

小型直線翼垂直軸型風車の性能へ及ぼすレイノルズ数の影響 およびそれに基づく近似モデル化

山田誠治*1・田村智弘*1・望月信介*2

Effects of Reynolds number on the performance and approximate modeling of
the small straight-bladed vertical axis wind turbine

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

The present experimental study focused on a small wind turbine which has accessible possibility of renewable energy. A straight-bladed vertical-axis wind turbine is one of the reliable wind turbines, since it is free from the directional control for wind and has simple blade structure. Understanding of wind turbine performance in low Reynolds number region is one of the important issues, because the wind turbine size is small and it is often used in a low wind velocity environment.

Effect of Reynolds number on the torque and power characteristics of a small straight-bladed vertical axis wind turbine has been investigated experimentally under various wind velocity. Lager Reynolds number based on wind velocity and representative length of wind turbine increases the maximum torque and maximum power coefficients. The tip speed ratio for the maximum torque coefficient is almost independent of Reynolds number. Otherwise, the tip speed ratio for the maximum power coefficient increased as increasing the Reynolds number. The wind turbine performance can be successfully explained by simple analytical functions, that is, the torque and power coefficients can be well represented in logarithmic, quadratic or cubic functions of the Reynolds number and tip speed ratio.

1. 緒 言

エネルギー問題および地球環境問題に対する取組において、再生可能エネルギー利用への期待が高まる中、大型風車と比較して設置場所に制約の少ない小型風車の普及が望まれる。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, 2)}、回転速度が小さく低騒音であること²⁾、ブレード構造が比較的簡単なこと²⁾から、より身近な所で使用する小型風車として有望な風車の一つである。小型風車は寸法が小さく、低風速の環境で使用されることが多いことから、低レイノルズ数領域における風車性能の把握は重要な課題の一つである。ところで、この風車性能はブレードの翼型によって影響を受ける³⁾。一様流中に静止した翼型特性は、低レイノルズ数領域においてレイノルズ数依存度が強い⁴⁾。しかし、直線翼垂直軸型風車のブレードは回転する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⁵⁾ため、一様流中に静止した翼型の特性から風車性能へ及ぼすレイノルズ数の影響を定量的に評価することは困難である。この風車性能へ及ぼすレイノルズ数の影響については、平均トルク・出力係数への影響について報告されており^{6, 7)}、レイノルズ数の増加につれて最大トルク・出力係数が増加することが示されている⁷⁾。一方、小型風車の運転の観点からは、その最大出力点を示す周速比が重要であり、そのレイノルズ数依存性を調査する必要がある。また、レイノルズ数依存性が強い領域でその影響を考慮した風車性能の近似モデル化も工学的に興味深い⁸⁾が、レイノルズ数の効果を考慮して風車性能について定式化を試みたものは見当たらない。そこで本研究では、小型風車の性能へ及ぼすレイノルズ数の影響について調査し、またそれを考慮した風車性能の近似モデル化を検討することを目的とする。

2. 風車性能に関する次元解析

直線翼垂直軸型風車が風速 U_0 [m/s] の中で運転されているとすると、その風からブレードが受ける力による平均回転トルク \bar{T}_w [N・m] は次の関係式で表すことができる。

$$\bar{T}_w = F(\rho, \mu, U_0, c, r, \bar{\omega}, \sigma) \quad (1)$$

ここで ρ は空気密度 [kg/m³]、 μ は空気粘度 [Pa・s = kg/(m・s)]、 c は翼弦長 [m]、 r は風車回転半径 [m]、 $\bar{\omega}$ は風車の平均回転角速度 [rad/s]、 $\sigma = Nc/(2\pi r)$ はソリディティ [-] (N は翼枚数) である。これらの中の 7 個の物理量に対して独立な次元は kg, m, s の 3 個であるからバッキンガムの π 定理⁸⁾ により $\Pi_1, \Pi_2, \Pi_3, \Pi_4$ の 4 個の無次元量が存在する。次元解析により、 $\Pi_1 = C_T = \bar{T}_w / (\rho U_0^2 r^3)$ 、 $\Pi_2 = Re_r = 2rU_0 / \nu$ ($\nu = \mu / \rho$ は動粘度 [m²/s])、 $\Pi_3 = c/r$ 、 $\Pi_4 = \lambda = r\bar{\omega} / U_0$ が得られ、 $\Pi_1 = C_T$ は次の関係式で表すことができる。

$$C_T = f(Re_r, c/r, \lambda, \sigma) \quad (2)$$

ここで、 C_T はトルク係数、 Re_r はレイノルズ数、 c/r は曲率パラメータ⁹⁾、 λ は周速比である。また、出力係数は次式となる。

$$C_p = \bar{T}_w \bar{\omega} / (\rho U_0^3 r^2) = \lambda C_T \quad (3)$$

C_T および C_p に対して、 Re_r は風車寸法と風速、 λ は回転速度、 c/r と σ は風車の形状の影響を表す代表的な無次元量と考えることができる。

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。 θ は基準となるブレード (以下、基準ブレード) の位相 (アジマス角) [deg] 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回転中心の間の距離は 450mm である。座標の原点は風車の回転中心軸上の風車高さの中央であり、それは風洞の中心と一致する。このとき、風車は風洞の中央に位置し、風洞によって生成された流れのポテンシャルコア内に

*1 企業支援部設計制御グループ

*2 山口大学大学院

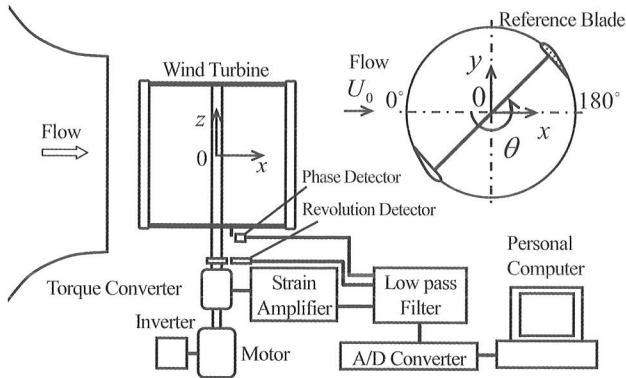


図 3.1 実験装置の概要および座標系

ある。主流方向を x 方向，鉛直上方を z 方向，そして右手直交座標系となるように y 方向としている。アジマス角 θ は主流方向の最上流を $0[\text{deg}]$ とし， z 方向に右ねじを回す方向を正としている。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。また風車はひずみゲージ式トルク変換器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速度（＝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，回転角度信号および位相検出信号を同期計測し，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，時間平均トルク，時間平均回転角速度を算出した。ここで，任意の関数 $F(t)$ に対して時間平均 $\bar{F}(t)$ を次のように定義する。

$$\bar{F}(t) = \lim_{\Delta T \rightarrow \infty} \frac{1}{\Delta T} \int_0^{\Delta T} F(t) dt \quad (4)$$

ここであらためて時間平均値を用いて時間平均トルク係数，時間平均出力係数を次式のように定義する。

$$C_T = \frac{\bar{T}_w}{1/2\rho U_0^2 Ar} \quad (5)$$

$$C_p = \frac{\bar{T}_w \bar{\omega}}{1/2\rho U_0^3 A} \quad (6)$$

ここで A は受風面積 $[\text{m}^2]$ 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，ソリディティ $\sigma = Nc/(2\pi r) = 0.16$ 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間の距離である。また，ブレードの取付角は出力係数の最大値が最も大きくなる角度とした。ブレードはその端を両端支持することにより，風車回転軸に接続するアームに固定されている。供試ブレードの翼型は NACA4 字系列の設計パラメータに従って設計された NACA6520 であり，その平面形状は長方形である。なお，ブレード材質は発泡スチロールである。本研究においては，風車性能へ及ぼすレイノルズ数の影響を調べるため， c/r と σ を一定として，風速を $U_0=2, 3, 4, 6, 8, 10\text{m/s}$ と変化させて実験を行った。このときのレイノルズ数は， $\text{Re}_r = 2rU_0/\nu = 8.3 \times 10^4 \sim 4.2 \times 10^5$ である。

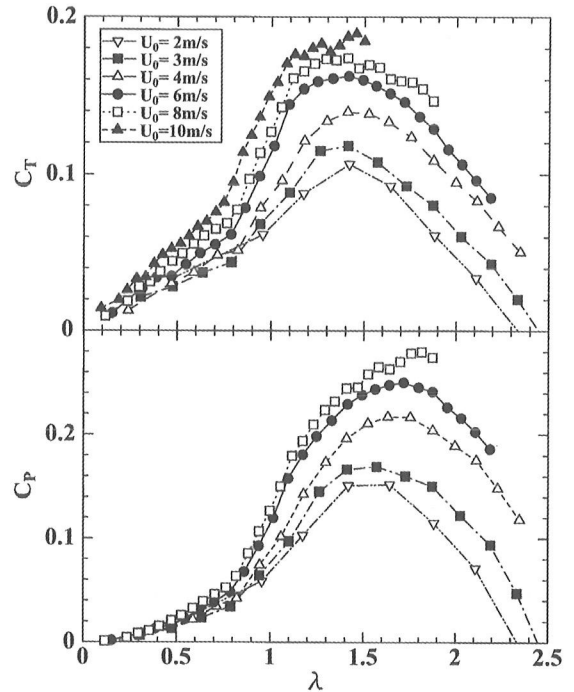


図 4.1 平均トルク・出力特性に及ぼす風速の影響

4. 結果および考察

4.1 風車平均特性に及ぼすレイノルズ数の影響

4.1.1 平均トルクおよび出力特性

図 4.1 に風速を $U_0=2\sim 10\text{m/s}$ と変化させたときの風車の平均トルク・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 (上段) および時間平均出力係数 C_p (下段) を示す。まず，トルク特性について， λ の大半の領域で， λ によらず風速が大きいほど C_T は大きく， C_T の最大値 $(C_T)_{\text{max}}$ は風速が大きいほど大きい。この C_T の風速依存性について考察する。 C_T はブレードが最上流付近でとるアジマス角に対する位相トルク係数の最大値の影響を強く受ける³⁾。最上流付近では風車回転トルクに対して，ブレードに作用する揚力の寄与が大きい，その位相における高迎角時の揚力係数はレイノルズ数が大きいほど大きいため⁴⁾，風速が大きいほど位相トルク係数の最大値が大きくなり，結果として C_T が大きくなるものと推測される。また， $(C_T)_{\text{max}}$ をとる周速比 $\lambda_{CT_{\text{max}}}$ は，ほとんど風速に依存せず， $\lambda_{CT_{\text{max}}} = 1.41 \sim 1.45$ のほぼ一定の値である。次に出力特性について，トルク特性 C_T の傾向を反映して λ の大半の領域で， λ によらず風速が大きいほど C_p は大きく， C_p の最大値 $(C_p)_{\text{max}}$ は風速が大きいほど大きい。また， $(C_p)_{\text{max}}$ をとる周速比 $\lambda_{Cp_{\text{max}}}$ は風速が大きいほど大きい傾向を示す。

4.1.2 風車平均特性のレイノルズ数依存性

上述の平均トルクおよび出力特性に及ぼす風速の影響について，レイノルズ数の影響として見てみる。図 4.2 に最大トルク係数 $(C_T)_{\text{max}}$ および最大出力係数 $(C_p)_{\text{max}}$ のレイノルズ数 Re_r に対する変化を示す。 $(C_T)_{\text{max}}$ および $(C_p)_{\text{max}}$ は，ともに Re_r の増加とともに増加し，それらの関係は次に示す対数関数で近似できる。

$$(C_T)_{\text{max}} = a_{T_{\text{max}}} \ln \text{Re}_r + b_{T_{\text{max}}} \quad (7)$$

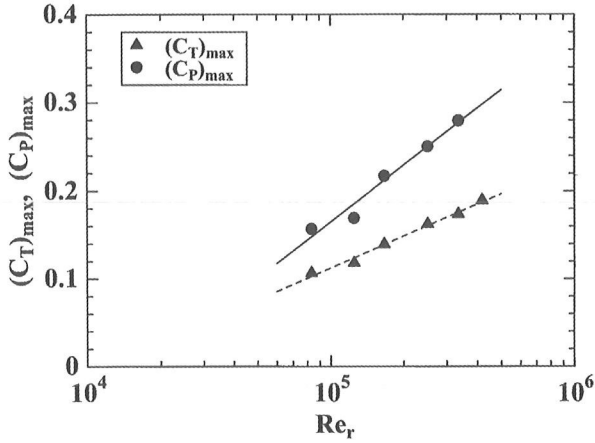


図 4.2 最大トルク・出力係数の Re_r 数に対する変化

ここで, $a_{Tmax}=0.0525240$, $b_{Tmax}=-0.492475$ である.
 $(C_T)_{max} = a_{Tmax} \ln Re_r + b_{Tmax}$ (8)

ここで, $a_{Pmax}=0.0928484$, $b_{Pmax}=-0.904097$ である.

次に, λ_{CTmax} および λ_{CPmax} のレイノルズ数依存性について見てみる. 図 4.3 に λ_{CTmax} および λ_{CPmax} の Re_r に対する変化を示す. λ_{CTmax} は Re_r によらず 1.41~1.45 のほぼ一定の値をとる. 一方, λ_{CPmax} は Re_r の増加とともに増加し, 次に示す対数関数で近似することができる.

$\lambda_{CPmax} = a_{\lambda Pmax} \ln Re_r + b_{\lambda Pmax}$ (9)

ここで, $a_{\lambda Pmax} = -0.209664$, $b_{\lambda Pmax} = -0.875214$ である.

以上より, $(C_T)_{max}$, $(C_P)_{max}$ および λ_{CPmax} は, Re_r の対数関数で近似することができる. このことは, 低レイノルズ領域において, 異なる風速や風車寸法に対して風車の性能や最大出力点を示す周速比を予測できることを示している.

4・2 風車平均特性の近似モデル化

以上に示したように小型風車の平均特性は, レイノルズ数によって大きく影響を受けることが分かった. ここでは, このようにレイノルズ数依存性の強い領域において, 周速比 λ を考慮した風車平均特性の近似モデル化を試みる. λ を考慮したレイノルズ数としては $Re_r = r\bar{\omega}c/v = \lambda c U_0/v$ を考えることができる. このレイノルズ数と平均トルク係数および出力係数の関係を調べてみると, ここでは図示しな

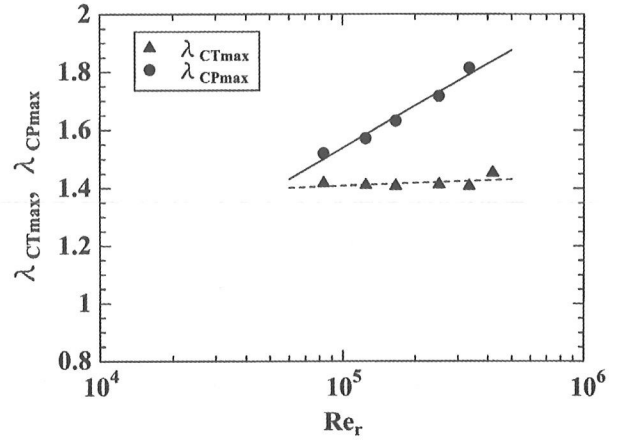


図 4.3 最大トルク・出力時の周速比の Re_r に対する変化

いが, これらの関係は λ によって大きく異なるため, この寸法, 風速および回転速度に基づくレイノルズ数を用いて C_T および C_P を一つの式で表すことはできない. このことは, 寸法および風速の効果と回転速度の効果とを別々に考える必要があることを示している. そこで, まず λ を考慮しない Re_r に対する C_T の関係について, 異なる λ に対して調べてみる. 図 4.4 に, $\lambda=0.63\sim 2.1$ の各 λ について, C_T と Re_r の関係を示す. ここに図示する全ての λ について, C_T は Re_r の増加とともに増加しており, それは次に示す Re_r の対数関数で近似できる.

$C_T = a_T \log_{10} Re_r + b_T$ (10)

ここで, a_T , b_T は λ によって異なる. 次に a_T , b_T の λ に対する依存性について見てみる. λ に対する a_T , b_T の変化を図 4.5(a), (b) に示す. これらの図から a_T , b_T に対する変化傾向は $\lambda < 1.1$ と $\lambda \geq 1.1$ とで大きく異なっている. このこ

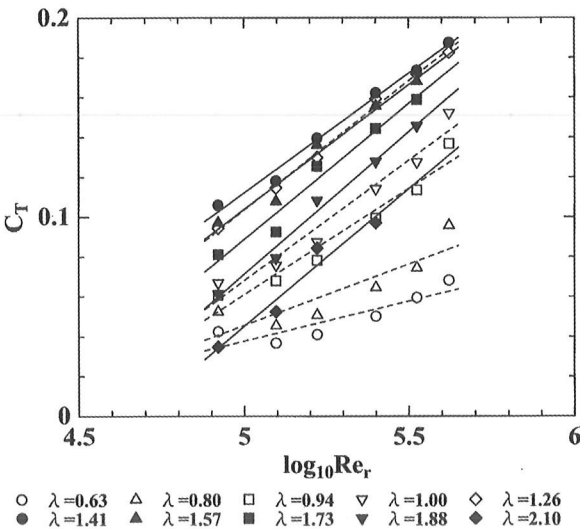


図 4.4 各 λ における C_T と Re_r の関係

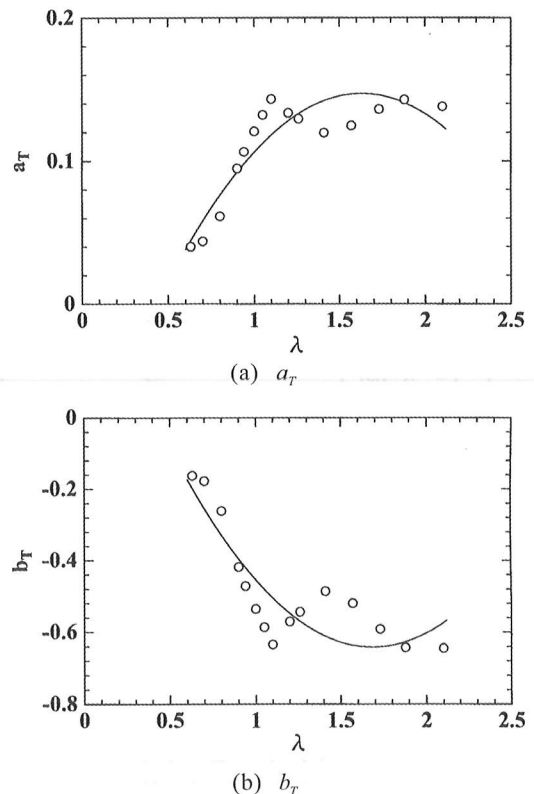


図 4.5 a_T , b_T の λ に対する変化

とについて、低周速比側ではブレードの動的失速に代表される非定常性の効果が大きく、一方、高周速比側ではブレード翼面上の境界層における粘性効果が大きい¹⁰⁾というようにブレード周りの流れ場の物理現象が大きく異なることに関係していると考えられる。このことを考慮して $\lambda < 1.1$ と $\lambda \geq 1.1$ とで別々の近似式を求める方法もあるが、ここでは、簡単化のため図 4.1 に示す C_T の λ に対する変化傾向を考慮して a_T 、 b_T を λ の二次関数で近似することによって次式で表すことができる。

$$a_T = a_{11}\lambda^2 + a_{12}\lambda + a_{13} \quad (11)$$

$$b_T = b_{11}\lambda^2 + b_{12}\lambda + b_{13} \quad (12)$$

ここで、 $a_{11} = -0.102637$ 、 $a_{12} = 0.334523$ 、 $a_{13} = -0.125606$ 、 $b_{11} = 0.397272$ 、 $b_{12} = -1.33957$ 、 $b_{13} = 0.487711$ である。

また、出力係数については、式(3)より、

$$C_p = \lambda C_T = \lambda(a_T \log_{10} Re_r + b_T) \quad (13)$$

と表すことができる。従って、 C_p は λ に関する三次関数となる。ここで、式(10)および式(13)によって算出した風車の平均トルク係数および出力係数の値と風洞実験により得られた

それらの値を比較してみる。図 4.6 は C_T について、近似式(10)より算出した近似値と風洞実験による値との比較を示す。横軸は式(10)より算出した値、縦軸は実験値を示す。 C_T について、近似式による値と実験値とは多少ばらつきはあるものの比較的よく一致している。図 4.7 は C_p について、近似式(13)より算出した近似値と風洞実験による値との比較を示す。横軸は式(13)より算出した値、縦軸は実験値を示す。 C_p についても C_T と同様に、近似式による値と実験値とは多少ばらつきはあるものの比較的よく一致している。

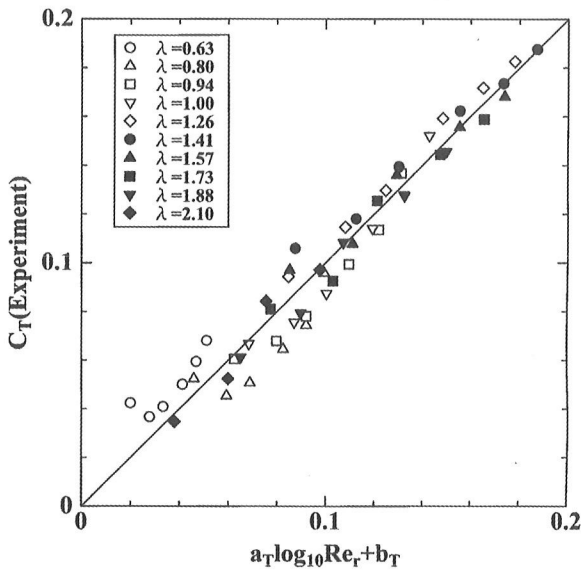
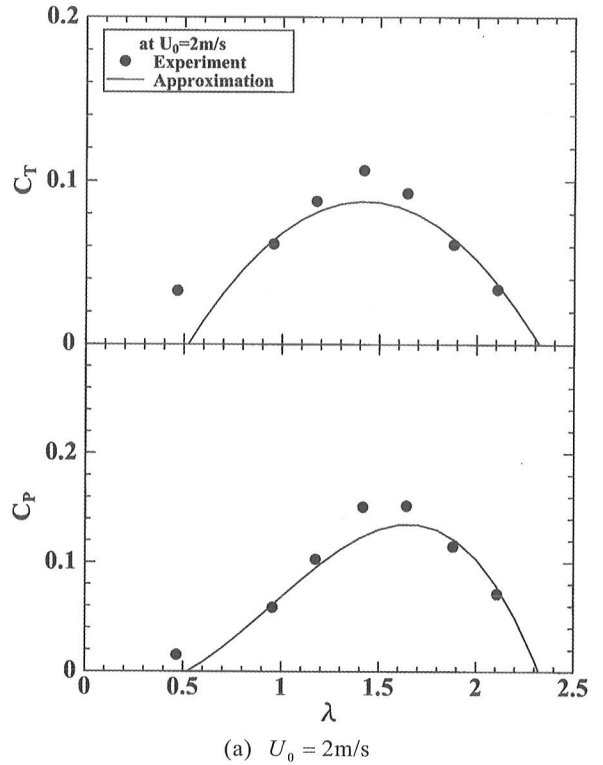


図 4.6 C_T の近似式による値と実験値の比較



(a) $U_0 = 2\text{m/s}$

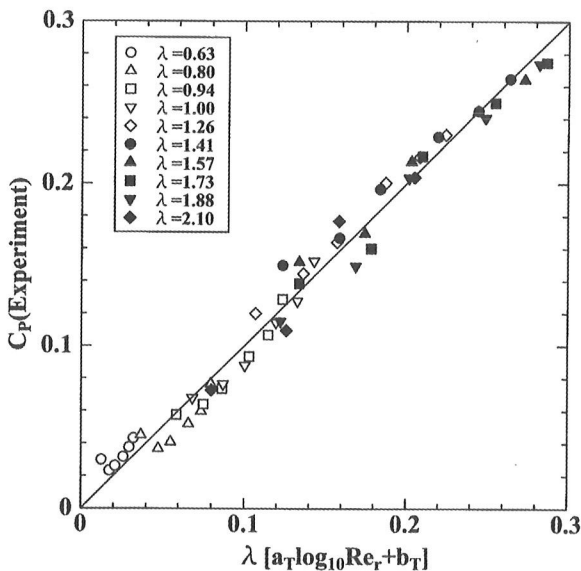
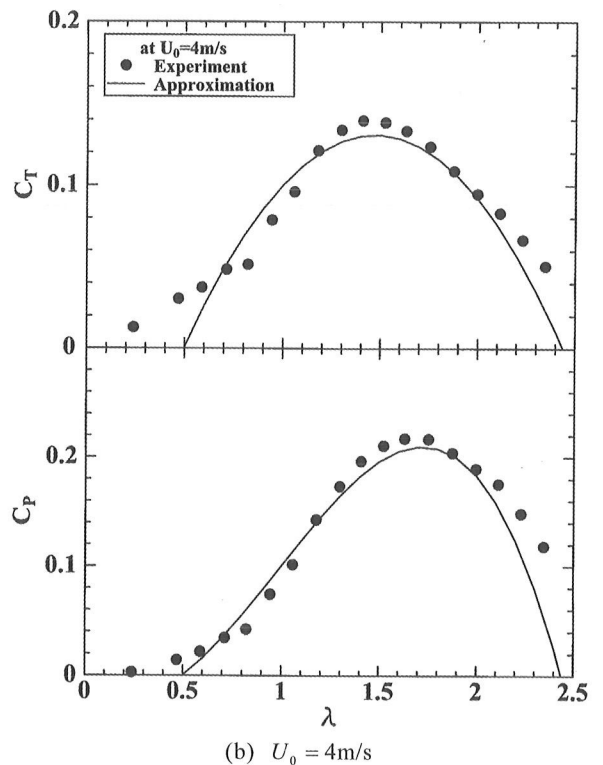
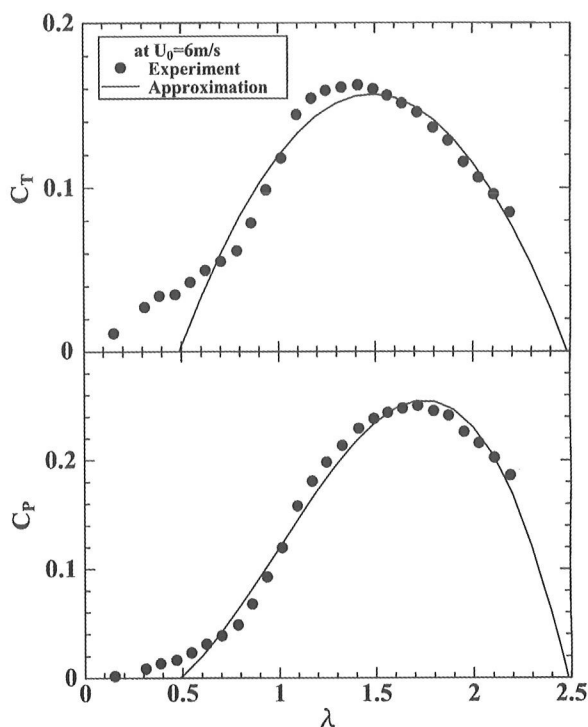


図 4.7 C_p の近似式による値と実験値の比較

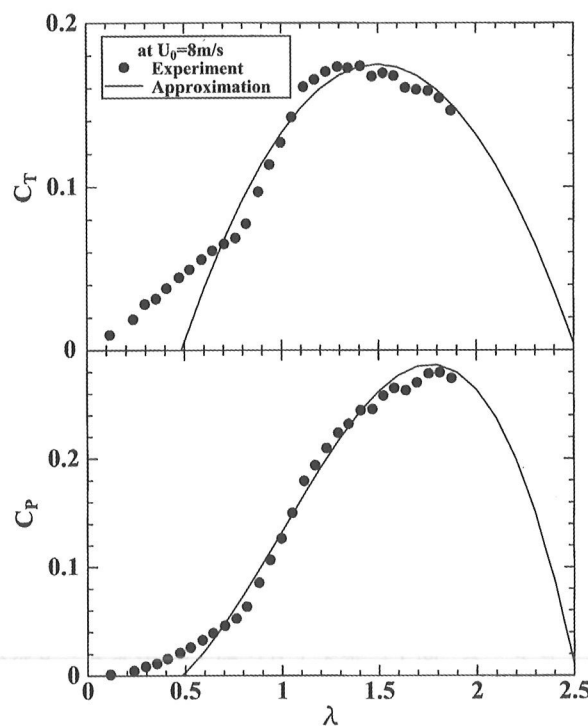


(b) $U_0 = 4\text{m/s}$

図 4.8 λ に対する C_T および C_p の近似式による値と実験値の比較



(c) $U_0 = 6\text{m/s}$



(d) $U_0 = 8\text{m/s}$

図 4.8 λ に対する C_T および C_p の近似式による値と実験値の比較

また、図 4.8(a)~(d)に $U_0 = 2, 4, 6, 8\text{m/s}$ の場合における λ に対する C_T および C_p について、式(10)および式(13)より算出した近似値と実験値の比較を示す。全ての風速において $\lambda < 0.6$ の低周速比領域を除いて、 C_T および C_p の近似値と実験値は大略よく一致しており、特に高周速比側でよく一致する傾向がある。詳しく見てみると、 $\lambda < 1.5$ の低周速比側と比較して $\lambda \geq 1.5$ の高周速比側で C_T および C_p の近

似値と実験値はよく一致している。一方、 $\lambda < 1.5$ の特に、低周速比側の $\lambda < 1$ において両者の差異が大きくなっている。ここで近似値と実験値の差異の傾向について考察する。 $\lambda < 0.6$ の低周速比領域で差異が大きいのは、 a_T, b_T の λ に対する近似式を求める際に、この領域のデータが考慮されていないためである。また、 $0.6 < \lambda < 1$ において差異が大きいのは $\lambda \geq 1$ と比べて近似式(10)における相関係数が小さいためと考えられる。このように低周速比側と高周速比側とで近似値と実験値の一致の傾向が異なるのは、本研究においては全周速比領域で一つの近似式を用いてモデル化を試みているためである。

5. 結 言

- (1) 低周速比領域を除く λ の大半の領域で風速が増加するにつれて風車のトルク・出力係数は増加する。
- (2) 最大トルク係数および最大出力係数はともに Re_r の増加とともに増加し、その変化傾向は対数関数で近似できる。
- (3) $\lambda_{CT\max}$ は Re_r によらずほぼ一定の値をとるが、 $\lambda_{CP\max}$ は Re_r の増加とともに増加し、その関係は対数関数で近似できる。
- (4) 風車の形状を示す c/r および σ が等しい場合、風車のトルク係数および出力係数はそれぞれ Re_r と λ に関する一つの近似式で表すことができる。

参考文献

- 1) 牛山泉 著, 風車工学入門, 森北出版, p.55(2002).
- 2) 水野明哲, “直線翼縦軸風車のスケール効果”, 第24回風力エネルギー利用シンポジウム, pp.195-197(2002).
- 3) 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).
- 4) 西山哲男著, 翼型学, 日刊工業新聞社, pp.36-38(1992).
- 5) イオン パラシキブイユ 著, 林農, 他 3 名 訳, 風車の理論と設計, インデックス出版, pp.141-143(2007).
- 6) イオン パラシキブイユ 著, 林農, 他 3 名 訳, 風車の理論と設計, インデックス出版, pp.321-324(2007).
- 7) Takao, M., et al, “A Straight-bladed Vertical Axis Wind Turbine with a Directed Guide Vane Row”, *Journal of Fluid Science and Technology*, Vol. 3, No.3, pp.379-386(2008).
- 8) 中村育雄, 大坂英雄 著, 機械流体工学, 共立出版, pp.80-82(1986).
- 9) Laneville, A. and Vittecoq, P., “Dynamic Stall: The case of the vertical axis wind turbine”, *Transactions of the ASME, Journal of Solar Energy Engineering*, Vol.108, pp.140-145 (1986).
- 10) Amet, E., Maitre, T., Pellone, C. and Achard, J. -L., “2D Numerical Simulations of Blade-Vortex Interaction in a Darrieus Turbine”, *Transactions of the ASME, Journal of Fluids Engineering*, Vol.131, pp.111103-1-111103-15 (2009).