

ねじれ円弧翼型水平軸風車の出力特性

Output characteristics of Torsion Arc Blade Type Horizontal Axis Windmill

小島 昇^{*1}
Noboru KOJIMA岸村 亙平^{*2}
Kohei KISHIMURA

Abstract

In this paper, the theoretical and the experimental analysis is described about the torque and the power characteristic of the torsion arc blade type horizontal axis windmill which was composed of six sheets of blades. Because the windmill structure and the blade shape are simple, it is possible to do the manufacturing of the windmill easily and the production costs are low.

Moreover, because the turn of the windmill depends on the wind to the direction of the windmill turn axis, the windmill can use the building wind that the change of the direction of the wind which occurs around the building is small. As a result, the windmill makes small-scale wind power generation of electricity for the auxiliary electric power in the city part possible. In case of theoretical analysis, a form factor is represented by two parameters of the number of the blades and the solidity. The rear blade of the windmill didn't participate in the turn power to make do the turn of the windmill clear when the number of rotations become high. As a result, the torque and the output coefficient agree with the experiment result well.

Key Words: Wind power generation, Torsion arc blade, Horizontal axis windmill, TABT windmill, Form factor

1. はじめに

クリーンエネルギーの一種である風力エネルギーを利用する風力発電用風車にはいろいろなブレード形状および風車構造のものが開発され実用化されている。

これらの風車を設置する場合、広い敷地面積と高い塔を必要とすることから、建設費が高騰し、風車を容易に建設することが困難となり、風力発電の実用化のネックとなっている。

本研究では、ビル風等が利用できる小規模な補助電力用風車として利用可能で、できる限り建設費が安価で、風車を設置する場所を容易に得られることを目的に、図1に示すような「ねじれ円弧翼型 (TABT) 水平軸風車¹⁾ (Torsion Arc Blade Type Horizontal Axis Windmill)」を開発してきた。

この TABT 水平軸風車の風による回転機構は、外観的にはダリウス型風車 (揚力型²⁾) に似ているが、風車の回転が風車回転軸 (水平軸) 方向の風向に依存するなど、風車構造から主に抗力型²⁾の風車に相当すると考えられる。そのため、風車の回転機構はダリウス

型風車とは全く異なっている。

本研究の風車と類似した風車について、例えば、国内においては、恩田・牛山³⁾ら、また、国外においては、M.A.Kotb⁴⁾らの研究報告がある。

これらの風車と本研究における風車との主な相違点は、前者ではブレード形状が矩形であるが、後者では楕円形または矩形であり、楕円形ブレードは矩形ブレードより大きなトルクを得ることができる。また、前者はハブに固定したときのブレードの形が懸垂線状であるが、後者は円弧状になるようにハブ間距離とブレ

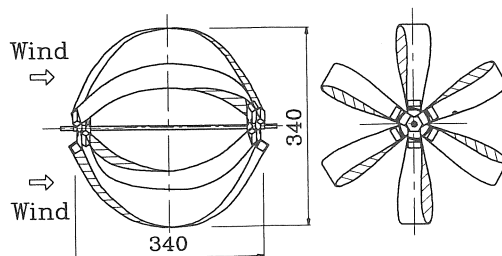


Fig.1 TABT horizontal axis windmill

*1会員 明治大学理工学部精密工学科

*2学生 明治大学大学院

(原稿受付:平成10年2月24日)

ードの最大回転直径とを等しくしてあり、これによって風速の変動に対するブレードの軸方向の揺れを防止する効果を持たせてある。

前報¹⁾において、TABT 水平軸風車の特性の理論解析を行い、理論式に形状係数としての定数を乗ずることにより理論式と実験結果とが特性的に合致する結果を得たが、本研究では、形状係数を風車形状に関係するソリディティおよびブレードの枚数の関係式で表し、かつ、風車が高回転になると円弧状ブレードの後流側の後翼部が風車を回転させる回転力に関与しないとすることにより、理論式と実験結果が良く一致することを導いたので報告する。

2. トルク係数および出力係数

前報¹⁾で示したトルク係数 C_T および出力係数 C_P は形状係数 K を導入して次式のように表される。

(a) ブレード形状が楕円形るとき

$$C_T = \frac{K N w_c}{\pi L R} \left\{ \frac{m}{2} \int_{\alpha}^{\pi/2} f_V(\theta) d\theta - TSR^2 \int_{\alpha}^{\pi/2} f_A(\theta) d\theta \right.$$

$$f_V(\theta) = \sqrt{4L^2 - 3\{2R(\theta - \alpha) - L\}^2}$$

$$\times \frac{\sin \beta \cos^2 \beta \sin \theta \sin^3 \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right)}{\cos \left[\tan^{-1} \left\{ \cos \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \tan \beta \right\} \right]}$$

$$f_A(\theta) = \sqrt{4L^2 - 3\{2R(\theta - \alpha) - L\}^2}$$

$$\times \frac{\sin^3 \beta \sin^3 \theta \sin^3 \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right)}{\cos \left[\tan^{-1} \left\{ \cos \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \tan \beta \right\} \right]}$$

$$C_P = TSR \times C_T$$

(b) ブレード形状が矩形るとき

$$C_T = \frac{K N w_E}{\pi R} \left\{ m \int_{\alpha}^{\pi/2} f_{RV}(\theta) d\theta - 2 \times TSR^2 \int_{\alpha}^{\pi/2} f_{RA}(\theta) d\theta \right.$$

$$f_{RV}(\theta) = \frac{\sin \beta \cos^2 \beta \sin \theta \sin^3 \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right)}{\cos \left[\tan^{-1} \left\{ \cos \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \tan \beta \right\} \right]}$$

$$f_{RA}(\theta) = \frac{\sin^3 \beta \sin^3 \theta \sin^3 \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right)}{\cos \left[\tan^{-1} \left\{ \cos \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \tan \beta \right\} \right]}$$

$$C_P = TSR \times C_T$$

ここに、

K : 形状係数 (楕円翼のとき 1.7, 矩形翼のとき

2.3)

L : ブレードの長さ

m : 後翼部の影響を考慮した倍率 (楕円翼のとき 1.5, 矩形翼のとき 1.6)

$m = 1$ (風車を回転させる回転力に後翼部が関与しない場合)

N : ブレードの枚数

R : ブレードの円弧の半径

w_c : ブレード長さの中央の幅

w_E : ブレード固定端の幅

$$\alpha = \sin^{-1} \left(\frac{\delta}{R} \right)$$

$$\beta = \beta_0 \frac{\pi - 2\theta}{\pi - 2\alpha}$$

β_0 : ブレード固定部のねじれ角

δ : ブレード固定ハブの高さ

θ : ブレード円弧の中心角

3. ソリディティ

風車性能を表す特性係数の 1 つにソリディティがある。この定義⁵⁾はブレード面積を風車受風面積で除した値で示されることから、風車形状が決まれば、その風車に対して、ソリディティは一定となる。

TABT 水平軸風車は図 2 に示すように風車ブレードは円弧状になっていることから、ソリディティを算出するためのブレード面積を風向 (風車回転軸) に対して垂直な面への投影面積と仮定する。

ブレード円弧の中心角 θ におけるブレードと風速 v との関係は図 3 のようになり、 θ におけるブレードの微小面積¹⁾ を dS とすると、この微小面積の風向に対して垂直な面へのブレードの投影微小面積 dS' は次式のようになる。

$$dS' = dS \cos \beta \cos \varphi$$

$$= \frac{R w_L}{\cos \gamma} \cos \beta \sin \left\{ \tan^{-1} \left(\frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \right\} d\theta$$

ここに、

$$dS = \frac{R w_L}{\cos \gamma} d\theta$$

$$\gamma = \tan^{-1} (\sin \varphi \tan \beta)$$

$$\varphi = \frac{\pi}{2} - \tan^{-1} \left(\frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right)$$

w_L はブレード形状が楕円形るとき

$$w_L = \frac{w_c}{2L} \sqrt{4L^2 - 3\{2R(\theta - \alpha) - L\}^2}$$

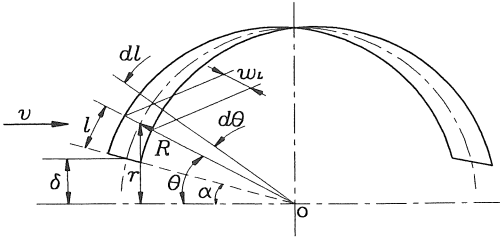


Fig.2 Arc blade

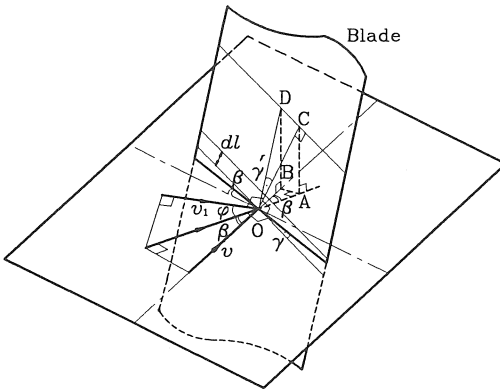


Fig.3 Relation between wind speed and a blade

また、ブレード形状が矩形のとき

$$w_L = w_E = \text{const}$$

よって、1枚の風車ブレードの風向に対して垂直な面へ投影面積 S は次式のように表すことができる。

$$S = 2 \int_{\alpha}^{\pi/2} dS'$$

ゆえに、ソリディティ SL は次のようになる。

$$\begin{aligned} SL &= \frac{S}{\pi R^2} \\ &= \frac{2N}{\pi R} \int_{\alpha}^{\pi/2} \frac{w_L}{\cos \gamma} \cos \beta \\ &\quad \times \sin \left\{ \tan^{-1} \left(\frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \right\} d\theta \end{aligned}$$

4. 形状係数

前報の実験に使用したブレード枚数が6枚の TABT 水平軸風車では、ソリディティ SL および形状係数 K

Table 1 The solidity and the form factor of 6 blades TABT horizontal windmill to have used for the experiment on the previous report

Blade	Solidity: SL	Form factor K
Ellipse	0.61	1.7
Rectangle	0.38	2.3

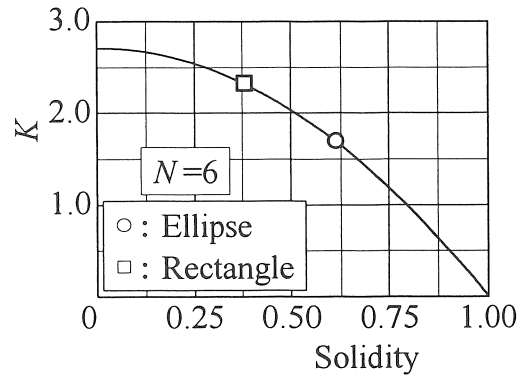


Fig.4 Schematic arrangement of experimental apparatus

は表 1 のようになり、この値を用いることにより、理論式と実験結果とが特性的に良く一致する結果を得た。

この結果を考慮して、形状係数 K を風車の形状に起因するブレード枚数 N およびソリディティ SL との関数と考えると、形状係数は次のような実験式で表すことができる。

$$K = \frac{(N-1)(2N+1)}{N(N-2)}(1-SL^2)$$

上式において、ブレード枚数 $N=6$ のときのソリディティに対する形状係数の関係をグラフに表すと、図 4 のようになり、ブレード形状が楕円形および矩形とも共通にブレード枚数 N およびソリディティ SL の関数として、同一の式で形状係数を表すことができる。

5. 実験装置

トルク係数および出力係数を求めるための実験装置の概略図を図 5 に示す。

風速はハイブリッド風速計で測定し、風車の回転数および出力トルクは回転計とトルク検出器が一体となったトルクコンバータにより測定し、トルク係数および出力係数を算出する。

なお、トルク測定における負荷抵抗は前報の固体摩

擦からヒステリシスブレーキに変更した。

表2は実験に用いた TABT 水平軸風車の諸元を示す。

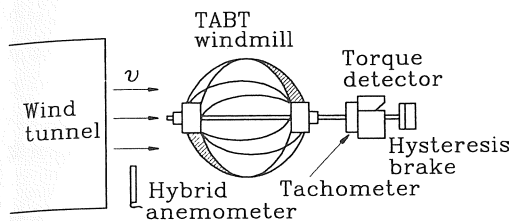


Fig.5 The form factor vs. the solidity

Table 2 The item of TABT horizontal windmill

Item	Scale (cm)	Item	Scale (cm)
w_E	2.2	R	17.0
w_C	4.4	δ	3.0
L	47.4	β_0	$\pi/4.5$ rad

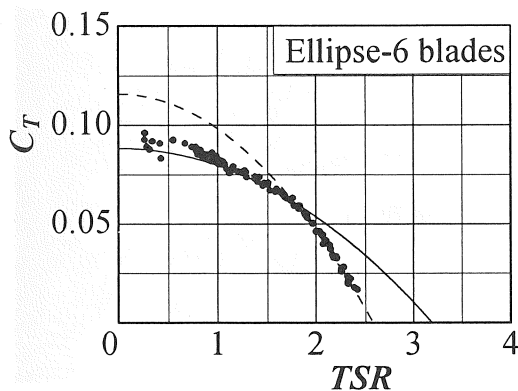


Fig.6 C_T vs. TSR (ellipse)

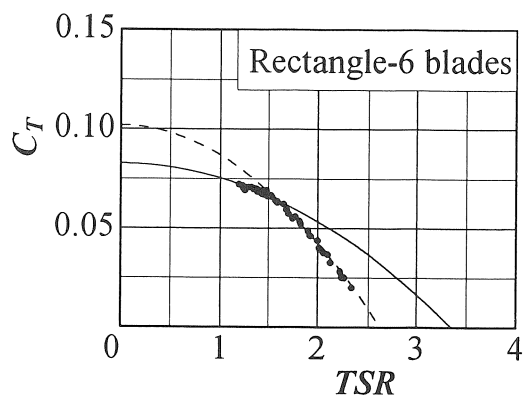


Fig.8 C_T vs. TSR (rectangle)

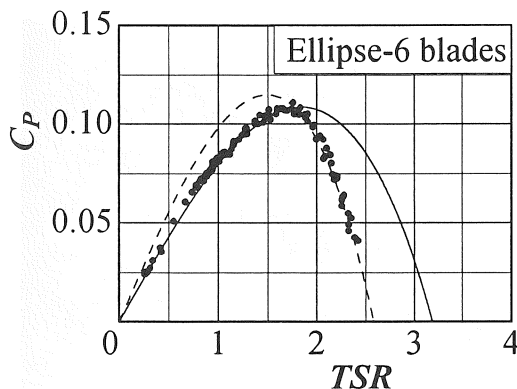


Fig.7 C_P vs. TSR (ellipse)

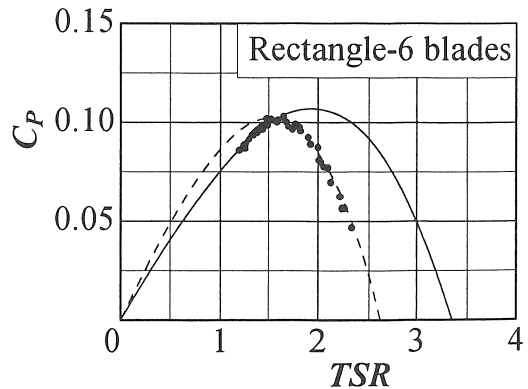


Fig.9 C_P vs. TSR (rectangle)

6. 実験結果および考察

前報で周速比が比較的小さい範囲では理論式と実験値が一致していたが、周速比が比較的大きい範囲（高回転）で実験値のばらつきが大きくなり、かつ、理論式からずれる傾向にあった。

このことは、トルク測定において、負荷抵抗に固体摩擦を使用したために、回転数の高いところでは摩擦熱とか接触面の性状等の変化により、摩擦抵抗の時間的な変化が生じ、負荷抵抗が一定に保持されていなかったことから生じた現象であると考えられる。

実験では、負荷抵抗にヒステリシスブレーキを用い、時間的な変化に対して負荷抵抗をより安定した状態に維持した。これにより、高回転においても良好な実験結果を得ることができる。

図6～図9はブレード形状が楕円形および矩形の場合の、6枚翼 TABT 水平軸風車のトルク係数および出力係数を求めたものである。

各図中における実線は、前報と同様に、ブレード形状が楕円形の場合、 $m=1.5$ 、矩形的場合、 $m=1.6$ として、それぞれ計算した理論曲線である。

また、破線はブレード形状が楕円形および矩形とも風車を回転させる回転力に後翼部が関与しない ($m=1$) として、それぞれ次式のように表した式を計算した理論曲線である。

(a) ブレード形状が楕円形するとき

$$C_T = \frac{2 K N w_c}{\pi L R} \left\{ \frac{1}{2} \int_{\alpha}^{\pi/2} f_V(\theta) d\theta - TSR^2 \int_{\alpha}^{\pi/2} f_A(\theta) d\theta \right\}$$

$$f_V(\theta) = \frac{\sqrt{4L^2 - 3\{2R(\theta - \alpha) - L\}^2}}{\sin \beta \cos^2 \beta \sin \theta \sin^3 \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right)} \times \cos \left[\tan^{-1} \left\{ \cos \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \tan \beta \right\} \right]$$

$$f_A(\theta) = \frac{\sqrt{4L^2 - 3\{2R(\theta - \alpha) - L\}^2}}{\sin^3 \beta \sin^3 \theta \sin^3 \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right)} \times \cos \left[\tan^{-1} \left\{ \cos \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \tan \beta \right\} \right]$$

$$C_p = TSR \times C_T$$

(b) ブレード形状が矩形するとき

$$C_T = \frac{2 K N w_E}{\pi R} \left\{ \int_{\alpha}^{\pi/2} f_{RV}(\theta) d\theta - 2 \times TSR^2 \int_{\alpha}^{\pi/2} f_{RA}(\theta) d\theta \right\}$$

$$f_{RV}(\theta) = \frac{\sin \beta \cos^2 \beta \sin \theta \sin^3 \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right)}{\cos \left[\tan^{-1} \left\{ \cos \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \tan \beta \right\} \right]}$$

$$f_{RA}(\theta) = \frac{\sin^3 \beta \sin^3 \theta \sin^3 \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right)}{\cos \left[\tan^{-1} \left\{ \cos \left(\tan^{-1} \frac{1}{\cos \beta \tan \theta} \right) \tan \beta \right\} \right]}$$

$$C_p = TSR \times C_T$$

ブレード形状が楕円形および矩形ともに、実線と破線との交点を求めると、それぞれ楕円形ブレードで $TSR=1.77$ 、矩形ブレードで $TSR=1.58$ となり、これらの値より TSR が小さい範囲では前報で示したのと同様に実験結果は実線と良く一致し、他方、交点より大きい範囲では破線とよく一致している。

写真1～写真4はブレード形状が楕円形および矩形的場合の風車まわりの空気流れを煙風洞を用いて観測した可視化写真（風速 1.25 m/s）である。

写真1および写真2は楕円形ブレードの風車で、周速比 TSR がそれぞれ 2.2 および 0.5 であり、また、写

真3および写真4は矩形ブレードで、写真1および写真2と同様に、周速比 TSR がそれぞれ 2.2 および 0.5 である。

楕円形ブレードおよび矩形ブレードとも、すじ状の煙は周速比が図6～図9における実線と破線との交点より大きい範囲（高回転）において、後翼部にはほとんど当たっていない。一方、周速比が交点より小さい範囲（低回転）においては、すじ状の煙の一部が後翼部に達している。

各ブレード形状とも、周速比が交点より小さい範囲では、前翼部を通り抜けた風が後翼部にある程度作用し、後翼部が風車を回転させる回転力に関与しているが、周速比が交点より大きい範囲では、前翼部を通り抜けた風はほとんど後翼部には作用せず、後翼部が風車を回転させる回転力に関与していないとした、図6および図9の理論曲線（実線および破線）の妥当性をこれらの可視化写真から裏付けられる。

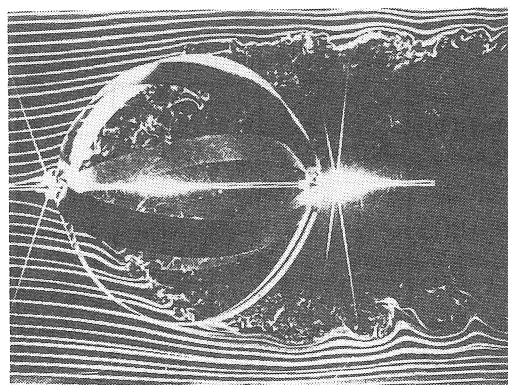


Photo 1 Air flows around the windmill (ellipse, $TSR=2.2$)

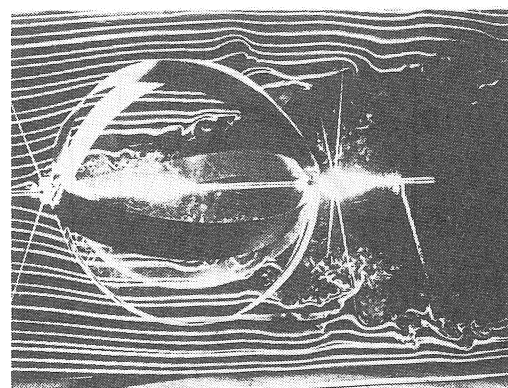
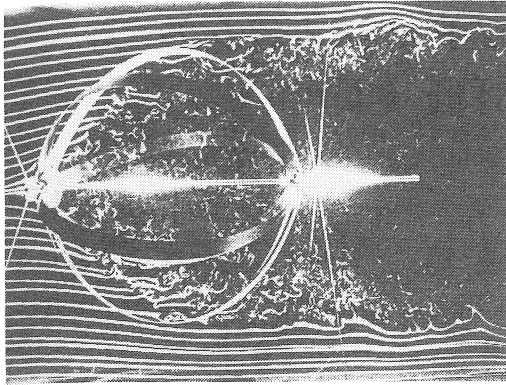
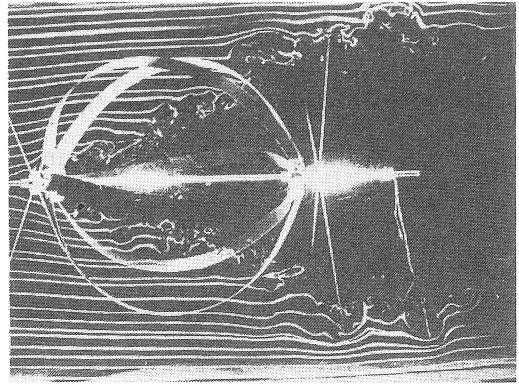


Photo 2 Air flows around the windmill (ellipse, $TSR=0.5$)


 Photo 3 Air flows around the windmill (rectangle, $TSR=2.2$)

 Photo 4 Air flows around the windmill (rectangle, $TSR=0.5$)

7. お わ り に

前報では、ブレード数が6枚の TABT 水平軸風車について、解析できなかった形状係数に関し、風車形状に關与するパラメータ（ブレード枚数およびソリディティ）を考慮に入れ、かつ、トルク測定用の負荷抵抗をヒステリシスブレーキにした結果、次のような諸点が明らかになった。

- (1) 形状係数はブレード枚数とソリディティの2つのパラメータで表すことができる。
- (2) これによって表される形状係数は、ブレード枚数が6枚の場合、ブレード形状が楕円形および矩形ともに、共通の同一の式で対応できる。
- (3) ブレード形状が、楕円形はで $TSR=1.77$ および矩形では $TSR=1.58$ の前後でそれぞれ実験結果に適合する理論式は異なる。
- (4) 各ブレード形状とも、周速比が上記以下の範囲では、後翼部は風車を回転させる回転力に關与するが、上記周速比以上の範囲では、後翼部は風車を回転させる回転力に關与しない。
- (5) 風車まわりの空気流れの可視化写真により上記(4)

の妥当性が検証された。

- (6) この結果、トルク係数および出力係数に關して、実験結果と良く合致する理論式が得られた。

なお、今後の課題として、TABT 水平軸風車の性能向上のために、ブレード枚数が3枚および揚力型ブレードの検討、また、理論解析はすべて模型風車に対して行ってきたが、現在実施している実用化のための実機による発電実験ならびに耐久性等を検証することなどが考えられる。

参 考 文 献

- 1) 小島昇・岸村互平：ねじれ円弧翼型水平軸風車に関する研究，太陽エネルギー，Vol.23, No.5, pp.70-76(1997)
- 2) 牛山泉・三野正洋：小型風車ハンドブック，pp.57～pp.59, パワー社(1980)
- 3) 恩田昌洋・牛山泉：水平軸リボン形風車に関する研究，関東学生会第34回学生員卒業研究発表講演会，日本機械学会(1995)
- 4) M.A.Kotb, T.K.Aldoss and E.J.Najjar : Aerodynamics Performance of Catenary Ribbon Blade Turbines (CRBT) and Comparison with Experiment, Wind Engineering, Vol.16, No.3, pp.181-194(1992)
- 5) 牛山泉・三野正洋：小型風車ハンドブック，pp.65, パワー社(1980)