

波力発電用複葉式タービンの性能改善に関する研究

濱川, 洋充
九州大学工学機械科学動力機械

<https://doi.org/10.11501/3088167>

出版情報：九州大学，1991，博士（工学），課程博士
バージョン：
権利関係：



第6章 結 言

本論文では、高波浪エネルギー密度の条件に適する波力タービンを開発するために、複葉式ウェルズタービンに種々の工夫をこらした新しい複葉式タービンを提案し、弦長を基準にしたレイノルズ数が 2.0×10^5 で実験を行い、その特性を調べた。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 回転面に対し取付け角 $2^\circ \sim 4^\circ$ だけ傾斜してハブに翼を固定した面対称配列の取付け角付タービンは、複葉式ウェルズタービンに比べ、最大効率が増加し、起動特性にも優れる。しかし、低速化の点でやや劣る。
- (2) モデル試験の結果、起動特性と作動特性を総合すると、複葉式波力タービンの形状として、設定取付け角 $2^\circ \sim 4^\circ$ 、面対称のロータ翼配列、 $(\text{ロータ間隔}) / (\text{翼弦長}) = 0.5$ 、平均半径における弦節比 0.52 近傍が最適である。また、起動特性に劣るが、失速マージンや低速化に着目すれば、設定取付け角 $2^\circ \sim 4^\circ$ 、千鳥状のロータ翼配列、 $(\text{ロータ間隔}) / (\text{翼弦長}) = 0.5$ 、平均半径における弦節比 0.35 近傍がよい。
- (3) ウェルズタービン型の波力発電用複葉式タービンの翼として反り翼を採用すると一般的に最大効率はやや低下し、流量係数はやや増加する。これは、反り翼では対称翼と比較して大きな揚力が得られるが、揚力の接線方向成分の増加に比べて軸方向成分の増加割合が大きくなることによるものと思われる。
- (4) 複葉式タービンの弦節比が小さい場合には反り翼を採用することにより起動特性が改善される。また、起動特性の改善に有効な取付け角は $2^\circ \sim 4^\circ$ である。
- (5) 反り翼を用いた複葉式タービンの形状として、翼形 NACA63₃-618、平均半径における弦節比 0.48、千鳥状のロータ翼配列、 $(\text{ロータ間隔}) / (\text{翼弦長}) = 0.5$ 、設定取付け角 0° が最適である。また失速マージンや低速化には、NACA(CA23)20 (翼弦長で無次元化し

た最大反り=0.05) 翼または設定取付け角 $2^{\circ} \sim 4^{\circ}$ のNACA63₃-618翼が有効である.

- (6) 複葉式タービンに外部案内羽根を設置すると最大効率は増加し、起動特性も改善される.
- (7) 起動特性と作動特性を総合すると外部案内羽根の最適な食い違い角は、面対称な翼配列の場合約 17.8° 、千鳥状の翼配列の場合約 11.8° である. 低速化、高効率化を優先すれば面対称な翼配列、作動領域の広さを優先すれば千鳥状の翼配列がよい.
- (8) 弦節比が大きいとき、複葉式タービンに中間案内羽根を設置すると、最大効率は増加し、起動特性が改善される.
- (9) 弦節比が大きいとき、翼弦長で無次元化した中間案内羽根長さの最適値は、起動特性と作動特性を総合すると、0.17近傍である.
- (10) 三葉式タービンでは複葉式タービンより最大効率は低下するが作動領域が増加する. また、起動特性は改善され、複葉式より低速形となる.
- (11) 同弦節比すなわち一枚のロータ当たりの翼枚数が6枚のとき、それぞれの複葉式タービンの起動特性を比較すると次の様になる.
 - (a) 面対称な翼配列では外部案内羽根付複葉式タービンが最も起動特性に優れること、タービンの低速化の観点からは中間案内羽根付複葉式タービンと三葉式タービンが有望である. 千鳥状の翼配列では全てのタービンで起動特性に優れているが、特に外部案内羽根付複葉式タービンが良く、低速化の観点からは三葉式タービンと取付け角付複葉式タービンが優れている.
 - (b) 外部、中間案内羽根の設置および動翼に反り翼、取付け角を採用することにより、複葉式ウェルズタービンの自己起動性が改善できる.
- (12) 各種タービンの中からそれぞれの最大効率を示すロータについて比較すると、次の様になる.
 - (a) 自己可変ピッチ翼が起動特性に最も優れている.
 - (b) 外部案内羽根付複葉式ウェルズタービンは効率が最大となり、最大効率点の流量係数も大きいことから低速化に有利である. 自己

可変ピッチ翼を有するタービンも高効率であるが、最大効率点の流量係数は小さく、低速化の観点からは好ましくない。

(c)外部案内羽根付複葉式タービンおよび三葉式タービンは、失速マージンの観点から優れている。しかし三葉式タービンは翼枚数が多いときは効率が著しく低い。

(13)各種複葉式タービンの中で最大効率を示すのは、面对称な翼配列、一枚のロータ当たりの翼枚数が4枚の外部案内羽根付複葉式タービンである。高効率、低速化、および失速マージンを総合すると、面对称な翼配列、一枚のロータ当たりの翼枚数が4枚の外部案内羽根付複葉式ウェルズタービンが一番優れている。

A 1. モデル実験によるタービン幾何形状の決定

A 1. 1 まえがき

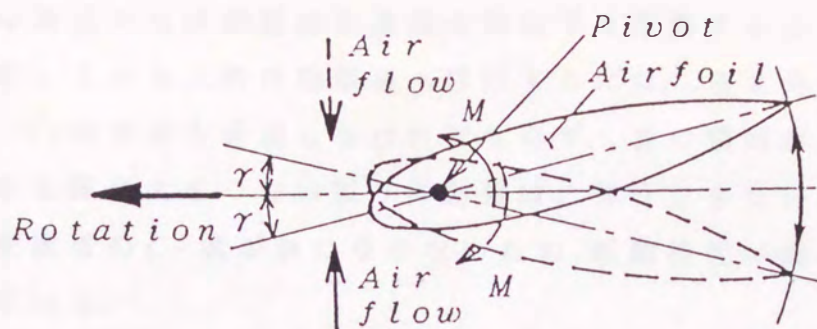
ウェルズタービンの欠点を克服する新しいタービンとして、対称翼からなる動翼が波の往復運動により自動的に揺動する自己可変ピッチ翼波力タービンを提案した。このタービンは弁箱による整流の必要がないが、可変ピッチ機構が複雑になるので、ウェルズタービンに比べて大幅な性能改善が得られなければ実用的価値がない。したがってここでは、このタービンの試作に先立って動翼のピッチ角を固定した状態で一方向定常流におけるタービンの特性試験を行い、翼車の幾何形状が特性に及ぼす影響を明らかにする。

A 1. 2 作動原理

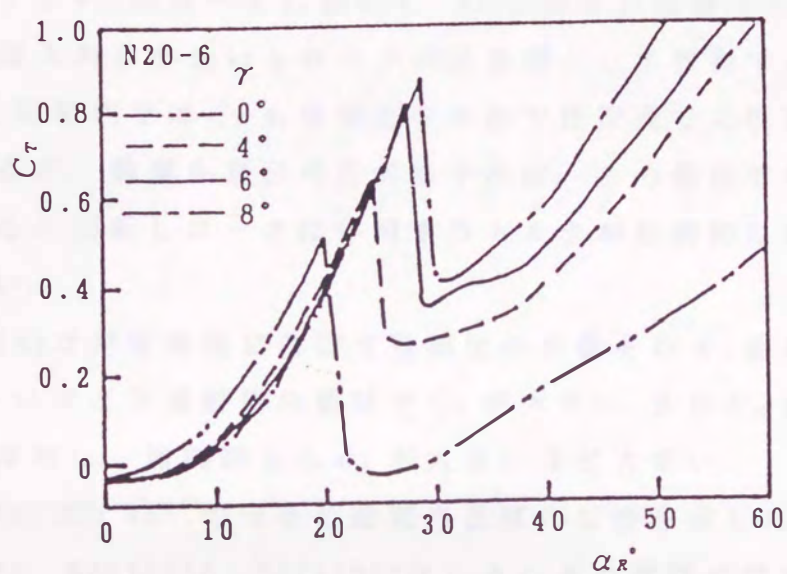
図 A. 1 に自己可変ピッチ翼を有する波力タービンの概要を示す。動翼の配置等はウェルズタービンと同じであるが、図のように動翼がピボットでハブに取付けられている。すなわち動翼はピボット回りに設定取付け角 $\pm\gamma$ の範囲で自由に回転でき、波の往復気流により自動的にピッチング運動ができるようにピボットの位置は空力中心より前縁側にある。翼は軸流速度が小さい間に反転してピッチ角が所定の取付け角に設定され、軸流速度が大きくなるとタービン作用を行う。

A 1. 3 トルク係数および入力係数

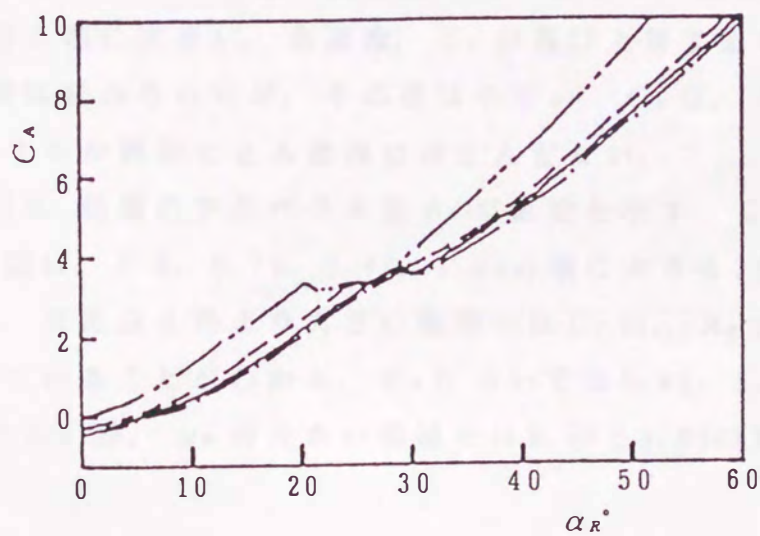
図 A. 2 (a) および (b) は、4 種類の取付け角 γ のロータについて、定常流におけるトルク係数 C_T と入力係数 C_A を相対流入角 α_R に対して示したものである。 $\gamma=0^\circ$ はウェルズタービンに相当する。図 A. 2 より明らかなように γ の増加とともに失速迎え角が増大し、 C_T の極大値も大きい。失速迎え角より小さい範囲では γ の減少とともに、失速迎え角より大きい範囲では γ の増加とともに C_T は大きくなる。 $\gamma=0^\circ$ すなわちウェルズタービンでは、失速直後において C_T が負値となっている。



図A. 1 自己可変ピッチ翼の概要



(a) トルク係数



(b) 入力係数

図A. 2 定常特性に及ぼすγの影響

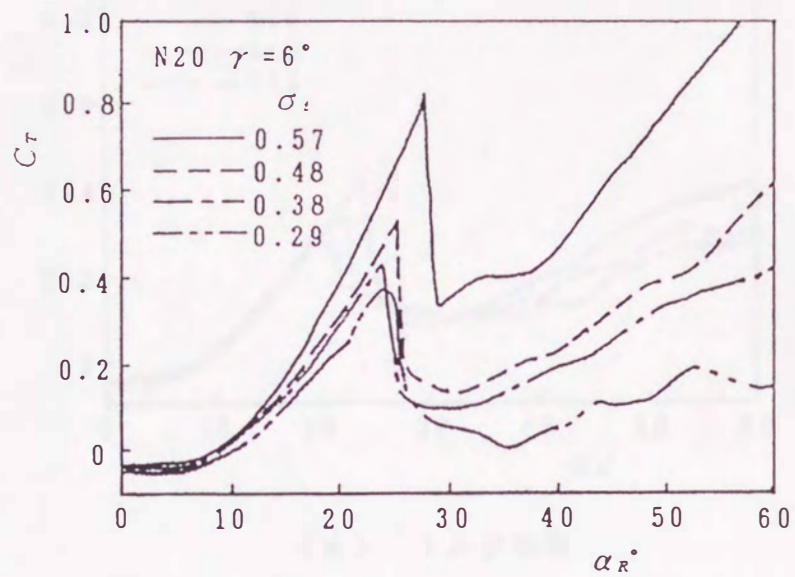
タービン効率の観点からは動翼は失速迎え角以下で作動することが好ましいが、始動してからこの作動領域へ移行するには、迎え角の減少過程でこの $C_T < 0$ の領域を通過しなければならない。負の領域があれば、回転加速度がある程度大きくない限り作動領域に移行できない。 $\gamma \neq 0^\circ$ のロータは失速後の C_T 値が負にならないため、起動特性が優れていることを示している。

一方、図 A. 2(b)において、 C_A はすべての相対流入角で γ が小さいほど大きな値を示す。これは γ が小さいロータほど高反動形になるためである。また $\gamma \neq 0^\circ$ のロータにおいて、 α_R の小さい領域で C_A は負値になり、相対流入角が小さいとロータが送風機として作動することを示している。上記範囲では C_T も負値となるので往復流での性能が低下する作用があるが、動翼を自己可変式にすれば、この領域では動翼がピボットを中心に回転しロータに作用するトルクが自動的に零になるので問題はない。

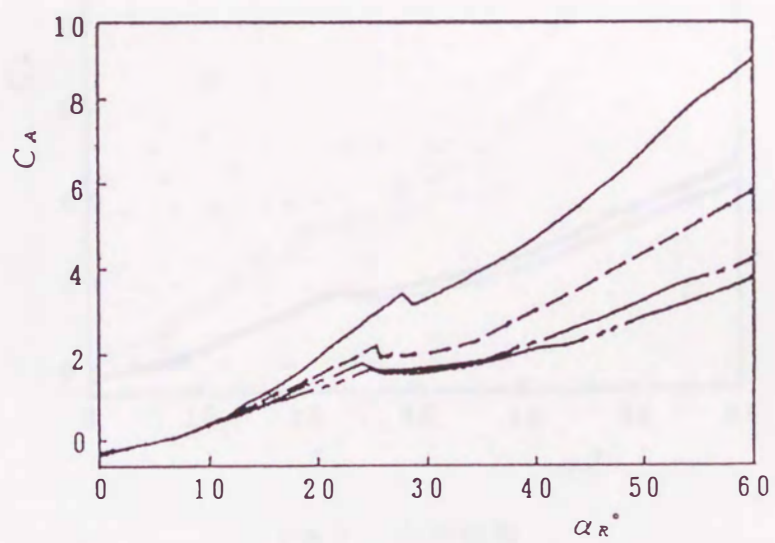
図 A. 3(a)と(b)は定常特性に及ぼす弦節比の影響を示す。翼先端の弦節比 σ_t が大きいほど失速前後の領域で C_T が大きい。また C_A は相対流入角とともに増加し、増加割合も σ_t が大きいほど大きい。

図 A. 4(a)と(b)は $\gamma = 6^\circ$ の場合の動翼の翼厚の影響を示したものである。NACA0020、NACA0015、NACA0012は、それぞれ翼厚が弦長の20、15、12%の翼形であるが、この順に失速迎え角が大きく、失速による C_T の低下量も同じ順に大きい。失速後、 C_T が再び上昇する領域でも、 C_T の大きさの順は変わらないが、その差は小さい。 C_A は、相対流入角とともに増加するが翼形による差異はほとんどない。

図 A. 5(a)と(b)は、動翼のアスペクト比 A_R の影響を示す。 C_T の作動域における極大値は、0.5、0.75、0.42、1.00の順に大きく、失速後の低下量も大きい。失速迎え角より大きい範囲では C_T は、 A_R の小さいほど大きくなっていることがわかる。 C_A については0.42、1.00、0.50、0.75の順に大きい。が、 α_R の大きい領域では0.50と1.00の差はほとんどない。

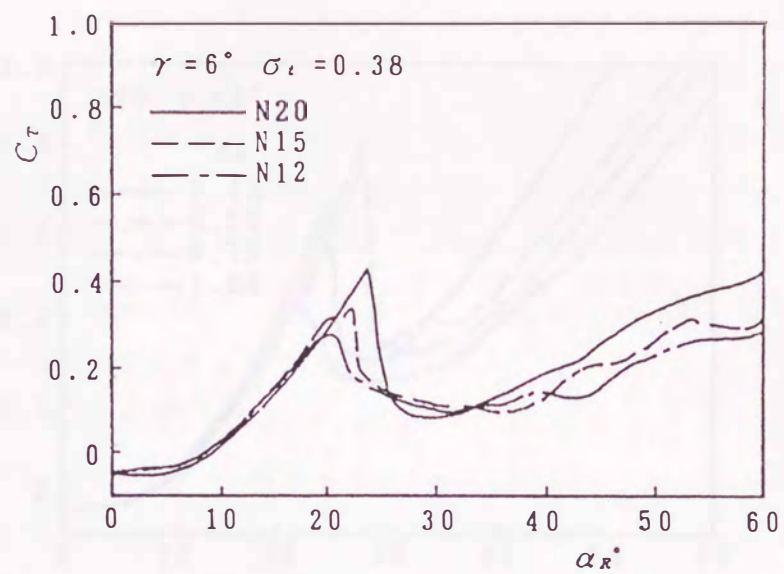


(a) トルク係数

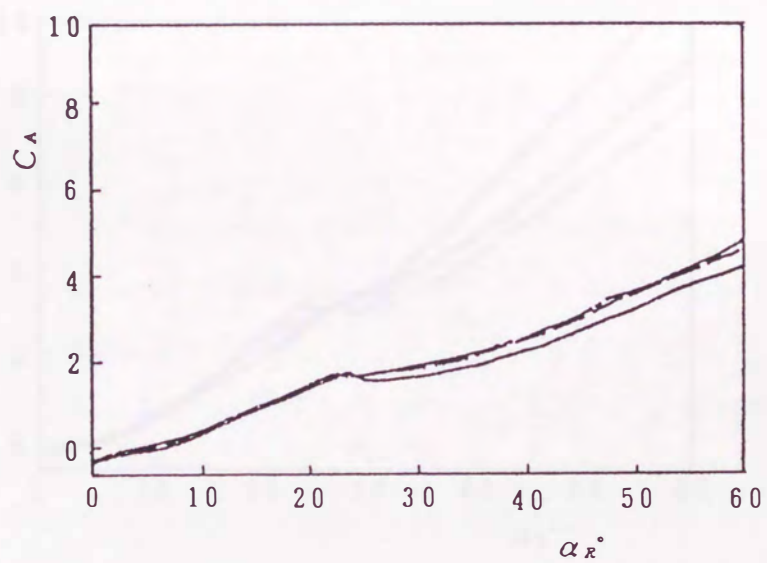


(b) 入力係数

図A. 3 定常特性に及ぼす σ_i の影響

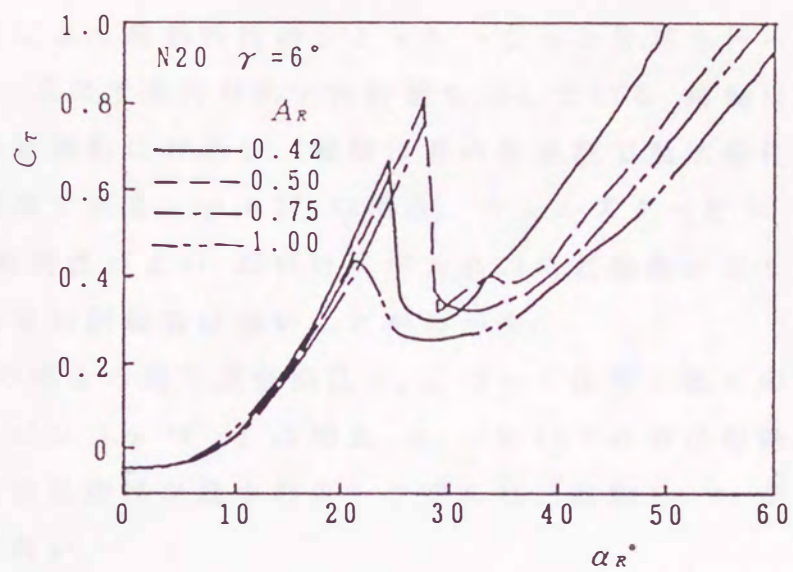


(a) トルク係数

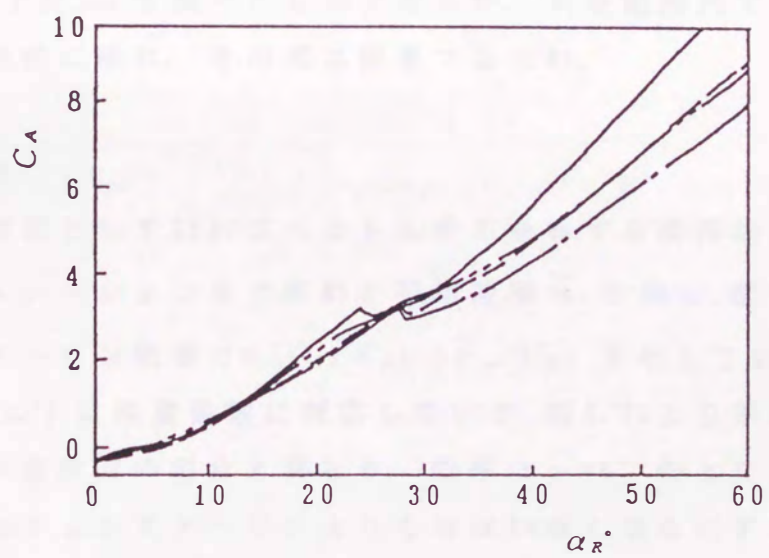


(b) 入力係数

図A. 4 定常特性に及ぼす翼厚の影響



(a) トルク係数



(b) 入力係数

図A. 5 定常特性に及ぼす A_R の影響

A 1. 4 起動特性

定常流におけるトルク係数 C_T と入力係数 C_A の実験値を用い4.2節で述べた解析方法により起動特性のシミュレーション計算を行った。図A.6は起動特性に及ぼす取付け角 γ の影響を示している。横軸は無次元時間で正弦波の通過数に対応し、縦軸は波の周波数で無次元化したロータの回転角速度である。 $\gamma \neq 0^\circ$ の場合、ウェルズタービン ($\gamma = 0^\circ$) に比べて起動特性がよい。取付け角が大きいほど起動が早くなる傾向にあり、起動後の回転数は低いことがわかる。

図A.7は $\gamma = 6^\circ$ の場合の翼先端弦節比 σ_t について比較したものである。ウェルズタービン ($\gamma = 0^\circ$) の場合、 $\sigma_t < 0.48$ では自己起動しないが、 $\gamma = 6^\circ$ の場合弦節比が最小のロータでも自己起動し、 σ_t が大きいほど起動特性が良い。

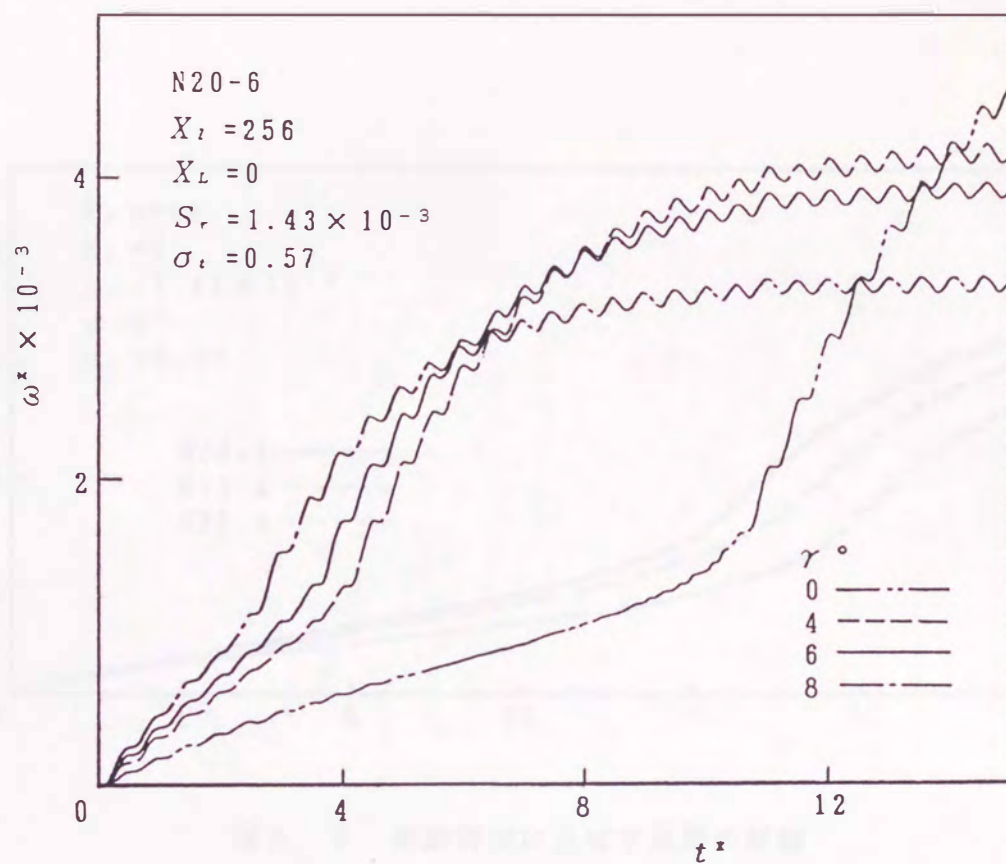
図A.8は翼厚の影響を調べたものである。翼が厚いほど起動が早い傾向にあるが、翼厚の増加に対する無次元角速度 ω^* の増加割合は小さく、翼厚による差異は小さい。

図A.9はアスペクト比 A_R を調べたものであるが、実験範囲内ですべてのロータは起動特性に優れ、その差は顕著ではない。

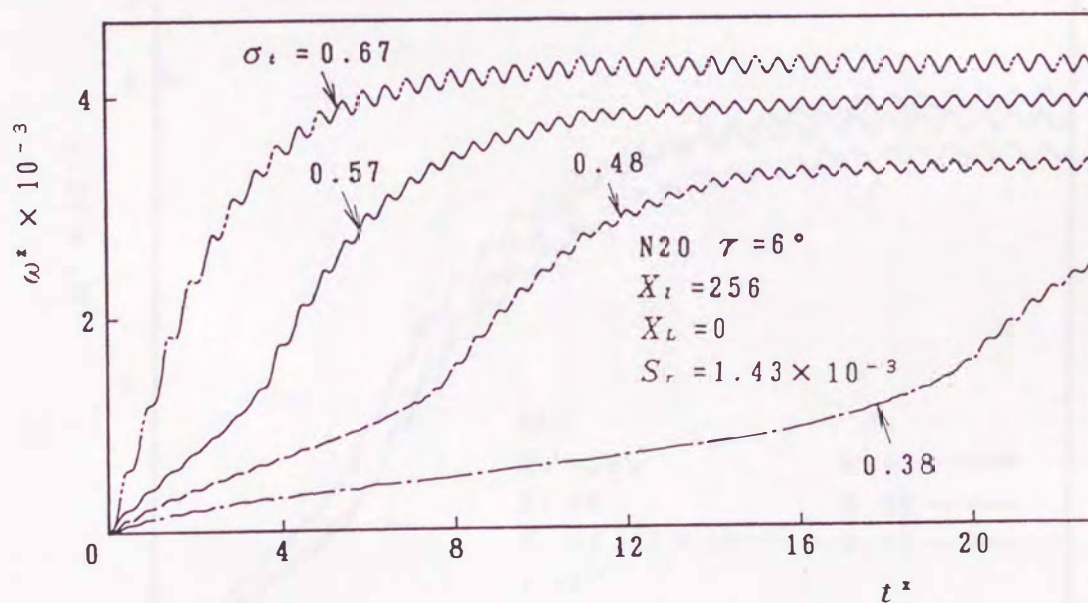
A 1. 5 作動特性

図A.10は、不規則波として ISSC スペクトル分布を有する海洋波を使用し、4.3節のシミュレーション法で求めた平均効率 $\bar{\eta}$ を示し、図A.11は定常流におけるタービン効率 $\eta = (C_T/C_A) (\bar{v}_\infty/U_R)$ を示している。図A.10の横軸 $1/(K\omega^*)$ は流量係数に対応している。図A.10より不規則波流中では図A.11の定常流の場合と異なり、効率は $\gamma = 6^\circ$ のとき最大となり、最高効率はウェルズタービンよりもほぼ3%高くなるにすぎない。しかし、効率が最大になる $1/(K\omega^*)$ の値はウェルズタービンの場合よりも約1.5倍大きくなる。このことは本タービンの設計回転数がウェルズタービンのその約2/3となることを意味し、タービン低速化の観点から有利である。

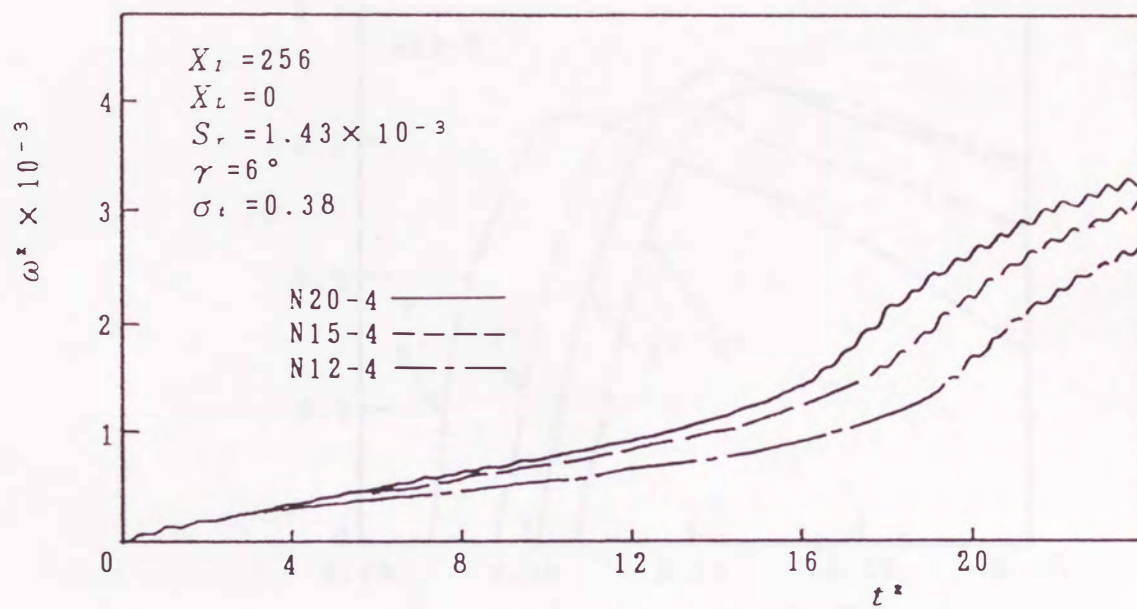
図A.12には同様のシミュレーションによって求めた平均効率に及ぼ



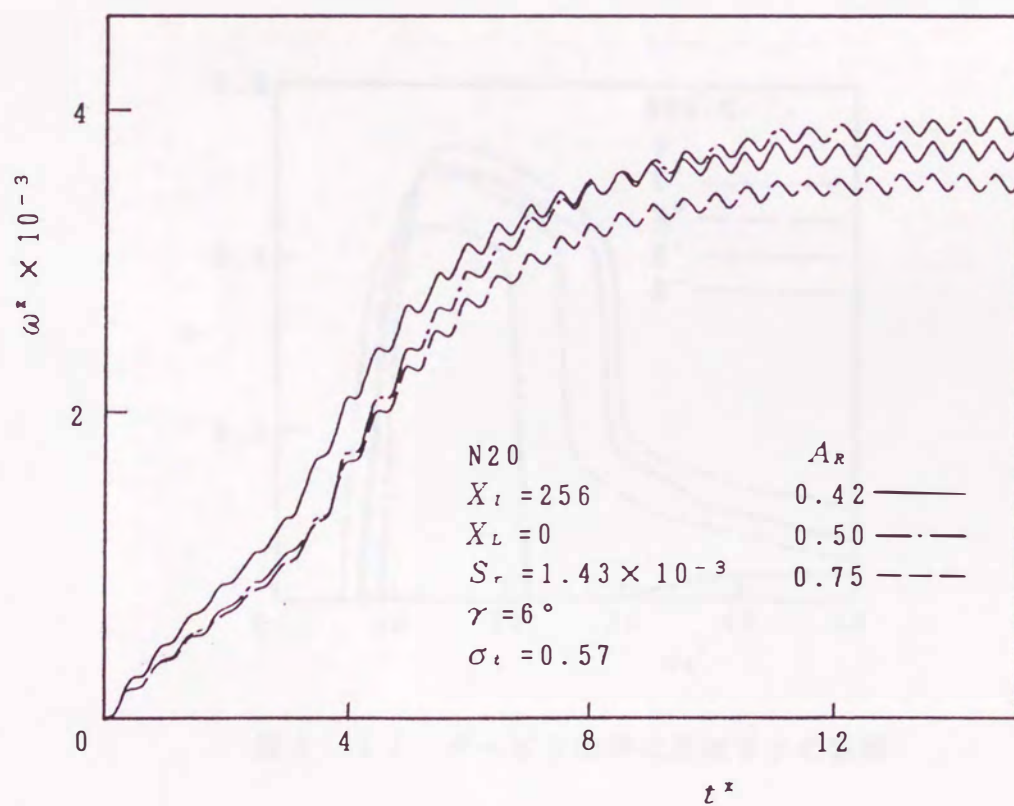
図A. 6 起動特性に及ぼす γ の影響



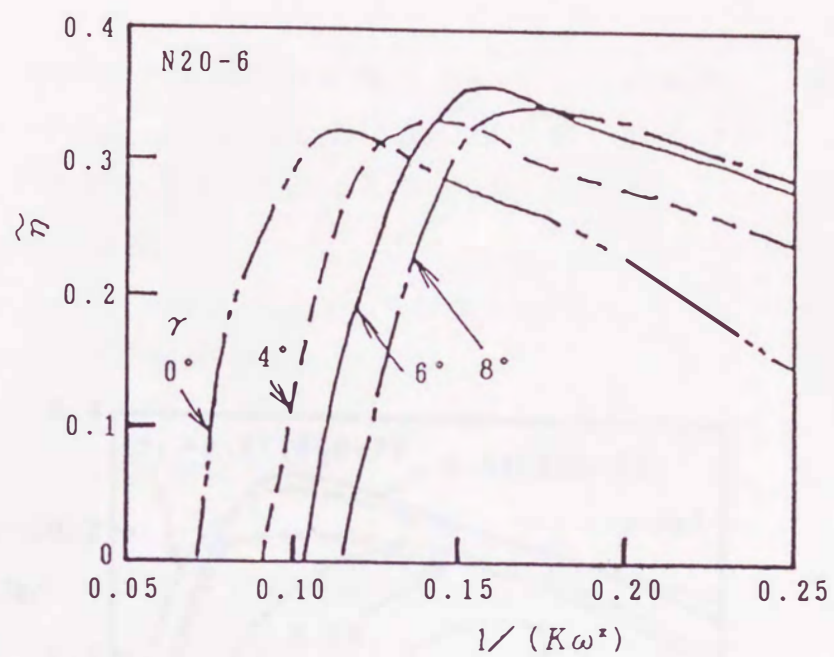
図A. 7 起動特性に及ぼす σ_i の影響



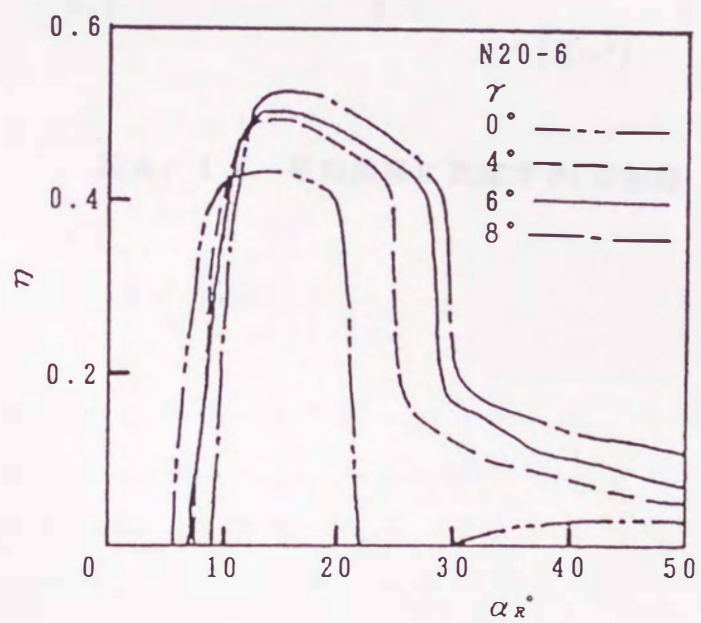
図A. 8 起動特性に及ぼす翼厚の影響



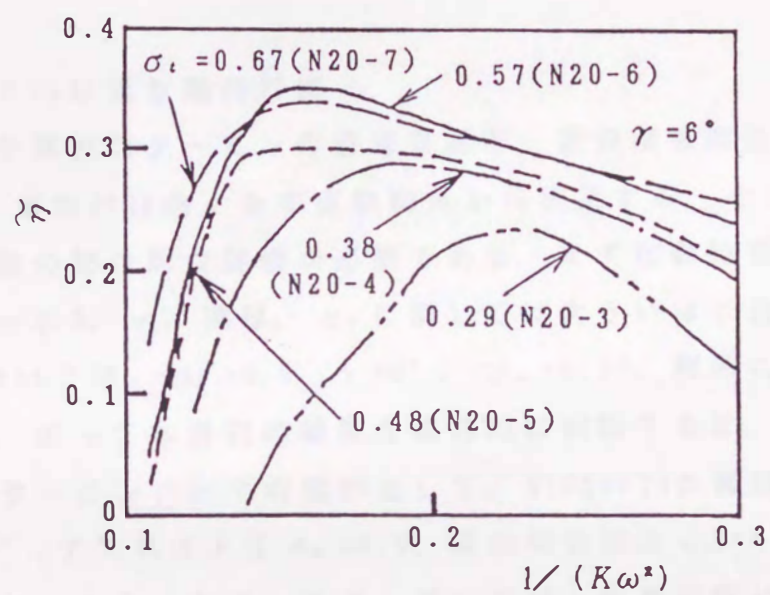
図A. 9 起動特性に及ぼす A_R の影響



図A. 10 平均効率に及ぼす γ の影響



図A. 11 タービン効率に及ぼす γ の影響



図A. 12 平均効率に及ぼす σ_i の影響

す弦節比の影響を示している。図A.12より、効率は翼先端弦節比 σ_t とともに上昇して $\sigma_t=0.57$ のときの最大になり、さらに σ_t が大きくなると減少することが分かる。

図A.13は平均効率に及ぼす翼厚の影響を示したものである。一般に最大効率は翼厚比が15%と20%では大差はないが、厚い翼の方が最大効率値は高い。また高効率を示す $1/(K\omega^2)$ の値が大きくなりロータの低速化に有利であるといえる。

図A.14に示すようにアスペクト比 A_R の影響については、 $0.42 < A_R < 0.75$ の範囲で $A_R=0.5$ の場合が最大効率が高い。

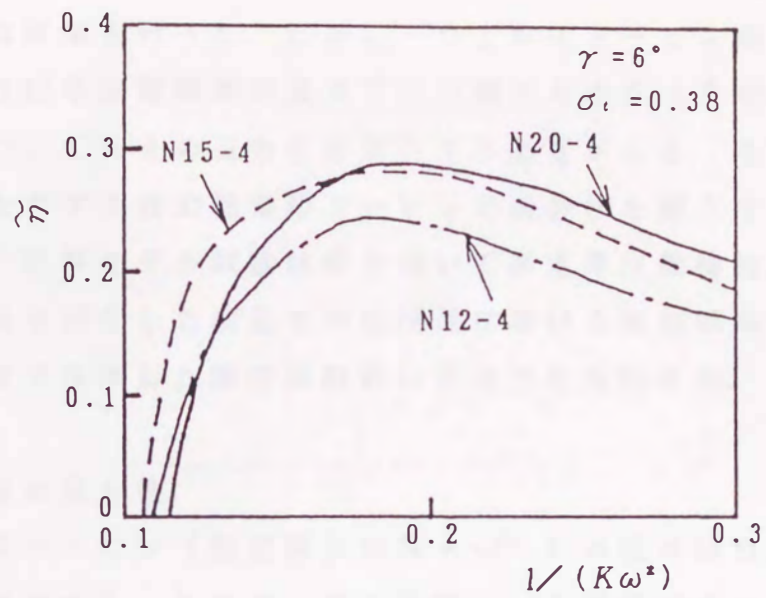
A 1. 6 ロータの好適な幾何形状

自己可変ピッチ翼波力タービンの最適な翼形、翼先端弦節比 σ_t 、アスペクト比 A_R 、翼取付け角 γ を本実験結果から決定する。その際、起動特性と作動特性の総合的な評価が必要である。まず起動特性においては、 $A_R=0.42\sim 0.5$ 、 γ 、翼厚、 σ_t に関しては大きいほど良い。一方、作動特性においては、 $A_R=0.5$ 、 $\gamma=6^\circ$ 、 $\sigma_t=0.57$ 、翼形については厚いほど良い。従って本研究の結果を総合的に判断すると、自己可変ピッチ翼波力タービンロータの翼形として、NACA0020の翼形を用い、翼取付け角 $\gamma=6^\circ$ 、アスペクト比 $A_R=0.5$ 、翼先端弦節比 $\sigma_t=0.57$ の場合が最適であるといえる。なお、本タービンでは、起動特性はウェルスタービンに比して著しく改善されるものの、効率はそれほど高くはない。

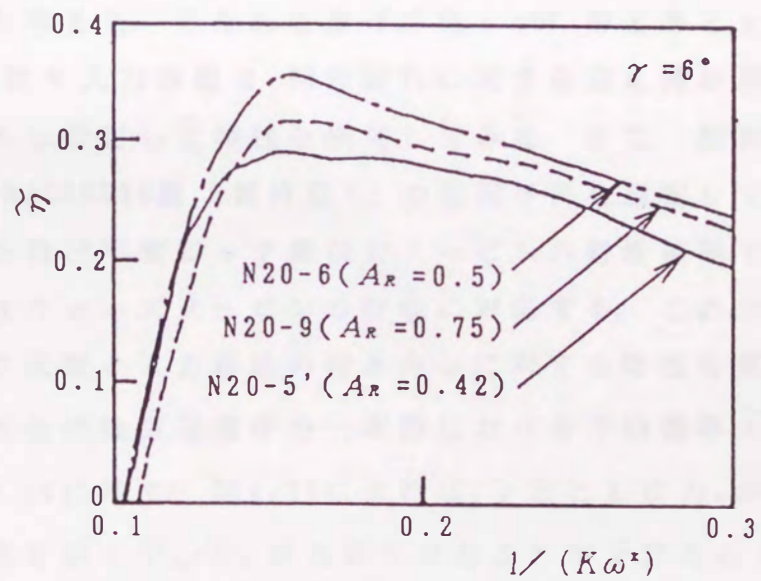
A 2 周期的往復流による性能評価

A 2. 1 まえがき

自己可変ピッチ翼波力タービンの設計法については、在来軸流タービンのように半径平衡条件を考慮して任意半径の円筒面上で翼列性能を計算する方法もあるが、複雑な二次流れや先端隙間流れの影響は考慮しにくいので、構造が簡単な本タービンの場合にはモデルを試作して定常流でタービン試験を行い、その結果よりタービンの非定常特性を（準定常解析）算出する方が得策と思われる。したがって前節で



図A. 13 平均効率に及ぼす翼厚の影響



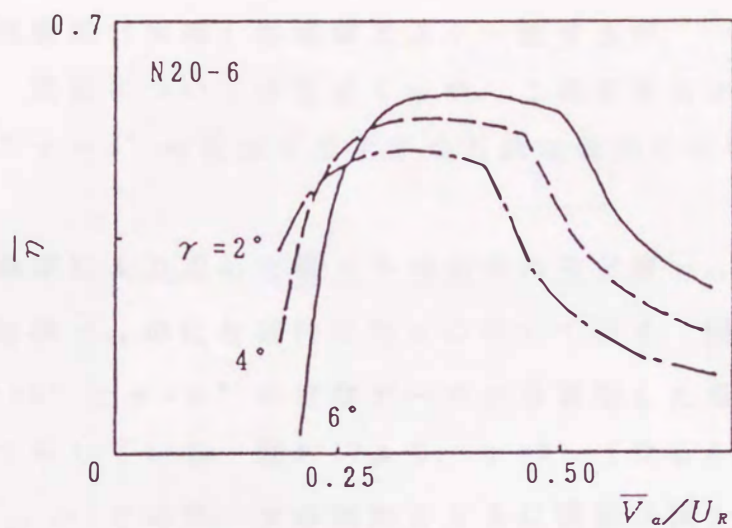
図A. 14 平均効率に及ぼす A_R の影響

は、取付け角を固定した状態で定常流において特性試験を行い、起動特性および作動特性の評価を行った。しかし、ウェルズタービンのヒステリシス特性のように準定常解析が妥当でない場合もありうるので、自己可変ピッチ翼についてもその妥当性を検討する必要がある。そこで自己可変ピッチ翼を有する波力発電用タービンの設計法を確立するための一段階として、定常モデル試験結果を用いて準定常作動特性の解析を行い、取付け角を固定した状態での往復流における実験結果と比較することで、前節で採用した準定常解析の妥当性を検討する。

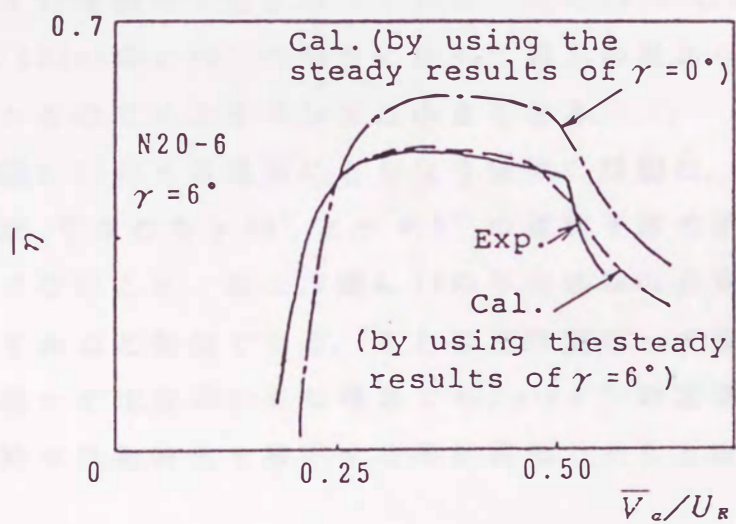
A 2. 2 準定常解析の妥当性

波力発電用ウェルズタービン（設定取付け角 $\gamma = 0^\circ$ ）の定常特性については数多くの研究がある。そこで、自己可変ピッチ翼波力タービンの開発に先立って、本タービンで対象とする取付け角の範囲は小さいので、 $\gamma = 0^\circ$ と $\gamma \neq 0^\circ$ における翼列干渉の差異は小さいと仮定し、ウェルズタービンの性能試験結果を用いて本タービンの平均効率を推算することができると考えた。すなわち取付け角 $\gamma = 0^\circ$ のときと $\gamma \neq 0^\circ$ のときのトルク係数や入力係数は、相対流れに対する迎え角が同一であれば同じ値になると仮定して特性を推定してみた。さて、前掲した図 A. 2(a) と (b) は、NACA0020 翼（翼枚数 6）の取付け角を固定して一方向定常流で得られた自己可変ピッチ翼波力タービンの特性結果であり、図 A. 2 の二点鎖線はウェルズタービンの特性に対応する。このウェルズタービンのトルク係数と入力係数の迎え角 α に対する特性を用いて、 $\gamma \neq 0^\circ$ の場合の正弦波軸流速度中の一周期における平均効率 $\overline{\eta}$ を推定した結果を図 A. 15 に示す。図 A. 15 によれば、 γ とともに $\overline{\eta}_m$ が著しく増加し、最大効率を示す $\overline{V}_e / U_R$ が大きくなることが予想された。

したがって次のステップとして、前節で述べたように $\gamma \neq 0^\circ$ のロータを試作し、定常特性を求めた。さらに周期的往復流における実験を行い半周期における平均特性を求めた。図 A. 16 には $\gamma = 6^\circ$ の場合について実験で求めた平均効率と定常特性を用い準定常解析により算出した平均効率の推定値を $\overline{V}_e / U_R$ に対してそれぞれ実線と破線で示して



図A. 15 定常データ ($\gamma=0^\circ$) より推定した平均効率



図A. 16 実験結果と解析結果の比較

いる。なお、一点鎖線は $\gamma = 0^\circ$ の定常データを用いて算出した推定値である。図 A. 16 より実験値（実線）は破線とよく一致するが、一点鎖線とはかなり異なる。詳細については後述するが、この事実は $\gamma = 0^\circ$ の定常データを用いて $\gamma \neq 0^\circ$ の性能を推定する方法は妥当でないことを示している。

図 A. 17 は、準定常効率により求めた最大平均効率の推定値 $\overline{\eta}_{m1}$ と実験により求めた最大効率 $\overline{\eta}_{m0}$ の比を取付け角 γ に対して示す。図 A. 17 の $\overline{\eta}_{m1}$ については、 $\gamma = 0^\circ$ と $\gamma = \gamma^\circ$ の定常データから算出した場合をそれぞれ破線と実線で示している。図 A. 17 より、 $\gamma = 0^\circ$ （ウェルズタービン）では $\overline{\eta}_{m1}/\overline{\eta}_{m0} > 1$ であり、 γ の増加とともに実線は減少して $\overline{\eta}_{m1}/\overline{\eta}_{m0} \approx 1$ となるが、破線は増加し続けることがわかる。 $\gamma = 0^\circ$ において $\overline{\eta}_{m1}/\overline{\eta}_{m0} > 1$ になる理由は、文献 (26) で明らかにされているようにウェルズタービン特有のヒステリシス特性のためである。 $\gamma > 2^\circ$ の範囲では実線は $\overline{\eta}_{m1}/\overline{\eta}_{m0} \approx 1$ であり、本タービンではヒステリシス特性の影響が無視し得ることを示している。この事実は図 A. 18 に示す相対流入角に対する C_A の変化からも明かである。図中の矢印は往復流における代表迎え角 α の増減の方向を示している。図 A. 18(b) に示す $\gamma = 6^\circ$ の場合は、図 A. 18(a) の $\gamma = 0^\circ$ の場合に比べて前方の翼のウェークが負圧面から遠ざかるのでヒステリシスは小さくなる。

以上の考察より、図 A. 17 の γ の増加にともなう破線の増加は、解析において採用した仮定、すなわち $\gamma = 0^\circ$ と $\gamma \neq 0^\circ$ の翼列干渉の差異を無視した仮定が適切でないこと、および図 A. 16 の平均効率の差異もこのために生じたものであると結論できる。また自己可変ピッチ翼波力タービンではピッチ角 γ が比較的小さな場合でも、 $\gamma = \gamma^\circ$ の定常データを用いた準定常解析が作動特性を推定する際に有効であると推定できる。

A 2. 3 取付け角の反転過程を考慮した非定常特性

以上の解析では空気流の方向が変わると同時に設定取付け角まで翼が反転すると仮定した。しかし実際には摩擦トルクのためある流入条

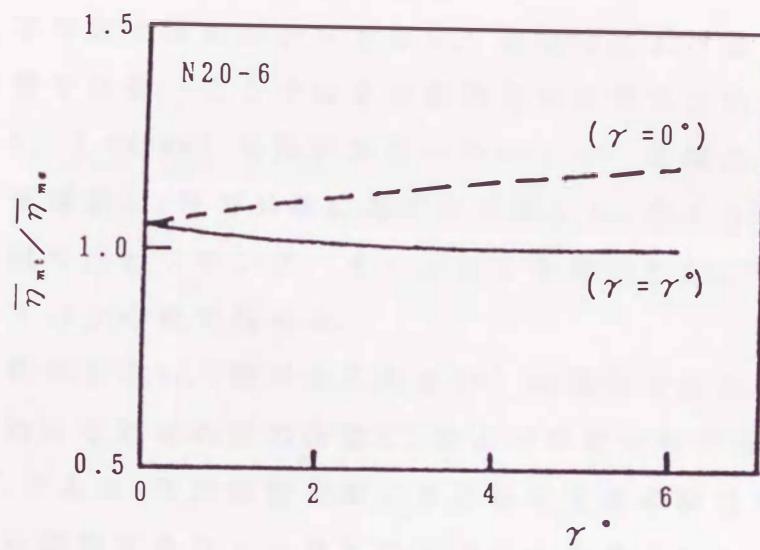


図 A. 17 実験と解析の最大平均効率の比較

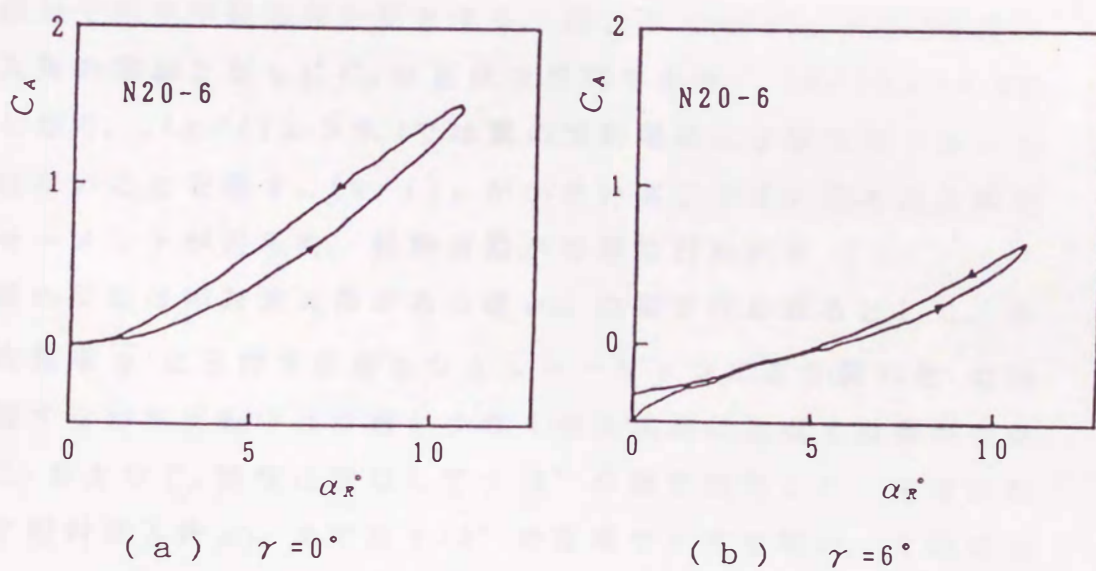


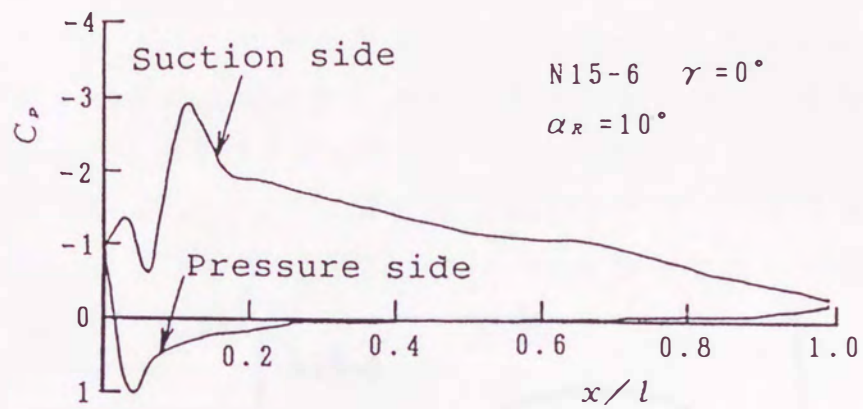
図 A. 18 取付け角によるヒステリシスの差異

件に達するまで反転が完了せず、タービントルクを発生しない。従って、翼に作用する回転モーメントに関する資料を得ることは、可変ピッチ機構の設計に不可欠であるばかりでなく、往復流における性能の定量的予測にも必要である。ここではその基礎資料を得るために、NACA0015翼（翼枚数6、 $l=90\text{mm}$ ）を用いたロータの $\gamma=0^\circ$ の場合について、翼面圧力分布を測定し、圧力分布に基づいて図A.1に示す x 軸上の支点（ピボット）回りのピッチング・モーメントを算出した。なお翼面圧力測定は、翼スパン中央で行った。

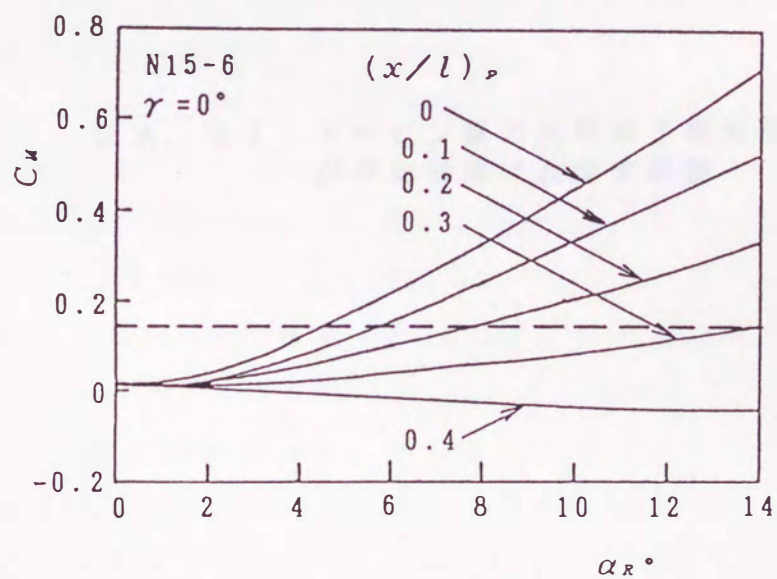
図A.19はその代表例を示し、相対流入角が 10° の場合である。図A.19の縦軸および横軸はそれぞれ圧力係数 C_p および前縁からの距離と翼弦長との比 x/l である。圧力係数分布における負圧面前縁近傍の凹みは、前方の翼から流出するウェークとの干渉により生じたものと思われる。

図A.20はピボット位置が翼のピッチング・モーメント係数 C_M に及ぼす影響を示す。図中の $(x/l)_p$ はピボットの位置を表し、例えば $(x/l)_p=0$ の曲線は前縁回りのモーメント係数である。なおモーメント M については図A.1に実線で示した空気流の方向と翼型に対して実線の矢印 M で示す回転方向を正とする。図より $(x/l)_p<0.3$ までは相対流入角の増加とともに C_M は正值で増加するが、 $(x/l)_p=0.4$ では負値となり、 $(x/l)_p>0.4$ では翼の揺動運動に必要なモーメントが得られないことを示す。 $(x/l)_p$ が小さいほど小さい相対流入角で大きいモーメントが得られ、揺動運動が容易に行われる。

次に翼の反転は相対流入角がある値 α_{rd} の間で行われるとして、それが平均効率 $\overline{\eta}$ に及ぼす影響をシミュレーションにより調べた。なおこの過程すなわち反転中は流量が少なく全体性能に及ぼす影響が少ないので C_T および C_A 特性は近似して $\gamma=0^\circ$ の値を使用した。すなわち反転完了相対流入角 α_{rd} までは $\gamma=0^\circ$ の定常データを用い、それ以上の相対流入角に対しては $\gamma=\gamma^\circ$ の定常データを用いて平均効率を推定した。図A.21は反転角 $\gamma=6^\circ$ の場合のシミュレーション結果である。図より反転完了相対流入角が $\overline{\eta}$ に及ぼす影響は小さいが、 $\alpha_{rd}\cong 7^\circ$



図A. 19 翼面圧力分布



図A. 20 ピボット位置がモーメント係数に及ぼす影響

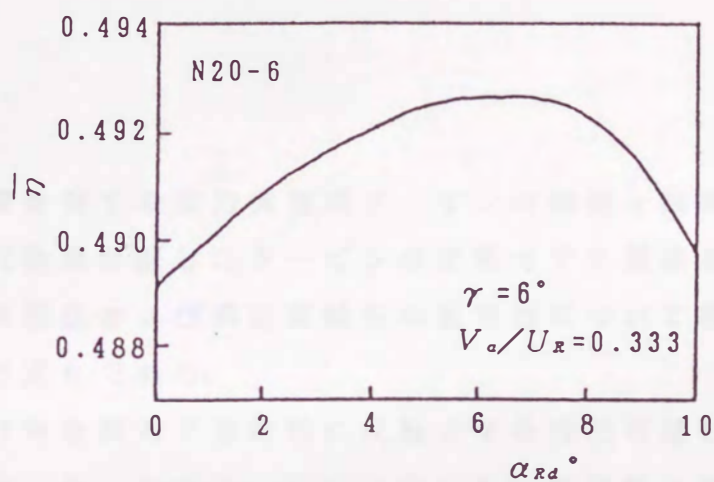


図 A. 2 1 タービン翼の反転完了相対流入角
が平均効率に及ぼす影響

で最大効率が得られることがわかる。なお最大効率点における反転完了相対流入角は、図A.2に示す $\gamma=6^\circ$ の定常性能において、 C_T 値が負から正になる近傍の角度に対応している。起動特性に及ぼす反転過程の影響を調べるため、往復気流中におけるタービンの挙動を準定常的に解析した。タービンへの軸流速度を正弦波と仮定した場合の計算結果を図A.22に示す。図の破線は反転過程を考慮しない場合、実線は最小有効流入角が 7° （最大効率を示す）で、二点鎖線はウェルズタービンの場合である。図よりタービン翼の反転過程を考慮しても本タービンはウェルズタービンより起動特性に優れ、かつ低回転化が達成できることがわかる。

A 2. 4 まとめ

自己可変ピッチ翼を有する波力発電用タービンの開発を目的として、種々の取付け角で対称翼を配したタービンの定常モデル試験を行い、タービンの最適幾何形状および準定常解析の妥当性について検討した。得られた結果は次の通りである。

- (1) 対称翼の取付け角を波力で自動的に反転させる自己可変ピッチ翼波力タービンは、ウェルズタービンに比べて起動特性に優れ、かつ低回転数で高出力を得る可能性がある。
- (2) 起動特性は、設定取付け角、弦節比および翼厚の大きいロータほど良く、またアスペクト比は0.42～0.5の場合が良い。
- (3) 作動特性は、翼形NACA0020、設定取付け角 6° 、翼先端弦節比0.57およびアスペクト比0.5の場合が良い。
- (4) 上記結論(2)、(3)を総合すると、自己可変ピッチ翼を有する波力発電用タービン形状として、NACA0020近傍の翼形を用い、設定取付け角約 6° 、翼先端弦節比約0.57、アスペクト比0.5近傍が最適と推論される。
- (5) 自己可変ピッチ翼を有する波力タービンは、ウェルズタービンに比べて特性のヒステリシスが小さく、定常モデル試験データを用いた非定常特性を推定する準定常解析法が設計に有効である。
- (6) タービン翼の取付け角の反転中の無効時間を考慮して作動および

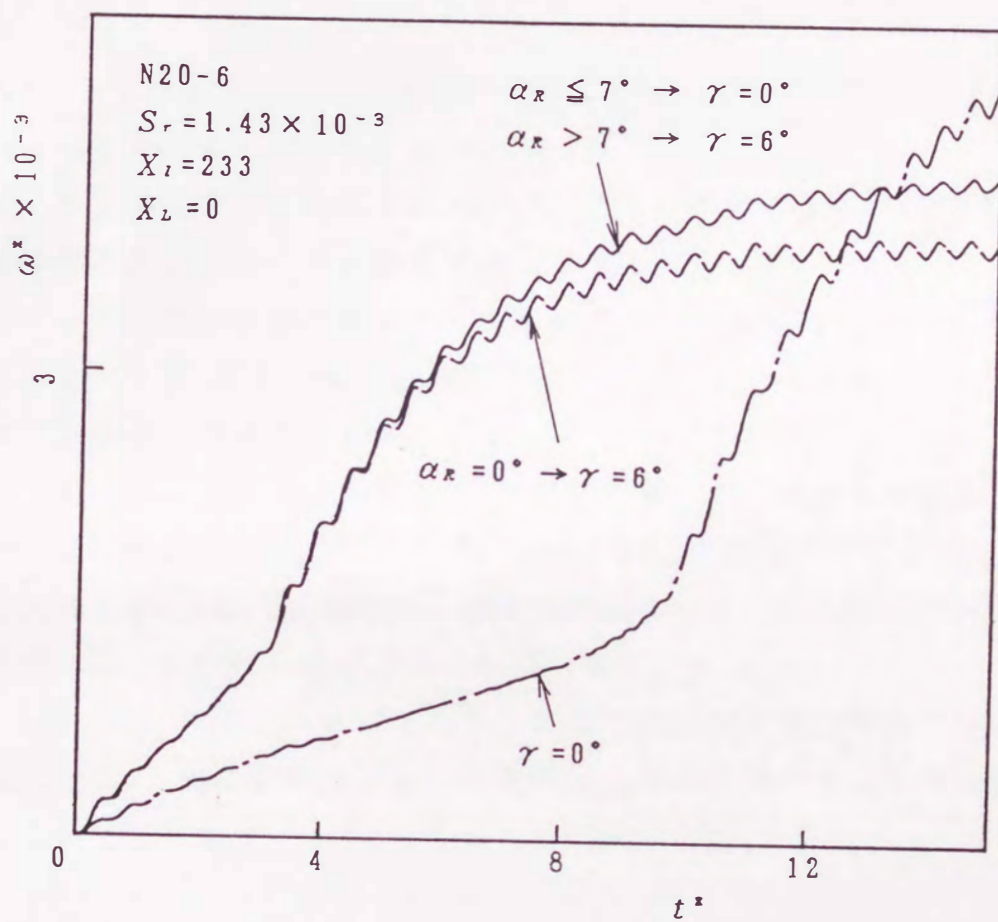


図 A. 22 反転過程を考慮した起動特性

起動特性をシミュレーション計算により調べ、本タービンがウェルズタービンよりも優れていることがわかった。

謝 辞

本研究の遂行にあたり、常に適切なご指導とご激励をいただき、本論文の取りまとめに至るまでの全般にわたり、終始変わらぬ有益、懇切なご教示とご鞭撻を賜りました九州大学 井上雅弘教授に衷心より感謝の意を表します。

また、本論文をまとめるにあたり九州大学 深野徹教授 および 中武一明教授より、貴重なご意見をいただきました。ここに心から感謝の意を表します。

佐賀大学 金子賢二教授には著者の研究生活を通じて常に学問的にご教示をいただきました。厚くお礼申し上げます。

さらに、たえず有益なご教示と暖かいご指導をいただきました佐賀大学 瀬戸口俊明助教授に、心から感謝の意を表します。

本研究における実験装置の製作および実験の遂行には佐賀大学 中野智弘助手および末次忠信 文部技官に多大なご協力と有益なご助言をいただきました。ここに心から感謝の意を表します。

本実験には、当時佐賀大学大学院生 弓削佳徳氏、松木悦夫氏をはじめ卒業研究諸氏のご協力をいただきました。ここに記して謝意を表します。

さらに九州大学 古川隼人助教授並びに山本芳久助手には深いご理解と多くのご助言を賜りました。ここに感謝の意を表します。

最後に、種々のご指導をいただきました九州大学工学部動力機械工学教室 第三講座の皆様、並びに佐賀大学理工学部機械工学科流体力学研究室の皆様に厚くお礼申し上げます。

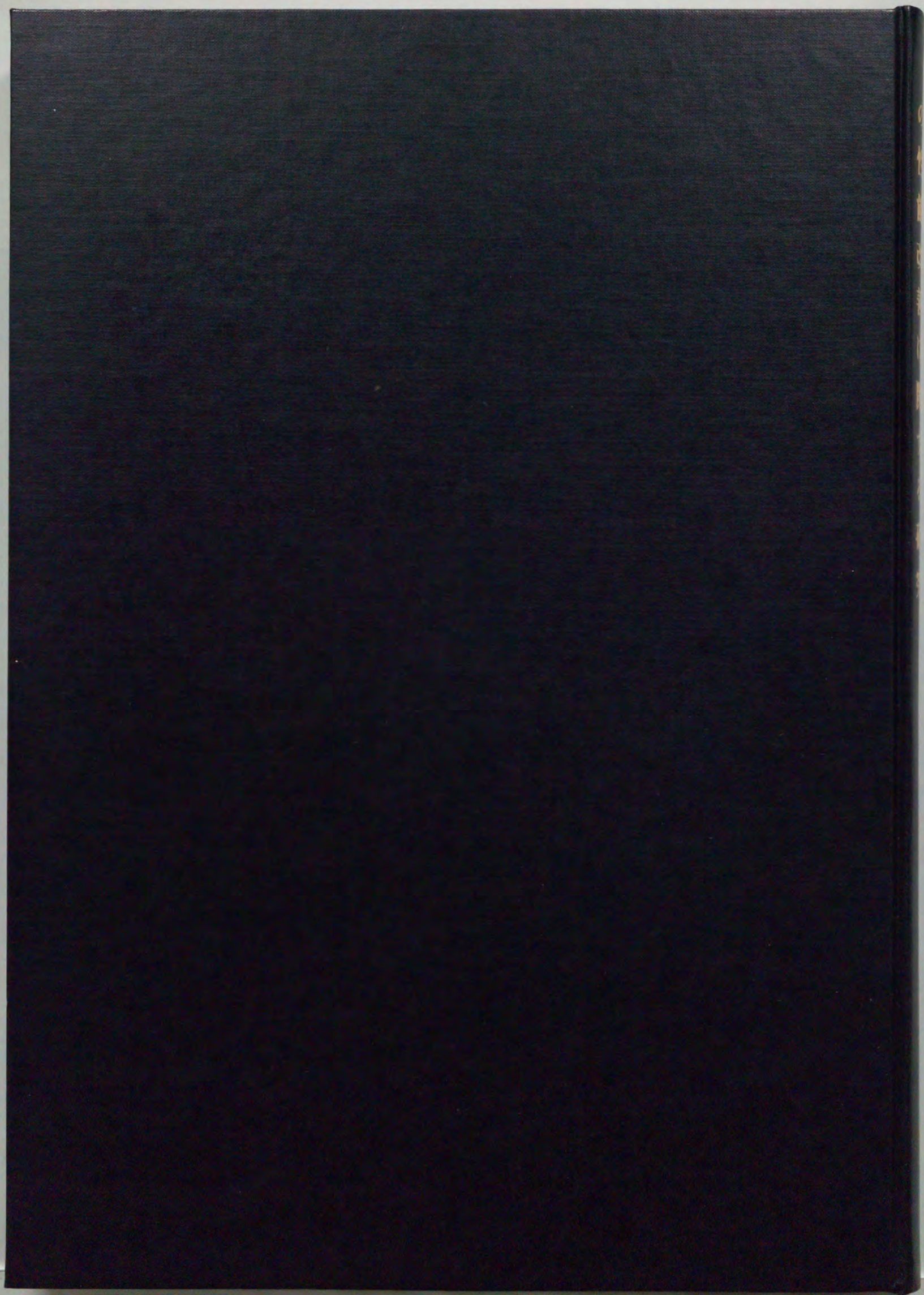
平成3年12月 濱 川 洋 充

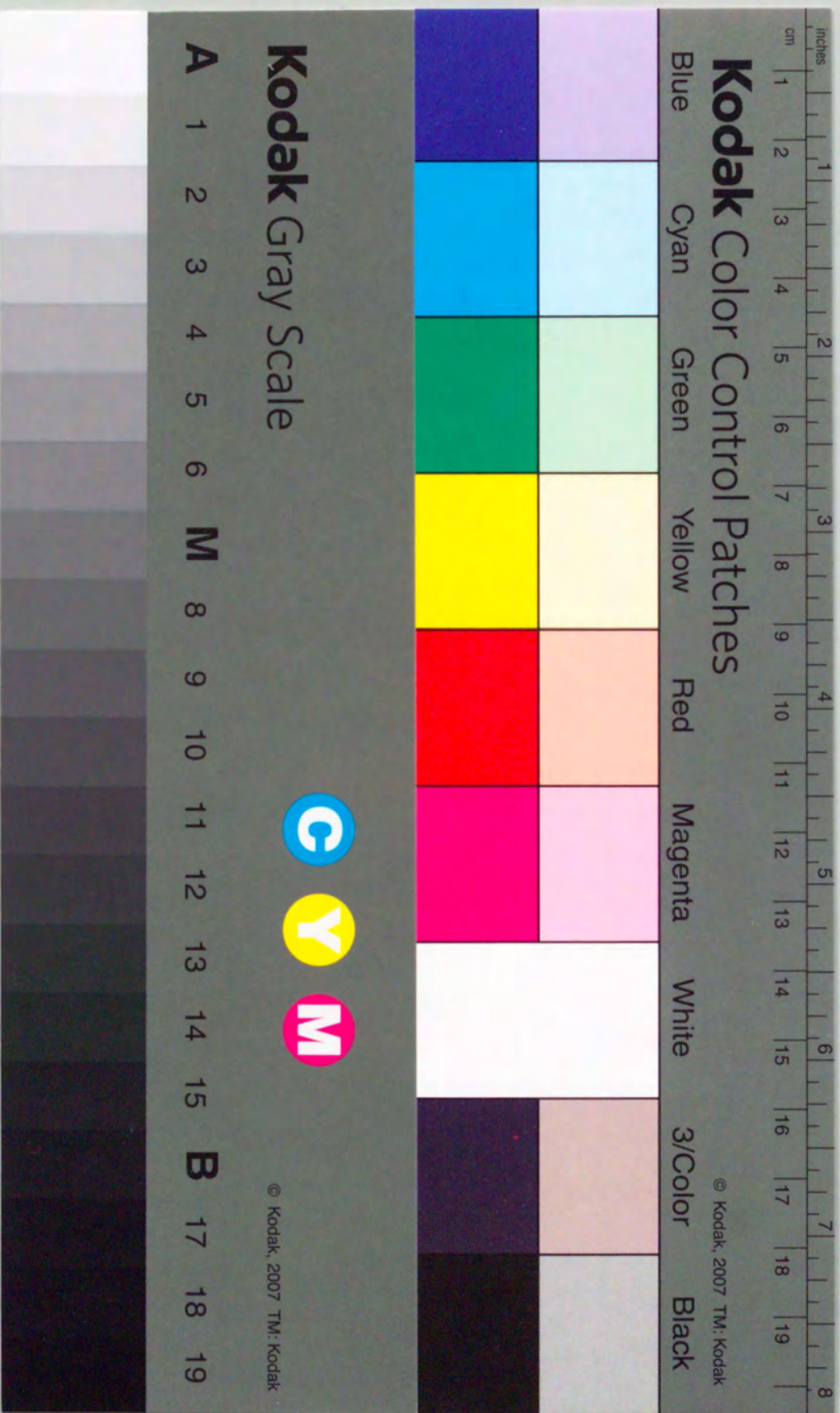
参 考 文 献

- (1)清水編著, 自然エネルギー利用学, パワー社(1990), 123
- (2)高石, 日本造船学会論文集, 637(1982-7), 297
- (3)井上, ほか2名, 日本機械学会論文集, 50-459, B(1984), 2599
- (4)R. J. Grant, et al., IEE Conference Publication 192(1981), 117
- (5)鈴木, ほか2名, 第12回ターボ機械講演会論文集(1982-10), 89
- (6)S. Raghunathan, et al., Second International Symposium on
WAVE&TIDAL ENERGY(1981-9), 207
- (7)井上, ほか4名, 日本機械学会論文集, 51-468, B(1985), 2746
- (8)井上, ほか3名, 日本機械学会論文集, 53-496, B(1987-12), 3691
- (9)K. Kaneko, et al., Current Practice and New Technology in
Ocean Engng., OED-Vol. 11(1986), 447
- (10)井上, ほか3名, 第1回エネルギー利用シンポジウム論文集,
海洋科学技術センター(1984), 181
- (11)M. Inoue, et al., Bull. of JSME, 28-243(1985), 1986
- (12)T. Setoguchi, et al., Current Practice and New Technology in Ocean
Engng., OED-Vol. 11(1986), 435
- (13)M. Inoue, et al., Current Practice and New Technology in
Ocean Engng., OED-Vol. 11(1986), 441
- (14)井上, ほか2名, 日本機械学会論文集, 50-459, B(1984), 2592
- (15)井上, ほか2名, 日本機械学会論文集, 50-461, B(1985), 338
- (16)鈴木, ほか2名, 日本機械学会論文集, 50-449, B(1984), 249
- (17)関屋, ほか2名, 第13回ターボ機械講演会論文集(1983), 94
- (18)S. Raghunathan, et al., J. Energy, Vol. 6, No. 6(1982), 430
- (19)井上, ほか3名, 機械の研究, 39-2(1987), 275
- (20)C. P. Tan, et al., Queen's University of Beljast(1983)
- (21)S. Raghunathan, et al., J. ENERGY, Vol. 7, No. 3(1983), 226
- (22)S. Raghunathan, et al., Int. J. Heat&Fluid Flow, Vol. 6, No. 1(1985), 17
- (23)鈴木, ほか2名, 流れの可視化, Vol. 4(1984-10), 51

- (24)鈴木, ほか2名, 流れの可視化, Vol.5(1985-7), 91
- (25)関屋, ほか2名, 第13回ターボ機械講演会論文集(1983), 62
- (26)井上, ほか3名, 日本機械学会論文集, 51-468, B(1985), 2746
- (27)M. Inoue, et al., Bull. of JSME, 29-250(1986), 1177
- (28)田古里, ほか2名, 文部省科学研究費補助金エネルギー特別研究・昭和60年度研究成果報告書(1986), 107
- (29)瀬戸口, ほか3名, 日本機械学会論文集, 53-487, B(1987-3), 945
- (30)井上, ほか3名, 日本機械学会論文集, 53-496, B(1987-12), 3699
- (31)金子, ほか3名, 日本機械学会論文集, 53-487, B(1987-3), 950
- (32)金子, ほか5名, Reports of the Faculty of Science and Engineering, Saga University, Vol.17(1988)
- (33)S. Raghunathan, et al., J. ENERGY, Vol. 7, No. 6(1983), 741
- (34)M. Inoue, et al., Proc. of the 5th Intern. Offshore Mechanics and Engng. Symp., Vol. 2(1986), 574
- (35)S. Raghunathan, et al., ASME Paper, 87-FE-2(1987)
- (36)Sturge, D. P., CEGB Memo., MM/MECH/TA 41(1977)
- (37)井上, ほか2名, 日本機械学会論文集, 51-461, B(1985-1), 338
- (38)R. J. Grant, et al., CEGB, MM/MECH/TF 207(1979)
- (39)鈴木, ほか3名, 日本機械学会論文集, 55-513, B(1989-5)
- (40)S. Raghunathan, et al., Proc. of the 7th Intern. Offshore Mechanics and Engng. Symp., Vol. 2(1986), 574
- (41)R. J. Grant, CEGB, MM/MECH/TF 273(1980)
- (42)S. Raghunathan, et al., ASME Paper, 87-FE-3(1987)
- (43)関屋, ほか2名, 第12回ターボ機械講演会論文集(1982), 68
- (44)M. Inoue, et al., AIAA/ASME 4th Fluid Mechanics, Plasma Dynamics and Laser Conference, AIAA-86-1122(1986)
- (45)E. J. Jumper, et al., J. Aircraft, Vol. 24, No. 10(1987), 680
- (46)Thomas J. Mueller, J. Aircraft, Vol. 22, No. 9(1985), 763
- (47)日刊工業新聞, 1986.10.15
- (48)日刊工業新聞, 1991.4.22

- (49)勝原, 第2回波浪エネルギー利用シンポジウム論文集,
海洋科学技術センター(1987-6), 83
- (51)益田, ターボ機械学会論文集, 9-1(1981-1), 24
- (52)山田, ターボ機械学会論文集, 9-8(1981-1), 35
- (53)益田・横溝, 海洋技術センター試験研究報告, JAMSTEC3(1979), 62
- (54)工藤, ほか3名, 日本造船学会論文集, 160(1986-11), 217
- (55)工藤, ほか3名, 日本造船学会論文集, 162(1987-11), 267
- (56)工藤, ほか3名, 日本造船学会論文集, 164(1988-11), 193





Kodak Color Control Patches

© Kodak, 2007 TM: Kodak

Blue Cyan Green Yellow Red Magenta White 3/Color Black

Kodak Gray Scale



© Kodak, 2007 TM: Kodak

A 1 2 3 4 5 6 M 8 9 10 11 12 13 14 15 B 17 18 19