

# 小型直線翼垂直軸型風車の性能へ及ぼす翼型の影響 —最大反り位置および最大厚み位置—

山田誠治\*・田村智弘\*・望月信介\*<sup>2</sup>

Effects of wing section for a small straight-bladed vertical axis wind turbine  
(The position of maximum camber and thickness)

Seiji Yamada\*<sup>1</sup>, Tomohiro Tamura\*<sup>1</sup> and Shinsuke Mochizuki\*<sup>2</sup>

The net rotor torque driven by a straight-bladed vertical axis wind turbine has temporal variation for the azimuth angle of the blade. The torque variation should be investigated to understand the performance of the wind turbine. Wing sections are important to determine the characteristics of the wind turbine. We have studied effects of the position of maximum camber and thickness to the mean torque and power characteristics and temporal torque variation at any azimuth angle of the blade. Effects of the position of maximum camber to the mean torque and power characteristics are small. The maximum mean torque and power coefficient take the largest value at certain position of maximum thickness for both asymmetry and symmetry wing section. The maximum torque emerges at the azimuth angle of the blade located in near the most upstream. The maximum torque takes remarkably large value at certain position of maximum thickness for both asymmetry and symmetry wing section, and it has significant contribution to the mean torque.

## 1. 緒言

地球環境問題およびエネルギー問題への取組が急務となる中で、本研究では、より身近なところで再生可能エネルギーの利用が可能である小型風車に着目した。風向に対して回転軸が垂直な直線翼垂直軸型風車は、風向に対する姿勢制御が不要なこと<sup>(1)</sup>、ブレード構造が比較的簡単なことから、今後有望な風車の一つになると考えられる。一方、この風車は風向に対する姿勢制御が不要であるものの、ブレードのアジマス角によって相対風速およびそれに対する迎角が変動するため、風からブレードが受ける力による正味の回転トルクが変動する<sup>(2-6)</sup>。このアジマス角に対するトルク変動は風車の平均特性（トルク・出力特性）へ影響を及ぼし<sup>(6)</sup>、また風向変化に対する風車の応答性および風車支柱の振動へも影響を及ぼすと考えられる。以上のことから、この風車の性能を理解するためにトルク変動特性を調査することは重要な課題の一つである。ところで、この風車の平均特性はブレードの翼型、翼端形状、ソリディティなどブレードの仕様によって大きく影響を受ける。これまでこの風車については、その性能へ及ぼすソリディティや翼型の影響についての研究<sup>(7-9)</sup>、高性能翼型の開発研究<sup>(10)</sup>など平均特性の観点から多くの研究がなされている。また、アジマス角に対するトルク変動の計測を試みたものもある<sup>(3-5)</sup>が、翼型による平均特性への影響について、トルク変動と関連づけて系統的に調べたものはほとんど見あたらない。著者らはこれまでに、翼型パラメータの中で反り量および翼厚が平均トルク・出力へ及ぼす影響を、アジマス角に対するトルク変動を測定し、それと関連づけることにより系統的に調べた<sup>(6)</sup>。本研究では、さらに最大反り位置および最大厚み位置の影響について調査した。

## 2. 風車の力学

図 2.1 に風車の力学モデルを示す。この図から風車の運動方程式は

$$I_{wr} \frac{d\omega}{dt} = T_w - T_a \quad (1)$$

と表すことができる。ここで  $T_w$  は、風からブレードが受ける力による正味のトルク [N・m]、 $T_a$  は風車の軸端トルク（≒計測トルク）[N・m]、 $\omega$  は風車の回転角速度 [rad/s]、 $I_{wr}$  は風車の慣性モーメント [kg・m<sup>2</sup>] である。ところで図 3.1 に示すようにトルク変換器を介して風車とモータを接続し、インバータにより回転数一定の条件のもとでトルクを計測する場合、理想的には慣性力項はゼロとなるが、実際には  $T_w$  の変動により  $\omega$  が変動するため、慣性力項を無視することができない。そこで本研究では風による正味のトルク  $T_w$  を求めるため、次式に従って慣性力項を考慮した。

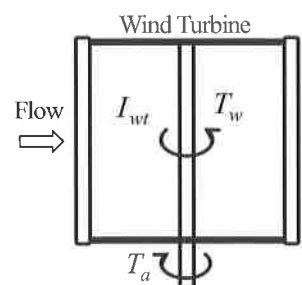


図 2.1 風車の力学モデル

$$T_w = T_a + I_{wr} \frac{d\omega}{dt} \quad (2)$$

## 3. 実験装置および方法

図 3.1 に実験装置の概要および座標系を示す。 $U_0$  は風速 [m/s]、 $\theta$  は基準となるブレード（以下、基準ブレード）の位相 [deg]（アジマス角）である。風洞ノズル出口寸法は 1000mm×1000mm で、風車は風洞ノズル出口直後に設置されている。風洞ノズル出口と風車の回転中心との距離は 450mm である。このとき、風車は風洞によって生成された

\* 設計制御グループ

\* 2 山口大学大学院

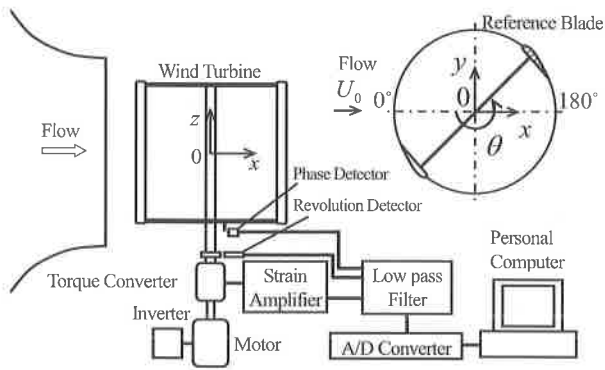


図 3.1 実験装置の概要および座標系

流れのポテンシャルコア内に位置する。風車へ流入する流れの速度は風洞出口部分でピトー管を用いて測定された。風車はひずみゲージ式トルク変換器（㈱共和電業製，TP-1KMCB）を挟んでインバータモータに接続されており，インバータにより所定の回転数（＝一定）となるように制御される。計測においてはトルク信号，回転数信号，および位相信号を同期計測し，これらを 10kHz で 30 秒間 AD 変換することにより時系列データを採取した。採取した時系列データを用いて，平均トルク，平均回転数，位相平均計測トルク  $\langle T_a \rangle_T$ ，位相平均角速度  $\langle \omega \rangle_T$ ，位相平均角加速度  $\langle d\omega/dt \rangle_T$  を算出した。ここで， $\langle * \rangle_T$  は後に示す位相平均を表し，実際には 30～180 周期分の時系列データを用いて求めた。風による正味の位相平均トルク  $\langle T_w \rangle_T$  は，位相平均計測トルク  $\langle T_a \rangle_T$  および角加速度  $\langle d\omega/dt \rangle_T$  を用いて式(2)から算出した。ここで，任意の関数  $F(t)$  に対して時間平均および位相平均を次のように定義する。

$$\bar{F} = \lim_{\Delta T \rightarrow \infty} \frac{1}{\Delta T} \int_0^{\Delta T} F(t) dt \quad (3)$$

$$\langle F(t) \rangle_T = \lim_{N \rightarrow \infty} \frac{1}{N} \sum_{k=0}^{N-1} F(t+kT), \quad (0 \leq t \leq T, T \text{ は周期}) \quad (4)$$

なお風による正味の時間平均トルク，時間平均出力および位相平均トルクに対する係数を次式のように定義する。

$$C_T = \frac{\bar{T}_w}{1/2 \rho U_0^2 A r} \quad (5), \quad C_P = \frac{\bar{T}_w \bar{\omega}}{1/2 \rho U_0^3 A} \quad (6)$$

$$\langle C_T \rangle_T = \frac{\langle T_w \rangle_T}{1/2 \rho U_0^2 A r} \quad (7)$$

ここで， $\rho$  は空気密度 [kg/m<sup>3</sup>]， $A$  は受風面積 [m<sup>2</sup>]， $r$  は風車回転半径 [m] である。

供試風車は回転半径  $r=0.3$ m，ブレード幅  $b=0.6$ m，翼弦長  $c=150$ mm，ブレード枚数  $N=2$  枚あるいは 1 枚（ソリディティ  $\sigma=Nc/(2\pi r)=0.16$ ， $N=2$ ）である。 $r$  は平均反り線上の翼弦長  $0.3c$  位置と風車回転中心の距離である。風車回転円周の接線方向と翼弦線のなす角（取付角）は，それぞれの翼型において最大出力が最大となる角度とした。ブレードはその端を両端支持することにより固定した。ブレードの材質は発泡スチロールである。また，供試ブレードは，最大反り位置  $x_f$  および最大厚み位置  $x_t$  の影響を調べるため，NACA 4

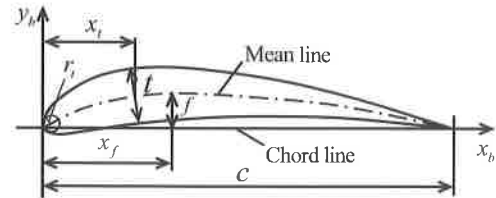


図 3.2 翼型の設計パラメータ

字系列の設計パラメータに従って設計した。図 3.2 に翼型の設計パラメータを示す。図中  $f$ ， $t$  および  $r_f$  は，それぞれ反り量，翼厚および前縁半径である。最大反り位置は，平均反り線が風車回転円周と一致するように設計された  $x_f/c=0.5$  を基準にそれより小さい 0.4 とそれより大きい 0.6 とした。また，最大厚み位置については，通常の 4 字系列における最大厚み位置  $x_t/c=0.3$  を基準にそれより小さい 0.2 とそれより大きい 0.4 とした。供試ブレード一覧を表 3.1 に示す。なお，実験は  $U_0=6$ m/s の条件で行った。本研究は，3m/s のような低風速における実際の小型風車の性能に着目しており，レイノルズ数は， $r=0.6$ m， $U_0=3$ m/s のとき  $Re=2rU_0/\nu=2.4 \times 10^5$  である。同じ  $Re$  のとき  $r=0.3$ m では  $U_0=6$ m/s である。また，他のレイノルズ数について，周速比  $\lambda(=r\bar{\omega}/U_0)=1.41$  のとき， $Re_c=Wc/\nu=2.5 \times 10^4 \sim 1.4 \times 10^5$  である。ここで  $W$  は相対速度， $\nu$  は空気の動粘性係数である。

表 3.1 供試ブレード一覧 ( $f$ : 反り量,  $t$ : 翼厚)

Wing section	$f/c$ [%]	$t/c$ [%]	$x_f/c$	$x_t/c$
NACA6420	6.35	20	0.4	0.3
NACA6520	6.35	20	0.5	0.3
NACA6620	6.35	20	0.6	0.3
NACA0020-62	0.00	20	—	0.2
NACA0020	0.00	20	—	0.3
NACA0020-64	0.00	20	—	0.4
NACA6520-62	6.35	20	0.5	0.2
NACA6520-64	6.35	20	0.5	0.4

## 4. 結果および考察

### 4.1 平均特性

#### 4.1.1 最大反り位置の影響

図 4.1 に最大反り位置の異なる三種類の翼型をもつ二枚ブレード風車に対する平均トルク・出力特性を示す。横軸は周速比  $\lambda(=r\bar{\omega}/U_0)$ ，縦軸は時間平均トルク係数  $C_T$  および時間平均出力係数  $C_P$  である。 $C_T$  について見てみると，全ての翼型は  $\lambda$  の全領域で類似の傾向を示しており， $C_T$  の最大値  $(C_T)_{\max}$  もほぼ同程度である。詳しく見ると， $x_f/c=0.5, 0.6$  の  $(C_T)_{\max}=0.16$  に対して， $x_f/c=0.4$  では  $(C_T)_{\max}=0.15$  であり若干小さい。また， $(C_T)_{\max}$  をとる周速比  $(\lambda_T)_{\max}$  は  $(\lambda_T)_{\max}=1.41 \sim 1.49$  で同程度である。

次に  $C_P$  について見てみる。 $C_P$  は平均トルク特性を反映して，全ての翼型は  $\lambda$  の全領域で類似の傾向を示しており， $C_P$  の最大値  $(C_P)_{\max}$  も同程度である。詳しく見ると， $x_f/c=0.4, 0.6$  の  $(C_P)_{\max}=0.24$  に対して， $x_f/c=0.5$  では  $(C_P)_{\max}=0.25$  と若干大きい。また， $(C_P)_{\max}$  をとる周速比  $(\lambda_T)_{\max}$  は  $(\lambda_T)_{\max}=1.64 \sim 1.72$  で同程度である。

以上より，本実験範囲においては，最大反り位置が  $C_T$  および  $C_P$  に及ぼす影響は小さい。

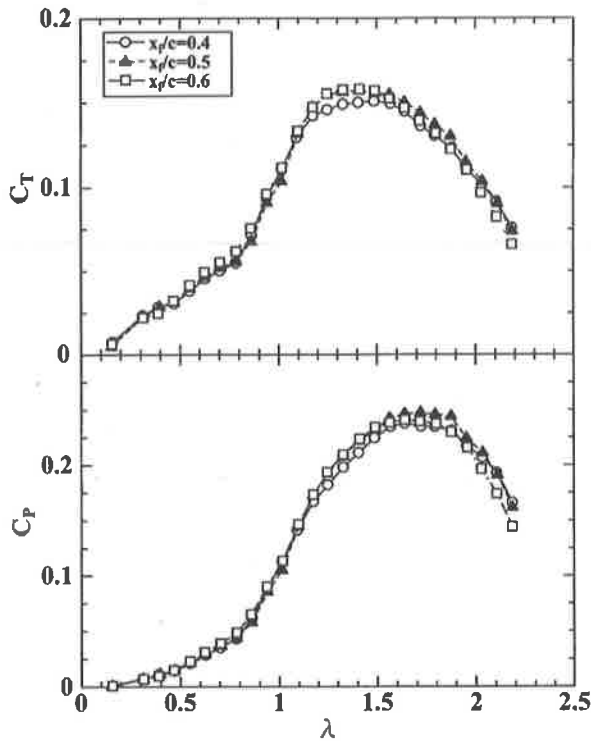


図 4.1 平均トルク・出力特性へ及ぼす最大反り位置の影響

4・1・2 最大厚み位置の影響

(1) 非対称翼型

図 4.2 に最大厚み位置の異なる三種類の非対称翼型をもつ二枚ブレード風車に対する平均トルク・出力特性を示す。 $C_T$  について見てみると、 $\lambda$  の全領域で  $x_t/c=0.3$  の  $C_T$  が顕著に大きくなっている。 $C_T$  の最大値  $(C_T)_{max}$  は  $x_t/c=0.3$  で  $(C_T)_{max}=0.16$  と著しく大きく、 $x_t/c=0.2$  で  $(C_T)_{max}=0.11$  と最も小さい。また、 $0.63 < \lambda \leq 1.17$  の低周速比領域では、 $x_t/c=0.2$  に比べて  $x_t/c=0.4$  の  $C_T$  が小さくなっている。以上より、 $C_T$  は最大厚み位置によって大きく影響を受け、 $(C_T)_{max}$  は  $x_t/c=0.3$  のとき最大となり、最大値をとる最大厚み位置が存在する。また、 $(C_T)_{max}$  をとる周速比  $(\lambda_T)_{max}$  について、 $x_t/c=0.2$  と  $0.3$  では  $(\lambda_T)_{max}=1.41$  であるが、 $x_t/c=0.4$  では  $(\lambda_T)_{max}=1.57$  と大きい。

次に  $C_p$  について見てみると、 $C_T$  の特性を反映して、 $\lambda$  の全領域で  $x_t/c=0.3$  の  $C_p$  が顕著に大きくなっている。 $C_p$  の最大値  $(C_p)_{max}$  は、 $x_t/c=0.3$  で  $(C_p)_{max}=0.25$  と著しく大きく、 $x_t/c=0.2$  で  $(C_p)_{max}=0.16$  と最も小さい。また、 $0.63 < \lambda \leq 1.17$  の低周速比領域では、 $x_t/c=0.2$  に比べて  $x_t/c=0.4$  の  $C_p$  が小さくなっている。以上より、 $C_p$  は最大厚み位置によって大きく影響を受け、 $(C_p)_{max}$  は  $x_t/c=0.3$  のとき最大となり、最大値をとる最大厚み位置が存在する。また、 $(C_p)_{max}$  をとる周速比  $(\lambda_p)_{max}$  について、 $x_t/c=0.2$  では  $(\lambda_p)_{max}=1.56$  であり、 $x_t/c=0.3$  および  $0.4$  の  $(\lambda_p)_{max}=1.72$  および  $1.64$  と比べて小さくなっている。

(2) 対称翼型

図 4.3 に最大厚み位置の異なる三種類の対称翼型をもつ二枚ブレード風車に対する平均トルク・出力特性を示す。 $C_T$  について見てみると、 $\lambda$  の全領域で  $x_t/c=0.3$  の  $C_T$  が顕

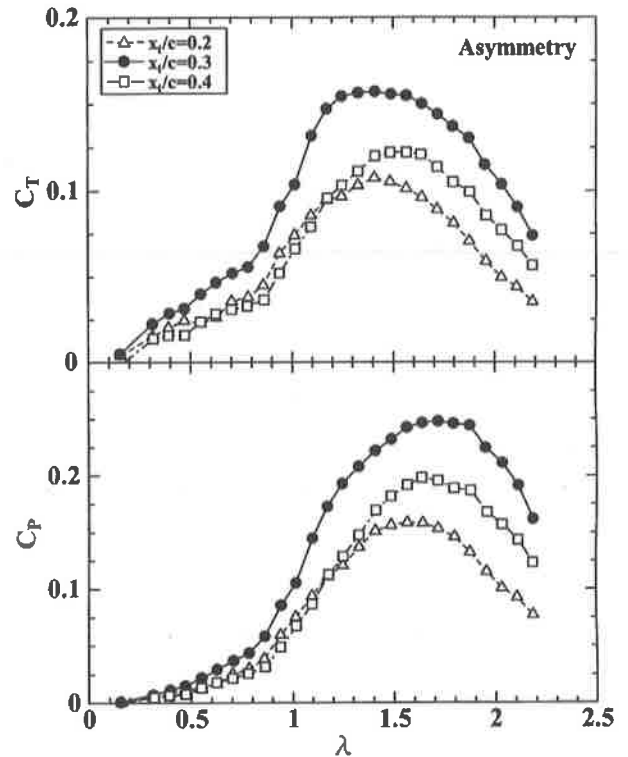


図 4.2 平均トルク・出力特性へ及ぼす最大厚み位置の影響（非対称翼型）

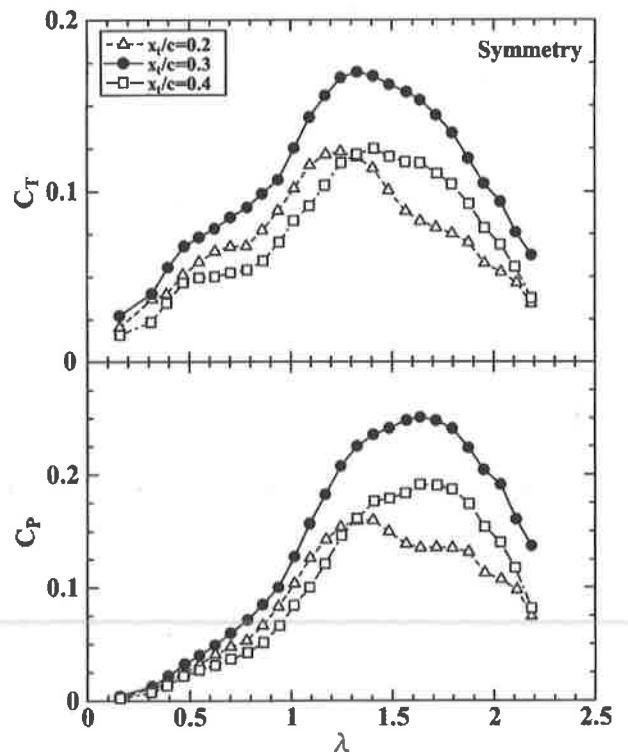


図 4.3 平均トルク・出力特性へ及ぼす最大厚み位置の影響（対称翼型）

著に大きくなっている。 $(C_T)_{max}$  は  $x_t/c=0.3$  で  $(C_T)_{max}=0.17$  と著しく大きく、 $x_t/c=0.2, 0.4$  では  $(C_T)_{max}=0.12$  で同程度である。また、 $\lambda \leq 1.25$  の低周速比領域では、 $x_t/c=0.2$  に比べて  $x_t/c=0.4$  の  $C_T$  が小さくなっている。以上より、 $C_T$  は最大厚み位置によって大きく影響を受け、 $(C_T)_{max}$  は  $x_t/c=0.3$  のとき最大となり、最大値をとる最大厚み位置が

存在する。また、 $(\lambda_p)_{\max}$  は  $x_f/c=0.2$  の 1.25 から  $x_f/c=0.4$  の 1.41 まで最大厚み位置が翼の後縁側にあるほど大きくなっている。

次に  $C_p$  について見てみると、 $C_T$  の特性を反映して、 $\lambda$  の全領域で  $x_f/c=0.3$  の  $C_p$  が顕著に大きくなっている。 $(C_p)_{\max}$  は  $x_f/c=0.3$  で  $(C_p)_{\max}=0.25$  と著しく大きく、 $x_f/c=0.2$  で  $(C_p)_{\max}=0.16$  と最も小さくなっている。また、 $\lambda \leq 1.25$  の低周速比領域では、 $x_f/c=0.2$  に比べて  $x_f/c=0.4$  の  $C_p$  が小さくなっている。以上より、 $C_p$  は最大厚み位置によって大きく影響を受け、 $(C_p)_{\max}$  は  $x_f/c=0.3$  のとき最大となり、最大値をとる最大厚み位置が存在する。また、 $(\lambda_p)_{\max}$  について、 $x_f/c=0.2$  で  $(\lambda_p)_{\max}=1.41$  と最も小さく、 $x_f/c=0.3$  および  $0.4$  においては  $(\lambda_p)_{\max}=1.64$  で同程度である。

#### 4・2 トルク変動特性

##### 4・2・1 最大反り位置の影響

###### a. 二枚ブレード

平均トルク特性の特徴を理解するためにトルク変動特性について調べる。図 4.4(a)に最大反り位置の異なる三種類の翼型をもつ二枚ブレード風車におけるアジマス角  $\theta$  に対するトルク変動を示す。縦軸は風による正味の位相平均トルク係数  $\langle C_T \rangle_T$  である。二枚のブレードは  $180^\circ$  の位相差で取り付けられているため、 $0^\circ \leq \theta \leq 180^\circ$  の範囲を示す。代表として周速比が 1 より小さい  $\lambda=0.94$  と、1 より大きい  $\lambda=1.41$  について示す。まず  $\lambda=0.94$  において、基準ブレードが  $\theta=170 \sim 177^\circ$  (一方のブレードが最上流 ( $\theta=0^\circ$ ) 付近) で  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\max}$  をとり、 $x_f/c=0.4$  で最も小さく、 $x_f/c=0.5$  と  $0.6$  は同程度である。全ての翼型において、 $\theta \approx 105^\circ$  で  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\min}$  をとり、それらは同程度である。また  $30^\circ < \theta < 90^\circ$  の広範囲にわたって  $x_f/c=0.4$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が大きくなっている。 $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\max}$  は  $x_f/c=0.4$  で最も小さく、 $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\min}$  は全ての翼型で同程度であるにも関わらずかかわらず、時間平均トルク係数  $C_T$  が全ての翼型で同程度であるのは、 $30^\circ < \theta < 90^\circ$  の広範囲にわたって  $x_f/c=0.4$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が大きいためである。

次に  $\lambda=1.41$  について見てみる。全ての翼型において、基準ブレードが最上流付近の  $\theta=3 \sim 9^\circ$  で  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\max}$  をとり、 $x_f/c=0.4$  で最も小さく、 $x_f/c=0.5$  と  $0.6$  は同程度である。また、全ての翼型において  $\theta=112 \sim 123^\circ$  で  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\min}$  をとり、 $x_f/c=0.6$  で最も大きく、 $x_f/c=0.4$  と  $0.5$  は同程度である。 $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\min}$  の差異は  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\max}$  と比べて小さい。 $\lambda=1.41$  における  $C_T$  を詳しく見たとき、 $x_f/c=0.4$  で最も小さく、 $x_f/c=0.5$  と  $0.6$  で同程度であるが、これは  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\max}$  の影響が大きいためと考えられる。

また、 $\lambda=0.94, 1.41$  共に最大反り位置が最も翼の前縁側にある  $x_f/c=0.4$  において、トルク変動幅は最も小さい。

本実験範囲において、トルク変動へ及ぼす最大反り位置の影響は反り量や翼厚<sup>(6)</sup>と比べるとかなり小さく、トルク変動は大略類似の傾向を示している。

###### b. 一枚ブレード

図 4.4(b)に上記で用いた最大反り位置の異なる三種類の翼型をもつブレードを一枚だけ取り付けた風車のアジマス

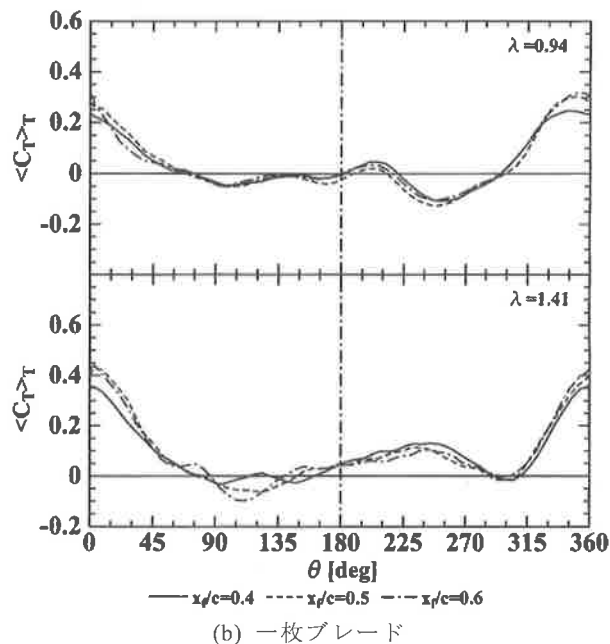
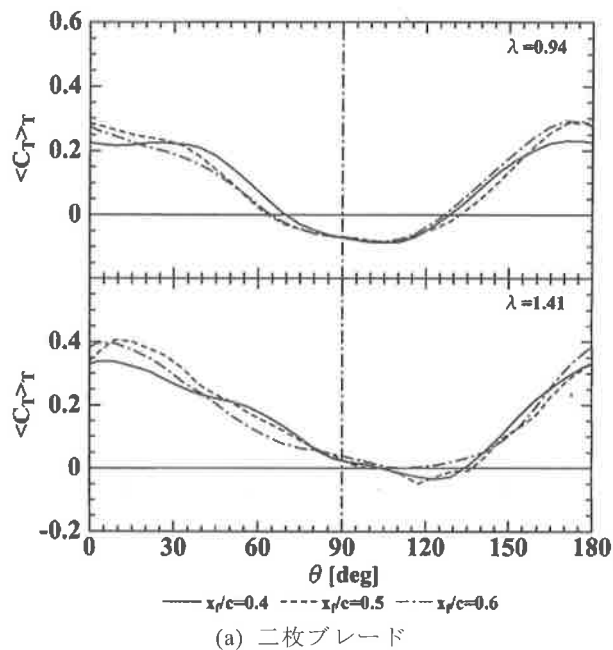
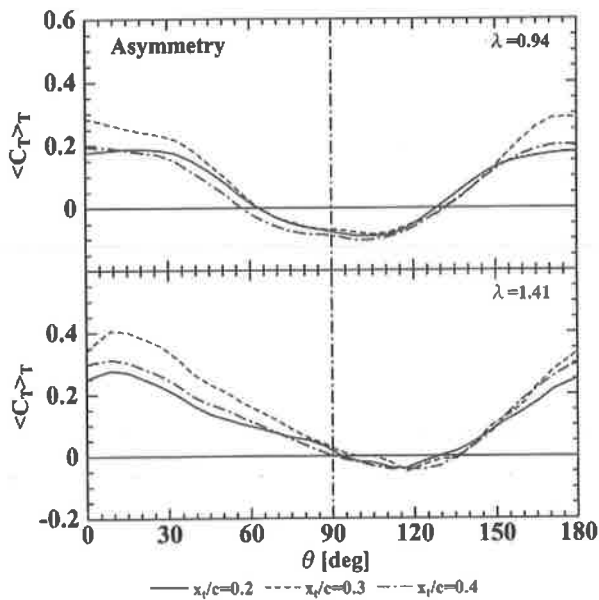


図 4.4 トルク変動に及ぼす最大反り位置の影響

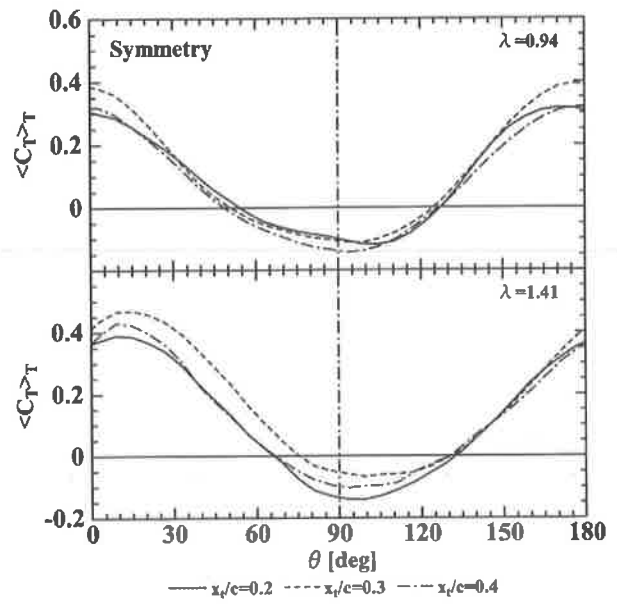
角  $\theta$  に対するトルク変動を示す。二枚ブレード風車の場合と同様に、代表として  $\lambda=0.94$  と  $\lambda=1.41$  について示す。 $\lambda=0.94$  について見てみると、全ての翼型で最上流付近の  $\theta=343 \sim 356^\circ$  で  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\max}$  をとり、 $x_f/c=0.4$  で最も小さく、 $x_f/c=0.5$  と  $0.6$  は同程度である。このことは、二枚ブレード風車で、一方のブレードが最上流付近にあるときに  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\max}$  をとり、 $x_f/c=0.4$  で最も小さく、 $x_f/c=0.5$  と  $0.6$  は同程度であることに対応する。また、 $\theta=250^\circ$  付近で  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\min}$  をとり、それらは同程度であるが、詳しく見ると  $x_f/c=0.5$  で若干小さい。

次に  $\lambda=1.41$  について見てみる。全ての翼型で最上流付近の  $\theta \approx 3^\circ, 359^\circ$  で  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\max}$  をとり、 $x_f/c=0.4$  で最も小さく、 $x_f/c=0.5$  と  $0.6$  は同程度である。また、全ての翼型において、 $\theta=94 \sim 123^\circ$  で  $\langle \langle C_T \rangle_T \rangle_{\min}$  をとり、それは  $x_f/c$  が大きいほど小さい。

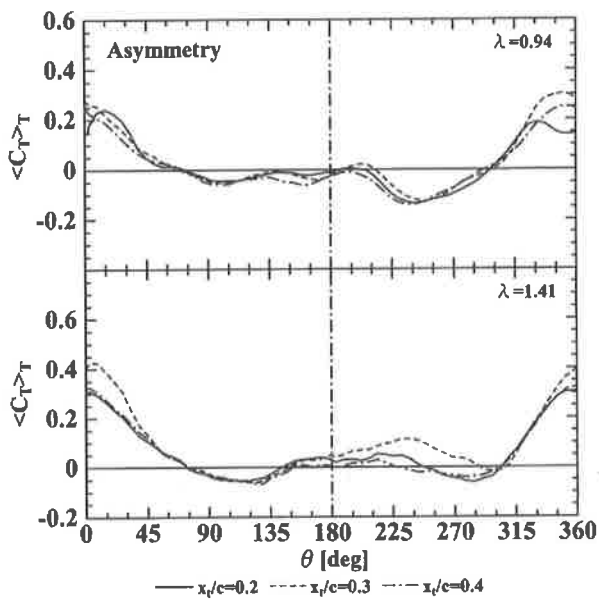
本実験範囲において、二枚ブレード風車と同様にトルク



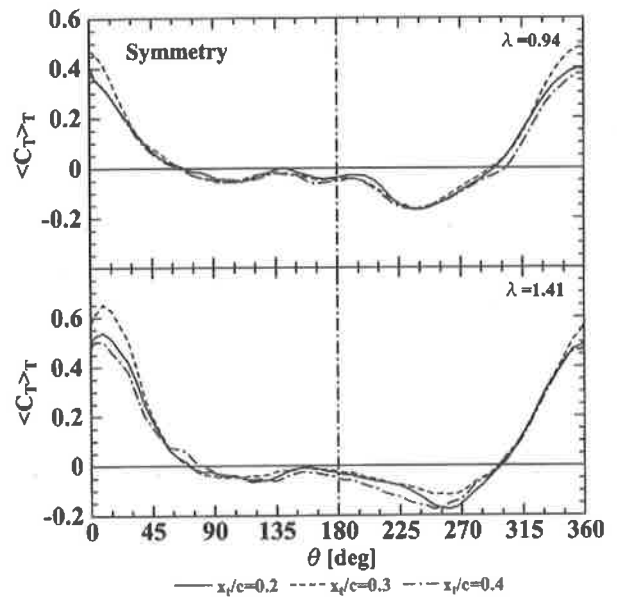
(a) 二枚ブレード



(a) 二枚ブレード



(b) 一枚ブレード



(b) 一枚ブレード

図 4.5 トルク変動に及ぼす最大厚み位置の影響 (非対称翼型)

図 4.6 トルク変動に及ぼす最大厚み位置の影響 (対称翼型)

変動へ及ぼす最大反り位置の影響は反り量や翼厚<sup>(6)</sup>と比べるとかなり小さく、トルク変動は大略類似の傾向を示している。

ところで、翼型特性の一つであるモーメント係数は、最大反り位置が後縁側にあるほど負の大きさが大きくなる傾向がある<sup>(11)</sup>が、一枚ブレード風車のトルク変動において、特に回転トルクへの揚力の寄与が最も小さい $\theta=270^\circ$ 付近についても、最大反り位置による顕著な差異は見られず、本実験では回転トルクへのモーメント係数の寄与の差異は確認されなかった。

#### 4・2・2 最大厚み位置の影響

##### (1) 非対称翼型

##### a. 二枚ブレード

図 4.5(a)に最大厚み位置の異なる三種類の非対称翼型をもつ二枚ブレード風車におけるアジマス角 $\theta$ に対するトルク変動を示す。代表として周速比が1より小さい $\lambda=0.94$ と1より大きい $\lambda=1.41$ について示す。まず $\lambda=0.94$ においては、基準ブレードが $\theta \approx 15^\circ$ 、 $\theta=176 \sim 177^\circ$ （一方のブレードが最上流付近）で $\langle C_T \rangle_T$ の最大値 $\langle C_T \rangle_{T, \max}$ をとり、 $x_t/c=0.3$ で顕著に大きく、 $x_t/c=0.2$ で最も小さい。 $x_t/c=0.2$ と0.4を比較すると、 $15^\circ < \theta < 150^\circ$ の広範囲にわたって、 $x_t/c=0.4$ の $\langle C_T \rangle_T$ が小さい。また、全ての翼型において $\theta \approx 105^\circ$ で $\langle C_T \rangle_T$ の最小値 $\langle C_T \rangle_{T, \min}$ をとり、それらは同程度である。これらのことは、 $C_T$ において、 $x_t/c=0.3$ で最も大きく、 $x_t/c=0.2$ と0.4の比較では、 $x_t/c=0.4$ の方が小さいことに対応する。

次に  $\lambda=1.41$  について見てみる. 全ての翼型において, 基準ブレードが最上流付近の  $\theta \cong 9^\circ$  で  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で著しく大きく,  $x_i/c=0.2$  で最も小さい. また, 全ての翼型において,  $\theta=117 \sim 124^\circ$  で  $\langle C_T \rangle_T$  の最小値  $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  をとり, それらは同程度である.  $\theta$  の広範囲にわたって  $\langle C_T \rangle_T$  は,  $x_i/c=0.3$ ,  $x_i/c=0.4$ ,  $x_i/c=0.2$  の順に大きい. これらのことは,  $C_T$  において,  $x_i/c=0.3$  で最も大きく,  $x_i/c=0.2$  と  $x_i/c=0.4$  の比較では,  $x_i/c=0.4$  の方が大きいことに対応する.

また,  $\lambda=0.94, 1.41$  共に最大厚み位置が最も前縁側にある  $x_i/c=0.2$  においてトルク変動幅が最も小さい.

### b. 一枚ブレード

図 4.5(b)に上記で用いた最大厚み位置の異なる三種類の非対称翼型をもつブレードを一枚だけ取り付けた風車のアジマス角  $\theta$  に対するトルク変動を示す. 二枚ブレード風車の場合と同様に, 代表として  $\lambda=0.94$  と  $\lambda=1.41$  について示す.  $\lambda=0.94$  では, 全ての翼型において, 基準ブレードが最上流近くの  $\theta \cong 15^\circ$ ,  $\theta=349 \sim 356^\circ$  で  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で最も大きく,  $x_i/c=0.2$  で最も小さい. また, 全ての翼型において  $\theta=240^\circ$  付近で  $\langle C_T \rangle_T$  の最小値  $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  をとり, それらは同程度である.

次に  $\lambda=1.41$  について見てみる. 全ての翼型において, 最上流付近の  $\theta \cong 3^\circ$  で  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で最も大きく,  $x_i/c=0.2$  で最も小さいが,  $x_i/c=0.2$  と  $0.4$  の差異は小さい. また,  $0^\circ \leq \theta < 180^\circ$  (ブレード速度の主流方向成分が主流と同一方向) および  $180^\circ \leq \theta < 360^\circ$  (ブレード速度の主流方向成分が主流と反対方向) のそれぞれの領域で  $\langle C_T \rangle_T$  は極小値をとり,  $0^\circ \leq \theta < 180^\circ$  における極小値は翼型によらず同程度であるが,  $180^\circ \leq \theta < 360^\circ$  においては,  $x_i/c=0.3$  で最も大きく,  $x_i/c=0.2$  で最も小さい. さらに,  $180^\circ < \theta < 300^\circ$  において  $x_i/c=0.3$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が顕著に大きくなっていることが特徴的である.

## (2) 対称翼型

### a. 二枚ブレード

図 4.6(a)に最大厚み位置の異なる三種類の対称翼型をもつ二枚ブレード風車におけるアジマス角  $\theta$  に対するトルク変動を示す. 代表として  $\lambda=0.94$  と  $\lambda=1.41$  について示す. まず  $\lambda=0.94$  については, 全ての翼型において, 基準ブレードが  $\theta \cong 3^\circ$ ,  $\theta=170 \sim 176^\circ$  (一方のブレードが最上流付近) で  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で著しく大きく,  $x_i/c=0.2$  と  $0.4$  は同程度である. また, 全ての翼型において,  $\theta=93 \sim 104^\circ$  で  $\langle C_T \rangle_T$  の最小値  $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  をとり,  $x_i/c=0.4$  で最も小さい.  $15^\circ < \theta < 105^\circ$ ,  $130^\circ < \theta < 170^\circ$  の広範囲にわたって  $x_i/c=0.2$  に比べて  $x_i/c=0.4$  の方が  $\langle C_T \rangle_T$  が小さい. これらのことは,  $C_T$  において  $x_i/c=0.3$  で最も大きく,  $x_i/c=0.2$  に比べ,  $x_i/c=0.4$  の方が小さいことに対応している. したがって,  $x_i/c=0.2$  と  $0.4$  の比較において, トルク変動の  $C_T$  への寄与は,  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  のみによらないことがわかる.

次に  $\lambda=1.41$  について見てみる. 全ての翼型において, 基準ブレードが  $\theta=9 \sim 15^\circ$  (一方のブレードが最上流近く) のとき  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で最も大きく,

$x_i/c=0.2$  で最も小さい. 全ての翼型において,  $\theta=93 \sim 99^\circ$  で  $\langle C_T \rangle_T$  の最小値  $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  をとり,  $x_i/c=0.2$  で最も小さく,  $x_i/c=0.3$  で最も大きい. また,  $70^\circ < \theta < 140^\circ$  の広範囲で  $x_i/c=0.2$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が最も小さくなっている. これらのことは,  $C_T$  において,  $x_i/c=0.3$  で著しく大きく,  $x_i/c=0.2$  で最も小さくなっていることに対応する. また,  $145^\circ < \theta < 180^\circ$  では差異は小さいものの  $x_i/c=0.4$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が最も小さくなっている.

### b. 一枚ブレード

図 4.6(b)に上記で用いた最大厚み位置の異なる三種類の対称翼型をもつブレードを一枚だけ取り付けた風車のアジマス角  $\theta$  に対するトルク変動を示す. 二枚ブレード風車の場合と同様に, 代表として  $\lambda=0.94$  と  $\lambda=1.41$  について示す.  $\lambda=0.94$  では, 全ての翼型において, 最上流  $\theta=0^\circ$  付近で  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で著しく大きく,  $x_i/c=0.4$  で最も小さい. また, 全ての翼型において,  $\theta=240^\circ$  付近で  $\langle C_T \rangle_T$  の最小値  $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  をとり, それらは同程度である. 詳しく見ると,  $195 \leq \theta \leq 360^\circ$  の広範囲にわたって  $x_i/c=0.2$  に比べ,  $0.4$  の方が小さい. このことは, 二枚ブレード風車で,  $15^\circ < \theta < 105^\circ$ ,  $130^\circ < \theta < 170^\circ$  の広範囲にわたって  $x_i/c=0.2$  に比べて  $0.4$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が小さいことにおおまかに対応する.

次に  $\lambda=1.41$  について見てみる. 全ての翼型において, 最上流近くの  $\theta \cong 9^\circ$  で  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で著しく大きく,  $x_i/c=0.4$  で最も小さいが,  $x_i/c=0.2$  と  $0.4$  の差異は小さい. また, 全ての翼型において,  $\theta=250 \sim 261^\circ$  で  $\langle C_T \rangle_T$  の最小値  $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で最も大きく,  $x_i/c=0.2$  と  $0.4$  は同程度である.  $60^\circ < \theta < 90^\circ$  および  $255^\circ < \theta < 300^\circ$  において,  $x_i/c=0.2$  に比べて  $0.4$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が大きくなっており, これは, 二枚ブレード風車において,  $70^\circ < \theta < 140^\circ$  の広範囲で  $x_i/c=0.2$  に比べて  $0.4$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が大きくなっていることにおおまかに対応する. また,  $120^\circ < \theta < 255^\circ$  の広範囲にわたって  $x_i/c=0.4$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が最も小さくなっているが, 特に  $145^\circ < \theta < 180^\circ$  においては, 二枚ブレード風車の  $145^\circ < \theta < 180^\circ$  で  $x_i/c=0.4$  の  $\langle C_T \rangle_T$  が最も小さくなっていることに対応する.

## 4・3 一枚ブレード風車のトルク変動による二枚ブレード風車のトルク変動の算出

ここでは, 一枚ブレード風車と二枚ブレード風車ではソリディティが異なるので直接比較することは難しいが, 一枚ブレード風車のトルク変動の特性から二枚ブレード風車のトルク変動の特性を解釈することを試みる. そこで一枚ブレード風車のトルク変動データを用いて  $180^\circ$  の位相差で取り付けられている二枚ブレード風車のトルク変動を算出してみる. 図 4.7 に代表として, 最大厚み位置の異なる非対称翼型の  $\lambda=1.41$  の場合について算出した二枚ブレード風車のトルク変動を示す.

基準ブレードが  $\theta \cong 171^\circ, 9^\circ, 178^\circ$  と, 一方のブレードが最上流近くにあるとき  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で著しく大きく,  $x_i/c=0.2$  と  $0.4$  は同程度である. 一方のブレードが最上流近くで  $\langle C_T \rangle_T$  の最大値  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり,  $x_i/c=0.3$  で著し

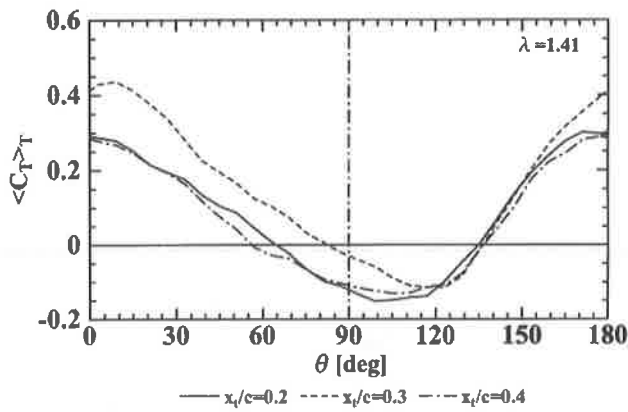


図 4.7 一枚ブレードのトルク変動から求めた二枚ブレード風車のトルク変動（最大厚み位置の異なる非対称翼型）

く大きい傾向は、実際の二枚ブレード風車の場合と一致しているが、 $x_f/c=0.2$  と  $0.4$  との差異は実際の二枚ブレード風車の場合ほど顕著に現れていない。また、 $\theta=99\sim 117^\circ$  で  $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  をとり、それらの差異は小さいが、詳しく見ると、 $x_f/c=0.3$  で最も大きく、 $x_f/c=0.2$  で最も小さい。 $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  をとる位相および  $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  の差異が小さい傾向は、実際の二枚ブレード風車の場合と大略一致しているが、一枚ブレード風車のトルク変動から算出した結果の方が最大厚み位置による差異が比較的明確に現れている。また、一枚ブレード風車のトルク変動から算出した結果の方が  $\langle C_T \rangle_{T, \min}$  の値が小さく、負のトルクをとる領域が広がっている。

以上より、一枚ブレード風車のトルク変動データを用いて算出した二枚ブレード風車のトルク変動は、実際の二枚ブレード風車のトルク変動の傾向と大まかに一致しており、実際の二枚ブレード風車のトルク変動について一枚ブレード風車のトルク変動を用いて定性的に説明することができるが、定量的な解釈や翼型の差異についての詳細な解釈については注意が必要である。

### 5. 結 言

小型直線翼垂直軸型風車におけるブレードの翼型の最大反り位置および最大厚み位置が風車の平均トルク・出力へ及ぼす影響を、アジマス角に対するトルク変動を測定し、それと関連づけることにより調査した。その結果、以下のことが明らかとなった。

- (1) 最大反り位置が  $C_T$  および  $C_p$  へ及ぼす影響について、 $(C_T)_{\max}$  および  $(C_p)_{\max}$  は共に  $x_f/c=0.4$  において若干小さいものの、その影響は小さい。
- (2) 非対称および対称翼型共に最大厚み位置は  $C_T$  および  $C_p$  へ影響を及ぼし、 $(C_T)_{\max}$  および  $(C_p)_{\max}$  が最大となる最大厚み位置が存在する。

- (3) 最大反り位置に関わらず、一方のブレードが最上流 ( $\theta=0^\circ$ ) 付近で  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとる。
- (4) 最大反り位置の影響は、反り量や翼厚<sup>(6)</sup>と比べるとかなり小さく、トルク変動は大略類似の傾向を示す。
- (5) 非対称および対称翼型共に最大厚み位置に関わらず、一方のブレードが最上流 ( $\theta=0^\circ$ ) 付近で  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  をとり、それは  $x_f/c=0.3$  で著しく大きい。
- (6) 最大厚み位置については、非対称および対称翼型共に最上流付近でとる  $\langle C_T \rangle_{T, \max}$  が  $C_T$  へ大きく影響を与える。

### 参考文献

- 1) 牛山泉 著, 風車工学入門, 森北出版, p55(2002).
- 2) B. Kirke and L. Lazauskas, "Variable Pitch Darrieus Water Turbines" *Journal of Fluid Science and Technology*, 3, No.3, pp.430-438(2008).
- 3) 奥林豊保, 鹿毛一之, 石松克也, "ダリウス風車に関する研究 (1 枚翼に働く変動トルク)", 日本機械学会講演論文集, No.018-2, 九州支部, 中国四国支部合同企画熊本地方講演会, pp.127-128 (2001).
- 4) 林農, 他 4 名, "直線翼垂直軸風車のトルク特性に関する研究", 第 25 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp.319-322(2003).
- 5) 前田太佳夫, 他 5 名, "直線翼垂直軸型風車のトルク変動解析", 日本機械学会流体工学部門講演会講演論文集, 1206(2009).
- 6) Yamada, S., Tamura, T. and Mochizuki, S., "Effects of Wing Section on Mean Characteristics and Temporal Torque Variation for Small Straight-Bladed Vertical Axis Wind Turbine", *Journal of Fluid Science and Technology*, Vol.6, No.6, pp.875-886 (2011).
- 7) 鈴木良幸, 落合薫, "直線翼垂直軸型風車の性能に及ぼす翼型の影響", 東京工業高等専門学校研究報告書, 第 17 号, pp.47-52(1985).
- 8) 福留桂子, 飯田明由, 水野明哲, "渦法による縦軸風車の性能評価 (ソリディティ・設置角の影響)", 第 25 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp.276-279(2003).
- 9) 浅生利之, 他 6 名, "低周速比における垂直軸型風車の空気力学的性能", 第 31 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp.325-328 (2009).
- 10) 関和一, 低レイノルズ数で高性能を示す垂直軸風車用翼型の開発研究, 日本機械学会論文集, 57-536, B, pp.1297-1304(1991).
- 11) 西山哲男 著, 翼型学, 日刊工業新聞社, p.27 (1992).