

小型直線翼垂直軸型風車の性能へ及ぼす翼型の影響 —前縁半径—

山田誠治*・田村智弘*・望月信介*²

Effects of wing section (the leading-edge radius) for a small straight-bladed vertical axis wind turbine

Seiji Yamada*¹, Tomohiro Tamura*¹ and Shinsuke Mochizuki*²

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 leading-edge radius to the mean torque and power characteristics and temporal torque variation at any azimuth angle of the blade. The maximum mean torque and power coefficient decrease significantly with the larger leading-edge radius 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 decreases remarkably with the larger leading-edge radius 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⁽¹⁾、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⁽²⁻⁶⁾。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⁽⁶⁾、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⁽⁷⁻⁹⁾、高性能翼型の開発研究⁽¹⁰⁾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⁽³⁻⁵⁾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⁽⁶⁾。本研究では、翼型前縁形状が失速形態の直接の原因となり、最大揚力係数に影響を与える⁽¹¹⁾ことに着目し、前縁半径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]、 ω 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・m²] 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 ω 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。

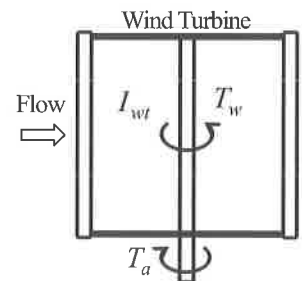


図 2.1 風車の力学モデル

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

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]、 θ 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。

* 設計制御グループ

* 2 山口大学大学院

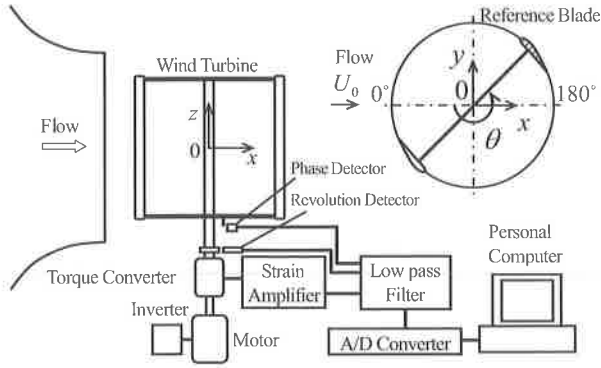


図 3.1 実験装置の概要および座標系

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．

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

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

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 ρ は空気の密度 [kg/m³]， A は受風面積 [m²]， r は風車回転半径 [m] である．

供試風車は回転半径 $r=0.3\text{m}$ ，ブレード幅 $b=0.6\text{m}$ ，翼弦長 $c=150\text{mm}$ ，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，前縁半径の影響を調べるため，修正 NACA4 字系列⁽¹²⁻¹³⁾ 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_t は，それぞれ反り量，翼厚および前縁半径である．前縁半径 r_t は

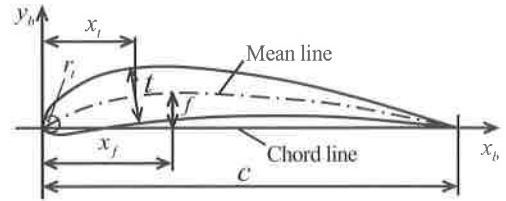


図 3.2 翼型の設計パラメータ

$$\frac{r_t}{c} = 1.1019 \left(\frac{t}{c} \right)^2 \quad (8)$$

で与えられる．ここで， I は整数で， $I=0$ (Sharp)， 3 (Quarter normal)， 6 (Normal)， 9 (Three times normal) である⁽¹³⁾．翼型の表記において， I は 4 字の後のダッシュに続く最初の数である．実験に用いた翼型の前縁半径については， $I=6$ (Normal) に相当する翼型に通常の 4 字系列の厚み分布を持つ NACA6520 および NACA0020 を用いてそれを基準とし，それより小さい $I=3$ (Quarter normal) とそれより大きい $I=9$ (Three times normal) とした．供試ブレード一覧を表 3.1 に示す．なお，実験は $U_0=6\text{m/s}$ 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， $r=0.6\text{m}$ ， $U_0=3\text{m/s}$ のとき $Re=2rU_0/\nu=2.4 \times 10^5$ である．同じ Re のとき $r=0.3\text{m}$ では $U_0=6\text{m/s}$ 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， ν 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 [%]	r_t/c [%]
NACA6520-33	6.35	20	1.10
NACA6520	6.35	20	4.41
NACA6520-93	6.35	20	9.92
NACA0020-33	0.00	20	1.10
NACA0020	0.00	20	4.41
NACA0020-93	0.00	20	9.92

4. 結果および考察

4・1 平均特性

4・1・1 非対称翼型

図 4.1 に前縁半径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．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，NACA6520-33 と 6520 では λ の全域にわたって同程度の値をとっているが，前縁半径の最も大きい NACA6520-93 は他の二つと比べて λ の全域にわたって著しく小さくなっている． C_T の最大値 $(C_T)_{\max}$ は NACA6520-33 と 6520 では $(C_T)_{\max} = 0.16$ で同程度であり，NACA6520-93 では $(C_T)_{\max} = 0.12$ と著しく小さい．また $(C_T)_{\max}$ をとる周速比 $(\lambda_T)_{\max}$ については，全ての翼型において $(\lambda_T)_{\max} = 1.41 \sim 1.48$ で同程度である．

次に C_P について見てみる．トルク特性を反映して，NACA6520-33 と 6520 の C_P は λ の全域にわたって同程度の値をとっているが，前縁半径の最も大きい NACA6520-93 は他の二つと比べて λ の全域にわたって著し

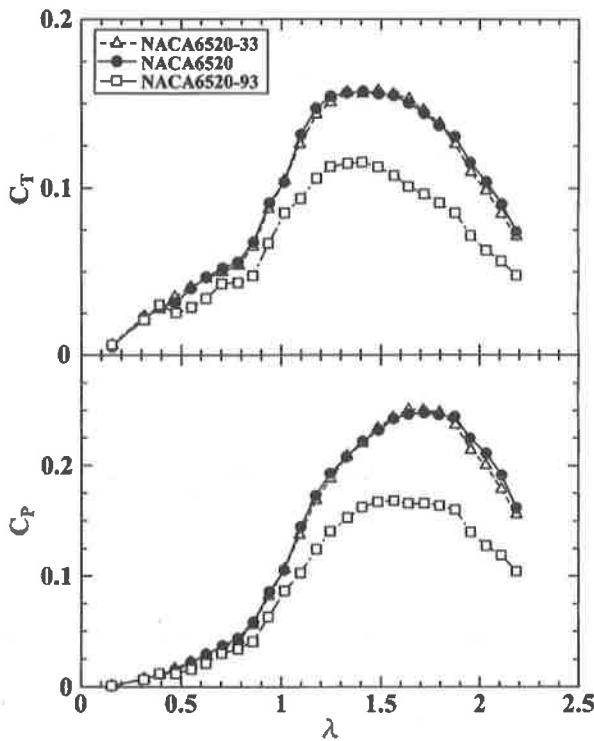


図 4.1 平均トルク・出力特性へ及ぼす前縁半径の影響
(非対称翼型)

く小さくなっている。 C_p の最大値 $(C_p)_{\max}$ は NACA6520-33 と 6520 では $(C_p)_{\max} = 0.25$ で同程度であり、NACA6520-93 では $(C_p)_{\max} = 0.17$ と著しく小さい。また、 $(C_p)_{\max}$ をとる周速比 $(\lambda_p)_{\max}$ について、NACA6520-33 の $(\lambda_p)_{\max} = 1.64$ 、NACA6520 の $(\lambda_p)_{\max} = 1.72$ と比べて前縁半径が最も大きい NACA6520-93 では $(\lambda_p)_{\max} = 1.57$ と若干小さい。また、NACA6520-93 について $(\lambda_p)_{\max}$ のまわりの λ に対する C_p の変化割合は他の二つの翼型と比べて小さく、比較的平坦な曲線となっている。

4・1・2 対称翼型

図 4.2 に前縁半径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。横軸は周速比 $\lambda (=r\omega/U_0)$ 、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、前縁半径の最も大きい NACA0020-93 は他の二つの翼型と比べると λ の全域にわたって著しく小さくなっている。NACA0020-33 と 0020 の C_T について、 $\lambda \leq 1.1$ の低周速比の領域では前縁半径の大きい NACA0020 の方が大きい、 $\lambda > 1.1$ の領域では同程度の値をとっている。 $(C_T)_{\max}$ については、NACA0020-33 と 0020 では $(C_T)_{\max} = 0.17$ で同程度であり、前縁半径の最も大きい NACA0020-93 では $(C_T)_{\max} = 0.13$ と著しく小さい。また $(\lambda_T)_{\max}$ については、全ての翼型で $(\lambda_T)_{\max} = 1.25 \sim 1.33$ で同程度である。

次に C_p について見てみる。 C_p はトルク特性を反映して、前縁半径の最も大きい NACA0020-93 では他と比べると λ の全域にわたって著しく小さくなっており、NACA0020-33 と 0020 の C_p については、 $\lambda \leq 1.1$ の低周速比の領域では前縁半径の大きい NACA0020 の方が大きい、 $\lambda > 1.1$ の領

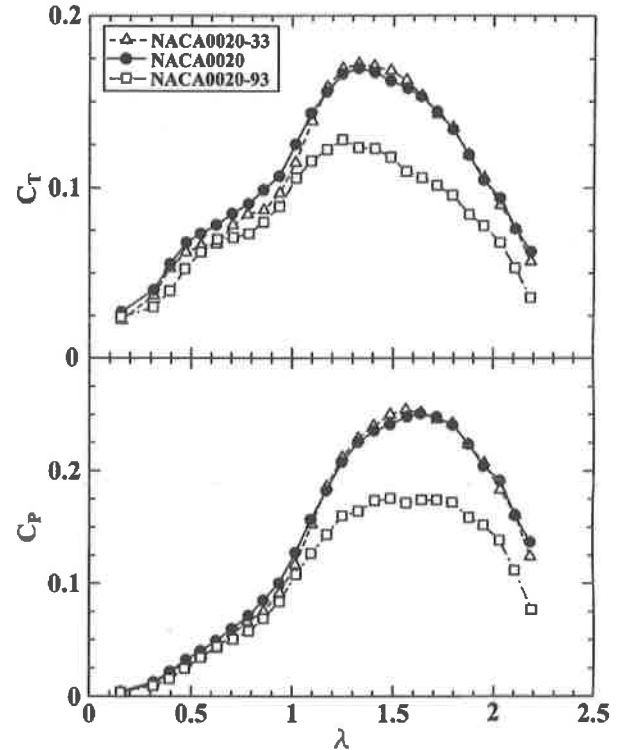


図 4.2 平均トルク・出力特性へ及ぼす前縁半径の影響
(対称翼型)

域では同程度の値をとっている。 $(C_p)_{\max}$ については、NACA0020-33 と 0020 では $(C_p)_{\max} = 0.25$ で同程度であり、NACA0020-93 では $(C_p)_{\max} = 0.17$ と著しく小さい。また $(C_p)_{\max}$ をとる周速比は、 $(\lambda_p)_{\max} = 1.56 \sim 1.72$ の値をとっており、前縁半径が小さいほど小さい。

4・2 トルク変動特性

4・2・1 非対称翼型

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 4.3(a)に前縁半径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 θ 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° 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 $\theta = 3, 176 \sim 177^\circ$ と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、NACA6520-33 と 6520 は同程度であるが、NACA6520-93 で顕著に小さい。詳しく見ると、それは NACA6520-33 の方が若干大きい。全ての翼型において、 $\theta = 90^\circ$ のまわりでトルク変動は比較的平坦な曲線を示し、 $\theta = 81 \sim 105^\circ$ で $(\langle C_T \rangle_T)_{\min}$ をとっている。それは NACA6520-93 で最も大きく、NACA6520-33 と 6520 では同程度であるが、それらの差異は $(\langle C_T \rangle_T)_{\max}$ と比べて小さい。NACA6520-93 は他の二つと比べて全位相にわたるトルク変動幅が小さい。以上に示したことは、時間平均トルク係数 C_T において、NACA6520-93 で著しく小さく、NACA6520-33 と 6520 で同程度であることと対応する。

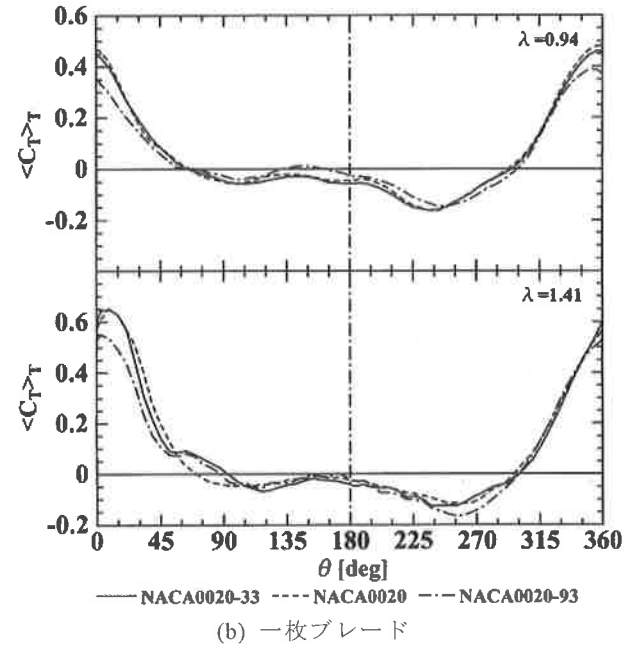
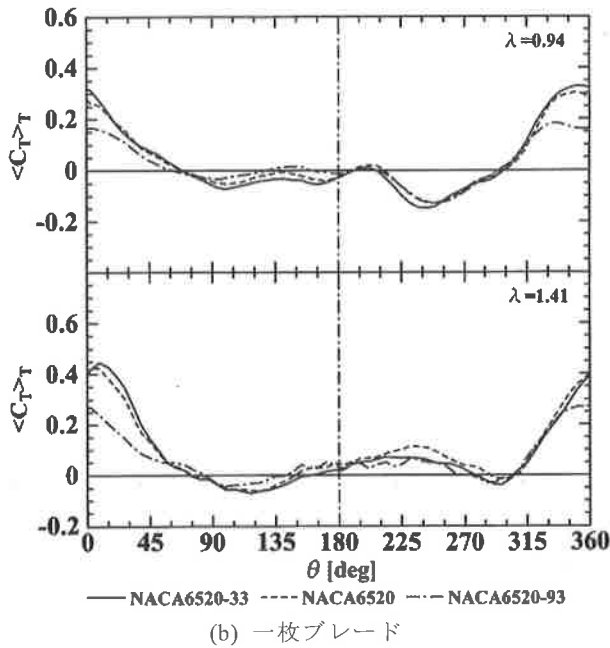
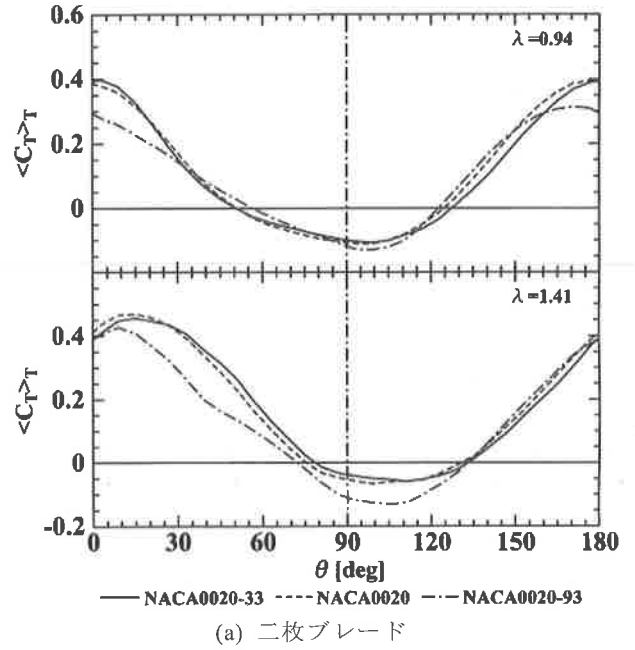
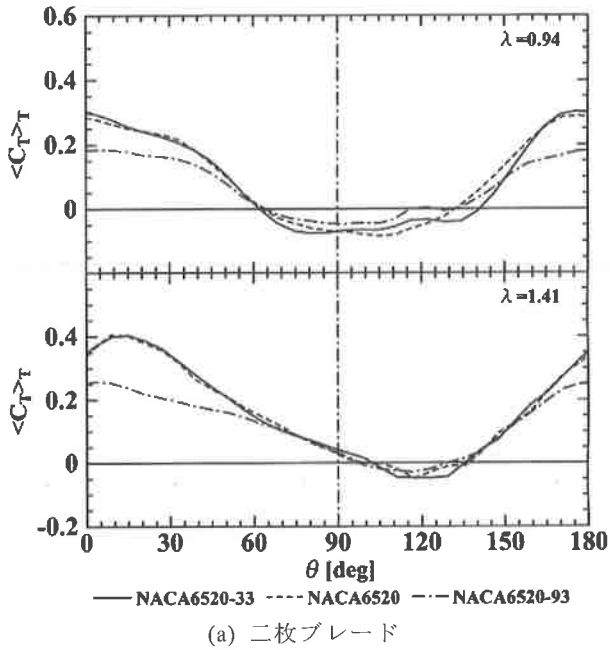


図 4.3 トルク変動に及ぼす前縁半径の影響(非対称翼型)

図 4.4 トルク変動に及ぼす前縁半径の影響(対称翼型)

次に $\lambda=1.41$ について見てみる。基準ブレードが最上流付近の $\theta=3\sim 15^\circ$ で $\langle C_T \rangle_T$ をとり、NACA6520-93 で著しく小さく、NACA6520-33 と 6520 は同程度である。また全ての翼型において、 $\theta \cong 120^\circ$ で $\langle C_T \rangle_T$ をとり、それらは同程度であるが、詳しく見ると、NACA6520-93 で若干大きい。NACA6520-33 と 6520 のトルク変動は全位相にわたって比較的良好一致している。以上に示したことは、 C_T において、NACA6520-93 で著しく小さく、NACA6520-33 と 6520 で同程度であることに対応する。

b. 一枚ブレード

図 4.3(b)に上記で用いた前縁半径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付けた風車のアジマス角 θ 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、最上流付近の $\theta=332\sim 351^\circ$

で $\langle C_T \rangle_T$ をとり、NACA6520-93 で著しく小さく、NACA6520-33 と 6520 は同程度である。詳しく見ると、NACA6520-33 の方が若干大きい。これらのことは、二枚ブレード風車において、一方のブレードが最上流付近にあるときに $\langle C_T \rangle_T$ をとり、NACA6520-93 で顕著に小さく NACA6520-33, 6520 で同程度であること、また詳しく見たとき NACA6520-33 の方が若干大きいことと対応している。全ての翼型において、 $\theta=243\sim 249^\circ$ で $\langle C_T \rangle_T$ をとり、それらは同程度であるが、詳しく見ると NACA6520-33 で若干小さい。

次に $\lambda=1.41$ について見てみる。最上流付近の $\theta=3, 9^\circ, 352^\circ$ で $\langle C_T \rangle_T$ をとり、NACA6520-93 で著しく小さく、NACA6520-33 と 6520 は同程度である。詳しく見ると、NACA6520-33 の方が若干大きい。NACA6520-33 と 6520 のトルク変動は $135^\circ < \theta < 300^\circ$ で NACA6520 の方が若干大きくなっているものの全位相にわたって比較的良好一致し

ている。これらのことは二枚ブレード風車で一方のブレードが上流側にあるときに $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ のとり、NACA6520-93で著しく小さく、NACA6520-33, 6520で同程度であること、またNACA6520-33と6520のトルク変動は全位相にわたって比較的よく一致していることと対応している。また、全ての翼型において、 $\theta = 99 \sim 123^\circ$ で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ のとり、NACA6520-93で若干大きく、NACA6520-33と6520で同程度である。

4・2・2 対称翼型

a. 二枚ブレード

図4.4(a)に前縁半径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 θ 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 $\theta=3^\circ$ 、 $170 \sim 176^\circ$ と一方のブレードが最上流付近で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA0020-93で顕著に小さく、NACA0020-33と0020は同程度である。全ての翼型において、 $\theta \cong 99^\circ$ で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA0020-33と0020は同程度であり、NACA0020-93で若干小さい。 $115^\circ < \theta \leq 175^\circ$ の比較的広範囲でNACA0020の方がNACA0020-33より $\langle C_T \rangle_T$ が大きい。NACA0020-33と0020で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ が同程度であるにもかかわらず、 C_T がNACA0020で最も大きいのは、 $115^\circ < \theta \leq 175^\circ$ においてNACA0020の $\langle C_T \rangle_T$ が大きいためと考えられる。

次に $\lambda=1.41$ について試みる。基準ブレードが最上流付近の $\theta=9 \sim 15^\circ$ で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA0020-93で最も小さく、NACA0020-33と0020で同程度である。また全ての翼型において $\theta=99 \sim 111^\circ$ で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA0020-33と0020において同程度であるが、NACA0020-93で著しく小さい。以上のことから C_T において、NACA0020-93で著しく小さく、NACA0020-33と0020で同程度であることが、 $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ と $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ の傾向から説明できる。

b. 一枚ブレード

図4.4(b)に上記で用いた前縁半径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 θ 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、最上流の $\theta=0^\circ$ 付近で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA0020-93で最も小さく、NACA0020-33と0020は同程度である。これは二枚ブレード風車で一方のブレードが上流側にあるときに $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA0020-93で最も小さくNACA0020-33, 0020で同程度であることと対応している。全ての翼型において、 $\theta=236 \sim 248^\circ$ で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、それらは同程度であるが、詳しく見るとNACA0020-93で若干大きい。また $0^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$ 、 $250^\circ \leq \theta \leq 360^\circ$ の広範囲にわたってNACA0020-93の $\langle C_T \rangle_T$ が最も小さい。

次に $\lambda=1.41$ について試みる。最上流付近の $\theta=3 \sim 9^\circ$ で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA0020-93で最も小さく、NACA0020-33と0020で同程度である。これら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

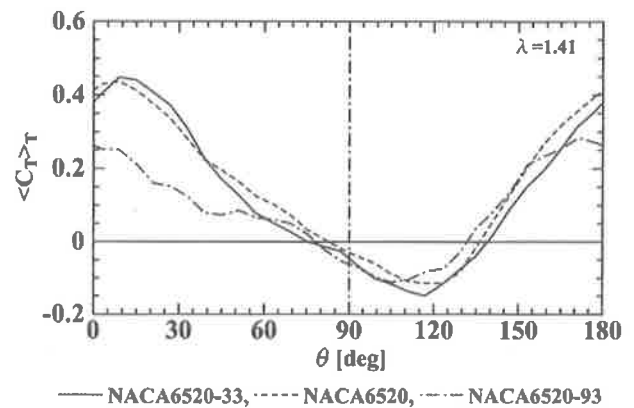


図4.5 一枚ブレードのトルク変動から求めた二枚ブレード風車のトルク変動（前縁半径の異なる非対称翼型）

$\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA0020-93で最も小さくNACA0020-33, 0020で同程度であることに対応している。また、全ての翼型において、 $\theta=238 \sim 261^\circ$ で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA0020-93で最も小さく、NACA0020-33と0020で同程度である。

4・3 一枚ブレード風車のトルク変動から算出した二枚ブレード風車のトルク変動

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° 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4.5に代表として、前縁半径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 $\theta \cong 9^\circ$ 、 171° と、一方のブレードが最上流近くにあるとき $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、NACA6520-33と6520は同程度であり、NACA6520-93で著しく小さくなっている。また、全ての翼型において、 $\theta=105^\circ \sim 117^\circ$ で $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ をとり、それらは同程度であるが、詳しく見ると、NACA6520-93で若干大きい。これらの傾向は、実際の二枚ブレード風車と類似している。一方で、一枚ブレード風車のトルク変動から算出した結果において、 $\langle\langle C_T \rangle\rangle_T$ が小さく、負のトルクをとる位相の範囲が広がっている。

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、一枚ブレード風車のトルク変動を用いて実際の二枚ブレード風車のトルク変動の傾向を定性的に説明することができるが、定量的な評価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前縁半径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) 非対称および対称翼型共に前縁半径は C_T および C_p へ影響を及ぼし、前縁半径が大きくなると $(C_T)_{\max}$ および $(C_p)_{\max}$ は著しく小さくなる。
- (2) 非対称および対称翼型共に前縁半径に関わらず、一方のブレードが最上流 ($\theta=0^\circ$) 付近で $(C_T)_T$ をとり、それは前縁半径が大きくなると著しく小さくなる。
- (3) 前縁半径による C_T の差異は、一方のブレードが最上流付近でとる $(C_T)_T$ の大きさによって大まかに説明できる。
- (4) 前縁半径の異なる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できるが、定量的な評価には注意が必要である。

参考文献

- 1) 牛山泉 著, 風車工学入門, 森北出版, p55(2002).
- 2) Kirke, B. and Lazauskas, L., "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.31 (1992).
- 12) Abbott, I. H. and von Doenhoff, A. E., "Theory of Wing Sections, Dover Publication, New York, pp.116-118 (1958).
- 13) Stack, J. and von Doenhoff, A.E., "TESTS OF 16 RELATED AIRFOILS AT HIGH SPEEDS", NACA Rept. No.492 (1934).