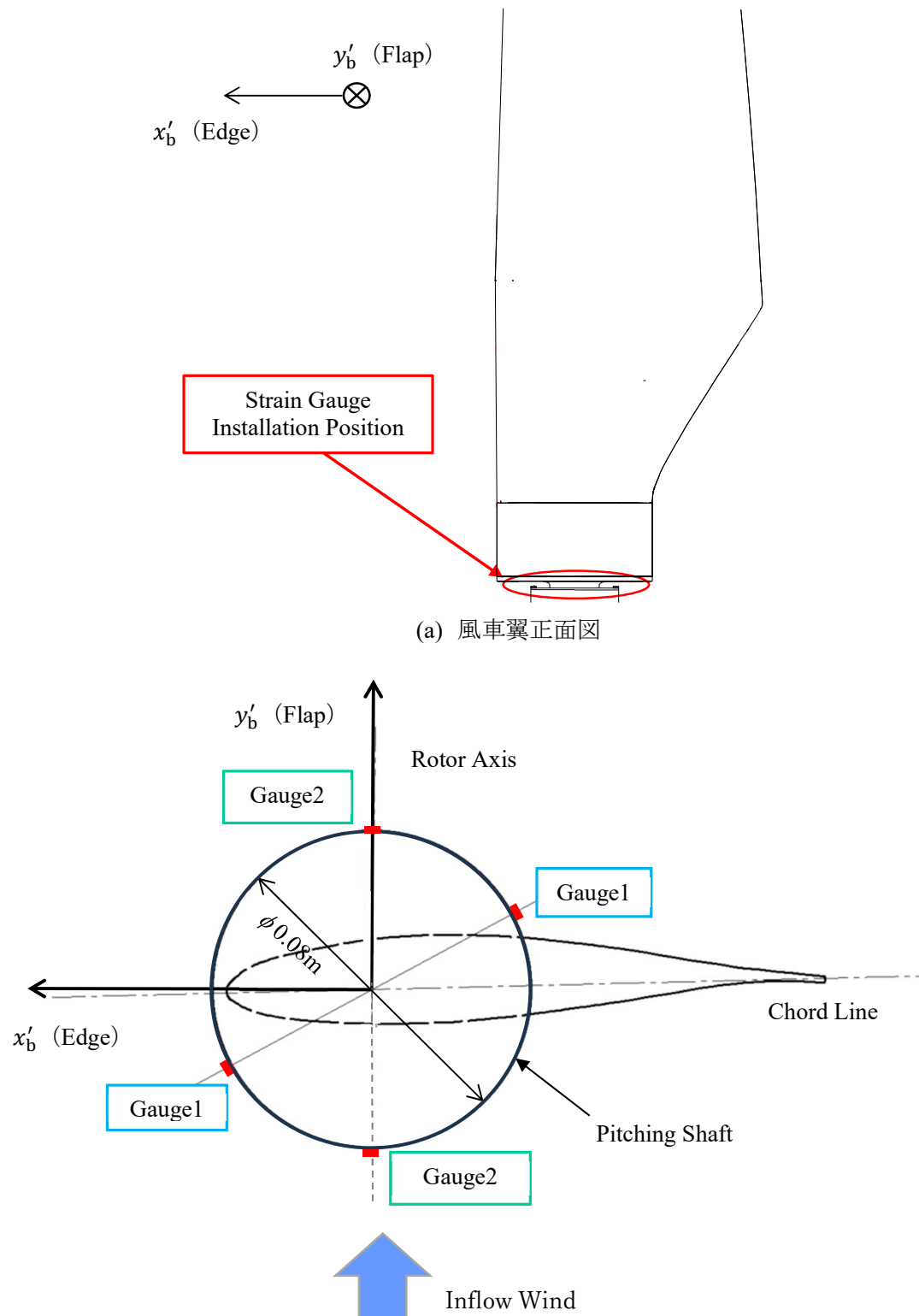


(a)ロータ推力測定装置概略



(b)ロータ推力測定装置の下面写真

図 6.7 ロータ推力測定装置



(b)風車翼根側からみた翼根ひずみゲージ取付部と基準翼断面の位置関係図

図 6.8 ひずみゲージ設置位置

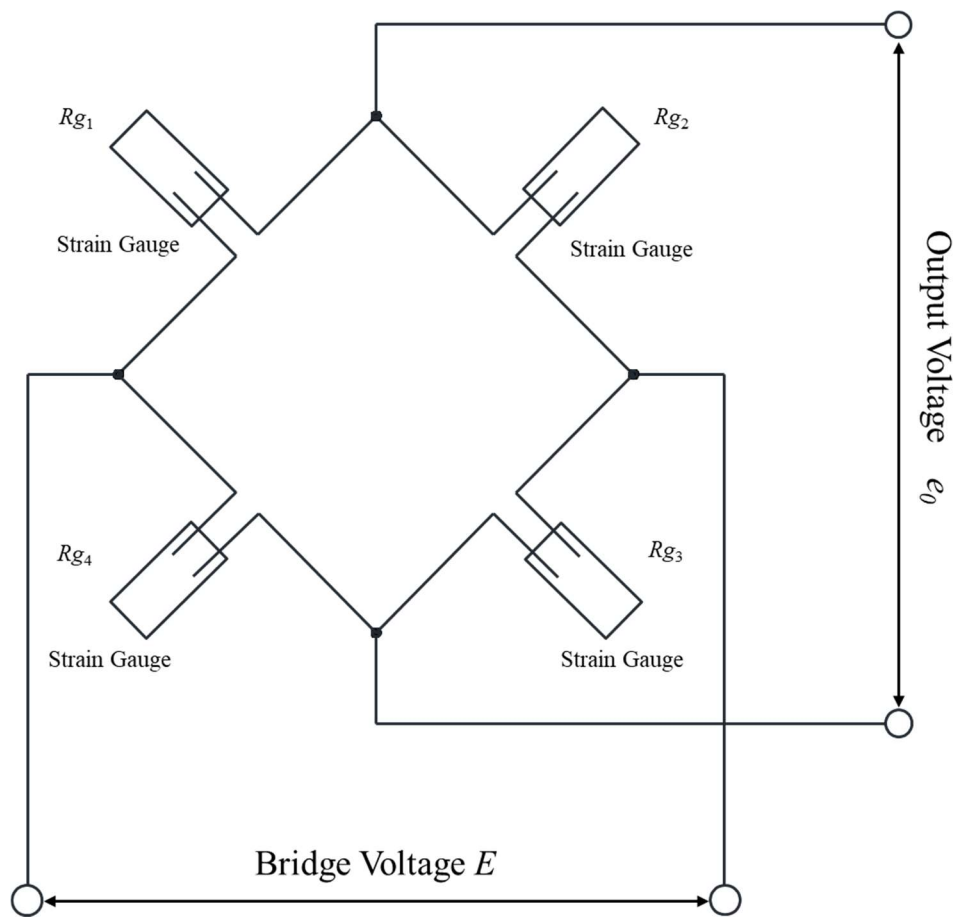
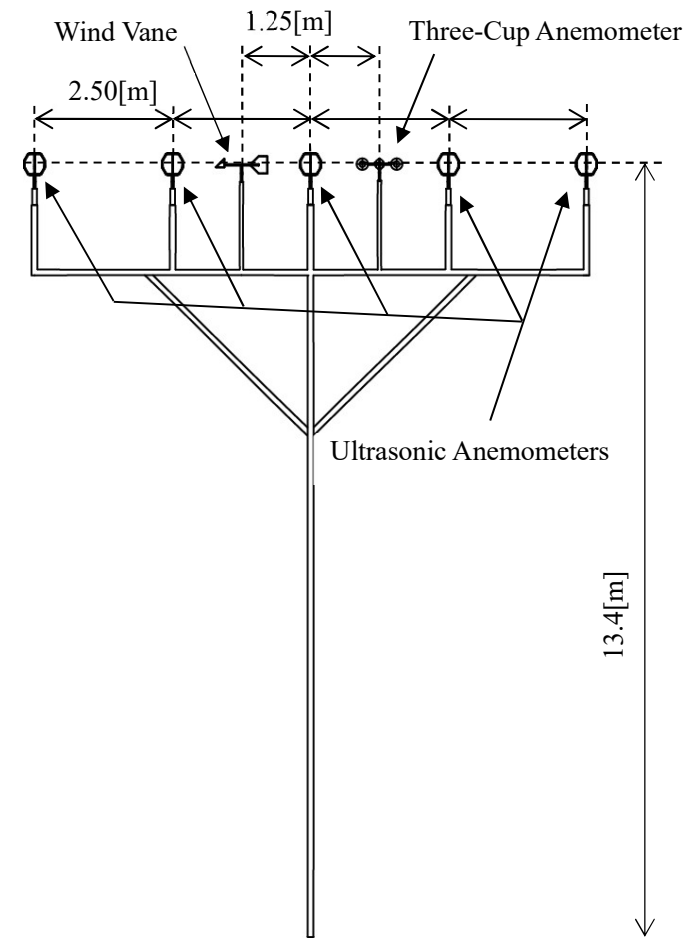


図 6.9 ブリッジ回路



(a)全体写真



(b)模式図

図 6.10 流入風観測マストの全体写真および模式図

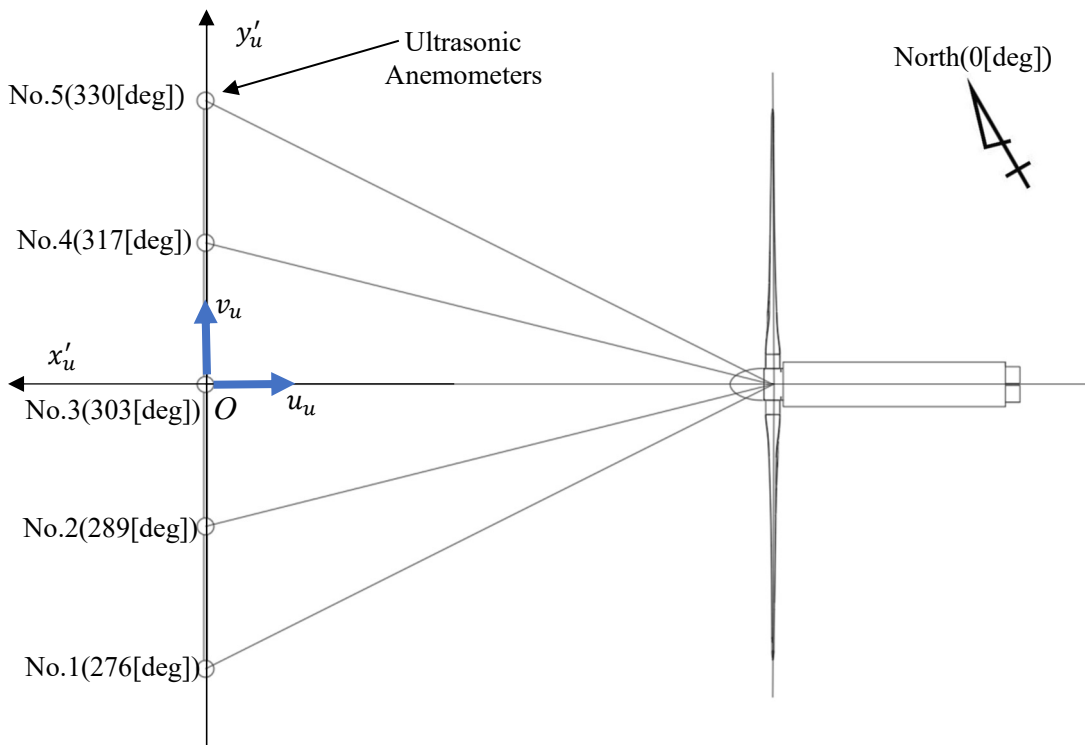


図 6.11 風車から見た SAT550 設置方位角および超音波風速計座標系

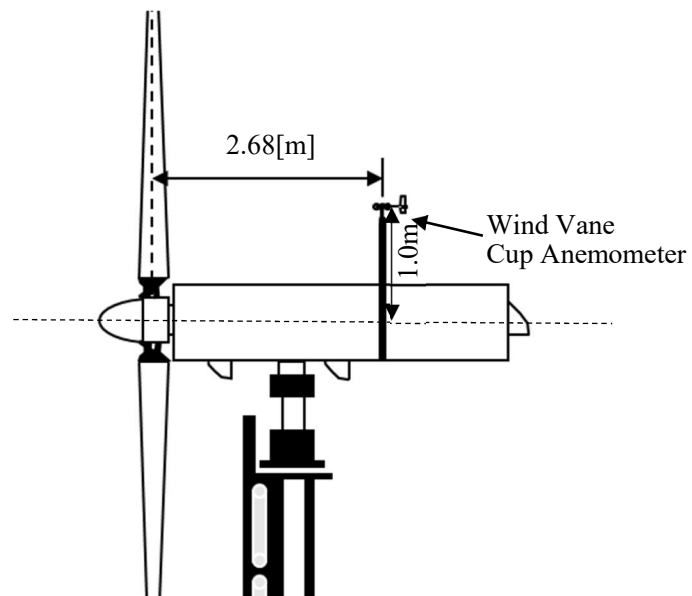


図 6.12 ナセル搭載風向風速計

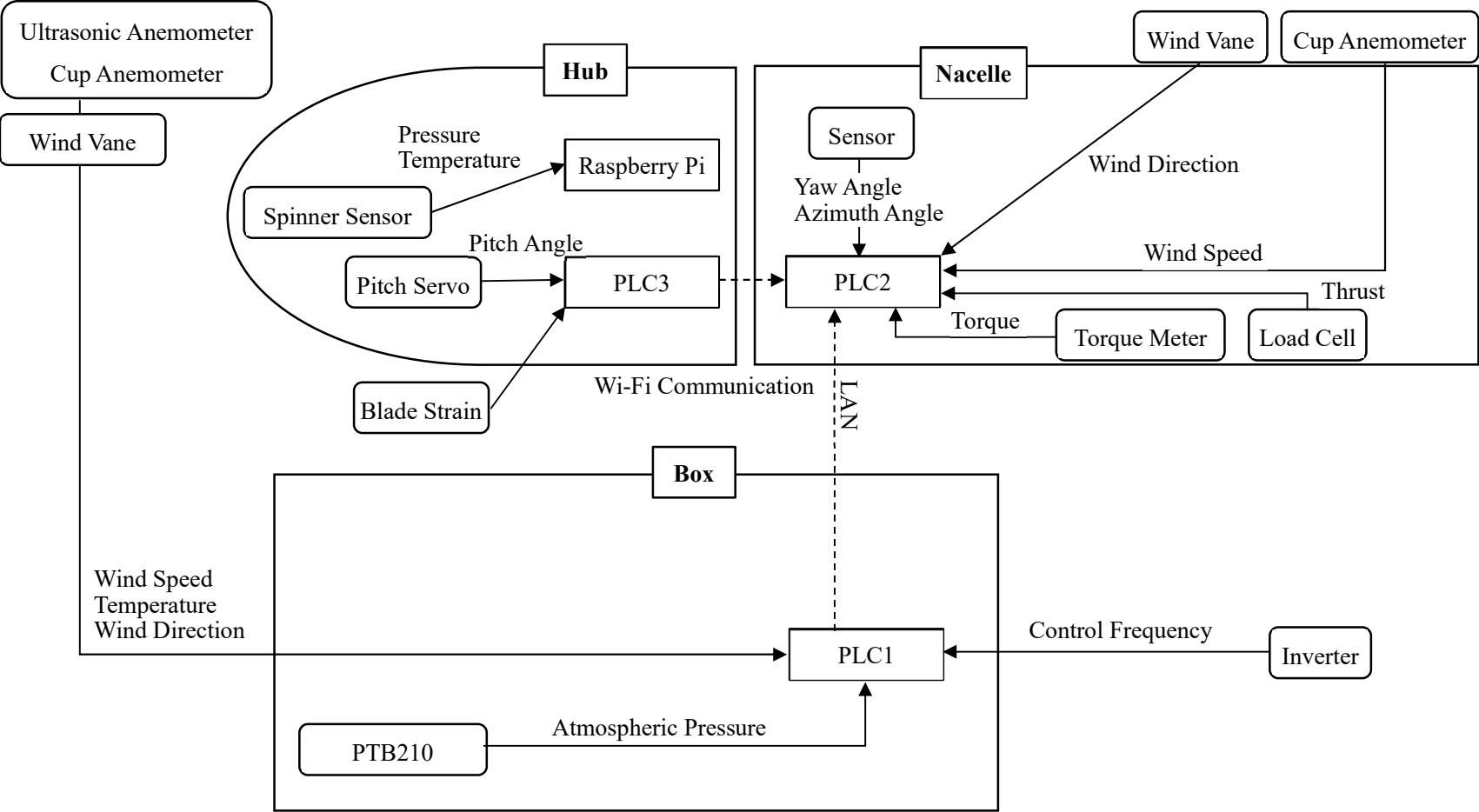


図 6.13 測定信号系統図

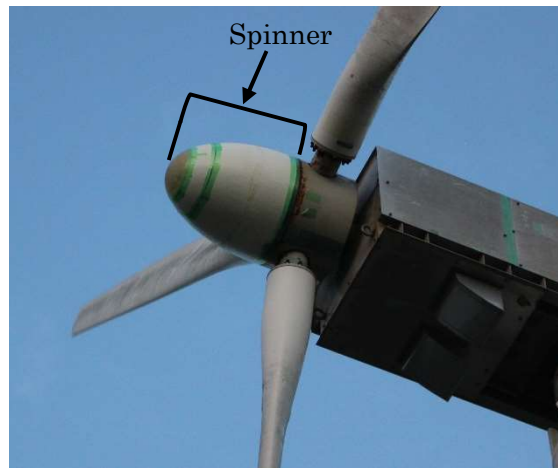


図 6.14 スピナ写真

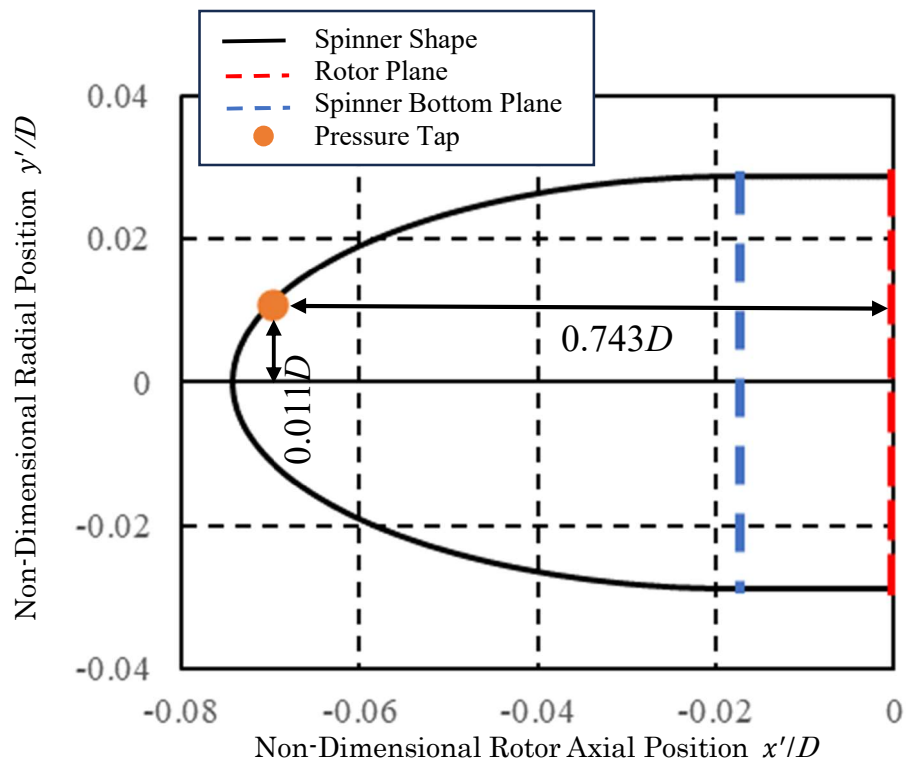


図 6.15 スピナ形状および圧力測定位置



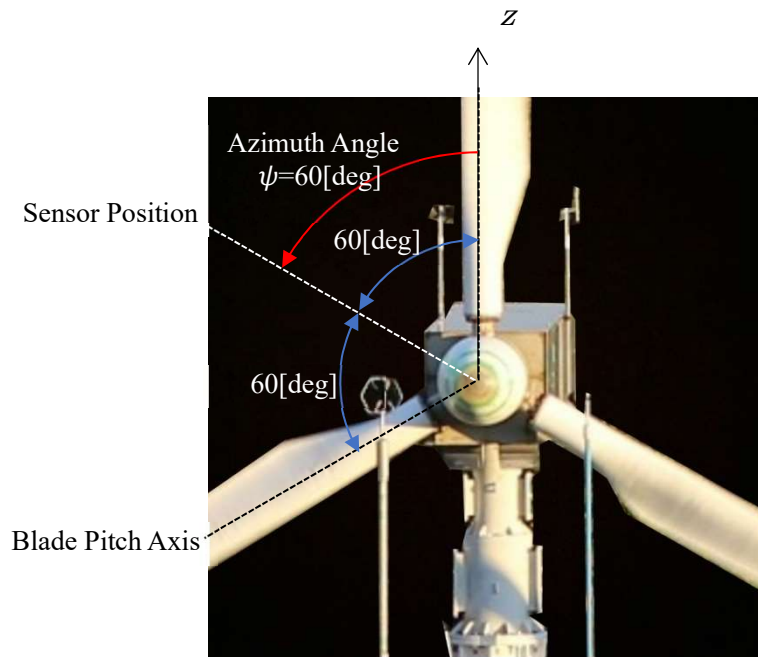


図 6.16 スピナ正面図

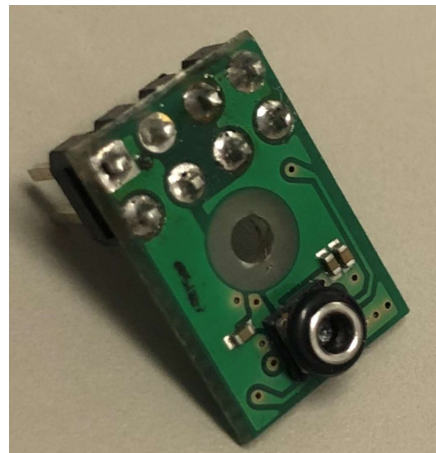


図 6.17 圧力センサ

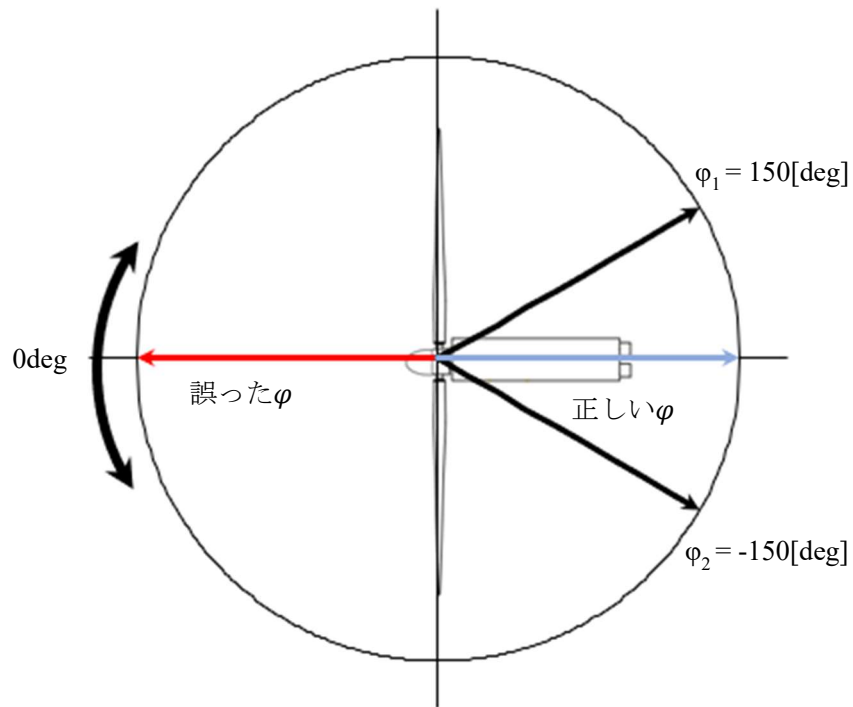


図 6.18 単位ベクトル平均について

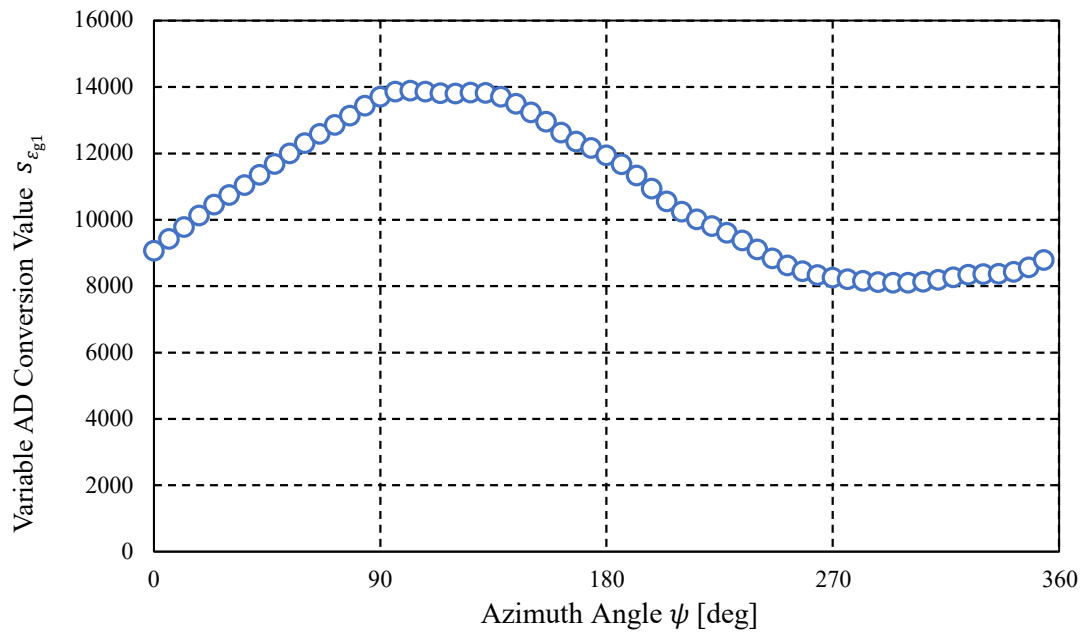


図 6.19 無風時エッジ方向

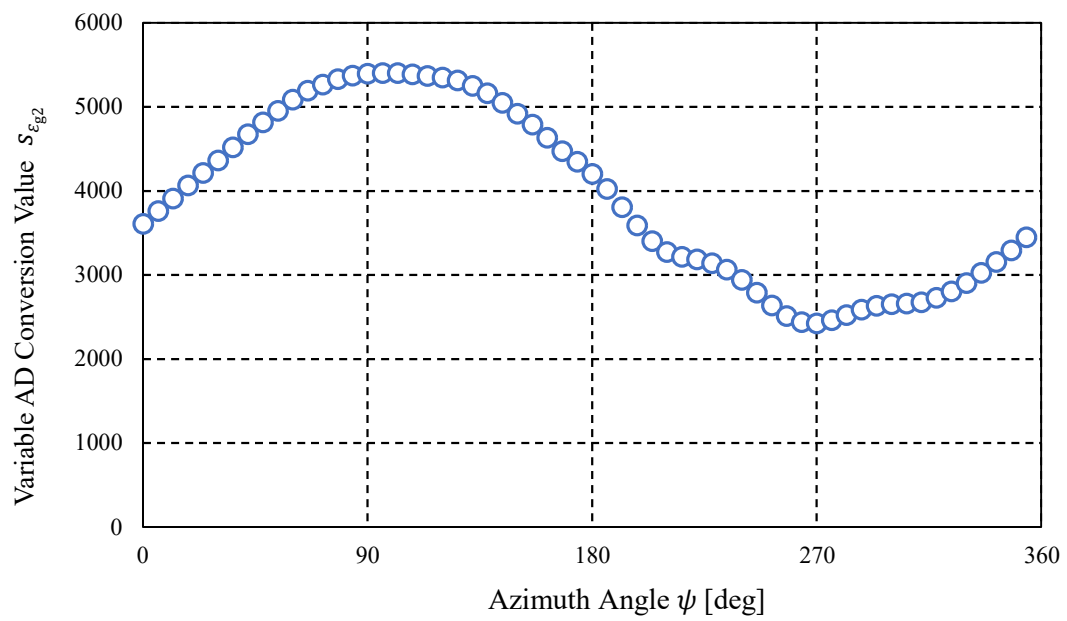


図 6.20 無風時フラップ方向

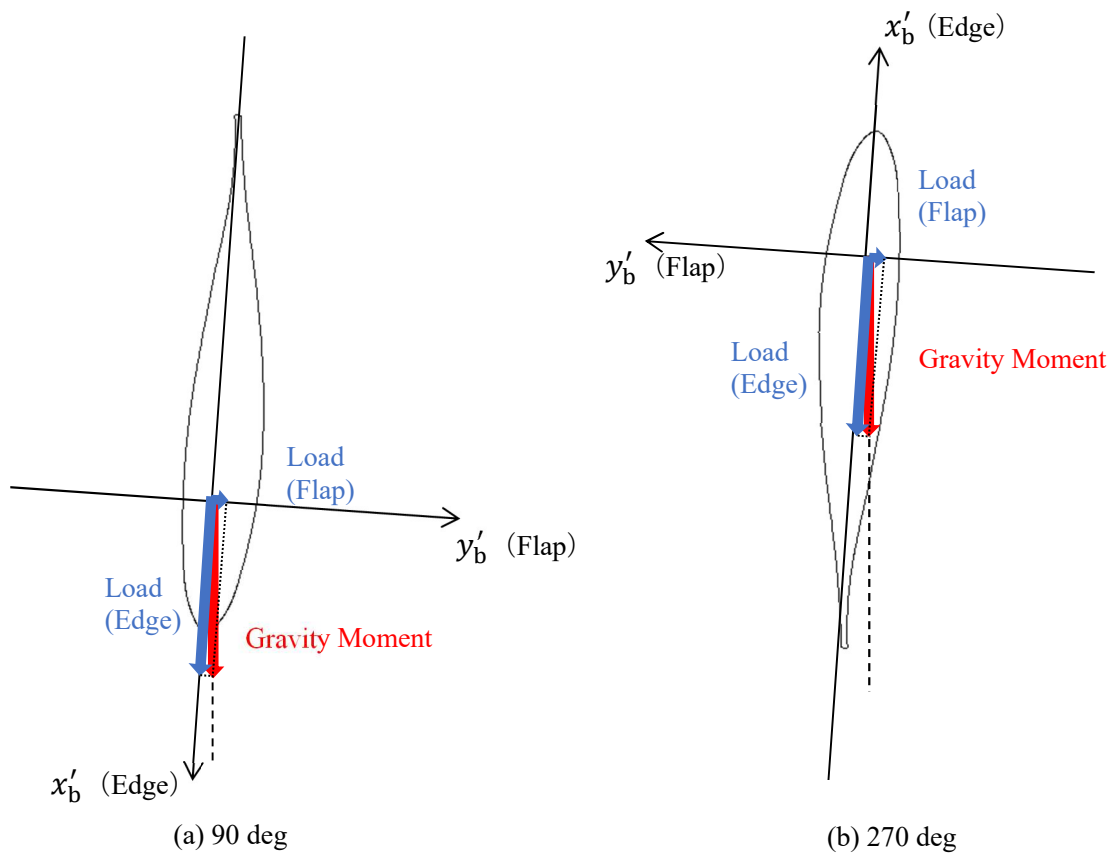


図 6.21 翼 1 におけるアジマス角ごとの重力モーメント

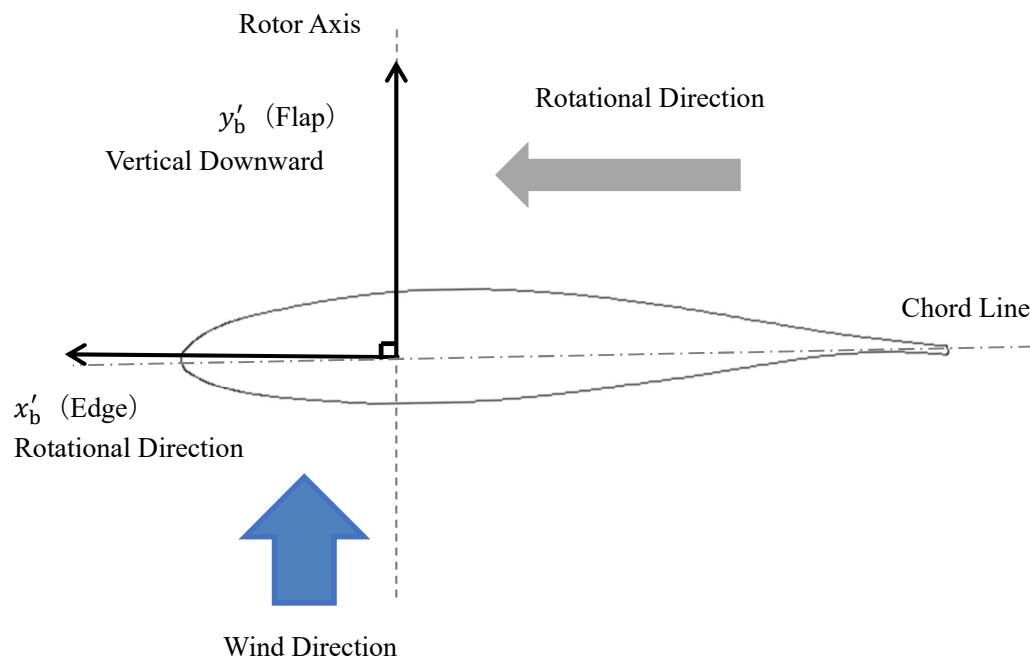
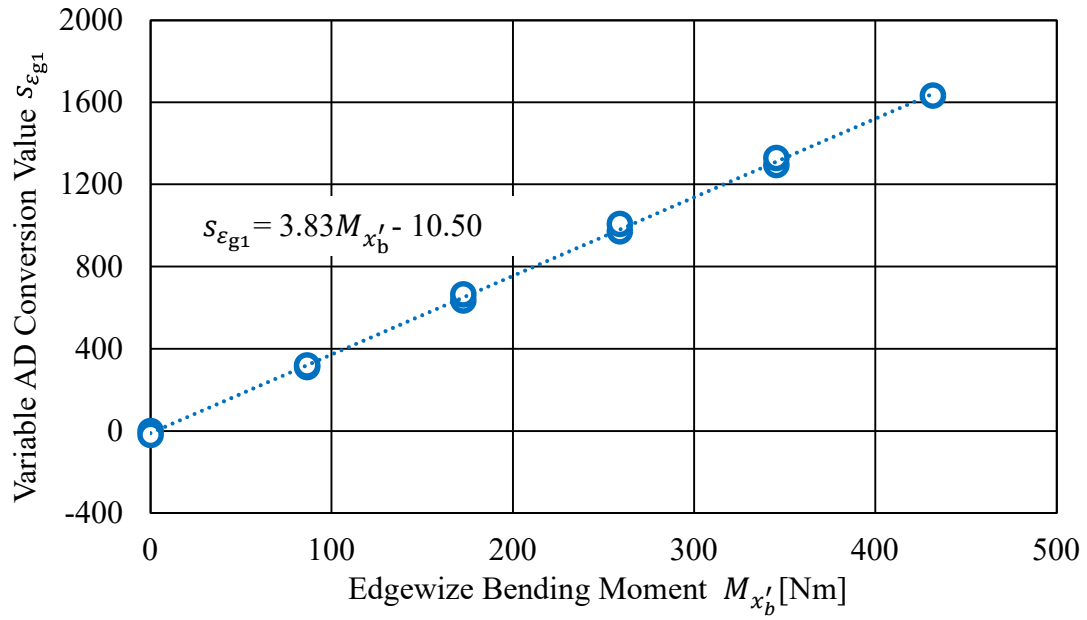
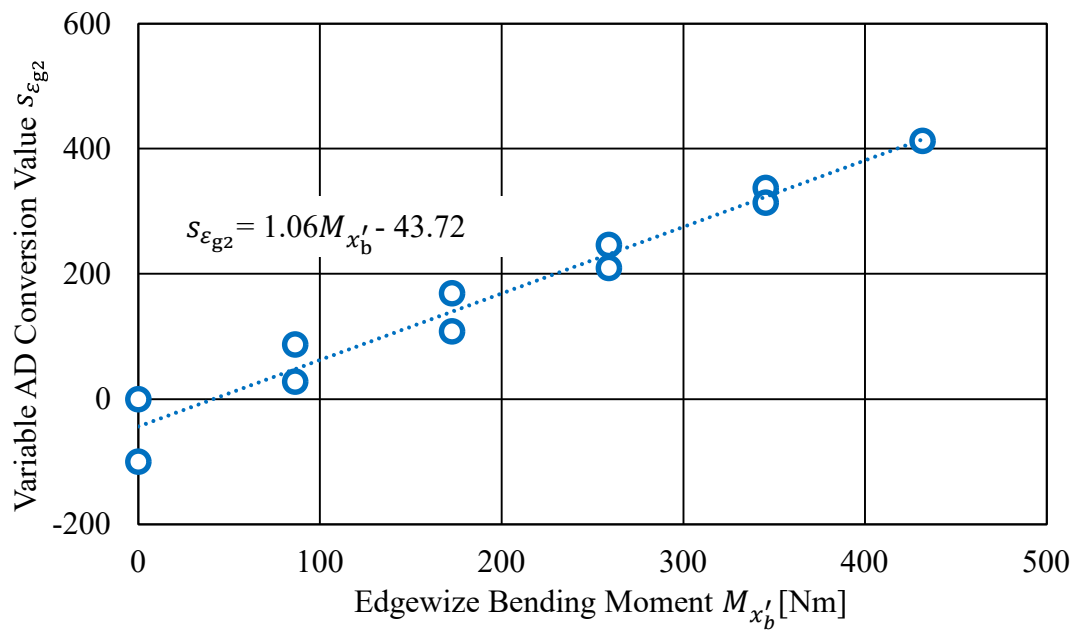


図 6.23 荷重方向

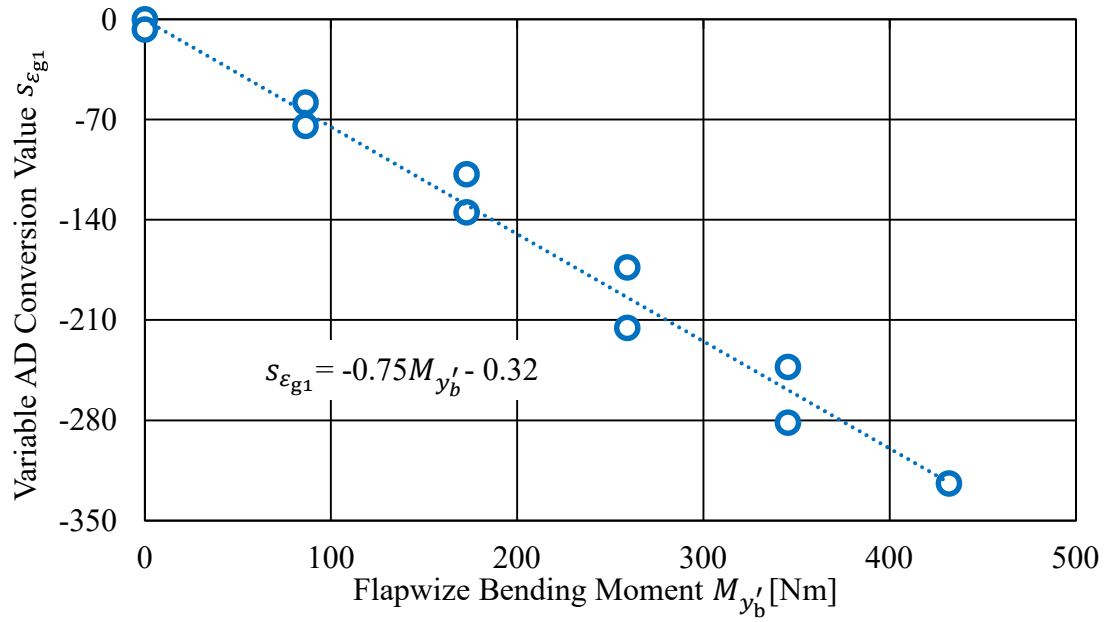


(a) ゲージ 1

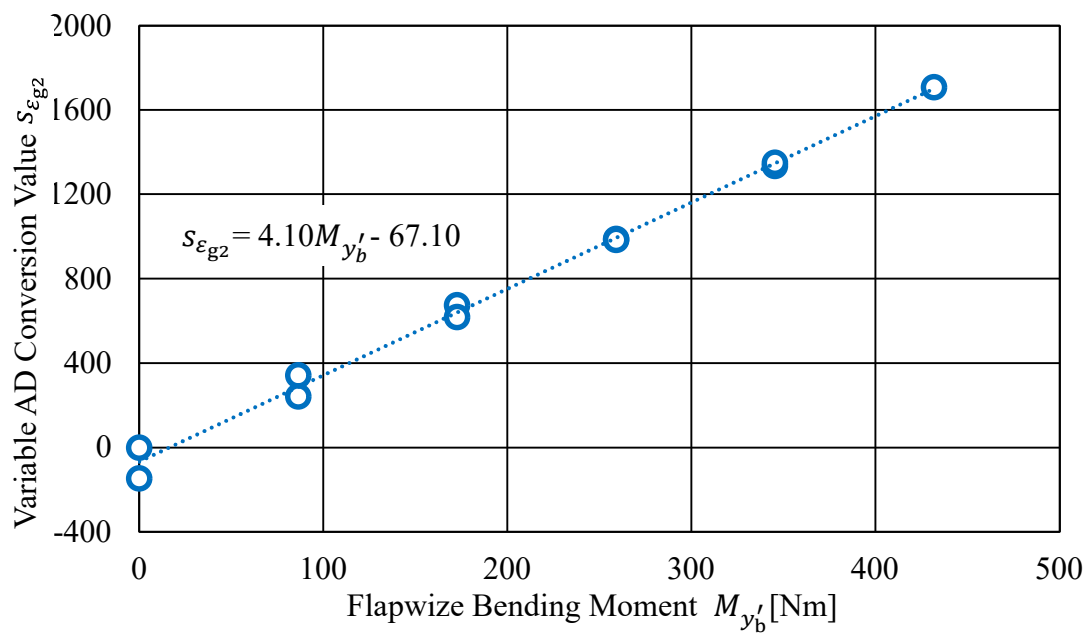


(a) ゲージ 2

図 6.23 翼 1 における水平方向に荷重を加えた際の荷重試験結果



(a) ゲージ 1



(b) ゲージ 2

図 6.24 翼 1 における鉛直下向きに荷重を加えた際の荷重試験結果

## 第 7 章 実証実験結果および考察

### 7.1 スピナ位置観測風向に基づくヨー制御

本節では、スピナ搭載型圧力センサを用い、スピナ位置観測風向に基づくヨー制御による風車性能および風車荷重変動の結果を示す。第 3 章の風車流入風向推定手法および第 6 章の実証実験の条件と手法により得られた実験結果から、風車性能および風車荷重変動を評価する。このヨー制御による風車性能および風車荷重変動は、ナセル上部のベーン風向計の出力の時間平均値によって算出される観測風向に基づくヨー制御と比較して評価する。

#### 7.1.1 実験条件

本実験で計測された風データから風車のナセル方位角 $\theta$ が一定時（ヨー固定時）かつ周速比 3~7 で運転されている評価対象データとして抽出した。風車運転条件は、回転数 50 rpm でピッチ角 $\beta=2[\text{deg}]$ である。計測のサンプリング周波数は、50 Hz、評価データは、10 sec 間平均データとした。また、各ヨー制御の制御間隔は 10 min とした。同様な風況で 2 つのヨー制御、ナセル搭載風向計に基づくヨー制御およびスピナ位置観測風向に基づくヨー制御を比較するため、2 種類のヨー制御を 3 サイクルごとに交互に行った。

図 7.1 に実証実験時間 510 min 間のナセル方位角の時系列データを示す。図は横軸に時間  $t$ 、縦軸にナセル方位角 $\theta$ を表している。赤の実線はスピナ位置観測風向に基づくヨー制御におけるナセル方位角、黒の実線はナセル搭載風向計に基づくヨー制御を示す。図より、ナセル方位角 $\theta$ は赤の連続する範囲において 3 回変化し、同様に黒の連続する範囲で 3 回変化している。よって、制御手法は 3 サイクルごとで切り替わっていることがわかる。

#### 7.1.2 ヨーミスアライメント

スピナ位置観測風向に基づくヨー制御時のヨーミスアライメント $\varphi_s$ とナセル搭載風向計に基づくヨー制御時のヨーミスアライメント $\varphi_n$ を比較する。図 7.2 にヨーミスアライメント $\varphi_s$ および $\varphi_n$ の時系列データを示す。ヨーミスアライメント $\varphi_s$ および $\varphi_n$ は、超音波風速計で計測された風速と各ヨー制御時のヨー角 $\theta$ から求めた。また、赤でスピナ位置観測風向に基づくヨー制御時の $\varphi_s$ 、黒がナセル搭載風向計に基づくヨー制御時の $\varphi_n$ を示す。図より、 $\varphi_s$ および $\varphi_n$ はいずれのヨー制御においても、おおむね 0 deg を中心に観測されていることがわかる。図 7.3 に周速比と周速比 BIN で平均化されたヨー制御ごとのヨーミスアライメントの絶対値 $|\varphi_s|$ および $|\varphi_n|$ の関係を示す。図は横軸に周速比 $\lambda$ 、縦軸に $|\varphi_s|$ および $|\varphi_n|$ を表し、また、赤でスピナ位置観測風向に基づくヨー制御時、黒でナセル搭載風向計に基づくヨー制御



時を示す．表 7.1 に周速比 BIN で平均化されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_s|$ および $|\bar{\varphi}_n|$ を示す．ここで，周速比 BIN の幅は 1 とした．図 7.3，表 7.1 より，スピナ位置観測風向に基づくヨー制御時のヨーミスアライメント $|\bar{\varphi}_s|$ はナセル搭載風向計に基づくヨー制御時のヨーミスアライメント $|\bar{\varphi}_n|$ より小さい傾向を示した．よって，実証実験にてスピナ位置観測風向はナセル搭載型風向計の出力の平均値に比べ高精度な流入風向推定であることがわかる．また，ヨーミスアライメントは高周速比ほど大きい傾向を示す．この理由としては，流入風は風速が低いほど風向が乱れ，このとき高精度な流入風向推定は困難であるためだと考えられる．よって，スピナ位置観測風向は高風速な流入風に対し，より高精度な流入風向推定が可能である．

表 7.1 周速比 BIN で平均化されたヨーミスアライメントの絶対値

周速比 $\lambda$	ヨーミスアライメントの絶対値	
	$ \bar{\varphi}_n [\text{deg}]$	$ \bar{\varphi}_s [\text{deg}]$
3	14.51	14.40
4	16.60	15.43
5	17.70	17.56
6	22.07	19.09
7	21.50	20.16

### 7.1.3 風車推力

図 7.4 に推力係数およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す．図は横軸に時間  $t$ ，第 1 縦軸に推力係数 $C_T$ ，第 2 縦軸にヨー制御ごとに超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}|$ を表している．また，赤はスピナ位置観測風向に基づくヨー制御による推力係数 $C_{Ts}$ ，黒はナセル搭載風向計に基づくヨー制御による推力係数 $C_{Tn}$ ，青はヨー制御ごとに超音波風速計で測定されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_s|$ および $|\bar{\varphi}_n|$ を示す．図より，推力係数 $C_{Ts}$ ， $C_{Tn}$ はヨー制御ごとに超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_s|$ および $|\bar{\varphi}_n|$ の反転した変動を部分的に示す．

図 7.5 に周速比と周速比 BIN で平均された推力係数の関係を示す．図は横軸に周速比 $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化された推力係数 $\bar{C}_T$ を表している．また，赤が周速比 BIN で平均化されたスピナ位置観測風向に基づくヨー制御による推力係数，黒が周速比 BIN で平均化されたナセル搭載風向計に基づくヨー制御による推力係を示す．表 7.2 に周速比 BIN で平均化された推力係数を示す．ここで，周速比 BIN の幅は 1 とした．図 7.5，表 7.2 より，スピナ位置観測風向に基づくヨー制御による推力係数はナセル搭載風向計に基づくヨー制御による推力係数に比べ測定されるヨーミスアライメントに関わらず大きくなる．この理由としては，スピナ位置観測風向はロータ受風面内の平均風向を捉え，より正確なヨー制御で

風車流入風を受けたためだと考えられる。以上の結果より、実証実験にてスピナ位置観測風向に基づくヨー制御は、ナセル搭載型風向計に基づくヨー制御と比べ風車推力の増大効果を示した。

表 7.2 周速比 BIN で平均化された周速比と推力係数

周速比 $\lambda$	推力係数 $\bar{C}_T$	
	ナセル搭載風向計 に基づくヨー制御	スピナ位置観測風向 に基づくヨー制御
3	0.236	0.242
4	0.309	0.316
5	0.350	0.361
6	0.366	0.381
7	0.365	0.371

#### 7.1.4 風車出力

図 7.6 に出力係数およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す。は横軸に時間  $t$ ，縦軸に出力係数  $C_p$ ，第 2 縦軸にヨー制御ごとに超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値  $|\varphi|$  を表している。また，赤はスピナ位置観測風向に基づくヨー制御による出力係数  $C_{ps}$ ，黒はナセル搭載風向計に基づくヨー制御による出力係数  $C_{pn}$ ，青はヨー制御ごとに超音波風速計で測定されたヨーミスアライメントの絶対値  $|\varphi_s|$  および  $|\varphi_n|$  を示す。図より，出力係数はヨー制御ごとに超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値  $|\varphi_s|$  および  $|\varphi_n|$  の反転した変動を部分的に示す。

図 7.7 に周速比と周速比 BIN で平均化された出力係数の関係を示す。図は横軸に周速比  $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化された出力係数  $\bar{C}_p$  を表している。また，赤が周速比 BIN で平均化されたスピナ位置観測風向に基づくヨー制御による出力係数，黒が周速比 BIN で平均化されたナセル搭載風向計に基づくヨー制御による出力係数を示す。表 7.3 に周速比 BIN で平均された出力係数を示す。ここで，周速比 BIN の幅は 1 とした。図 7.7，表 7.3 より，周速比 3~6 において，スピナ位置観測風向に基づくヨー制御による出力係数はナセル搭載風向計に基づくヨー制御による出力係数に比べ大きくなる。

ここで，定速運転時における出力係数を考察する。軸方向運動量理論より，出力係数  $C_p$  は以下の式(7.1)で示される。

$$C_p = 4\alpha(\cos\varphi - \alpha)^2 \quad (7.1)$$

ここで， $\alpha$  は軸方向誘導速度係数， $\varphi$  は平均的なヨーミスアライメントを示す。

さらに，最大出力係数を算出する。式(7.1)を  $\alpha$  について微分して 0 とおくと  $\alpha = \frac{\cos\varphi}{3}$  となり，これを式(7.1)に代入すると

$$C_{p-\max} = \frac{16}{27} \cos^3 \varphi \quad (7.2)$$

式(7.2)より，最大出力係数は $\cos^3 \varphi$  に比例する．そのため，出力係数はヨーミスアライメントが小さいときに増大する．ここで，表 7.1，表 7.3 より，出力係数は周速比 3~6 においてヨーミスアライメントが小さいヨー制御時に増大することがわかる．また，出力係数は周速比 7 においてヨーミスアライメントが小さいヨー制御時にかかわらず低下する．この理由は，スピナ位置観測風向に基づくヨー制御は周速比 7 の流入風に対し，高精度な流入風向推定が困難であるためだと考えられる．以上の結果より，実証実験にてスピナ位置観測風向に基づくヨー制御は，高精度な流入風向推定を実現している周速比 3~6 において，スピナ位置観測風向に基づくヨー制御による出力係数はナセル搭載風向計に基づくヨー制御による出力係数に比べ大きくなる．

表 7.3 周速比 BIN で平均化された出力係数

周速比 $\lambda$	出力係数 $\bar{C}_p$	
	ナセル搭載風向計 に基づくヨー制御	スピナ位置観測風向 に基づくヨー制御
3	0.127	0.132
4	0.198	0.205
5	0.216	0.229
6	0.193	0.208
7	0.147	0.143

### 7.1.5 翼根荷重変動

翼根荷重変動は翼根部におけるエッジ方向曲げモーメント $M_x$ およびフラップ方向曲げモーメント $M_y$ の標準偏差であるエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_x}$ およびフラップ方向の荷重変動 $\sigma_{M_y}$ で評価する．

#### 7.1.5.1 エッジ方向の荷重変動

図 7.8 にエッジ方向の荷重変動およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す．図は横軸に時間  $t$ ，第 1 縦軸にエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_x}$ ，第 2 縦軸にヨー制御ごとに超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\varphi|$ を表している．また，赤はスピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_{xs}}$ ，黒はナセル搭載風向計に基づくヨー制御によるエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_{xn}}$ ，青はヨー制御ごとに超音波風速計で測定されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\varphi_s|$ および $|\varphi_n|$ を示す．

図 7.9 に周速比と周速比 BIN で平均化されたエッジ方向の荷重変動の関係を示す。図は横軸に周速比 $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化されたエッジ方向の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_x}$ を表している。また，赤が周速比 BIN で平均化されたスピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるエッジ方向の荷重変動，黒が周速比 BIN で平均化されたナセル搭載風向計に基づくヨー制御によるエッジ方向の荷重変動を示す。表 7.4 に周速比 BIN で平均化されたエッジ方向の荷重変動を示す。ここで，BIN 幅は 1 とした。図 7.9，表 7.4 より，エッジ方向の荷重変動は周速比 3~7 において表 7.1 のヨーミスアライメントとの関係性はない。この理由としては，実証実験にてヨー制御による翼根エッジ方向にかかる空力荷重変動は，ひずみゲージを用いた荷重変動計測にて顕著な差異を生じない小さな変動であるためだと考えられる。これは，翼根エッジモーメント $M_x$ 成分の大半は翼の自重によるものであり，ヨーミスアライメントによって生じる翼根エッジ方向にかかる空力荷重はこれに比べて小さいことに起因する。以上の結果より，実証実験にてスピナ位置観測風向に基づくヨー制御はエッジ方向の荷重変動の顕著な低減効果を示さない。

表 7.4 周速比 BIN で平均化されたエッジ方向の荷重変動

周速比 $\lambda$	エッジ方向の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_x}$ [Nm]	
	ナセル搭載風向計 に基づくヨー制御	スピナ位置観測風向 に基づくヨー制御
3	203	200
4	189	193
5	188	181
6	161	160
7	161	177

#### 7.1.5.2 フラップ方向の荷重変動

図 7.10 にフラップ方向の荷重変動およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す。図は横軸に時間  $t$ ，第 1 縦軸にフラップ方向の荷重変動 $\sigma_{M_y}$ ，第 2 縦軸にヨー制御ごとに超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\varphi|$ を表している。また，赤はスピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるフラップ方向の荷重変動 $\sigma_{M_{y,s}}$ ，黒はナセル搭載風向計に基づくヨー制御によるフラップ方向の荷重変動 $\sigma_{M_{y,n}}$ ，青はヨー制御ごとに超音波風速計で測定されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\varphi_s|$ および $|\varphi_n|$ を示す。

図 7.11 に周速比と周速比 BIN で平均化されたフラップ方向の荷重変動の関係を示す。図は横軸に周速比 $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化されたフラップ方向の荷重変動を表している。また，赤が周速比 BIN で平均化されたスピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるフラップ方向の荷重変動，黒が周速比 BIN で平均化されたナセル搭載風向計に基づくヨー制

御によるフラップ方向の荷重変動を示す．表 7.5 に周速比 BIN で平均化されたフラップ方向の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_y}$ の関係を示す．ここで，BIN 幅は 1 とした．図 7.11，表 7.5 より，スピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるフラップ方向の荷重変動はナセル搭載型風向計に基づくヨー制御によるフラップ方向の荷重変動に比べ小さい．この理由としては，スピナ位置観測風向に基づくヨー制御によってロータ受風面内の平均風向を捉えた風車流入風向推定ができていたためだと考えられる．以上の結果より，実証実験にてスピナ位置観測風向に基づくヨー制御は，ナセル搭載型風向計に基づくヨー制御と比べフラップ方向の荷重変動の低減効果を示した．

表 7.5 周速比 BIN で平均化されたフラップ方向の荷重変動

周速比 $\lambda$	フラップ方向の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_y}$ [Nm]	
	ナセル搭載風向計 に基づくヨー制御	スピナ位置観測風向 に基づくヨー制御
3	272	263
4	244	225
5	226	218
6	208	201
7	197	183

### 7.1.6 ヨー機構の荷重変動

ヨー機構の荷重変動はヨー機構に作用するヨーモーメント $M_z$ の標準偏差であるヨー機構の荷重変動 $\sigma_{M_z}$ で評価する．図 7.12 にヨー機構の荷重変動およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す．図は横軸に時間 $t$ ，第 1 縦軸にヨー機構の荷重変動 $\sigma_{M_z}$ ，第 2 縦軸にヨー制御ごとに超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\varphi|$ を表している．また，赤はスピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるヨー機構の荷重変動 $\sigma_{M_{zs}}$ ，黒はナセル搭載風向計に基づくヨー制御によるヨー機構の荷重変動 $\sigma_{M_{zn}}$ ，青はヨー制御ごとに超音波風速計で測定されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\varphi_s|$ および $|\varphi_n|$ を示す．図 7.13 に周速比と周速比 BIN で平均化されたヨー機構の荷重変動の関係を示す．図は横軸に周速比 $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化されたヨー機構の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_z}$ を表している．また，赤が周速比 BIN で平均化されたスピナ位置観測風向に基づくヨー制御スピナ位置観測風向に基づくヨー制御によるヨー機構の荷重変動，黒が周速比 BIN で平均化されたナセル搭載風向計に基づくヨー制御によるヨー機構の荷重変動を示す．表 7.6 に周速比 BIN で平均化されたヨー機構の荷重変動の関係を示す．ここで，BIN 幅は 1 とした．図 7.13，表 7.1，表 7.6 より，周速比 3~7 においてヨー機構の荷重変動はヨーミスアライメントの低下にしたがい低下していることがわかる．また，加速度ポテンシャルを用いた数値解析において，ヨー機構に

作用するヨーモーメントは  $\sin \varphi$  に比例するという結果が報告されている<sup>[9]</sup>。したがって、ヨーミスアライメントが小さいときにヨーモーメントが低減されることにともない、ヨー機構の荷重変動も低減されたと考えられる。以上の結果より、実証実験にてスピナ位置観測風向に基づくヨー制御は、ナセル搭載型風向計に基づくヨー制御と比べ高風速域においてヨー機構の荷重変動の低減効果を示した。

表 7.6 周速比 BIN で平均化されたヨー機構の荷重変動

周速比 $\lambda$	ヨー機構の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_z}$ [Nm]	
	ナセル搭載風向計 に基づくヨー制御	スピナ位置観測風向 に基づくヨー制御
3	9.17	8.69
4	10.37	8.87
5	10.95	10.24
6	13.05	11.33
7	13.43	12.41

## 7.2 風車荷重低減を目的とするスピナ位置観測風向に基づくヨー制御

本節では、スピナ搭載型圧力センサを用い、スピナ位置観測風向に基づく風車荷重変動の低減を目的とするヨー制御として、流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御により風車性能および風車荷重変動の結果を示す。第3章の風車流入風向推定および第6章の実証実験の条件と手法により得られた実験結果から、風車性能および風車荷重変動を評価する。このヨー制御による風車性能および風車荷重変動は、流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ ごとに、ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対する変化率で比較し評価する。ここで、ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ の各評価値の変化率 $RC_{V\langle n \rangle}$ を式(7.3)に示す。

$$(Rate\ of\ Change)RC_{V\langle n \rangle} = \frac{\langle n \rangle - \langle 1 \rangle}{\langle 1 \rangle} \times 100 \quad (7.3)$$

ここで、 $V$ は任意の評価値を示す。

### 7.2.1 実験条件

本実験で計測された全データから風車のナセル方位角が変動していない範囲かつ最適周速比6付近で比較するために周速比3~7で評価対象データを抽出したのちデータ整理を実施した。評価に用いたデータは一定回転数50 rpmでピッチ角 $\beta=2$  [deg]で取得された。本研究はサンプリング周波数50 Hzで測定されたものを10 sec平均してデータ整理を行った。



また、同じ風況で比較するために流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ を3サイクルごとに交互に行った。ここで、 $n=1, 2, 3, 6, 10$ とした。図 7.14 にヨー制御における 540 min 間のナセル方位角時系列データを示す。図 7.14 は横軸に時間 $t$ 、縦軸にナセル方位角 $\theta$ を表している。また、実線はヨー制御 $\langle n \rangle$ を示し、青線が  $n=1$ 、橙線が  $n=2$ 、灰線が  $n=3$ 、黄線が  $n=6$ 、緑線が  $n=10$  を示す。図 7.14 より、各色における実線の連続する範囲においてナセル方位角は3回変化している。よって、制御手法は3サイクルごとで切り替わっていることがわかる。

## 7.2.2 ヨーミスアライメント

風況観測マスト（風車前方 10m 設置）の超音波風速計で測定された参照風向と、流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ 時ナセル方位角とのヨーミスアライメントの平均値 $\bar{\varphi}_{\langle n \rangle}$ を比較する。図 7.15 にヨー制御 $\langle n \rangle$ ごとヨーミスアライメントの時系列データを示す。図は横軸に時間 $t$ 、縦軸にヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの平均値 $\bar{\varphi}_{\langle n \rangle}$ を表している。また、ヨー制御 $\langle n \rangle$ を示し、青線が  $n=1$ 、橙線が  $n=2$ 、灰線が  $n=3$ 、黄線が  $n=6$ 、緑線が  $n=10$  を示す。図より、ヨー制御 $\langle n \rangle$ 時のヨーミスアライメントはおおむね 0 deg を中心に観測されていることがわかる。

図 7.16 に周速比と周速比 BIN で平均化されたヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値の関係をヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ の変化率 $RC_{yawmiss\langle n \rangle}$ で示す。図は横軸に周速比 $\lambda$ 、縦軸にヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{\langle n \rangle}|$ における変化率 $RC_{yawmiss\langle n \rangle}$ を表している。また、橙が  $n=2$ 、灰が  $n=3$ 、黄が  $n=6$ 、緑が  $n=10$  を示す。表 7.7 に周速比 BIN で平均化されたヨーミスアライメントの絶対値を示す。ここで、BIN 幅は 1 とした。図 7.16、表 7.7 より、周速比 3~7 において周速比 BIN で平均化されたヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ の変化率 $RC_{yawmiss\langle n \rangle}$ は重みごとの明確な傾向はみられない。これより、流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御はヨー制御 $\langle 1 \rangle$ 、すなわちスピナ位置観測風向に基づくヨー制御に対し顕著なヨーミスアライメント改善の効果は示さない。

表 7.7 周速比 BIN で平均化されたヨーミスアライメントの絶対値

周速比 $\lambda$	ヨーミスアライメントの絶対値 $ \bar{\varphi}_{(n)} $ [deg]				
	流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による 算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$				
	$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
3	9.53	10.04	9.45	9.08	9.55
4	10.79	10.40	10.85	10.79	10.76
5	10.75	10.44	10.61	11.31	12.12
6	11.07	11.10	10.34	11.57	11.54
7	10.90	14.02	10.96	12.13	11.33

### 7.2.3 推力係数

図 7.17 に推力係数およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す。図は横軸に時間  $t$ ，第 1 縦軸に推力係数  $C_T$ ，第 2 縦軸にヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{(n)}|$ を表している。また，実線は流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ を示し，青線が  $n=1$ ，橙線が  $n=2$ ，灰線が  $n=3$ ，黄線が  $n=6$ ，緑線が  $n=10$ ，黒線がヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{(n)}|$ を示す。図 7.18 に周速比と周速比 BIN で平均化された推力係数の関係をヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ の変化率  $RC_{C_T(n)}$ で示す。図は横軸に周速比  $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化された推力係数  $\bar{C}_{T(n)}$ における変化率  $RC_{C_T(n)}$ を表している。また，橙が  $n=2$ ，灰が  $n=3$ ，黄が  $n=6$ ，緑が  $n=10$  を示す。表 7.8 に周速比 BIN で平均化された推力係数を示す。ここで，BIN 幅は 1 とした。図 7.18，表 7.8 より，ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle 2 \rangle$ の変化率  $RC_{C_T(2)}$ は周速比 3 で 2.43 %，周速比 4 で 2.33 %，周速比 5 で 0.61 %，周速比 6 で 1.82 %であり，周速比 3~6 において  $n=2$  で推力係数が増大している。この理由としては，流入風ロータ軸方向成分の 2 乗重み付け処理による算出ヨー角，すなわちロータ面直交方向力を考慮した算出ヨー角に基づくヨー制御ができているためだと考えられる。また，このとき後述するフラップ方向の荷重変動が低減している。以上の結果より，実証実験にてロータ面直交方向力を考慮した算出ヨー角に基づくヨー制御は，高精度な流入風向推定を実現している周速比 3~6 において，風車推力の増大効果を示した。

周速比 7 においてヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle 2 \rangle$ の変化率  $RC_{C_T(2)}$ は低減する。この理由としては，周速比 7 の低風速な自然風に対し軸方向風速成分の重み付け処理によるヨー角算出は高精度にロータ面直交方向力を考慮した流入風を追従できないためだと考えられる。



表 7.8 周速比 BIN で平均化された推力係数

周速比 $\lambda$	推力係数 $\bar{C}_{T(n)}$				
	流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による 算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$				
	$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
3	0.248	0.242	0.248	0.244	0.248
4	0.323	0.330	0.320	0.315	0.318
5	0.387	0.390	0.370	0.365	0.346
6	0.413	0.420	0.403	0.385	0.377
7	0.429	0.427	0.407	0.384	0.386

### 7.2.4 出力係数

図 7.19 に出力係数およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す。図は横軸に時間  $t$ ，第 1 縦軸に出力係数  $C_p$ ，第 2 縦軸にヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{(n)}|$ を表している。また，実線は流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ を示し，青線が  $n=1$ ，橙線が  $n=2$ ，灰線が  $n=3$ ，黄線が  $n=6$ ，緑線が  $n=10$ ，黒線がヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{(n)}|$ を示す。図 7.20 に周速比と周速比 BIN で平均化された出力係数の関係をヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ の変化率 $RC_{C_p(n)}$ で示す。図は横軸に周速比 $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化された出力係数 $\bar{C}_{P(n)}$ における変化率 $RC_{C_p(n)}$ を表している。また，橙が  $n=2$ ，灰が  $n=3$ ，黄が  $n=6$ ，緑が  $n=10$  を示す。表 7.9 に周速比 BIN で平均化された出力係数を示す。ここで，BIN 幅は 1 とした。図 7.20，表 7.9 と表 7.7 のヨーミスアライメントより，出力係数は周速比 3~7 において重みごとにヨーミスアライメントの低下にしたがい増大するような明確な傾向を示さない。ここで，7.1.4 節より，出力係数は $\cos^3 \varphi$ に比例するため出力係数はヨーミスアライメントが小さいときに増大する。実証実験にて流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ はヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対し明確なヨーミスアライメント改善の効果を示さない。したがって，流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御は風車出力の向上効果を示さない。

表 7.9 周速比 BIN で平均化された出力係数

周速比 $\lambda$	出力係数 $\bar{C}_{p(n)}$				
	流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による 算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$				
	$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
3	0.141	0.140	0.150	0.147	0.150
4	0.233	0.228	0.214	0.218	0.218
5	0.266	0.253	0.244	0.237	0.220
6	0.175	0.216	0.215	0.195	0.192
7	0.149	0.161	0.105	0.130	0.145

## 7.2.5 翼根荷重変動

翼根荷重変動は翼根部におけるエッジ方向曲げモーメント $M_x$ およびフラップ方向曲げモーメント $M_y$ の標準偏差であるエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_x}$ およびフラップ方向の荷重変動 $\sigma_{M_y}$ で評価する。

### 7.2.5.1 エッジ方向の荷重変動

図 7.21 にエッジ方向の荷重変動およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す。図は横軸に時間  $t$ ，第 1 縦軸にヨー制御 $\langle n \rangle$ におけるエッジ方向の荷重変動 $\sigma_{M_x(n)}$ ，第 2 縦軸にヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{(n)}|$ を表している。また，実線は流入風ロータ軸方向成分の  $n$  乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ を示し，青線が  $n=1$ ，橙線が  $n=2$ ，灰線が  $n=3$ ，黄線が  $n=6$ ，緑線が  $n=10$ ，黒線がヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{(n)}|$ を示す。図 7.22 に周速比と周速比 BIN で平均化されたエッジ方向の荷重変動の関係をヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ の変化率 $RC_{\sigma_{M_x(n)}}$ で示す。図は横軸に周速比 $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化されたエッジ方向の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_x(n)}$ における変化率 $RC_{\sigma_{M_x(n)}}$ を表している。また，橙が  $n=2$ ，灰が  $n=3$ ，黄が  $n=6$ ，緑が  $n=10$  を示す。表 7.10 に周速比 BIN で平均化されたエッジ方向の荷重変動を示す。ここで，BIN 幅は 1 とした。図 7.22，表 7.10 より，エッジ方向の荷重変動は周速比 3~7 において表 7.7 のヨーミスアライメントとの明瞭な関係性はない。この理由としては，翼根エッジモーメント $M_x$ 成分の大半が翼の自重によるものであり，ヨーミスアライメントによって生じる翼根エッジ方向にかかる空力荷重はこれに比べて小さい。実証実験にてヨー制御による翼根エッジ方向にかかる空力荷重変動は，ひずみゲージを用いた荷重変動計測にて顕著な差異を生じない程度の小さな変動であると考えられる。以上の結果より，実証実験にて流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に

基づくヨー制御はエッジ方向の荷重変動の顕著な低減効果を示さない。

表 7.10 周速比 BIN で平均化されたエッジ方向の荷重変動

周速比 $\lambda$	エッジ方向の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_x(n)}$ [Nm]				
	流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による 算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$				
	$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
3	210	186	202	173	195
4	205	180	184	158	190
5	188	171	184	182	175
6	174	158	182	172	155
7	168	160	163	155	149

### 7.2.5.2 フラップ方向の荷重変動

図 7.23 にフラップ方向の荷重変動およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す。図は横軸に時間  $t$ ，第 1 縦軸に一制御 $\langle n \rangle$ におけるフラップ方向の荷重変動 $\sigma_{M_y(n)}$ ，第 2 縦軸にヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{(n)}|$ を表している。また，実線は流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ を示し，青線が  $n=1$ ，橙線が  $n=2$ ，灰線が  $n=3$ ，黄線が  $n=6$ ，緑線が  $n=10$ ，黒線がヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{(n)}|$ を示す。図 7.24 に周速比と周速比 BIN で平均化されたフラップ方向の荷重変動 $\sigma_{M_y(n)}$ の関係をヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ の変化率 $RC_{\sigma_{M_y(n)}}$ で示す。図 7.24 は横軸に周速比 $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化されたフラップ方向の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_y(n)}$ における変化率 $RC_{\sigma_{M_y(n)}}$ を表している。また，橙が  $n=2$ ，灰が  $n=3$ ，黄が  $n=6$ ，緑が  $n=10$  を示す。表 7.11 に周速比 BIN で平均化されたフラップ方向の荷重変動を示す。ここで，BIN 幅は 1 とした。図 7.24，表 7.11 より，ヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle 2 \rangle$ の変化率 $RC_{\sigma_{M_y(2)}}$ は周速比 3 で $-9.46\%$ ，周速比 4 で $-17.00\%$ ，周速比 5 で $-20.22\%$ ，周速比 6 で $-15.51\%$ であり，周速比 3~6 において  $n=2$  でフラップ方向の荷重変動が低減している。この理由としては，流入風ロータ軸方向成分の 2 乗重み付け処理による算出ヨー角，すなわちロータ面直交方向力を考慮した算出ヨー角に基づくヨー制御ができているためと考えられる。以上の結果より，実証実験にてロータ面直交方向力を考慮した算出ヨー角に基づくヨー制御は，高精度な流入風向推定を実現している周速比 3~6 において，ナセル搭載型風向計に基づくヨー制御と比べフラップ方向の荷重変動の低減効果を示した。ここで，周速比 7 においてヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle 2 \rangle$ の変化率 $RC_{\sigma_{M_y(2)}}$ は増大する。この理由としては，周速比 7 の低風速な自然風に対しロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角は高精度にロータ面直交方向力を考慮した流入風

を追従できないためであると考えられる。

表 7.11 周速比 BIN で平均化されたフラップ方向の荷重変動

周速比 $\lambda$	フラップ方向の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_y\langle n \rangle}$ [Nm]				
	流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による 算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$				
	$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
3	236	214	253	248	238
4	207	172	220	220	222
5	175	139	187	199	213
6	169	143	166	180	187
7	119	135	145	181	164

### 7.2.6 ヨー機構の荷重変動

ヨー機構の荷重変動はヨー機構に作用するヨーモーメント $M_z$ における標準偏差であるヨー機構の荷重変動 $\sigma_{M_z}$ で評価する。図 7.25 にヨー機構の荷重変動およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データを示す。図は横軸に時間 $t$ ，第1縦軸にヨー制御 $\langle n \rangle$ におけるヨー機構の荷重変動 $\sigma_{M_z\langle n \rangle}$ ，第2縦軸にヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{\langle n \rangle}|$ を表している。また，実線は流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$ を示し，青線が $n=1$ ，橙線が $n=2$ ，灰線が $n=3$ ，黄線が $n=6$ ，緑線が $n=10$ ，黒線がヨー制御 $\langle n \rangle$ ごと超音波風速計で計測されたヨーミスアライメントの絶対値 $|\bar{\varphi}_{\langle n \rangle}|$ を示す。図 7.26 に周速比と周速比 BIN で平均化されたヨー機構の荷重変動 $\sigma_{M_z}$ の関係をヨー制御 $\langle 1 \rangle$ に対するヨー制御 $\langle n \rangle$ の変化率 $RC_{M_z\langle n \rangle}$ で示す。図は横軸に周速比 $\lambda$ ，縦軸に周速比 BIN で平均化されたヨー機構の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_z\langle n \rangle}$ における変化率 $RC_{M_z\langle n \rangle}$ を表している。また，橙が $n=2$ ，灰が $n=3$ ，黄が $n=6$ ，緑が $n=10$ を示す。表 7.12 に周速比 BIN で平均化されたヨー機構の荷重変動を示す。ここで，BIN 幅は 1 とした。図 7.26，表 7.12 より，ヨー機構の荷重変動は周速比 3~7 において表 7.7 のヨーミスアライメントとの明瞭な関係性はない。この理由としては，流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御はヨー制御 $\langle 1 \rangle$ ，すなわちスピナ位置観測風向に基づくヨー制御に対し明確なヨーミスアライメント改善の効果は示さないためであると考えられる。以上の結果より，実証実験にて流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御はヨー機構の荷重変動の低減効果を示さない。

表 7.12 周速比 BIN で平均化されたヨー機構の荷重変動

周速比 $\lambda$	ヨー機構の荷重変動 $\bar{\sigma}_{M_z\langle n \rangle}$ [Nm]				
	流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による 算出ヨー角に基づくヨー制御 $\langle n \rangle$				
	$\langle 1 \rangle$	$\langle 2 \rangle$	$\langle 3 \rangle$	$\langle 6 \rangle$	$\langle 10 \rangle$
3	6.21	6.67	6.57	6.41	6.64
4	7.35	7.10	7.40	7.49	7.62
5	7.10	7.10	7.48	7.96	8.30
6	7.54	8.17	6.88	7.58	7.87
7	6.35	9.45	8.68	8.99	8.14

## 第7章 実証実験結果および考察

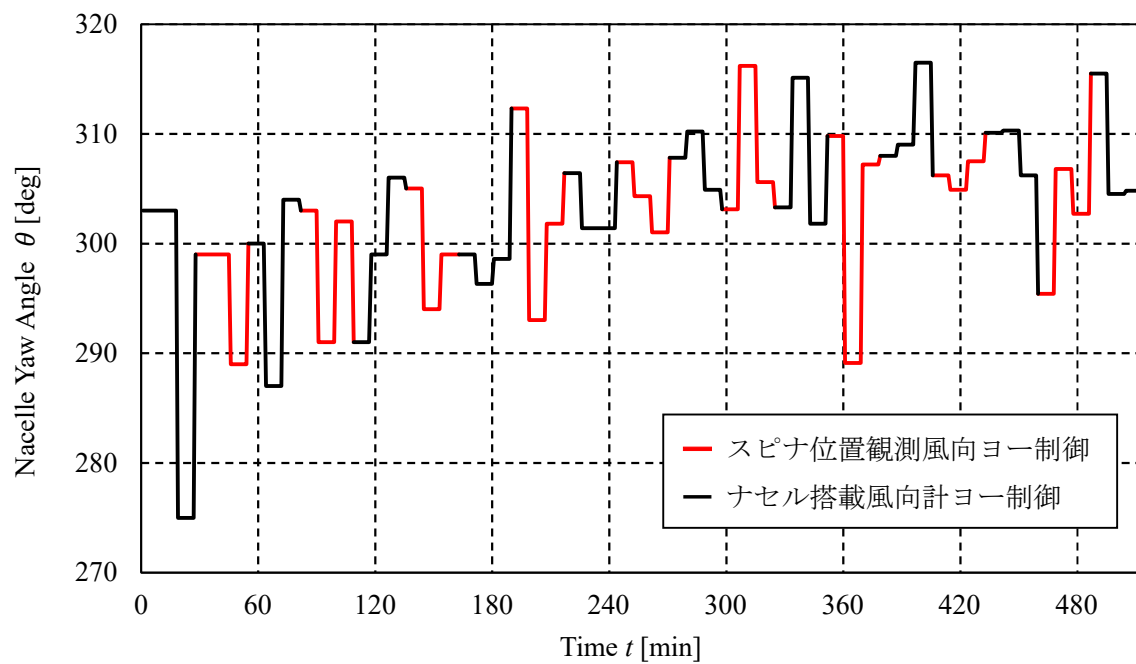


図 7.1 ヨー角の時系列データ

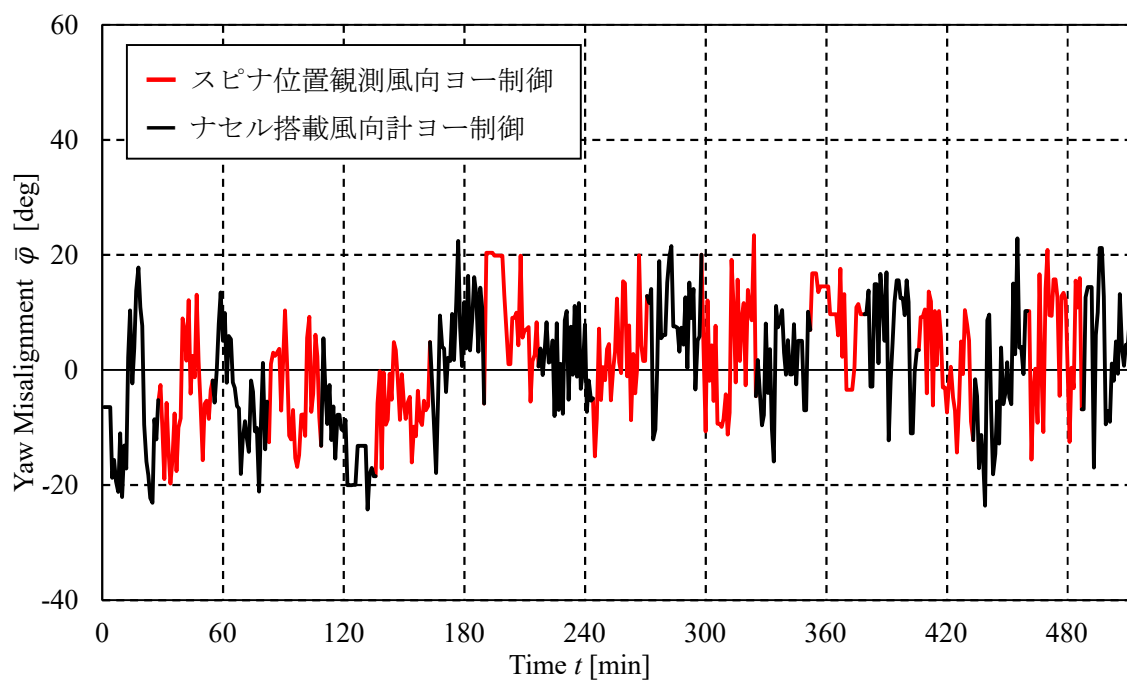


図 7.2 ヨーミスアライメントの時系列データ

## 第7章 実証実験結果および考察

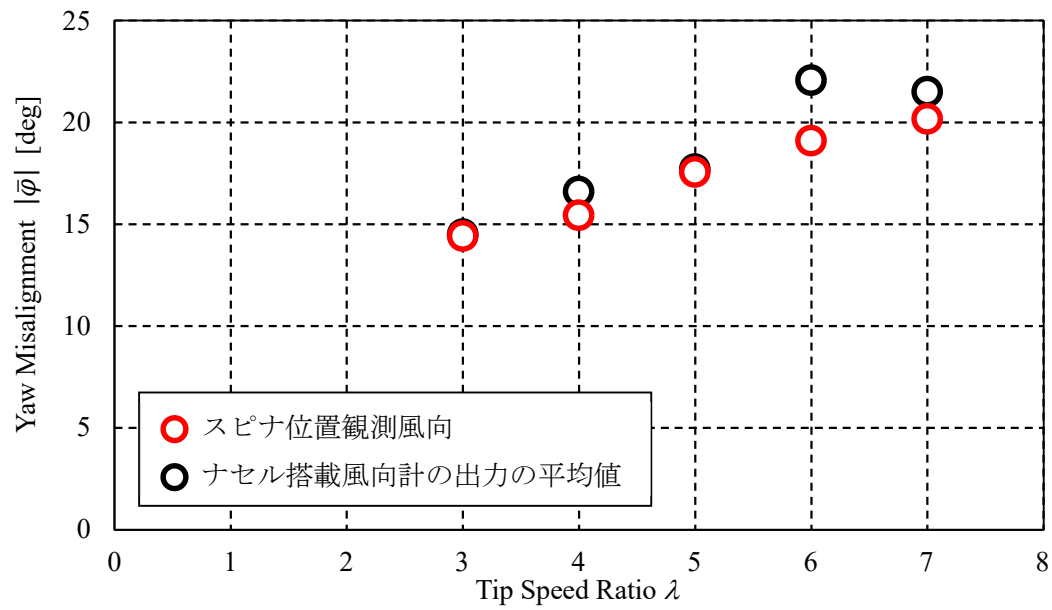


図 7.3 周速比とヨーミスアライメントの絶対値の関係

## 第7章 実証実験結果および考察

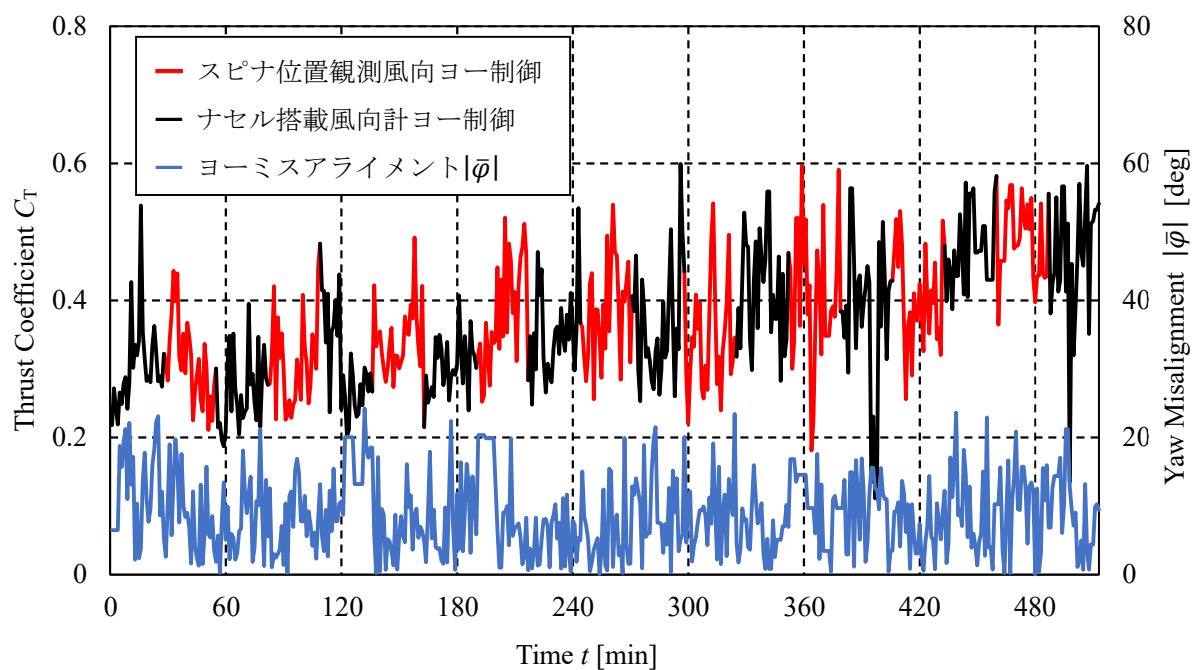


図 7.4 推力係数およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

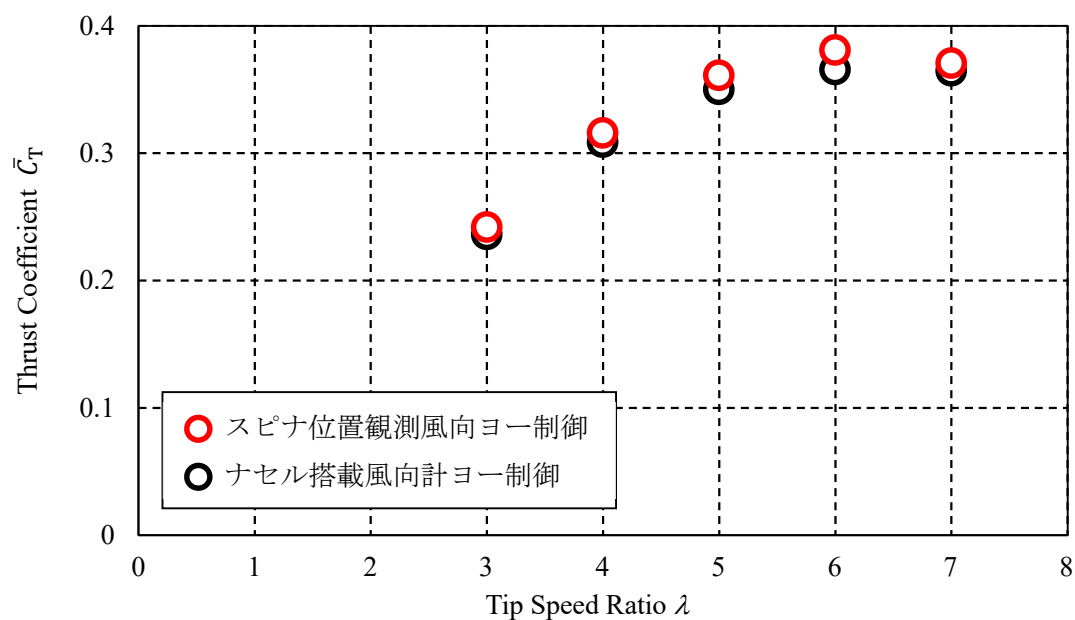


図 7.5 周速比と推力係数の関係



## 第7章 実証実験結果および考察

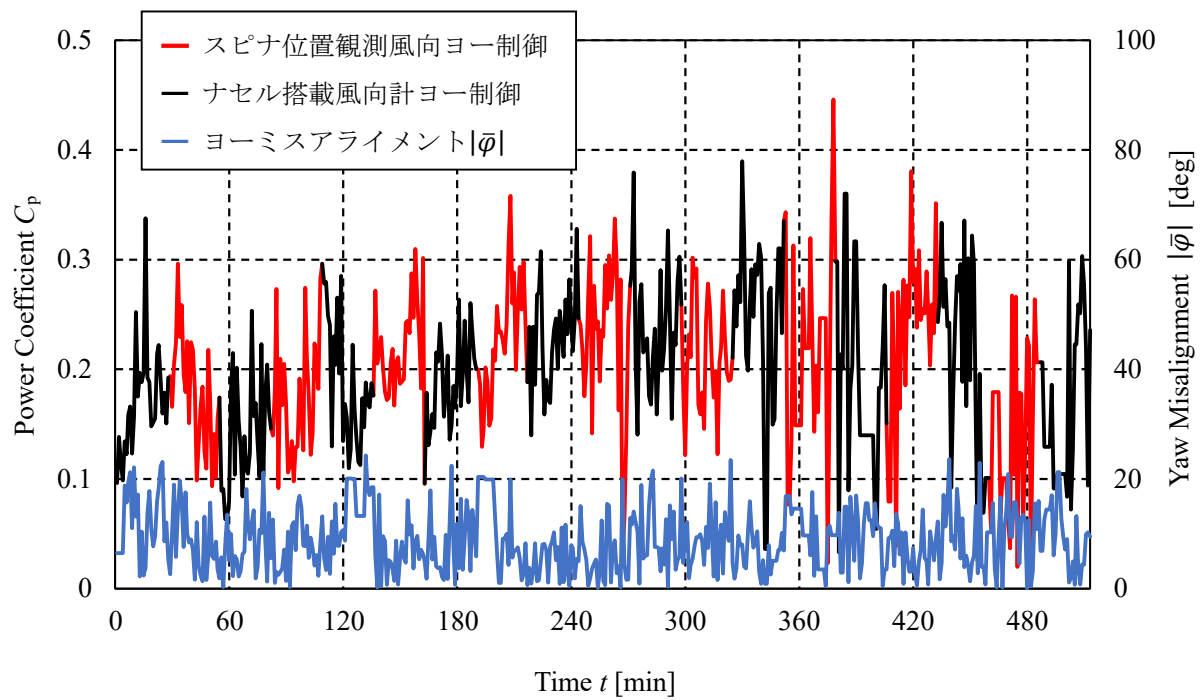


図 7.6 出力係数およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

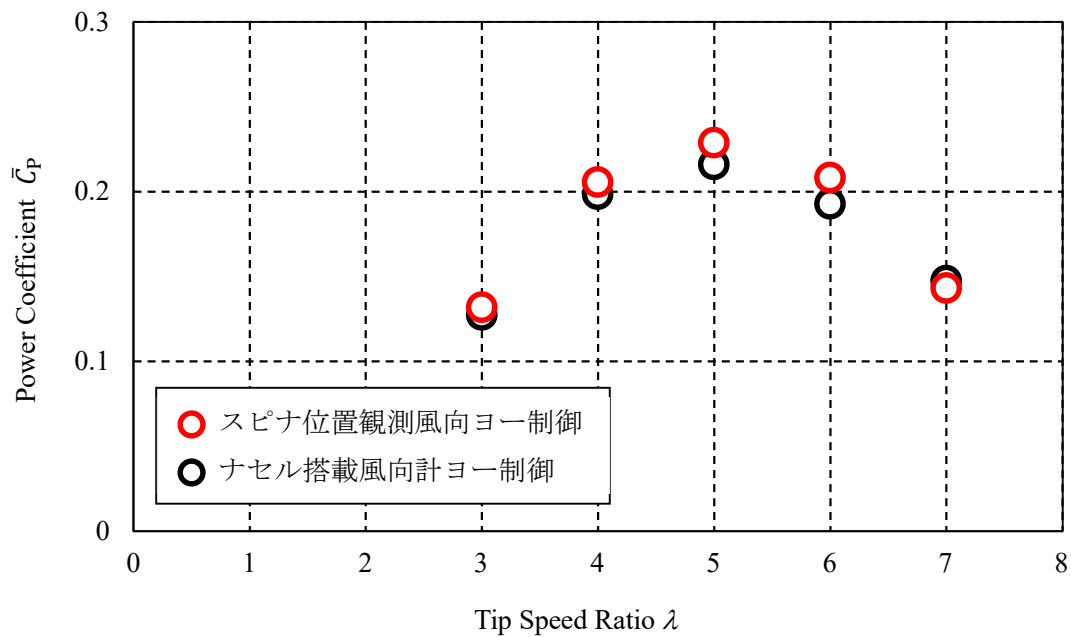


図 7.7 周速比と出力係数の関係

## 第7章 実証実験結果および考察

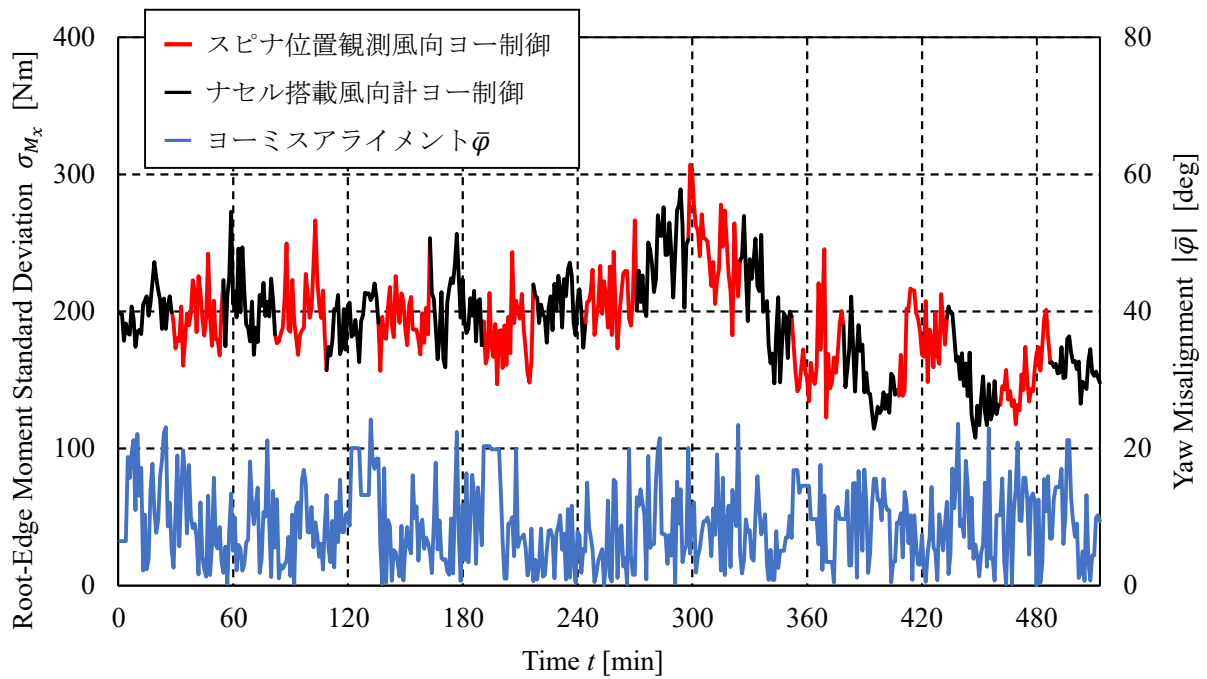


図 7.8 翼根におけるエッジ方向の荷重変動および  
ヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

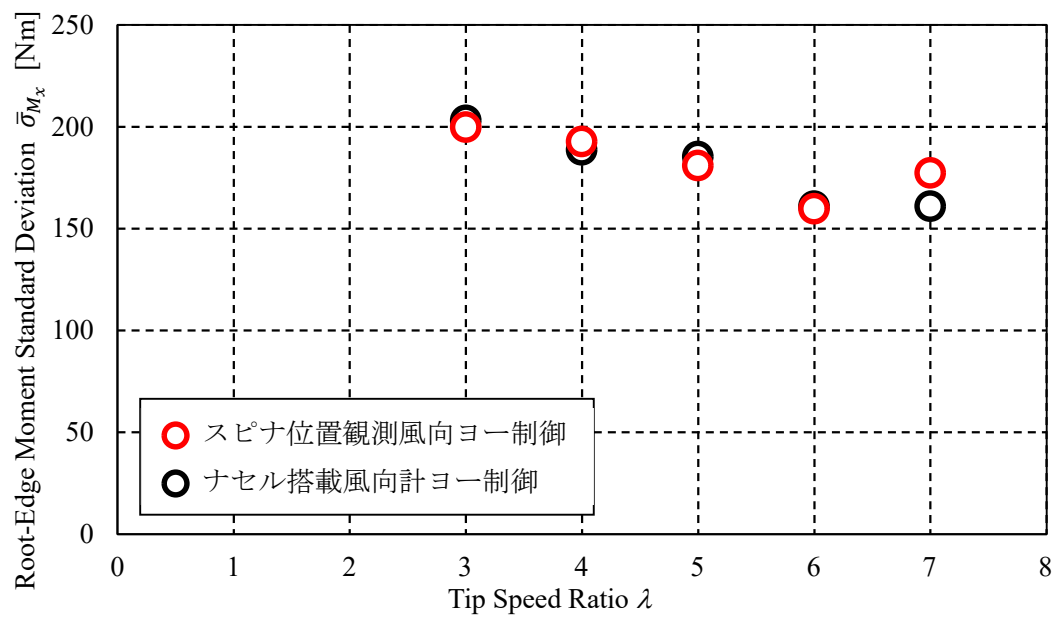


図 7.9 周速比と翼根におけるエッジ方向の荷重変動の関係

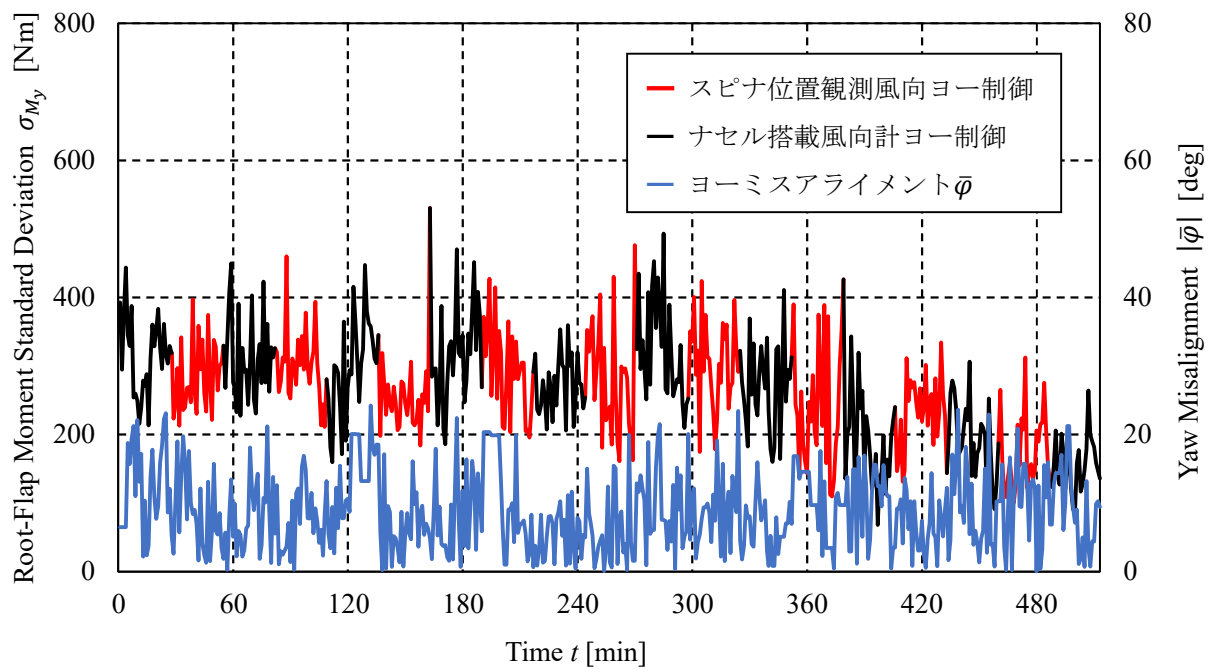


図 7.10 翼根におけるフラップ方向の荷重変動および  
ヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

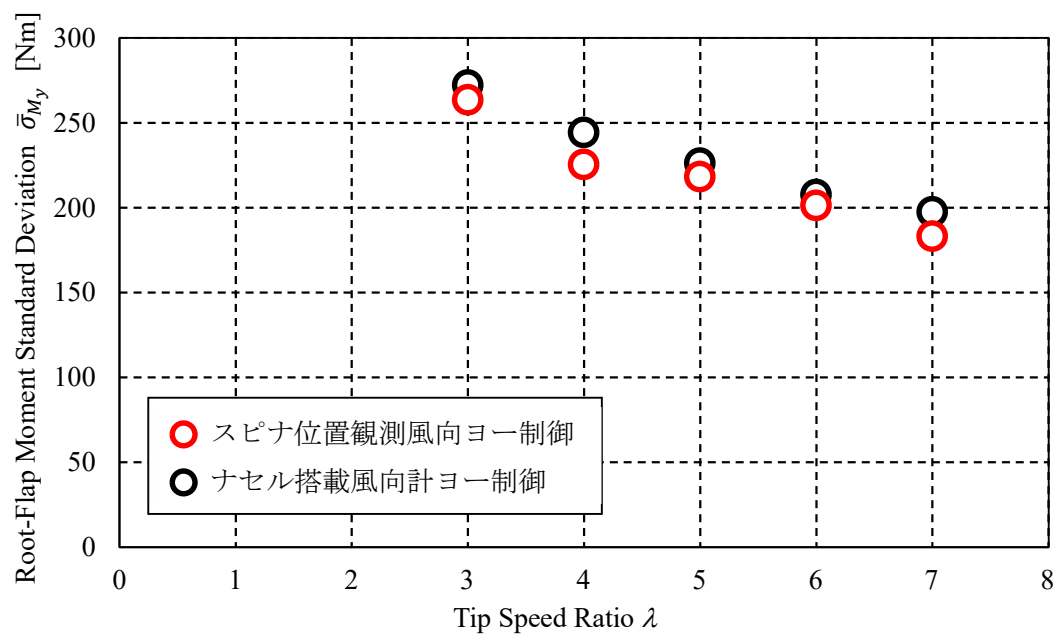


図 7.11 周速比と翼根におけるフラップ方向の荷重変動の関係

## 第7章 実証実験結果および考察

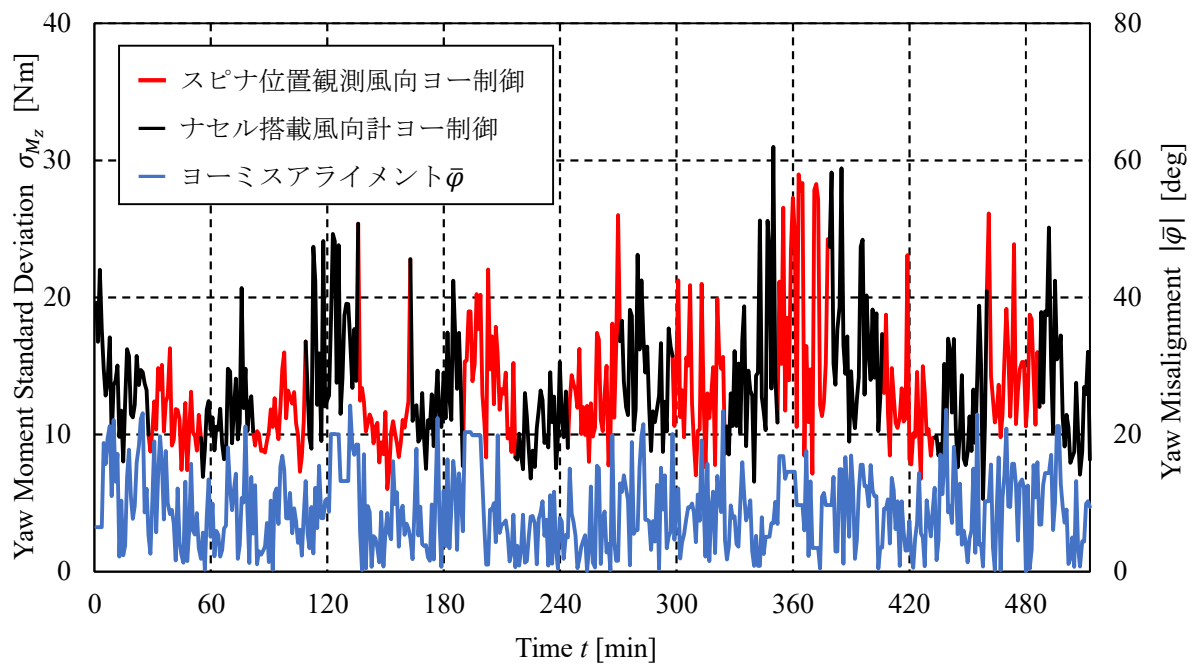


図 7.12 ヨー機構の荷重変動およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

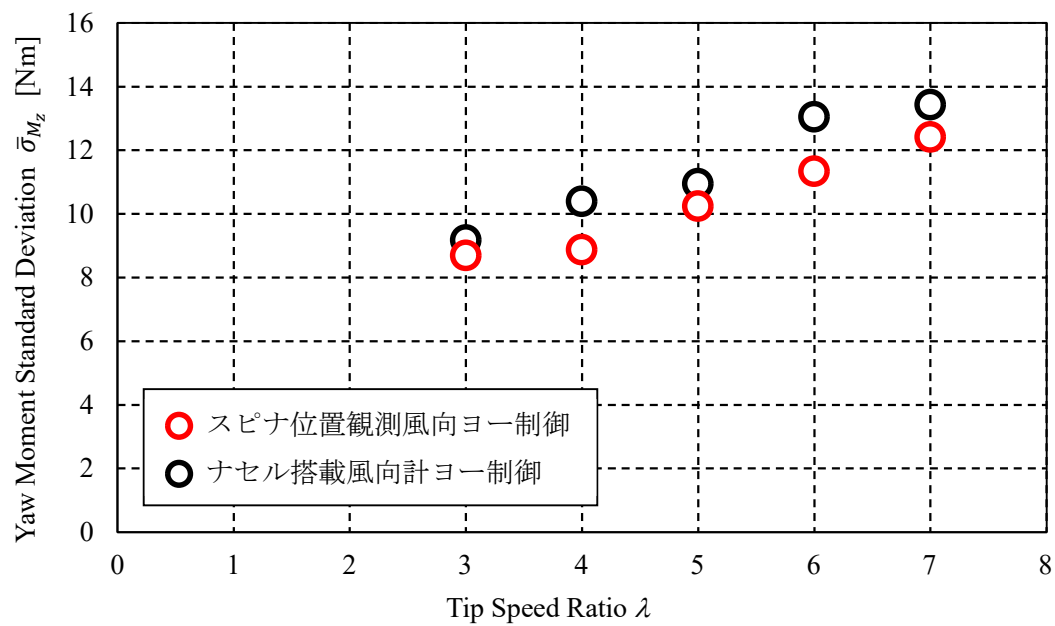


図 7.13 周速比とヨー機構の荷重変動の関係

## 第7章 実証実験結果および考察

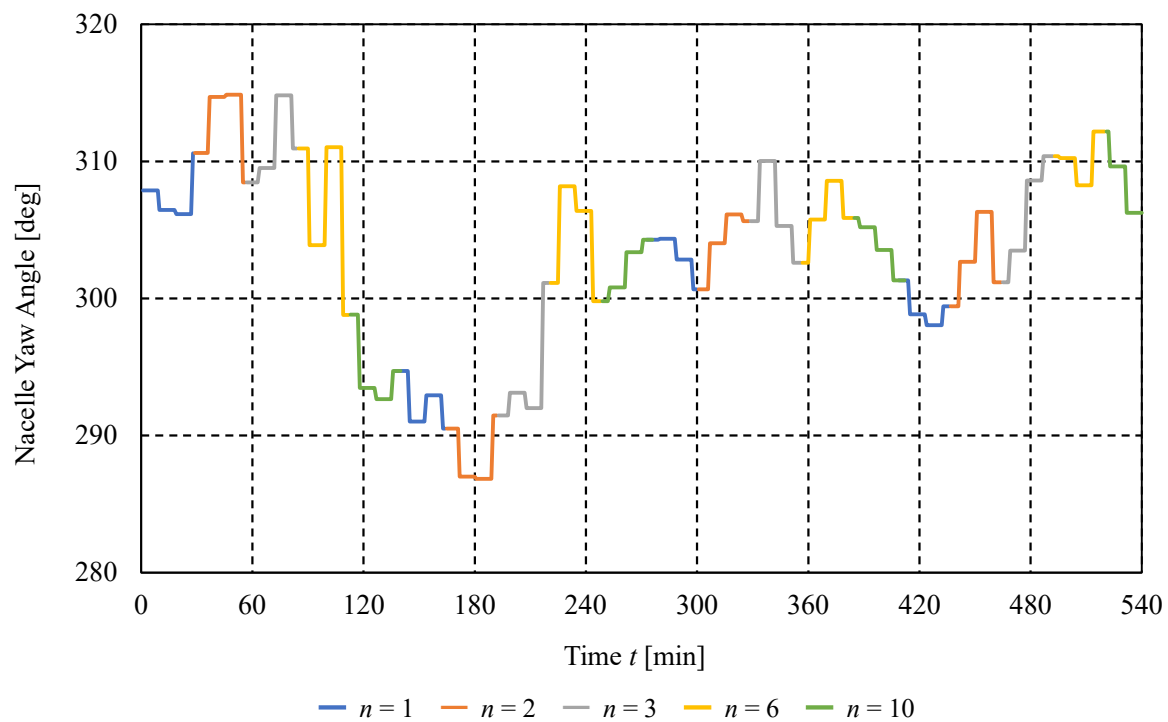


図 7.14 ヨー角の時系列データ

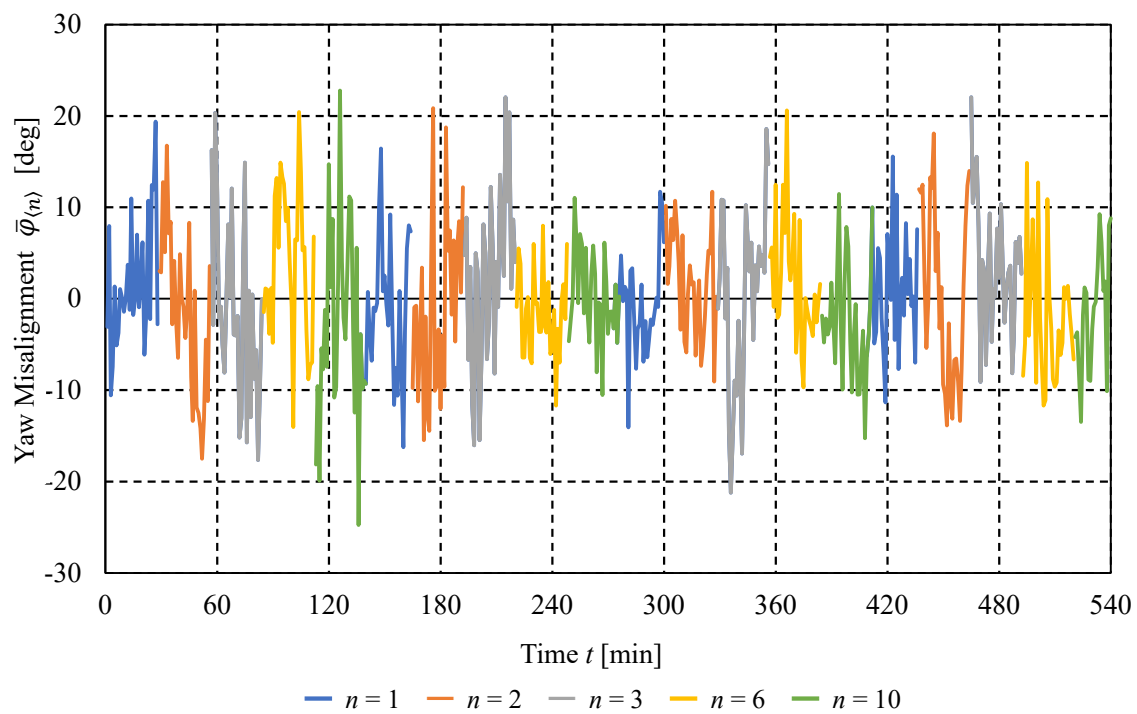


図 7.15 ヨーミスアライメントの時系列データ

## 第7章 実証実験結果および考察

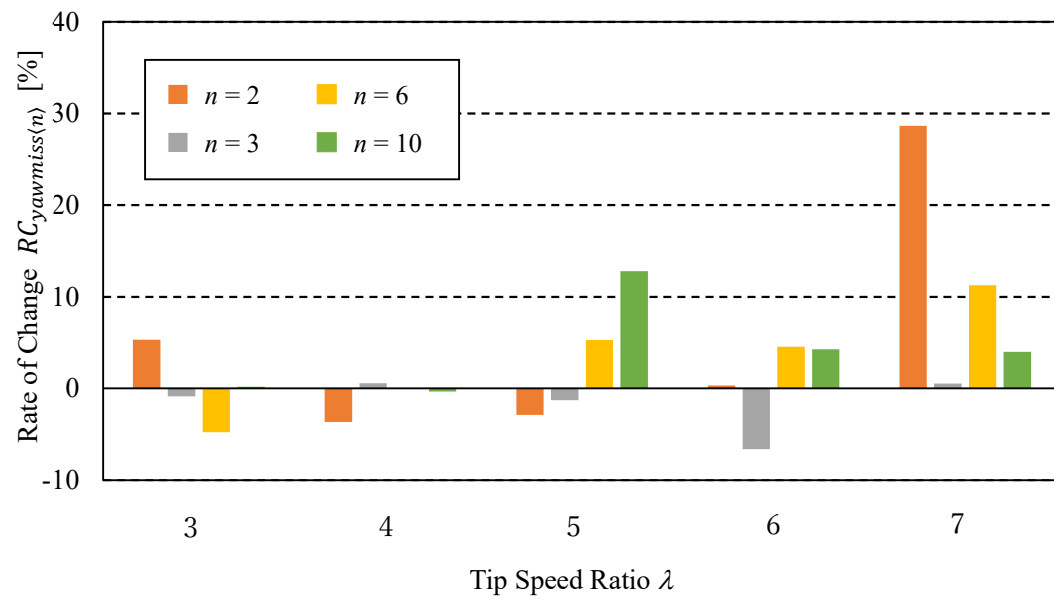


図 7.16 周速比とヨーミスアライメントの絶対値の変化率の関係

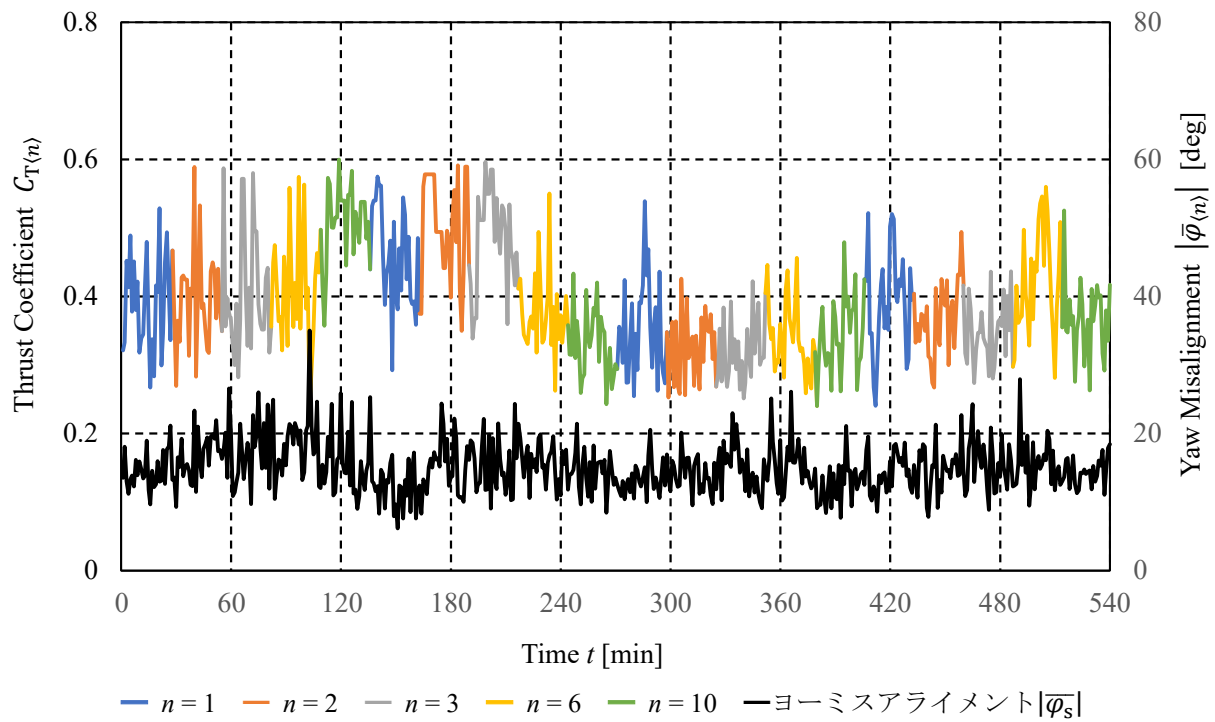


図 7.17 推力係数とヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

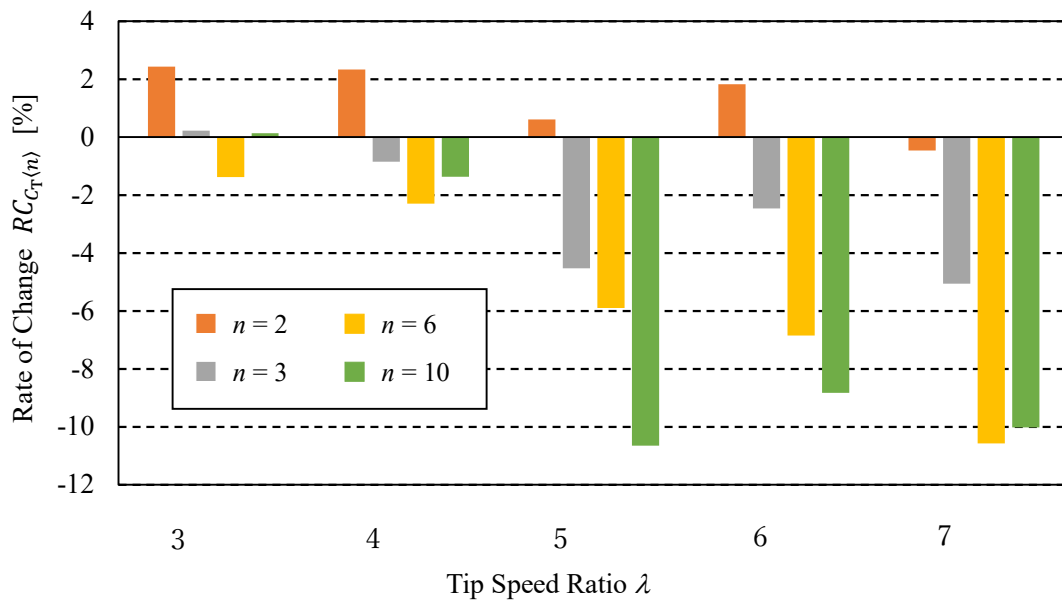


図 7.18 周速比と推力係数の変化率の関係

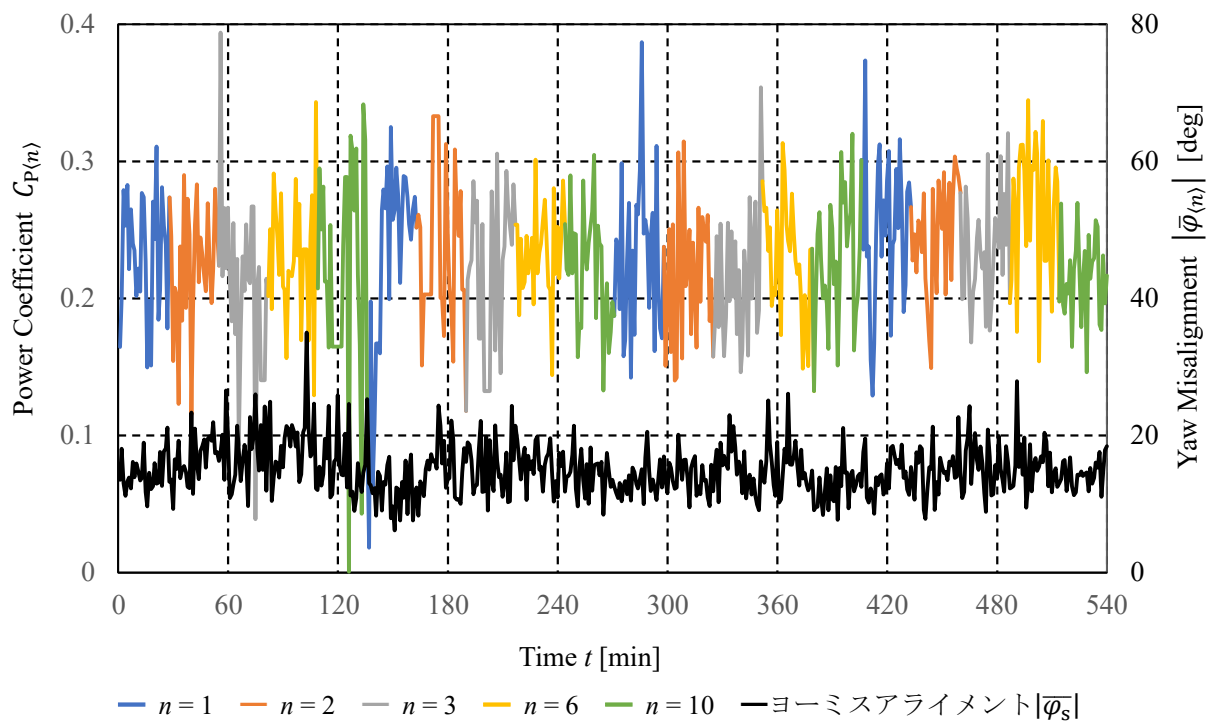


図 7.19 出力係数およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

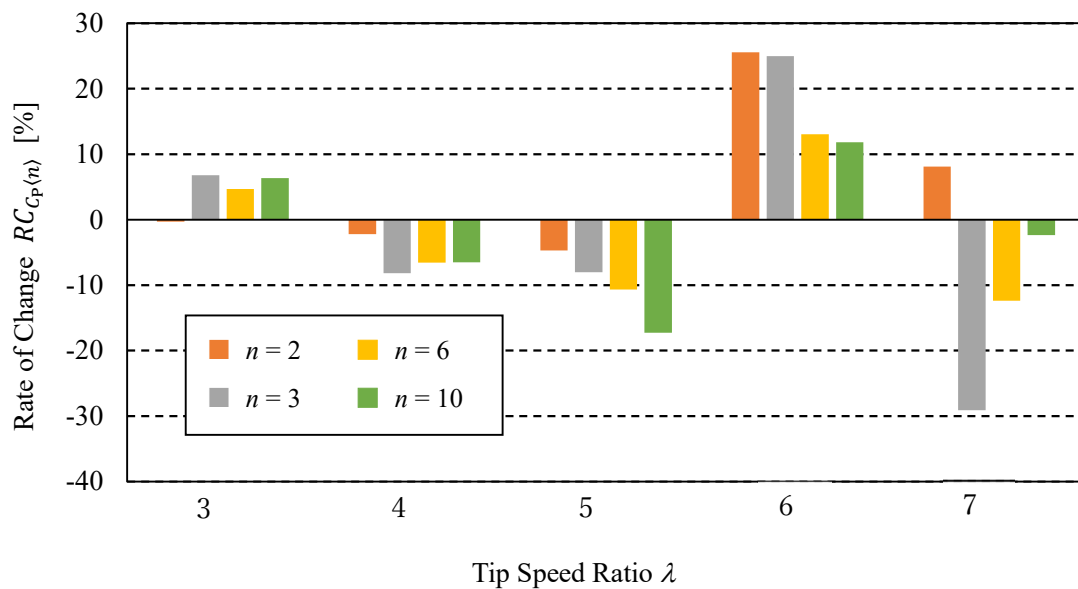


図 7.20 周速比と出力係数の変化率の関係



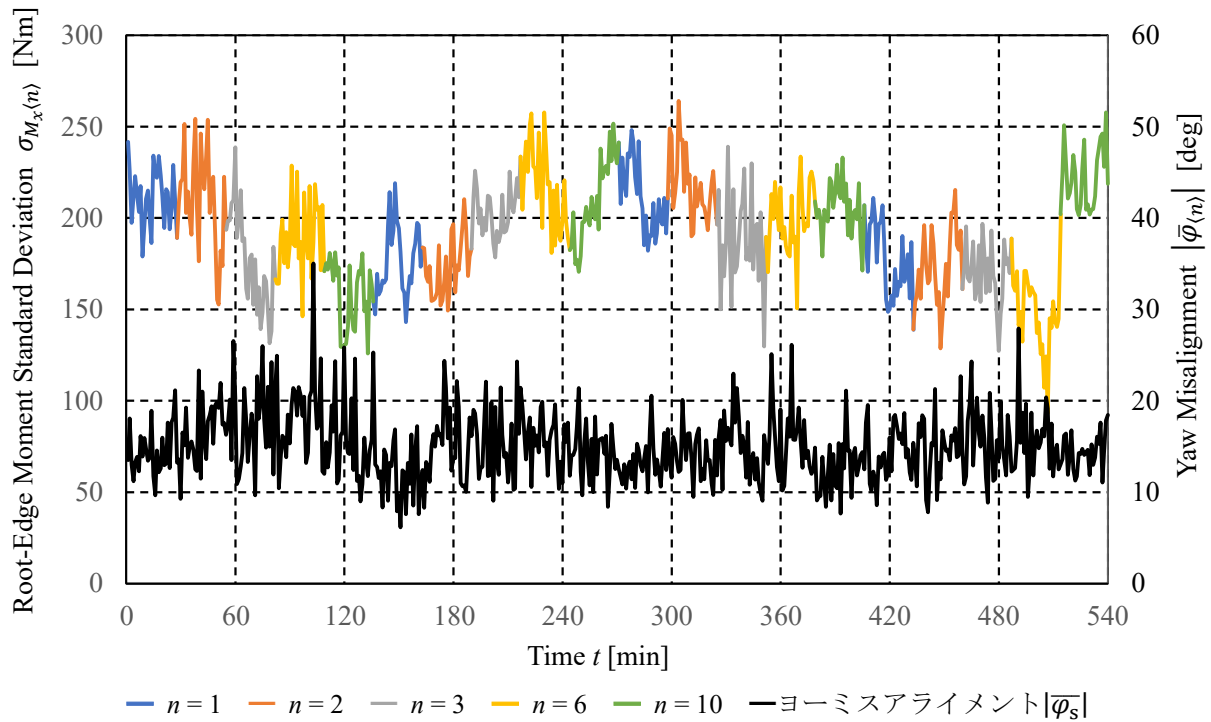


図 7.21 翼根エッジ荷重変動とヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

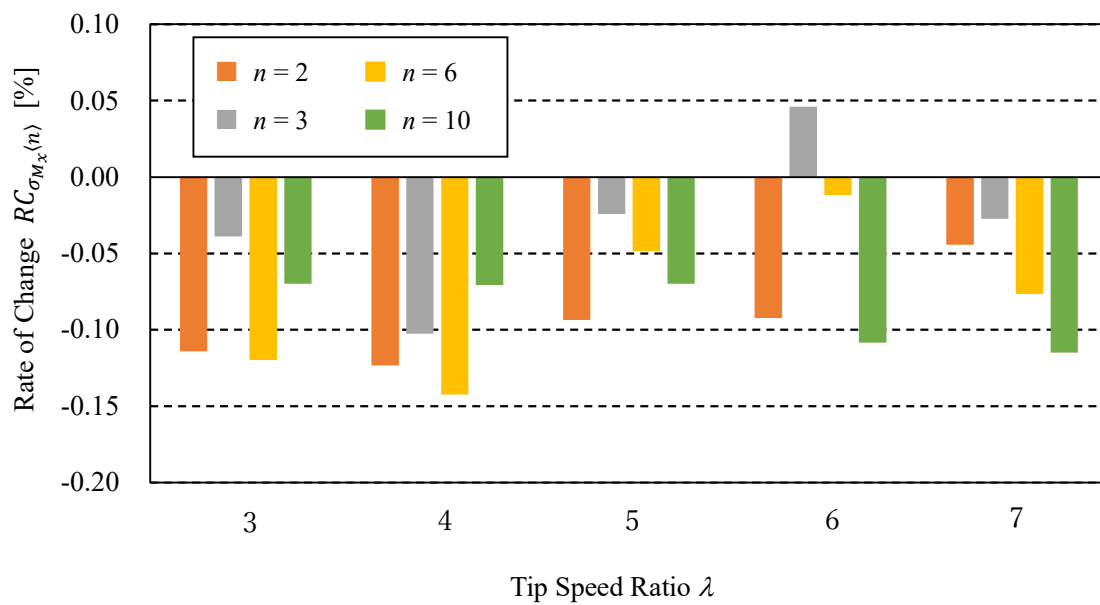


図 7.22 周速比と翼根におけるエッジ方向の荷重変動の変化率の関係

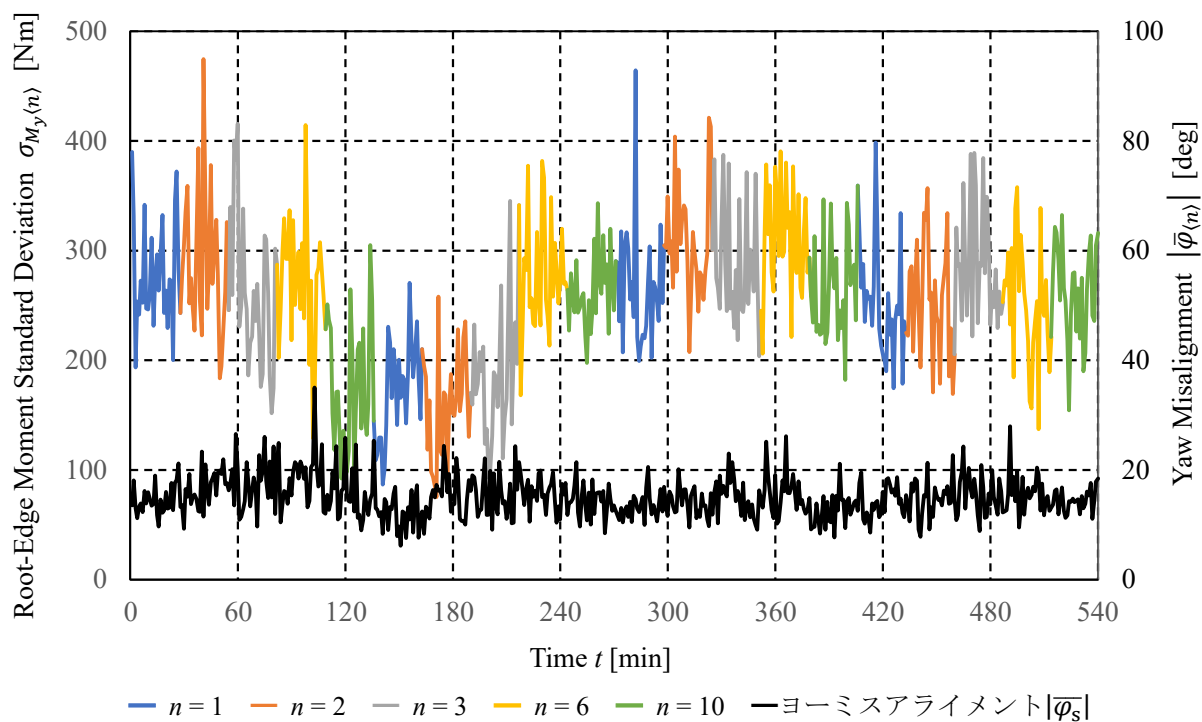


図 7.23 翼根フラップ荷重変動およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

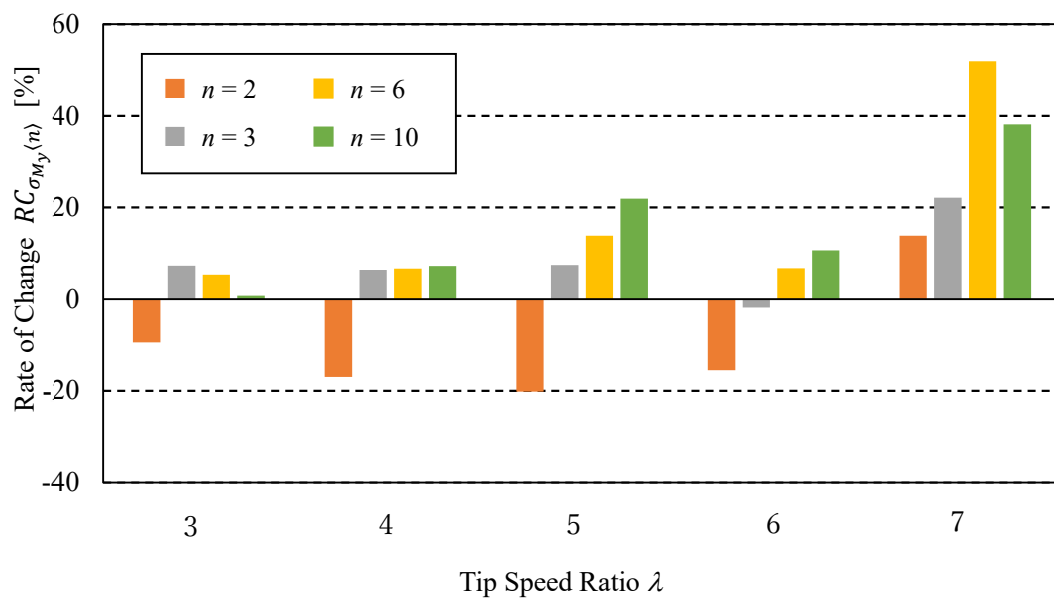


図 7.24 周速比と翼根におけるフラップ方向の荷重変動の変化率の関係

## 第7章 実証実験結果および考察

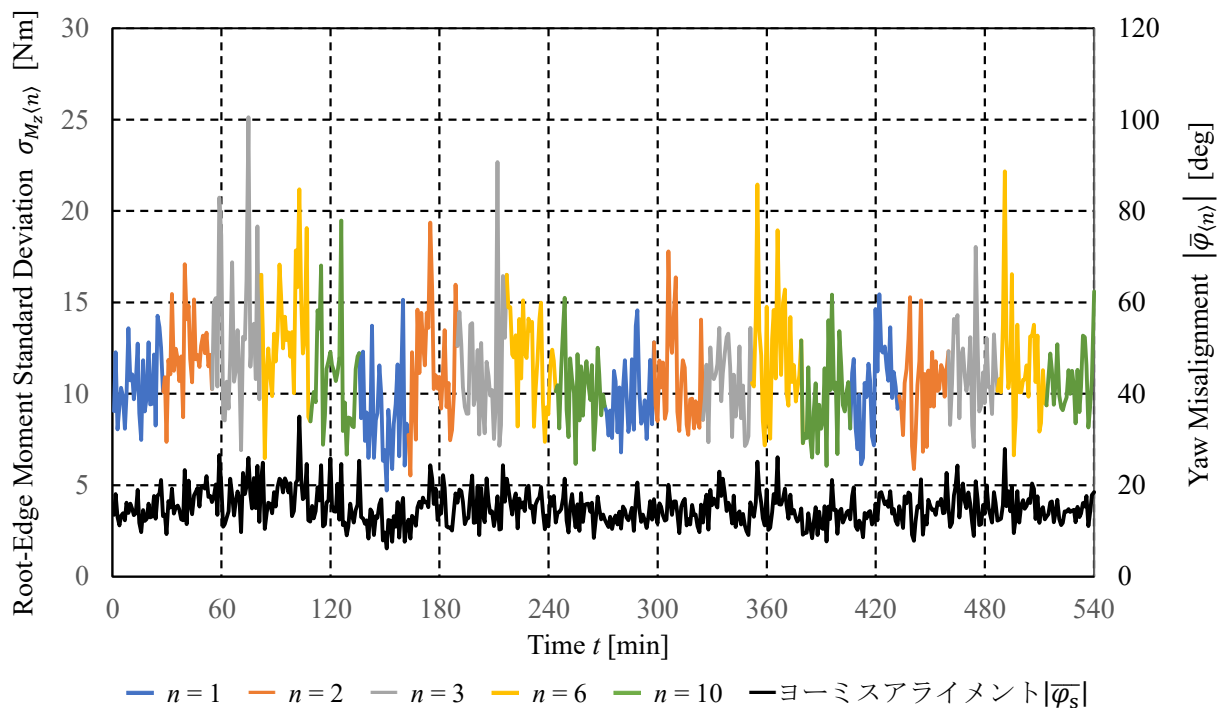


図 7.25 ヨー機構の荷重変動およびヨーミスアライメントの絶対値の時系列データ

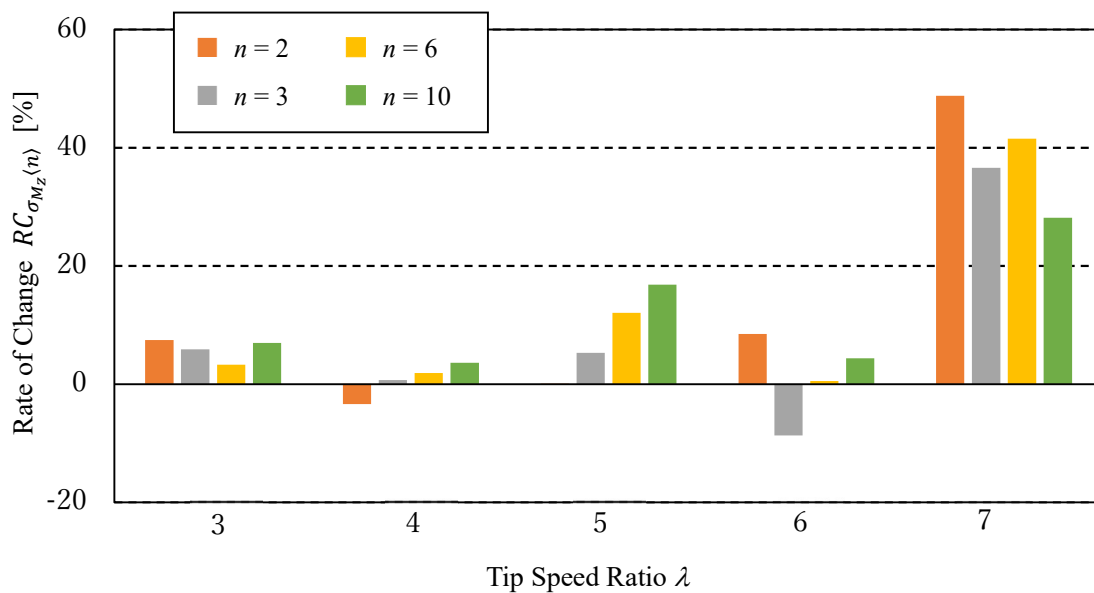


図 7.26 周速比とヨー機構の荷重変動の変化率の関係

## 第8章 結言

本研究は数値解析にて定格出力運転領域においてスピナ位置で流入風計測を用い、ロータ受風面内の平均的な風向を捉えたスピナ位置観測風向に基づく風車荷重変動の低減を目的とするヨー制御により風車荷重変動の低減を検証した。また、実証実験にてスピナ搭載型圧力センサを用い、スピナ位置観測風向に基づくヨー制御およびこれに基づく風車荷重低減を目的とするヨー制御を風車に適用し、風車性能および荷重低減の効果を検証した。

以下に本研究の主な結果を示す。

1. スピナ位置での観測流入風向を用い、ロータ受風面内の流入風向を代表する風車流入風向推定手法を提案した。また、この風車流入風向推定手法に基づく風車荷重低減を目的とするヨー制御として、流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による車ヨー角決定方法および意図的なヨーミスアライメント設定による風車ヨー角決定方法を提案した。
2. 数値解析にて、NREL5MW 風車を対象に風車荷重低減を目的とするヨー制御として、流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御における風車荷重変動の低減効果を検証した。高風速域(解析対象風速 23m/s)にて、翼根におけるフラップ方向の荷重変動低減の可能性を示した。
3. 数値解析にて、NREL5MW 風車を対象に風車荷重低減を目的とするヨー制御として、流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に対し、意図的なヨーミスアライメント設定を行ったヨー制御における風車荷重変動の低減効果を検証した。定格出力運転領域にて適切なヨーミスアライメント設定による算出ヨー角に基づくヨー制御により、翼根におけるフラップ方向の荷重変動の低減効果を示した。また、このヨー制御により、タワー根元部曲げ方向の荷重変動は最大 10%程度の増大を伴う。
4. 実証実験にて、30kW 風車を対象に風況観測マスト（供試風車前方 10m 設置）上の超音波風速計を基準とし、スピナ位置観測風向に基づくヨー制御時のヨーミスアライメントおよびナセル搭載風向計に基づくヨー制御時のヨーミスアライメントを同一の風条件で交互にヨー制御を行い検証した。スピナ位置観測風向に基づくヨー制御時のヨーミスアライメントは従来の制御時ヨーミスアライメントより小さい傾向を示し、スピナ位置観測風向はナセル搭載風向計の出力の平均値に比べ高精度な流入風向を推定した。
5. 実証実験にて、30kW 風車を対象にスピナ位置観測風向に基づくヨー制御とナセル搭載風向計に基づくヨー制御を同一の風条件で交互に行い検証した。スピナ位置観測風

向に基づくヨー制御は従来型の制御に比べ、風車性能の向上と風車荷重変動の低減効果を示した。

6. 実証実験にて、30kW 風車を対象に風車荷重低減を目的とするヨー制御として、流入風軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御とナセル搭載風向計に基づくヨー制御を同一の風条件で交互に行い検証した。流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御は従来型の制御に比べ、風車推力向上と翼根におけるフラップ方向の $w$  荷重変動の低減効果を示した。

# 付録 A

## 付録 A

### A 実証実験

本研究では、実証実験にてスピナ位置観測風向に基づくヨー制御およびスピナ位置観測風向に基づく風車荷重低減を目的とするヨー制御として、流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御を行った。以下に実証実験時の風況および風データ数を説明する。

#### A.1 スピナ位置観測風向に基づくヨー制御の実証実験

スピナ位置観測風向に基づくヨー制御の実証実験は 570min 間行った。

図 A.1 にスピナ位置観測風向に基づくヨー制御の実証実験でのヨーミスアライメント出現頻度を示す。は横軸にヨーミスアライメントの平均値 $\bar{\varphi}$ 、縦軸に出現頻度を表している。ここで、 $\bar{\varphi}$ の BIN は 1deg とした。図より、実証実験にてヨーミスアライメント出現頻度はおおそ風車正対角度付近で高い傾向であることがわかる。

図 A.2 にスピナ位置観測風向に基づくヨー制御の実証実験での風速出現頻度を示す。図は横軸に風速、縦軸に出現頻度を表している。ここで、風速の BIN は 1m/s とした。図より、実証実験にて風車流入風は 50rpm 定速運転時において周速比 7 以上となる風速 3m/s 以上の風データを取得していることがわかる。

図 A.3 に実証実験にて周速比 $\lambda$ ごとのスピナ位置観測風向に基づくヨー制御およびナセル搭載風向計に基づくヨー制御での風データ数の割合を示す。は横軸に周速比 $\lambda$ 、縦軸に周速比ごとに風データ数の割合を表している。ここで、周速比の BIN は 1 とした。また、黒はナセル搭載風向計に基づくヨー制御、赤はスピナ位置観測風向に基づくヨー制御を示している。図より、スピナ位置観測風向に基づくヨー制御およびナセル搭載風向計に基づくヨー制御での風データ数は周速比 5~7 において減少傾向にある。この理由としては、周速比 5~7 での低風速な自然風は風向変動が大きく、流入風向推定において著しく風向変動を示す風データをフィルタリングしているためだと考えられる。

#### A.2 スピナ位置観測風向に基づく風車荷重低減を目的とするヨー制御の実証実験

スピナ位置観測風向に基づく風車荷重低減を目的とするヨー制御として、流入風軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御の実証実験は 720min 間行った。

図 A.4 に流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御の実証実験でのヨーミスアライメント出現頻度を示す。図は横軸にヨーミスアライメントの平均値 $\bar{\varphi}$ 、縦軸に出現頻度を表している。ここで、 $\bar{\varphi}$ の BIN は 1deg とした。図より、実証

実験にてヨーミスアライメント出現頻度はおおよそ風車正対角度付近で高い傾向であることがわかる。

図 A.5 に実証実験にて流入風軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御の風速出現頻度を示す。図は横軸に風速，縦軸に出現頻度を表している。ここで，風速の BIN は  $1\text{m/s}$  とした。図より，実証実験にて流入風は  $50\text{rpm}$  定速運転時において周速比 7 以上となる風速  $3\text{m/s}$  以上の風データを取得していることがわかる。

図 A.6 に実証実験にて周速比 $\lambda$ ごとの流入風軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御での風データ数の割合を示す。図は横軸に周速比 $\lambda$ ごとの流入風ロータ軸方向成分の $n$ 乗重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御( $n$ )，縦軸に風データ数の割合を表している。ここで，周速比の BIN は 1 とした。また，青が  $n=1$ ，橙が  $n=2$ ，灰が  $n=3$ ，黄が  $n=6$ ，緑が  $n=10$  を示している。図より，流入風ロータ軸方向成分の重み付け処理による算出ヨー角に基づくヨー制御およびナセル搭載風向計に基づくヨー制御での風データ数は周速比 5~7 において減少傾向にある。この理由としては，周速比 5~7 での低風速な自然風は風向変動が大きく，算出ヨー角ないし流入風向において著しく風向変動を示す風データをフィルタリングしているためだと考えられる。



## 付録 A

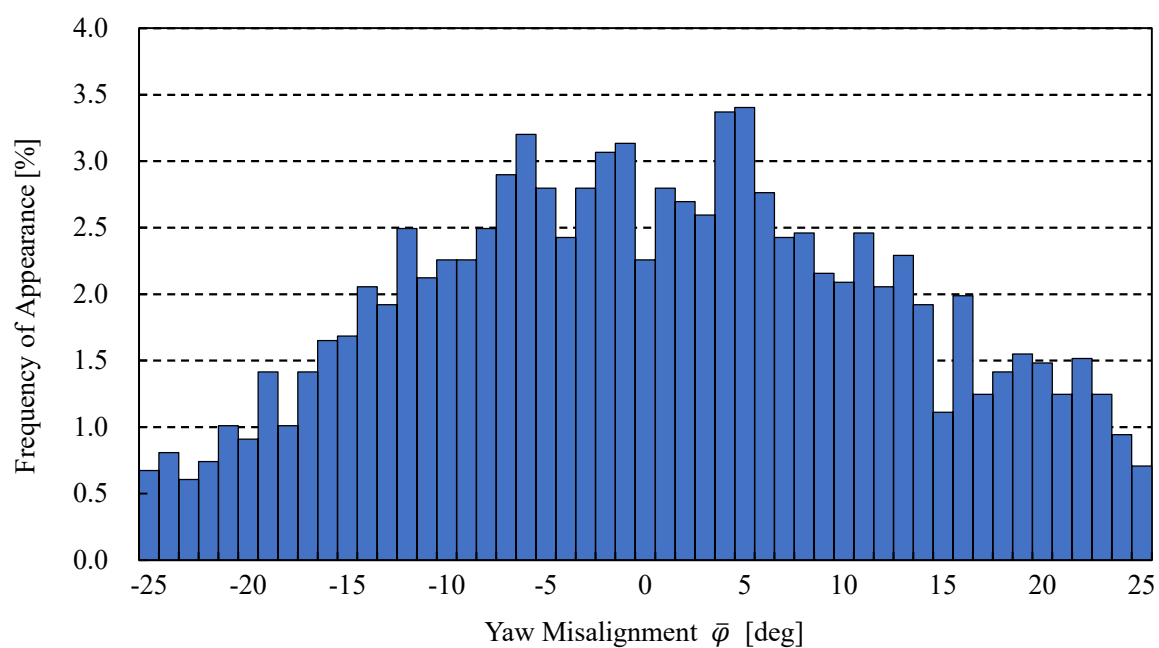


図 A.1 ヨーミスアライメント出現頻度

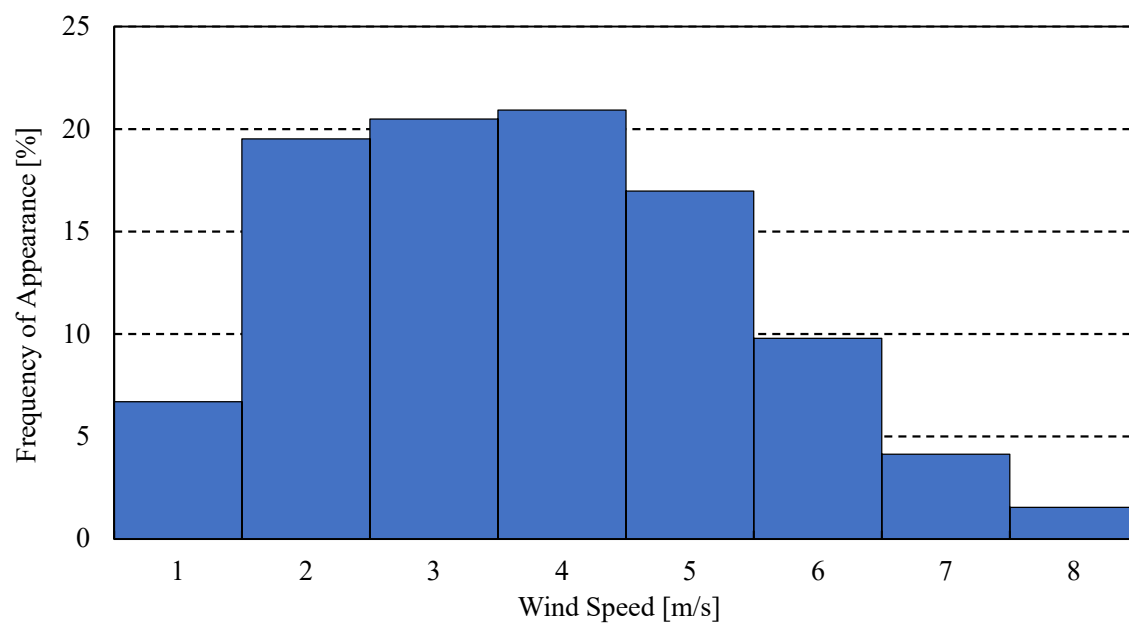


図 A.2 風速出現頻度

## 付録 A

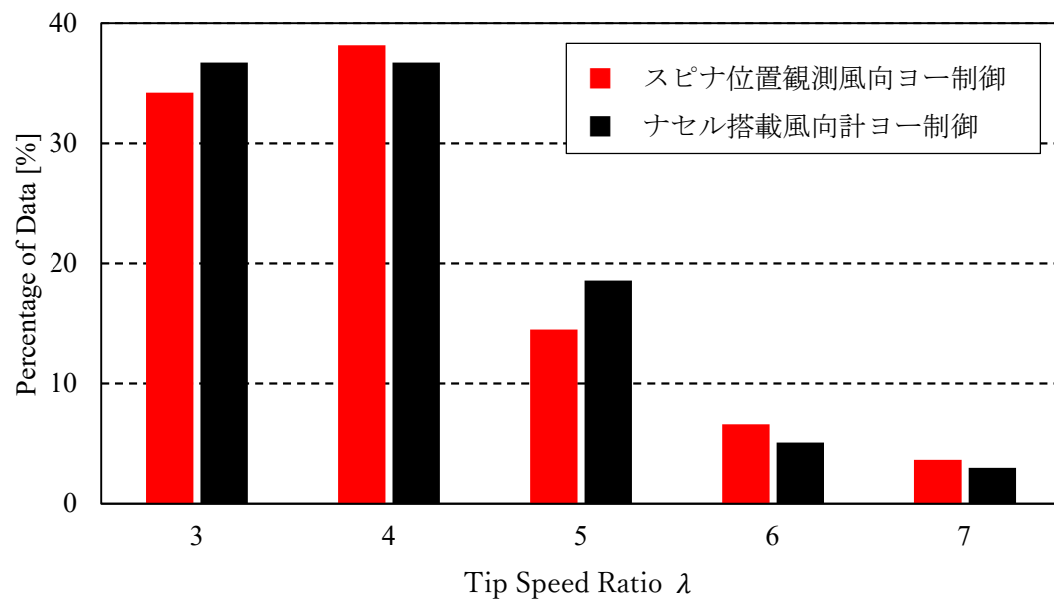


図 A.3 ヨー制御での風データの割合

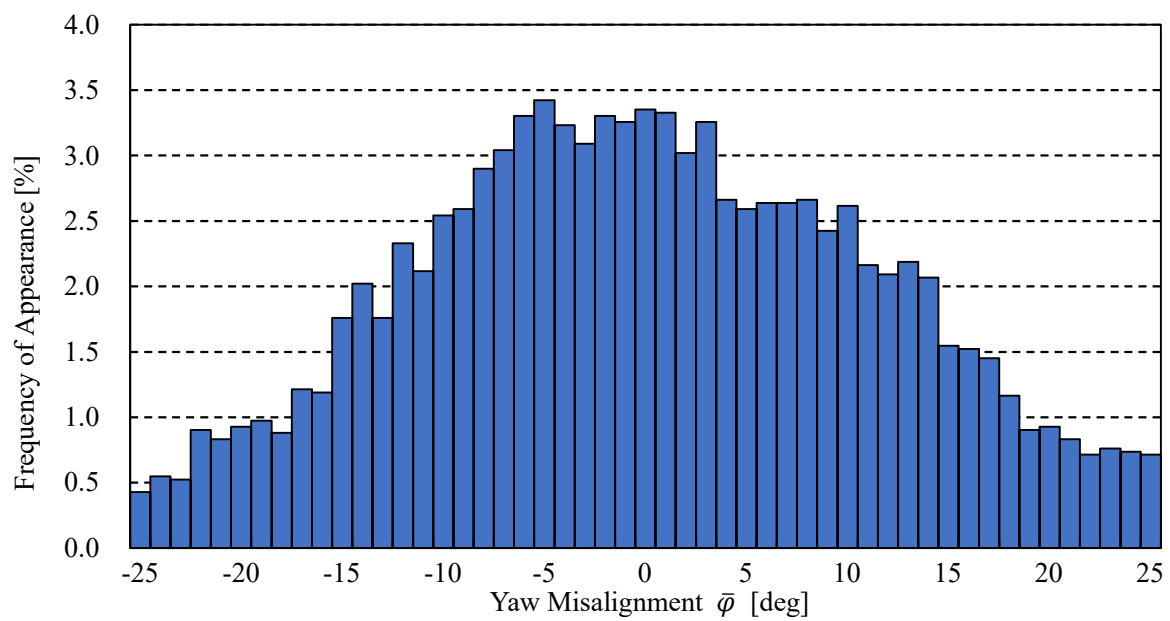


図 A.4 ヨーミスアライメント出現頻度

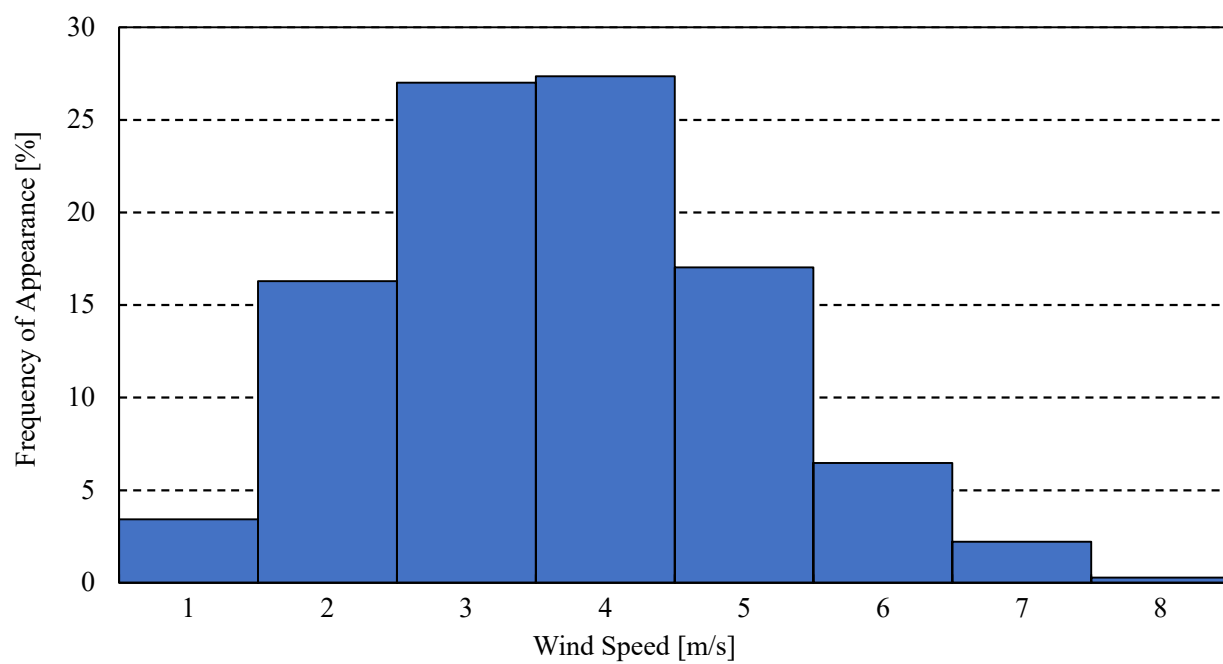
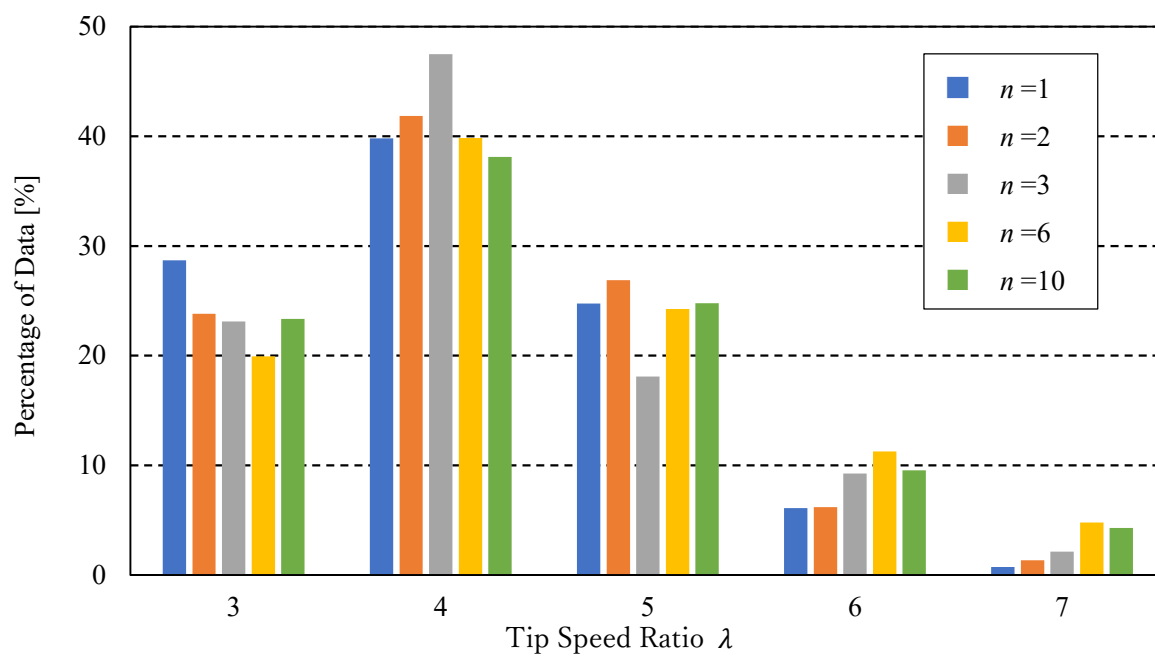


図 A.5 風速出現頻度

図 A.6 重み  $n$  ごとヨー制御での風データの割合

## 参考文献

- [1] 本田明弘, 石井秀和, 風車の大型化に関するチャレンジ, Wind Engineers, JAWE, vol.58, No.3, 2013, pp.322-327.
- [2] P A Fleming, A K Scholbrock<sup>1</sup>, A Jehu, S Davoust, E Osler, A D Wright, A Clifton, Field-test results using a nacelle-mounted lidar for improving wind turbine power capture by reducing yaw misalignment, Journal of Physics: Conference Series, vol.524, 2014, 11p.
- [3] Pedersen T F, Sorensen N, Enevoldsen P, Aerodynamics and Characteristics of a Spinner Anemometer, Journal of Physics: Conference Series, vol.75, 2007, pp.1-9.
- [4] T Mikkelsen, N Angelou, K Hansen, M Sjöholm, M Harris, C Slinger, P Hadley, R Scullion, G Ellis, G Vives, A spinner-integrated wind lidar for enhanced wind turbine control, Wind Energy, vol.16, 2012, pp.625-643.
- [5] Honoka,H, Yasunari, K, Takao, M, Kosuke, T, Experimental Study on Inflow Estimation Using Pressure Sensor Mounted on Spinner of Horizontal Axis Wind Turbine, Journal of Physics: Conference Series, vol.1618, 2020, pp.1-10.
- [6] 津村浩助, 鎌田泰成, 前田太佳夫, 原田穂乃香, 水平軸風車スピナ搭載型圧力センサを用いた流入風計測に関する実験的研究, 日本風力エネルギー学会誌, vol.42, 2020, pp.61-64.
- [7] 櫻井颯馬, 鎌田泰成, 前田太佳夫, 原田穂乃香, 野杵駿吾, CFD を用いた水平軸風車流入風推定用スピナ圧力計測の最適化, 日本機械学会第 99 期流体力学部門講演会 講演論文集, vol.2021, 2021, 4p.
- [8] 野杵駿吾, 鎌田泰成, 前田太佳夫, 櫻井颯馬, 田中勇人, 西山双都, フィールド風車を用いたスピナ搭載圧力センサによる流入風速推定に関する実験的研究, 日本機械学会第100期流体力学部門講演会講演論文集, 4p, 2022
- [9] Knud A. Kragh, Morten H. Hansen, Load Alleviation of Wind Turbines by Yaw Misalignment, Wind Energy, vol.17, 2013, pp.971-982.
- [10] 鳥谷隆, 沖野誠心, 渡辺公彦, 大屋裕二, 風向変化に対する風車の応答について, 風力エネルギー利用シンポジウム, vol.30, 2008, pp.183-186.

- [11] 長谷川豊, 菊山功嗣, 谷本正信, 加速度ポテンシャル法による水平軸風車の特性解析 (斜めからの流入を伴う場合の動特性), 日本機械学会論文集 B, vol.63, No.608, 1997, pp.1297-1304.
  
- [12] 田中勇人, 鎌田泰成, 前田太佳夫, 村田喜彦, スピナ搭載型圧力センサを用いた水平軸風車ヨー制御に関する実験的研究, 風力エネルギー利用シンポジウム, vol.45, 2023

## 謝辞

本研究を行うにあたり，ご協力頂いた方々に心より感謝致します．お忙しい中，いつもの確な御指導，助言を賜りました前田太佳夫教授に心より感謝を申し上げます．鎌田泰成准教授には，装置作成，風洞実験，実機風車での様々な器材の使い方，データ整理，プログラミング，そして研究者，エンジニアとしての考察力の基礎を継続的に教えていただきました．このエンジニアとして必要不可欠な思考力を，これからの成長で更に育成していきたいと思います．そして，様々な場面で支えていただいた赤松幸子秘書，いつも笑顔で楽しくお話していただきありがとうございました．

M2 のみんな，ありがとう．たくさんの思い出，楽しかったです．