

住環境に適する低回転高トルク型水平軸風車に関する研究

原 豊・林 農・松岡 稔昌・梶原 正敏*¹
鳥取大学工学部応用数理工学科・*¹株式会社日立エンジニアリングサービス

A Study on the Low Rotation Speed and High Torque Type Horizontal-Axis Wind Turbine
suitable for Living Environment

Yutaka HARA, Tsutomu HAYASHI, Toshimasa MATSUOKA and Masatoshi KAJIWARA*¹
Department of Applied Mathematics and Physics, Faculty of Engineering
Tottori University, Tottori, 680-8552 Japan
E-mail: hara@damp.tottori-u.ac.jp
*¹ Hitachi Engineering & Services Co., Ltd., Ibaraki, 317-0073 Japan

Abstract: Two horizontal-axis micro wind turbines with six blades were designed based on the Blade Element Momentum Method and their performance was investigated with a wind tunnel. The wind turbine characteristic was influenced by the value of design angle of attack (α). The torque characteristic of the first rotor designed at $\alpha = 0^\circ$ was inferior in a low wind velocity state compared with the second rotor designed at $\alpha = 3^\circ$, although, when considering the use in living environment, the characteristic of the former comparatively suited the characteristic of a low rotation type multi-polar generator. In order to predict exact characteristic of a micro wind turbine, the aerodynamic data of the blades in low Reynolds number and large angle of attack are necessary.

Key Words: Wind Turbine, Blade Element Momentum Method, Horizontal Axis, Aerodynamic Force

1. 緒 言

近年、日本国内においても多くの大型風車が導入され、風力発電が身近な存在となってきた。しかし、小型・マイクロ風車に関しては、安全性・コスト・騒音発生などの点で問題が残っており、一般家庭にも導入が進んでいる太陽電池と比較すると、十分な実用化がなされているとは言い難い。然るに、近年強力なNd系希土類永久磁石を使用した多極発電機が開発されている[1]。このような強力な永久磁石を利用した発電機は、小型・軽量化、能力アップ、またダイレクトドライブ方式をとることで風力発電機の低騒音化が可能などの点から注目されている。しかし、低回転で大きな制動トルクが生じるため、風車ローターの特性も低回転高トルク型として、発電機の特性に適合させることが重要になる。本研究では、マイクロ風車の住環境への適応を目標とし、低風速から回転して高トルクを発生し、かつ高い風速においても高速回転にならない安全な水平軸マイクロ風車タービンの開発を目指している。研究の第1ステップとして、翼素運動量複合理論に基づき2つの低回転高

トルク型の風車ローターを設計・試作した。本報告では、それらの風洞試験結果と翼素運動量複合理論による特性計算について報告する。

2. 風車の設計

2.1 翼素運動量複合理論

翼素運動量複合理論[2]-[4]においては、図1に示すように、ローター位置における半径が r 、厚み dr の環状流管を r をパラメーターとして多数考え、それぞれを互いに干渉がない独立した検査体積として扱う。また、ブレードのスパン方向の流れは無視し、各流管断面内において回転方向の流れは一樣であると仮定する。すなわち、ローターの回転角速度を Ω とした時、後流の環状流管は角速度 ω でローターとは逆方向に剛体のように回転すると考える。ローター上流の一樣流速を V_0 とし、軸方向速度の誘導係数(速度低減率)を a とすると、ローター位置における軸方向速度は $V = V_0(1-a)$ 、ローターから十分に離れた下流における軸方向速度は $V_1 = V_0(1-2a)$ とそれぞれ表される。図2に幅

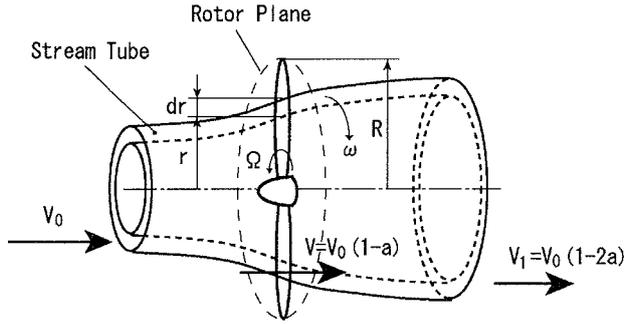


図1 翼素運動量理論における流管モデル

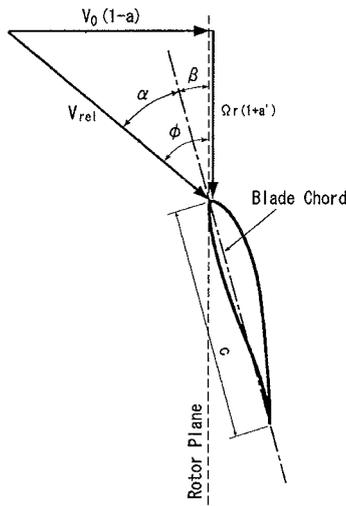


図2 ローター回転面における速度ベクトル

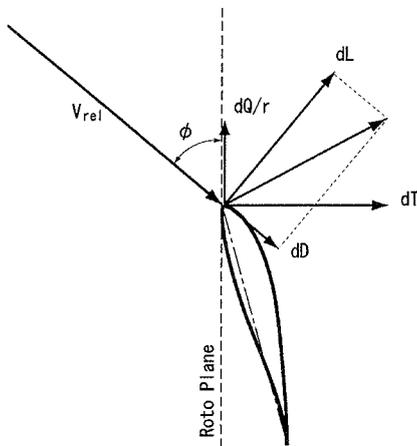


図3 翼素に働く力成分

dr で半径距離 r にある翼素(翼弦長 c)における速度ベクトル図を示す。この図において、 $\Omega r(1+a')$ は翼素に対する回転方向の相対速度であり、

$a' (=0.5 \omega / \Omega)$ は回転方向速度の誘導係数である。 V_{rel} は翼素に対する相対風速であり、これとローター回転面となす角度 ϕ を流入角とする。翼弦の延長線と相対風速、および回転面となす角度をそれぞれ迎角 α 、取付角 β と定義しておく。図2より以下の関係式が成り立つことは明らかである。

$$V_{rel} \sin \phi = V_0(1-a) \tag{1}$$

$$\tan \phi = \frac{1-a}{(1+a')x} \tag{2}$$

式(2)の x は半径距離 r における周速比であり、次で定義される。

$$x = \frac{\Omega r}{V_0} \tag{3}$$

図3は翼素に働く力ベクトルの関係を示しており、相対風速 V_{rel} 方向に抗力 dD が、垂直方向に揚力 dL が働く。これらの合力の風車ローター軸方向成分が推力 dT であり、回転方向成分が dQ/r である。ここで dQ は翼素に作用する回転トルクである。

単純な運動量理論ではブレード枚数は無限と仮定するため、ローター位置の断面積 $A=2\pi r dr$ の環状部分に作用する推力 dT は上流と下流の運動量の差から求められ、次式となる。

$$dT = \rho A V(V_0 - V_1) \tag{4}$$

ここで ρ は空気密度である。なお、局所推力係数 C_t は次で定義される。

$$C_t = \frac{dT}{0.5 \rho A V_0^2} = 4a(1-a) \tag{5}$$

運動量理論において環状部分に作用する回転トルク dQ は、その後流が得る回転モーメントに等しいことから次式で与えられる。

$$dQ = \rho V(2\pi r dr) \times r \omega \times r = 4a'(1-a)\pi r^3 \rho V_0 \Omega dr \tag{6}$$

一方、翼素理論ではブレード数や形状の効果を検討する。ブレード数を B 個とし、ブレード断面の翼型形状の揚力係数 C_L および抗力係数 C_D がレイノルズ数 Re と迎角 α の関数として既知であるとすれば、半径 r の位置にある B 個の翼素による推力 dT は図3を参考にして次式で与えられる。

$$dT = 0.5 \rho V_{rel}^2 Bc (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) dr \quad (7)$$

上式を、無次元化した局所推力係数 C_t で表せば次式となる。

$$C_t = \frac{\sigma(1-a)^2}{\sin^2 \phi} (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) \quad (8)$$

上式(8)の導出に式(1)を用いており、 σ は次で定義されるソリディティである。

$$\sigma \equiv \frac{Bc}{2\pi r} \quad (9)$$

なお、ここで必要となる C_L , C_D は半径位置 r における相対速度 V_{rel} と翼弦長 c によって定義される局所レイノルズ数 Re に依存する。ただし、 ν は動粘性係数である。

$$Re = \frac{V_{rel} c}{\nu} \quad (10)$$

推力と同様に考えると、翼素理論による回転トルク dQ は次式となる。

$$dQ = 0.5 \rho V_{rel}^2 Bc (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi) r dr \quad (11)$$

翼素運動量複合理論では、式(5)と(8)、および式(6)と(11)を等値とすることにより、誘導速度係数 a , a' について以下の2つの関係式を得る。

$$\frac{4a}{1-a} = \frac{\sigma}{\sin^2 \phi} (C_L \cos \phi + C_D \sin \phi) \quad (12)$$

$$\frac{4a'}{1+a'} = \sigma \frac{\tan \phi}{\sin^2 \phi} (C_L \sin \phi - C_D \cos \phi) \quad (13)$$

次にブレードからの放出渦による揚力の減少を考慮するために、プラントルによって求められた次式の翼端損失係数 F を導入する[2], [3]。

$$F = \frac{2}{\pi} \arccos \left[\exp \left\{ -\frac{B(R-r)}{2r \sin \phi} \right\} \right] \quad (14)$$

さらに軸方向の誘導係数 a が約 0.4 を超える辺りから、運動量理論は破綻するため、本研究では式(5)の局所推力係数 C_t を経験的に知られている次の表現[3], [4]に置き換えている。

$$C_t = 4aF(1-a) \quad \text{if } a \leq a_c \quad (15)$$

$$C_t = 4F[a_c^2 + (1-2a_c)a] \quad \text{if } a > a_c \quad (16)$$

本研究では、上記における a_c の値は 0.2 とした。したがって(15), (16)による修正を式(12)に施した上で、式(12)および(13)を満足する a, a' の値が求まれば、式(13)を変形して得られる次式より半径 r の位置における翼弦長 c が計算できる。

$$c = \frac{8\pi}{B} \frac{a'}{1+a'} \frac{\sin \phi \cos \phi}{C_L \sin \phi - C_D \cos \phi} \quad (17)$$

また、設計迎角として α を予め決めておけば、 $\beta = \phi - \alpha$ の関係から、取付角 β が求まることになる。ところで風車の出力係数 C_p は式(6)を用いて積分し、先端周速比 $\lambda = \Omega R / V_0$ を導入すると次式で表わされる[3]。

$$C_p \equiv \frac{\Omega \int_0^R dQ}{0.5 \rho V_0^3 \pi R^2} = \frac{8}{\lambda^2} \int_0^\lambda (1-a)a' x^3 dx \quad (18)$$

実際に逐次近似計算を行なうと必ずしも(12), (13)を満足する a, a' には収束しない場合があるため、本研究では、式(12), (13)の辺々をそれぞれ除して、次式で H_1 を定義した。

$$H_1 \equiv \frac{1}{\tan \phi} \frac{C_L / C_D + \tan \phi}{C_L / C_D \tan \phi - 1} = \frac{a}{1-a} \frac{1+a'}{a'} \quad (19)$$

そして $0 < a < 1$ の範囲で a を設定し、 a' を変化させて H_1 を計算し、 H_1 と式(19)の右辺との関係から求まる新しい a' の値 a'_{new} を算出する。

$$a'_{new} = \frac{\gamma}{H_1 - \gamma} \quad (20)$$

ただし、ここで

$$\gamma \equiv \frac{a}{1-a} \quad (21)$$

とした。 a'_{new} と元の a' との差の絶対値 H 、

$$H \equiv |a'_{new} - a'| \quad (22)$$

が最少となる a' の値を、設定した a に対する a' の候補値とした。そして、求められた (a, a') のペアの中から式(18)の被積分関数部 $(1-a)a'$ を最大にするペアを半径 r の位置における誘導係数として決定した。ただし、前述のように、実際の計算では、式(19)と(21)は式(15)および(16)による修正を行ない、翼端損失係数 F を導入した式を用いている。

2.2 試作風車ローターの設計

本研究では前節で述べた翼素運動量複合理論に基づいた風車ローター設計および性能評価プログラムを開発し、そのプログラムを用いて2つの風車ローターの設計および試作を行なった。低回転において高トルクを発生させるために、いずれの風車もブレード枚数は6枚と設定してブレード

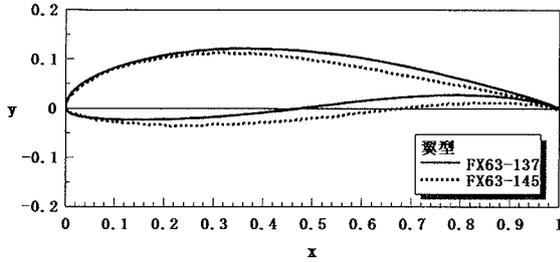


図4 翼型形状の比較

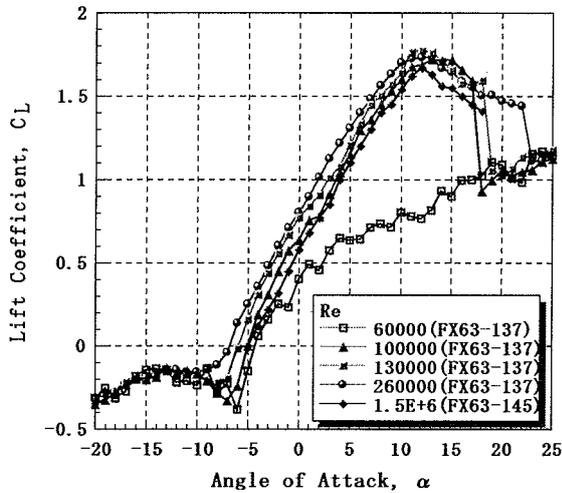


図5 計算に用いた揚力係数

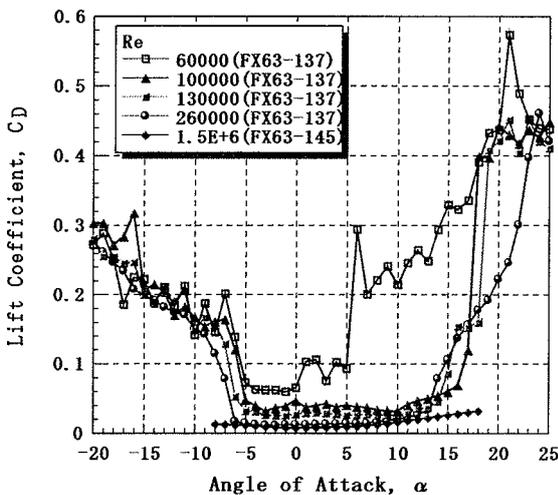


図6 計算に用いた抗力係数

形状の計算をした。ブレード断面形状は半径位置に依らず同一とし、1号機の翼型として以前に試作した風車[5]で採用したFX63-145翼型を用いた。

計算に用いたFX63-145の揚力・抗力のデータとしては入手可能なデータで最少のレイノルズ数である $Re=1.5 \times 10^6$ の値[6]におけるデータのみを使用した。迎角範囲は $-8^\circ \sim 18^\circ$ である。一方、2号機では、比較的低レイノルズ数における揚力と抗力のデータが入手可能であったFX63-137翼型を採用した。計算に用いた空力データは $Re=6 \times 10^4, 1.0 \times 10^5, 1.3 \times 10^5, 2.6 \times 10^5$ で迎角が $-20^\circ \sim 25^\circ$ におけるデータである[7]。翼型形状

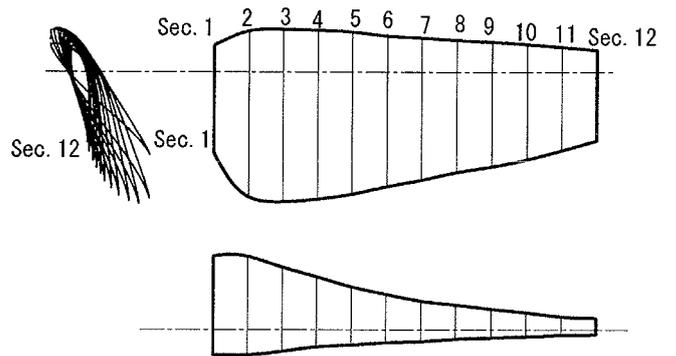


図7 1号機のブレード形状

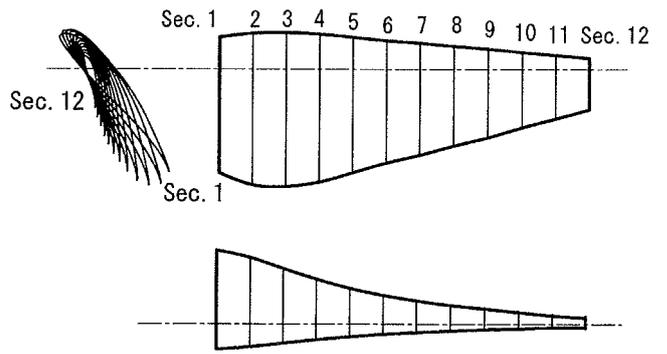


図8 2号機のブレード形状

表1 1号機のブレード寸法

Sec. No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
r (mm)	70	100	130	160	190	220	250	280	310	340	370	400
c (mm)	127.2	168	167.3	159.4	150.2	139.2	130	120.2	112.7	103.9	92.7	81.5
β ($^\circ$)	41.9	30.3	25.7	22.2	19.4	17.2	15.3	13.9	12.4	11.2	9.6	9.6
ac (mm)	31.8	42	41.8	39.8	37.5	34.8	32.5	30.1	28.2	26	23.2	20.4

表2 2号機のブレード寸法

Sec. No.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
r (mm)	70	100	130	160	190	220	250	280	310	340	370	400
c (mm)	154.5	161.9	157.8	147.3	132.5	118.3	107.2	94.9	83.8	71.0	59.5	48.1
β ($^\circ$)	36.0	30.4	25.8	22.2	19.6	17.6	15.7	14.3	13.1	12.1	10.6	10.6
ac (mm)	38.6	40.4	39.4	36.8	33.1	29.5	26.8	23.7	20.9	17.7	14.8	12.0

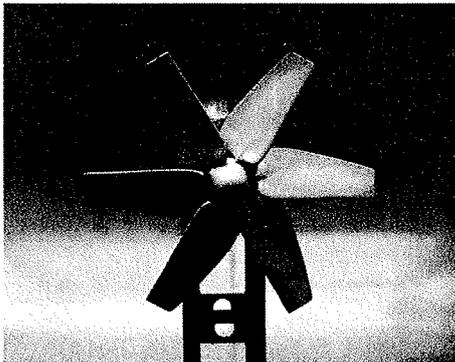


図9 試作風車ローター1号機

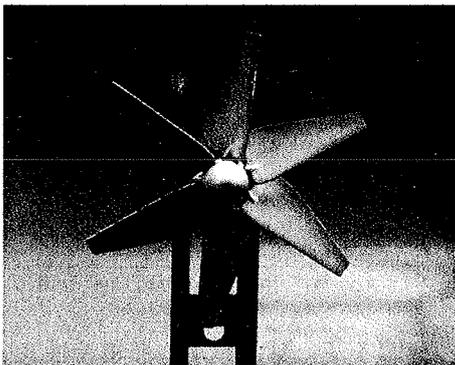


図10 試作風車ローター2号機

の比較を図4に、使用した空力データを図5および図6に示す。風車直径は0.8 m ($R=0.4$ m)とし設計先端周速比は $\lambda=3$ とした。ブレードはスパン方向に半径距離 r の異なる12個の部分に分割して計算を行った。各分割点における設計迎角 α は位置に依らず一定とし、1号機では $\alpha=0^\circ$ 、2号機では $\alpha=3^\circ$ として設計を行なっている。図7および図8に計算されたブレードの形状を、表1および表2にはブレード寸法として、各半径位置における翼弦長 c 、取付角 β 、およびブレード断面の回転中心と前縁との距離 ac (翼弦長の25%)を示す。図9、10には試作した風車ローターの写真を示す。風車ブレードはガラス繊維強化プラスチック(GFRP)で製作されている。

3. 風車特性測定装置

試作風車ローターの特性を計測するため、風洞試験を行った。図11に実験装置の模式図を示す。使用した風洞は最大風速25 m/sが可能な吹出型風洞であり、吹出口寸法は1.5×1.5 mである。この風洞吹出口の中心高さで、吹出口下流1 mの位置

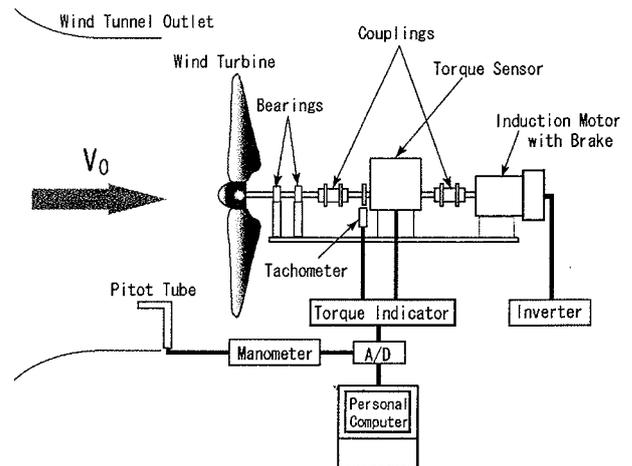


図11 実験装置

に風車ローターの中心が設置されるように、2個の軸受けで風車ローターの軸($\phi 15$ mm, 長さ300 mm)を支持した。この軸に弾性カップリングを介してトルク検出器(株小野測器, SS100, 10 Nm)を取り付け、その後段にはインバータ制御のブレーキ付誘導モータ(三菱電機株, SF-JRB TB 750W)を接続した。トルク検出器から得られるトルク信号及び回転軸に付属している歯車から得られる回転数信号は、トルク演算表示器(株小野測器, TS-3600B)に入力した後、4 msec サンプリングのアナログ信号として取り出し、A/D変換器を介して計測用コンピュータに取り込んでいる。風速はピトー管により計測し、差圧計からの信号をコンピュータに入力し、平均風速値を記録している。計測は一定の風速を発生させ、インバータの調節により一定回転数状態を作り出した後、10秒間の連続したデータを計測して、トルク・回転数・出力・風速の各平均値を記録した。なお、本研究では2個の軸受けを使用しているが、予め風車ローターを取り外した状態で、回転数をパラメータとして軸受けによる制動トルク値を計測しておき、風車ローターの回転トルクの補正に用いた。試作した風車は約800 rpmを超えた回転数で共振現象が現れたため、実験回転数は最大で約800 rpmまでとした。また、実験を行なった風速範囲は約2~15 m/sである。

4. 実験結果及び考察

図12および図13に試作風車1号機・2号機それぞれのトルク特性を示す。また、図14と図15には各風車の出力特性を示す。図12、13

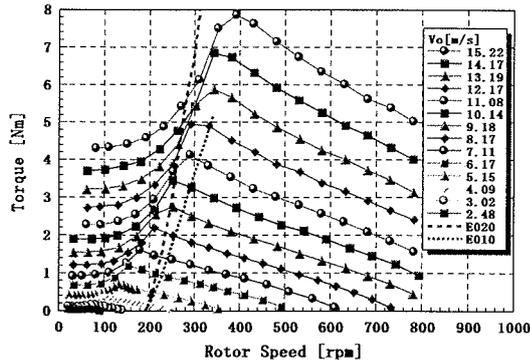


図 1 2 1号機のトルク特性

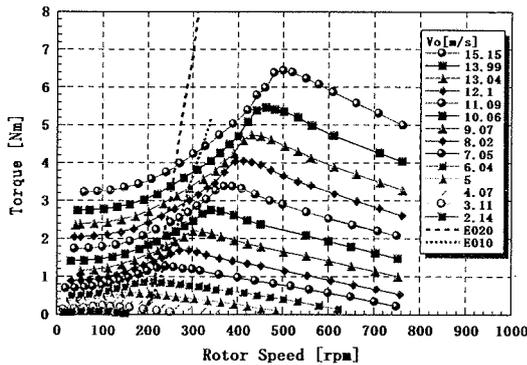


図 1 3 2号機のトルク特性

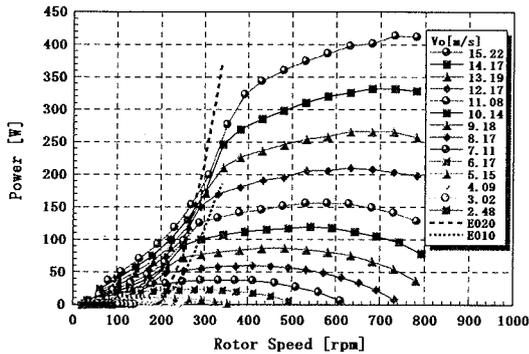


図 1 4 1号機の出力特性

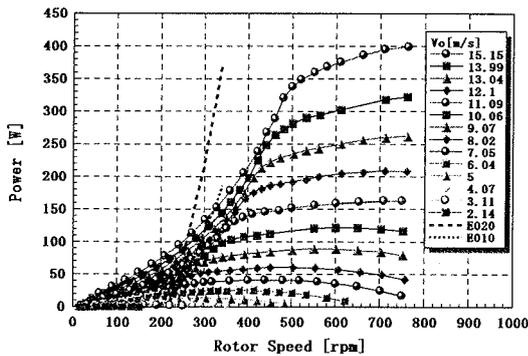


図 1 5 2号機の出力特性

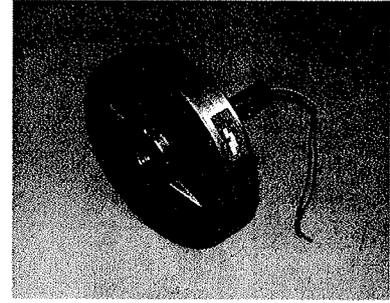


図 1 6 多極発電機 (E010)

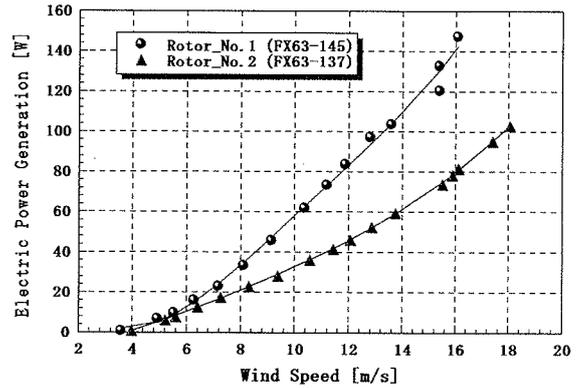


図 1 7 試作風車の発電特性

に示した破線は、永久磁石を使用した多極発電機（榊石田製作所，E010 (100W)および E020 (200W)，図 1 6 参照）の特性曲線である。図 1 2 より、試作 1 号機は各風速における最大トルク点が 400 rpm 以下の低回転数領域にあり、その最大トルク値も比較的大きな値となっている。また最大出力点の回転数は 800rpm 以下である（図 1 4）。1 号機のトルク特性は 6~12m/s の風速範囲において E010 のトルク特性と良く適合していると言える。

図 1 3 あるいは図 1 5 の試作 2 号機の特性は、1 号機に比べると多少高回転数側にシフトしている。これはブレード翼型の $Re=6 \times 10^4$ における揚抗比が最大となる角度を設計迎角として設定 ($\alpha = 3^\circ$) したことによる。設計迎角の設定値によってブレード形状が変わり、ローターの特性も大きく左右されると言える。

定格 100W の E010 発電機に、実際に各試作機を取付け、発電特性を計測した結果を図 1 7 に示す。発電機の負荷は鉛蓄電池（日本電池，EB50LER; 12V, 50Ah \times 2 並列）とし、各風速値における充電電圧と電流を計測して発電量を求めた。図 1 7 より、E010 に関しては試作 1 号機が適していることが明らかである。また、図 1 4 から推察されるように、その動作点は最大出力点ではないが、そ

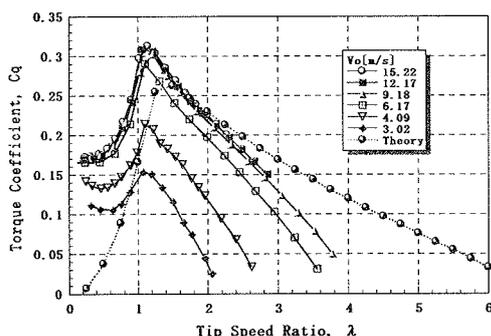


図18 1号機のトルク係数および理論計算値との比較

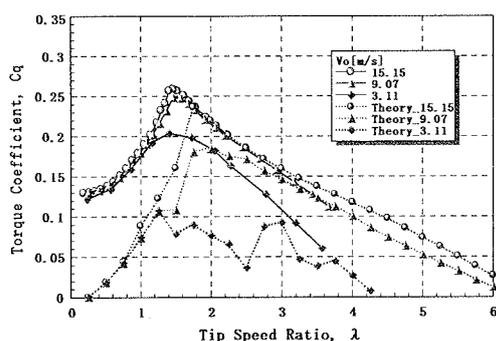


図19 2号機のトルク係数および理論計算値との比較

れからの出力値の減少はそれほど大きくはなく、かつ動作点の回転数は400rpm以下となっている。住環境における風車の適用を考える場合、低回転で作動することは、安全性の向上や騒音の低下に効果があると考えられる。

図18および図19に代表的な風速における、各試作風車のトルク係数 C_q を示す。横軸は先端周速比 λ である。各図中に示した破線は翼素運動量複合理論を用いて特性を予測した結果である。ただし、風速 V_0 は風洞吹出口における風速であり、理論上仮定する上流の一樣流の風速とは異なる。そこで本研究では、適切な空力データが適用されていると考えられる2号機の理論トルク特性の一部 ($V_0 = 15.15 \text{ m/s}$, $1.7 \leq \lambda \leq 2.2$) において、理論値と実験値が比較的良い一致を与えるようにして求めた補正係数 $k=0.945$ を、 V_0 に乗じた値を上流の一樣流風速と仮定してトルク係数等の算出を行なった。

図18, 図19より、いずれの風車においても低風速において C_q は全体的に値が小さくなるが、これはレイノルズ数の減少に伴う空力特性の劣化が原因の1つと考えられる。試作1号機に比べ、

試作2号機の方が低風速時における特性は良好である。この点において、1号機のブレード形状はさらに改良する必要があると言える。

1号機の計算に用いた空力データは $Re=1.5 \times 10^6$ のものであり、実際のレイノルズ数 ($10^4 \sim 10^5$ オーダー) とは大きく異なっているため、風速および λ が大きな領域でも、理論値は実験値と大きな隔たりがある。両試作機とも先端周速比が小さい領域では大きな迎角状態 ($30^\circ \sim 60^\circ$) になっていると推測されるが、計算で使用した空力データは最大でも迎角が 25° であるため正しく計算ができていない。また、低風速においてはレイノルズ数が極端に小さくなり、本研究で用いているデータのレイノルズ数の最小値 $Re=6 \times 10^4$ を下回っている。今後、発電機特性に適合した低回転高トルク型の風車ローターを開発していくためには、大幅に予測精度を改善する必要がある。そのためには、使用する翼型の低レイノルズ数および広い迎角範囲にわたる正確な空力データの取得が必須である。

5. 結 言

本研究では翼素運動量複合理論に基づき、2機の低回転高トルク型のマイクロ風車ローターを設計・試作し、風洞を用いて特性試験を行なった。試作1号機のトルク特性は低回転タイプの多極発電機 E010 のトルク特性と比較的良く適合する結果が得られたが、2号機に比べ低風速域における特性の劣化がみられた。翼素運動量複合理論を用いて正確な特性予測を行なうためには、低レイノルズ数および広い迎角範囲にわたる空力データの入手が重要である。

謝 辞

本研究は平成12年度～14年度文部科学省科学研究費（地域連携推進研究費）によって遂行された。また、平成14年度からは21世紀COEプログラム”乾燥地科学プログラム”の一部として実施されている。さらに、鳥取大学工学部の平成14年度教育研究重点配分経費「若手研究者への研究助成」として採択され、研究費の補助をして頂いた。関係者の皆様に感謝いたします。

参考文献

- [1] 松岡順一, 坂本東男, 中西昭男, 坂本文夫,

- 西沢良史, 牛山 泉：高性能 Nd 系希土類磁石を使った風力発電機の開発, 第 22 回風力エネルギー利用シンポジウム, pp. 206-209, 2000.
- [2] 牛山 泉：風車工学入門, pp. 87-107, 森北出版, 2002.
- [3] Spera, D. A. (ed) : *Wind Turbine Technology*, pp. 215-245, ASME PRESS, 1994.
- [4] Hansen, M. O. L. : *Aerodynamics of Wind Turbines*, pp. 57-59, James & James, 2000.
- [5] 中原敏順, 原 豊, 林 農：新型風車開発に向けた試作風車の性能計測に関する研究, 第 49 回西日本乱流研究会(因島), 2002.
- [6] 清水幸丸：風力発電技術, p. 252, パワー社, 1999.
- [7] 佐藤光政, 佐藤淳造：FX63-137 翼型の低レイノルズ数風洞試験 (佐藤淳造, 翼型上に出来る層流剥離泡の研究の第 3 章), 昭和 57 年度科学研究費補助金(一般研究 B)研究成果報告書, pp. 47-97, 1983 年 3 月.

(受理 平成 15 年 9 月 26 日)