

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：



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

①

波力発電用複葉式タービンの の性能改善に関する研究

濱 川 洋 充

目 次

記号表	1
第1章 序 論	5
第2章 空気タービンによる波力利用技術とウェルズタービン	8
2. 1 一次変換装置	8
2. 2 二次変換装置	8
2. 3 ウェルズタービン	15
2. 3. 1 ウェルズタービンの作動原理	15
2. 3. 2 ウェルズタービンの特性	19
第3章 試験装置	23
3. 1 試験装置	23
3. 1. 1 往復気流発生風洞	23
3. 1. 2 タービン試験装置	23
3. 1. 3 計測システム	26
3. 2 試験装置の性能	27
3. 3 試験条件	27
3. 4 翼面圧力分布の測定	32
第4章 解析方法	34
4. 1 定常流におけるトルク係数と入力係数	34
4. 2 起動特性	36
4. 2. 1 まえがき	36
4. 2. 2 解析方法	36
4. 2. 3 準定常解析の妥当性	38
4. 3 作動特性	38
4. 3. 1 まえがき	38

4. 3. 2	正弦波におけるタービン性能の準定常解析	38
4. 3. 3	正弦波によるモデル試験の性能解析	40
4. 3. 4	不規則波におけるタービン性能の準定常解析	41
4. 3. 5	準定常解析の妥当性	44
第5章 複葉式タービンの性能改善		46
5. 1	まえがき	46
5. 2	複葉式タービンの概要と供試羽根車	46
5. 2. 1	複葉式ウェルズタービン	46
5. 2. 2	取付け角付複葉式タービン	49
5. 2. 3	反り翼を用いた複葉式タービン	49
5. 2. 4	外部案内羽根付複葉式ウェルズタービン	53
5. 2. 5	中間案内羽根付複葉式ウェルズタービン	53
5. 2. 6	三葉式ウェルズタービン	53
5. 3	複葉式ウェルズタービンの特性	59
5. 3. 1	まえがき	59
5. 3. 2	定常試験による複葉式ウェルズタービンの特性	59
5. 3. 3	ヒステリシス特性	67
5. 3. 4	周期的往復流におけるタービン性能	74
5. 3. 5	まとめ	79
5. 4	取付け角付複葉式タービン	81
5. 4. 1	取付け角付複葉式タービンの特性	81
5. 4. 2	平均効率に及ぼす諸因子の影響	84
5. 4. 3	起動特性に及ぼす諸因子の影響	87
5. 4. 4	最適幾何形状	87
5. 4. 5	まとめ	91
5. 5	反り翼を用いた複葉式タービン	92
5. 5. 1	反り翼を用いた複葉式タービンの特性	92
5. 5. 2	起動特性に及ぼす諸因子の影響	92
5. 5. 3	平均効率に及ぼす諸因子の影響	95
5. 5. 4	最適幾何形状	100

5. 5. 5	複葉式ウェルズタービンとの比較	102
5. 5. 6	まとめ	104
5. 6	外部案内羽根付複葉式ウェルズタービン	105
5. 6. 1	外部案内羽根付複葉式ウェルズタービンの特性	105
5. 6. 2	起動特性に及ぼす食い違い角の影響	107
5. 6. 3	タービン効率に及ぼす食い違い角の影響	107
5. 6. 4	まとめ	110
5. 7	中間案内羽根付複葉式ウェルズタービン	111
5. 7. 1	中間案内羽根付複葉式ウェルズタービンの特性	111
5. 7. 2	起動特性に及ぼす中間案内羽根の影響	111
5. 7. 3	タービン効率に及ぼす中間案内羽根の影響	114
5. 7. 4	まとめ	114
5. 8	三葉式ウェルズタービン	116
5. 8. 1	三葉式ウェルズタービンの特性	116
5. 8. 2	起動特性に及ぼすロータ枚数の影響	116
5. 8. 3	タービン効率に及ぼすロータ枚数の影響	119
5. 8. 4	まとめ	119
5. 9	複葉式タービンの相互比較	121
第6章 結 言		130
付 録 自己可変ピッチ翼を有する波力タービン		133
A 1	モデル実験によるタービン幾何形状の決定	133
A 1. 1	まえがき	133
A 1. 2	作動原理	133
A 1. 3	トルク係数および入力係数	133
A 1. 4	起動特性	139
A 1. 5	作動特性	139
A 1. 6	ロータの好適な幾何形状	144
A 2	周期的往復流による性能評価	144
A 2. 1	まえがき	144

A 2. 2	準定常解析の妥当性	146
A 2. 3	取付け角の反転過程を考慮した非定常特性	148
A 2. 4	まとめ	153
謝 辞		156
参考文献		157

記 号 表

A_2	: 空気室の断面積
A_i	: タービン入口の流路断面積
A_R	: アスペクト比 $[=b/l]$
b	: 翼高さ
C_A	: 入力係数, 式(2.10), 式(4.5)
C_A'	: 軸力係数, 式(2.4)
$C_{A, R'}$	: 代表半径における軸力係数
C_D	: 抗力係数
$\overline{C_i}$	: 平均入力係数, 式(4.37)
C_L	: 揚力係数
C_M	: モーメント係数 $[=M/(\rho w_i^2 l^2/2)]$
$\overline{C_o}$	: 平均出力係数, 式(4.36)
C_p	: 圧力係数 $[=(p-p_i)/(\rho w_i^2/2)]$
C_T	: トルク係数, 式(2.5), 式(4.4)
C_T'	: 接線力係数, 式(2.3)
$C_{T, R'}$	: 代表半径における接線力係数
D	: 抗力
D_h	: ハブ径
D_t	: ロータの外径
d_m	: 翼最大厚み
F	: 波の運動状態を表す関数
F_A	: 翼に作用する軸方向の力
F_T	: 翼に作用する接線方向の力
f	: 波の周波数
$\overline{f}$	: 波の平均周波数
f^*	: 無次元周波数 $[=f/\overline{f}]$
$\mathcal{G}$	: ロータに発生する無次元トルク

$\bar{G}$	: ロータ間隔
h	: 波高
$h_{1/3}$	: 空気室内の不規則波の有義波高 (不規則波の波高の高い順に上位1/3の波高を平均した値)
h^*	: 空気室内の無次元不規則波高 $[= h/h_{1/3}]$
I	: 回転系の慣性モーメント
K	: 無次元周期 $[= r\bar{f}/V]$, (4.3.4)節
L	: 揚力
L_i	: 中間案内羽根長さ
l	: 翼弦長
M	: ピッチング・モーメント
m	: タービン入口の流路断面積と空気室断面積の比 $[= A_i/A_a]$
N	: 回転数
n	: タービンロータの数
n_e	: 素波の数
p	: 翼面圧力
p_1	: 羽根車入口静圧
p_2	: 羽根車出口静圧
Q	: 体積流量
Re	: レイノルズ数 $[= U_R l/\nu]$
Re	: レイノルズ数 $[= w_R l/\nu, w_i l/\nu]$
r	: 半径
r_h	: ハブ半径
r_R	: ハブとケーシングの平均半径
r_t	: ロータ半径
r^*	: 無次元半径 $[= r/r_R]$
S	: 波のスペクトル
s	: チップ
S_r	: 無次元周波数 $[= r_R f/\bar{V}_a]$

S_w	: スイープ度 (翼の中心線を平行移動して半径線と一致するまでの距離と翼弦長との比)
S^*	: 波の無次元スペクトル
T	: 軸流速度の変動の周期
$\bar{T}$	: 空気室内の不規則波の平均周期
$T.C.$	: 翼先端隙間
T_i	: ロータが発生する出力トルク
T_L	: ロータにかかる負荷トルク
t	: 時間
t^*	: 無次元時間 $[=tf]$
U_R	: 代表半径における周速度
U	: 周速度
V	: 代表速度 $[=h_{1/3}/(m\bar{T})]$, (4.3.4節)
V_a	: v_a の最大値
$\bar{V}_a$	: 流入空気の流路平均最大軸流速度
v_a	: 流入軸流速度
$\bar{v}_a$	: 平均流入軸流速度
V_a^*	: $V_a/\bar{V}_a$
v_a^*	: v_a/V
w_i	: 案内羽根により予旋回がある場合の代表半径における 相対流入速度
w_R	: 代表半径における相対流入速度
x	: 前縁から翼弦方向の距離
X_i	: 無次元慣性モーメント, 式(4.16)
X_L	: 無次元負荷トルク, 式(4.17)
y	: 前縁より x 軸方向に垂直な距離
z	: 一枚のタービンロータ当たりの翼枚数
α	: 迎え角
α_R	: 代表半径における相対流入角, 式(4.1)

α_m	: 迎え角の最大値
α_s	: 失速迎え角
β	: 予旋回角
γ	: 翼の取付け角
ε	: 素波の位相
ΔP	: ロータ前後の全圧差
ΔP_s	: 空気室全圧と大気圧の差
η	: 定常流におけるタービン効率, 式(2.11), 式(4.6)
$\tilde{\eta}$	: 波の十分な時間間隔の平均効率, 式(4.38)
$\overline{\eta}$	: 正弦波におけるタービン平均効率, 式(4.23), 式(4.25)
$\overline{\eta}_m$	: 正弦波におけるタービン最高平均効率
ψ	: ハブ比 [= D_h/D_t]
ξ	: 案内羽根の食い違い角
ρ	: 空気密度
σ	: 半径 r における弦節比 [= $lz/(2\pi r)$]
σ_R	: 代表半径における弦節比
σ_t	: 翼先端弦節比 [= l/s]
ω	: ロータの角速度
ω^*	: 無次元角速度 [= $\omega/\overline{f}$]

添 字

Mono	: 単葉式の略
Bi	: 複葉式の略
Tri	: 三葉式の略
m	: 最大値に関する値
opt	: 最適値に関する値
s	: 失速に関する値

第1章 序 論

急速な文明生活の向上に伴うエネルギー消費量の急増は、火力発電所の排ガスによる酸性雨や地球温暖化現象、原子力発電所廃棄物による放射能汚染など地球規模の環境問題を生起した。今後、発展途上国が技術先進国と同程度の文明生活を要求するとき、先進国にはこれを拒む権利はなく、この問題はますます深刻化するであろう。人類存続に必要な環境を維持しつつ文明生活を享受するためには、自然エネルギーの有効利用が必要である。その自然エネルギーの一つに波力がある。波力の利用技術は1799年のフランスのジラルの特許に始まり、以来600件以上の特許があると言われているが、風力や太陽光に比して実用実績はほとんどない。エネルギー源としての研究開発は1973年のオイルショック以降、英、ノルウェイ、日本を中心により本格的に行われ始めた。その中で取り上げられた利用技術は多種多様^{1) 2)}であるが、保守および構造強度の観点から波の上下運動を空気に伝えてタービンを回す、いわゆる振動水柱型—空気タービン方式が最も実用化が近いと期待されている。中でも空気タービンとして1977年クィーンズ大学のウェルズによって発明されたウェルズタービンは、対称翼を翼弦がロータの周方向に一致するように並べた極めて構造が簡単な軸流タービンで、整流弁も不要であるため有望視されている。最近10年の間に国内外でウェルズタービンに関する多くの研究^{3) ~ 44)}が行われ、我が国でも海洋技術センターや港湾技術研究所等で実証試験が実施されている。しかし、ウェルズタービンは作動原理上、空気流速に比べて翼の周速が大きい高速型であり、特に高出力の場合には強度および騒音が問題となる。

ところで波力発電プラントの立地条件としては波浪エネルギー密度が高いところが望ましく、そのため最近では立地条件の良い場所を選ぶのみでなく、傾斜板を海底に沈め波レンズ効果によって波浪エネルギー密度を高くする波浪制御技術の研究^{47) 48) 54) ~ 56)}が行われている。波浪エネルギー密度の高い所では大きな全圧降下が期待できるの

でウェルズタービンを2段または3段にして使用することが考えられるが、さらにコンパクト化し、ウェルズタービンを同軸に近接して設置する複葉式ウェルズタービンが提案された³³⁾。その後、その特性が佐賀大学、九州大学、クィーンズ大学の共同研究によって明らかにされ^{31) 32) 34) 35)}、次の特長があることが分かった。すなわち、複葉式ウェルズタービンは単葉式ウェルズタービンより起動特性^{注1)}が良好であり、作動領域^{注2)}が広く、しかも低速度型化が可能である。しかし、一方では弦長を基準にしたレイノルズ数が低く単葉式ウェルズタービンの効率が低い場合、すなわち小型小出力の場合には複葉式ウェルズタービンを採用することによりタービン効率が向上できるものの、一般的には複葉式では単葉式よりわずかに効率が低いという欠点がある。

本研究では、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、実験によってその特性を調べ、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ことを企図している。

以下、第2章では現在までの研究状況を把握するために、振動水柱-空気タービン方式による波浪発電方式の概要を例によって示し、ウェルズタービンの原理とウェルズタービンに対してこれまでに得られた研究成果を総括する。第3章では本研究に使用した実験装置と計測方法の概要を示す。第4章では本研究における実験資料の整理方法と解析方法を示し、解析方法の妥当性について述べる。第5章では本研究で提案した複葉式タービンの幾何形状および仕様を示し、複葉式ウェルズタービンの特性、その特性を改善するために提案した複葉式タービンの特性およびそれらの相互比較を行っている。第6章は本研究の結論である。

(注1) 起動特性：往復気流によって静止状態から作動状態に至るまでの時間。波高が変化する海洋では正味の出力が得られる時間を増やすために、この時間の短縮化が重要である。

(注2) 作動領域：高効率が得られる流量係数（往復気流1周期の最大軸流速度と羽根車周速度の比）の範囲。

なお、本研究に先立って、ウェルズタービンの特性を改善する目的で、自己可変ピッチ動翼を有するウェルズタービンを提案し、特性を把握するための予備試験を行ったが、構造が複雑な割に期待したほどの成果は得られなかった。しかし、第5章での相互比較にその特性も引用したので、研究の概要を付録に記述している。

第2章 空気タービンによる波力利用技術とウェルズタービン

2. 1 一次変換装置

振動水中型とは図2.1の概念図に示すように装置内に導かれた水柱の往復運動を利用するものである。従来提案されている装置の例で示すと、図2.2および図2.3のような沿岸固定式と、図2.4および図2.5のような浮体式のいずれの発電装置にも利用できる。一般的に水の往復運動を空気流に変換して二次変換装置として空気タービンを利用するものが多い。小型の装置には縦横比がほぼ1の空気室を1個有するpoint absorber型（図2.2および2.4）が使用されるが、高出力化を目指すには複数の空気室を有する細長い浮体または固定建造物（防波堤）を波の進行方向と直角に配置するterminator型（図2.3）か、波の進行方向に配置するattenuator型（図2.5）を用いる。

2. 2 二次変換装置

二次変換装置に関しては、弁箱を設け空気流を弁によって整流して図2.6のような在来タービンを使用する弁方式と、往復流において同一方向に回転する特殊なタービンを使用する無弁方式がある。

弁方式は、小規模発電ながら灯標として益田氏によって世界で最初に実用化された波浪発電装置に採用されている（図2.4）。図2.7に弁箱による空気整流方式の概念図を示す。しかし、往復流を利用しようとするれば弁箱が大きくなるばかりでなく、大型装置においては弁の保守が困難となるため、無弁方式¹⁾が望ましい。

無弁方式には、衝動形⁴⁹⁾（図2.8）、貫流形^{50) 51)}（図2.9）、二重プロペラ形⁵²⁾（図2.10）、二重うず巻形⁵²⁾（図2.11）、サボニウス形^{49) 52)}（図2.12）などがあるが、構造が複雑な割には在来タービンに比べて効率が低いという欠点がある。そこで最も有望視されているのがウェルズタービンである。これは図2.13に示すようにロータに対称翼を取付け角 0° で取り付けただけの単純構造で製作費が安価であり、高速回転するので発電機も小型化できるというメリットを持つ。

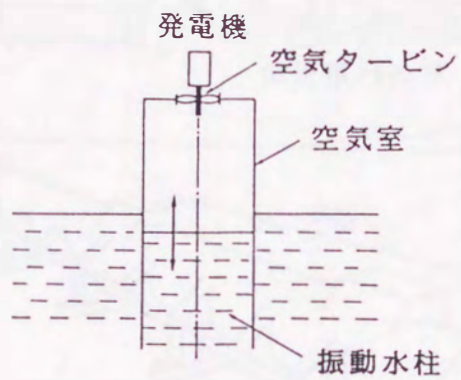


図 2. 1 振動水柱の概念

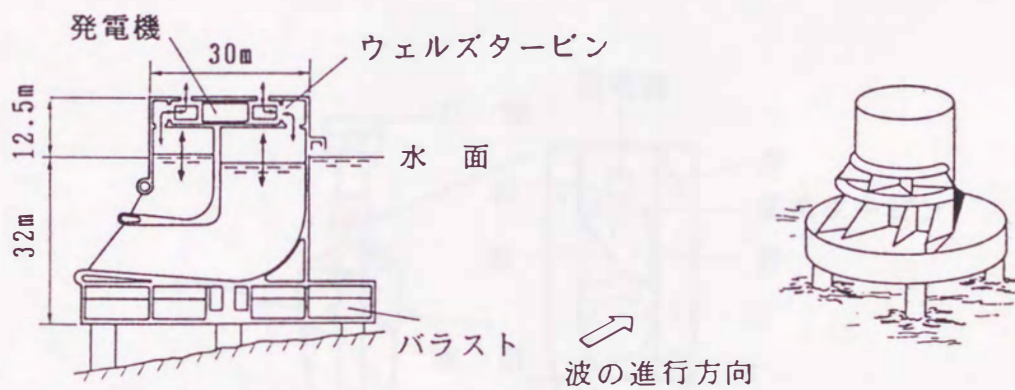


図 2. 2 ベルファースト式OWC（固定ポイントアブゾーバ形）

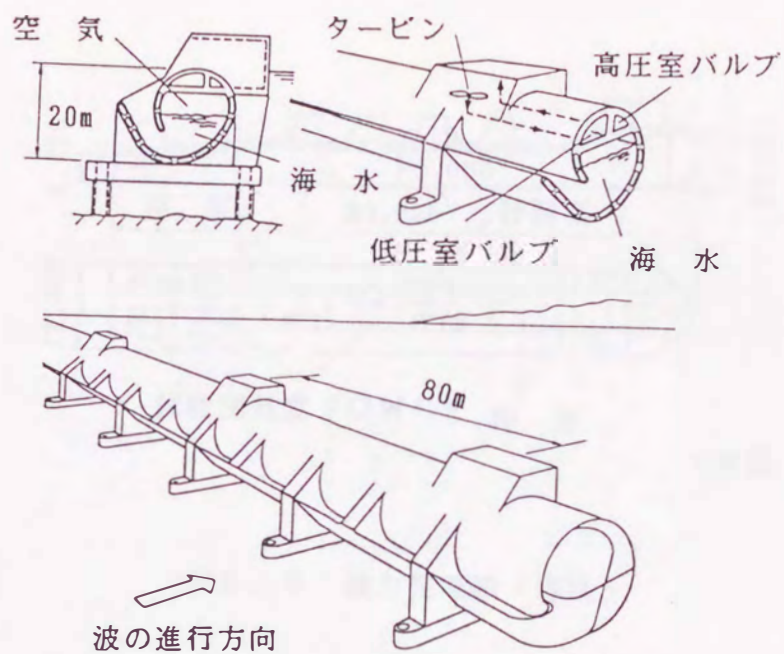


図 2. 3 ピッカース式 OWC (固定ターミネータ形)

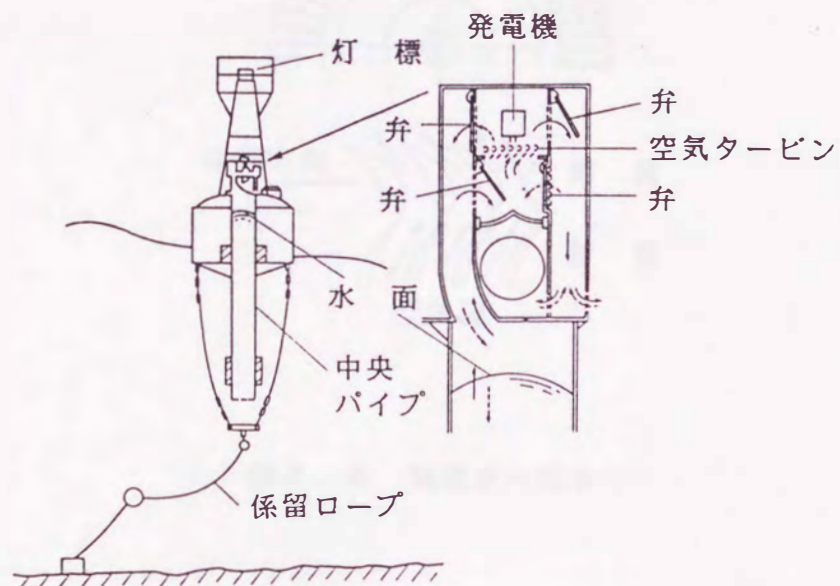


図 2. 4 灯標用ブイ (中央パイプ式)

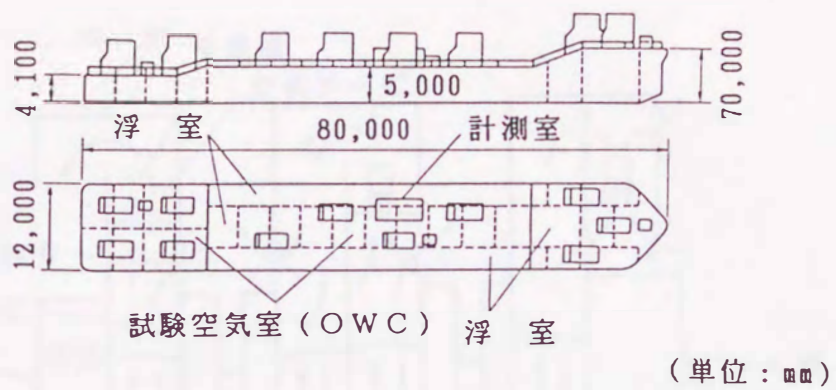


図 2. 5 波力発電船「海明」

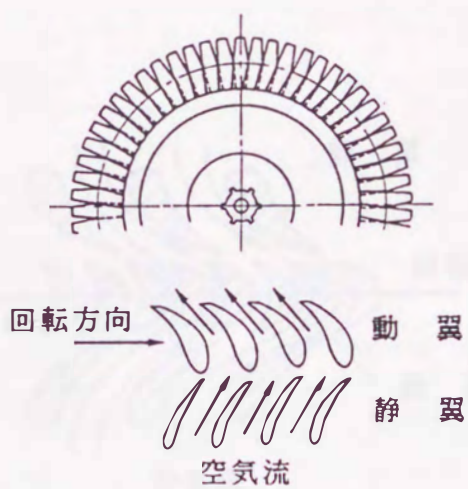


図 2. 6 軸流タービン

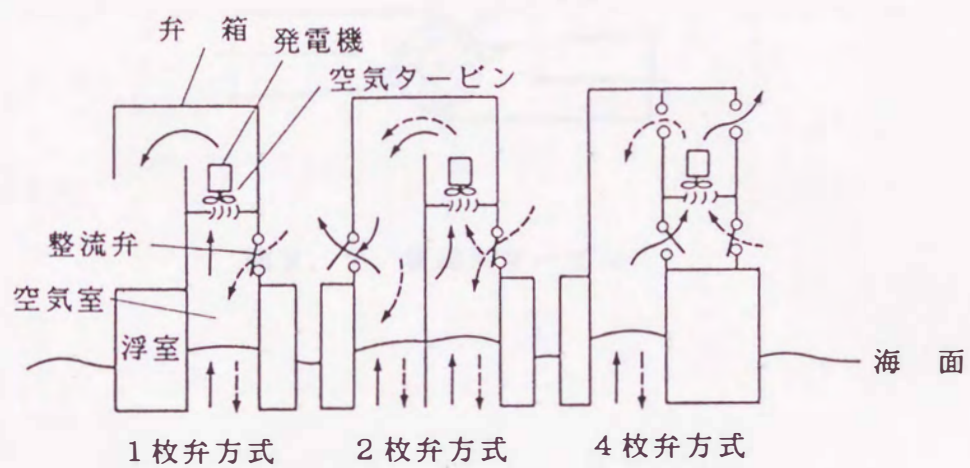


図2. 7 弁箱によるOWCの空気整流方式

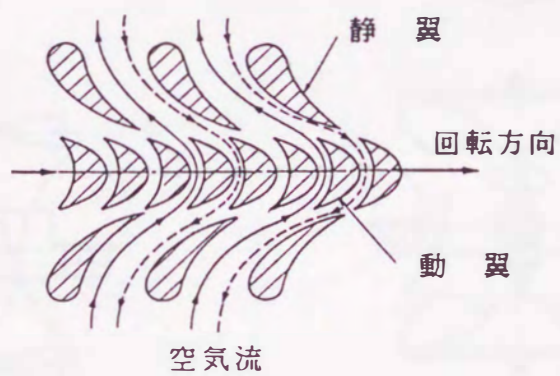


図2. 8 バビンチェフ式衝動タービン

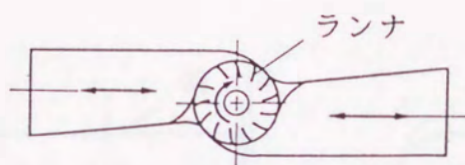


図 2. 9 貫流形タービン

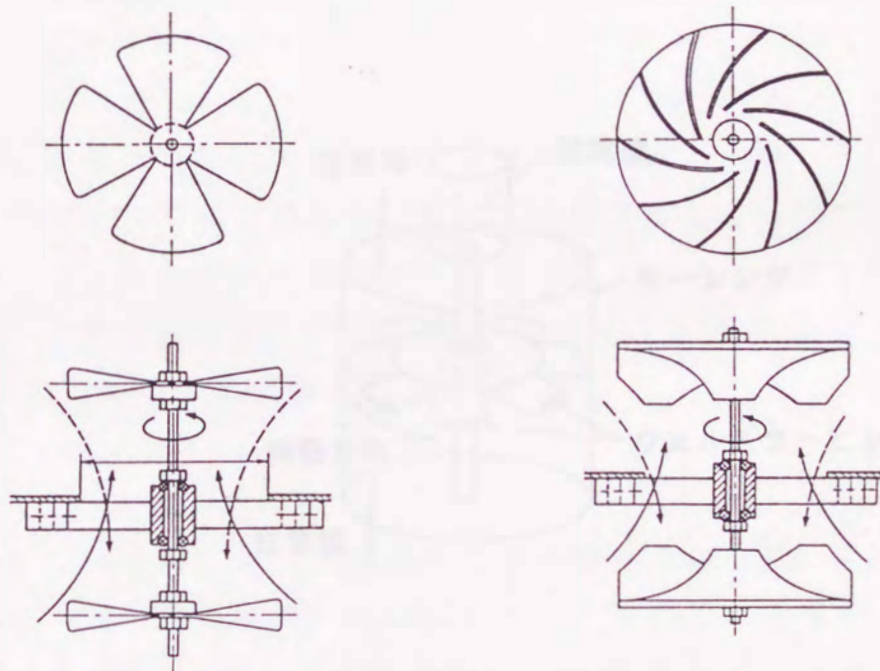


図 2. 10 二重プロペラ形タービン

図 2. 11 二重うず巻形タービン

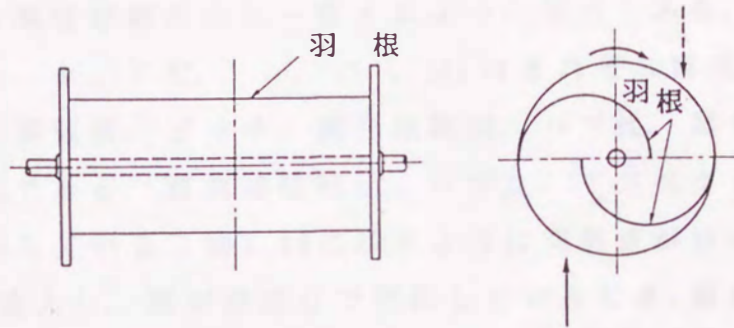


図 2. 1 2 サボニウス形タービン

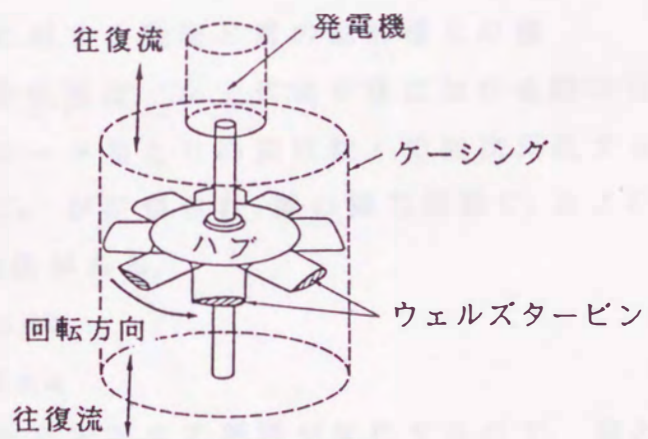


図 2. 1 3 ウェルズタービン

2. 3 ウェルズタービン

2. 3. 1 ウェルズタービンの作動原理

ウェルズタービンロータ形状の例を図2.14に示す。図に示すように対称翼がロータに翼弦が周方向に一致するように並べてある。図中の b , D_i , D_h , l , s , $T.C.$, ψ , σ_i , A_R はそれぞれ翼高さ, ロータ外径, ハブ径, 翼弦長, ピッチ, 翼先端隙間, ハブ比, 翼先端弦節比, アスペクト比である。翼先端弦節比, ハブ比, アスペクト比の定義式を図の下に示している。図2.15に示すように空気流がロータの軸方向に速度 v_a で流入し, 翼が速度 U で回転しているとき, 翼に対する相対速度 w は翼弦に対して迎え角 α で流入し, w と垂直および平行に揚力 L と抗力 D が発生する。これがロータの回転方向の力 F_T と軸方向の力 F_A に分かれて作用する。 F_T が正のときロータの回転力が発生し, タービンの出力は $F_T U$ である。 F_T と F_A を L , D , α を用いて記述すれば次のようになる。

$$F_T = L \sin \alpha - D \cos \alpha \quad (2.1)$$

$$F_A = L \cos \alpha + D \sin \alpha \quad (2.2)$$

この F_T と F_A を相対速度に対する動圧と翼の総面積との積

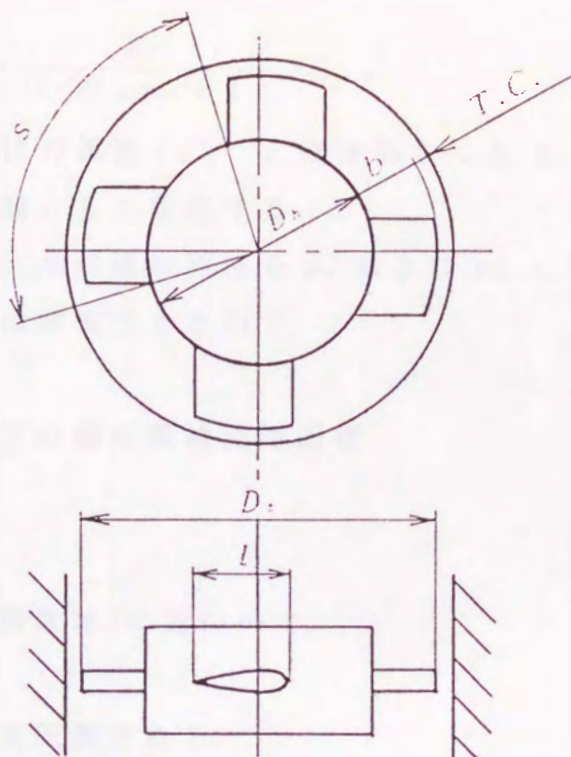
$(1/2) \rho w^2 b l z$ (ρ : 空気密度, w : 代表半径における相対流入速度, z : 一枚のタービンロータ当たりの翼枚数) で無次元化すると接線力係数 C_T' と軸力係数 C_A' が定義され, 翼の揚力係数 C_L および抗力係数 C_D との間には次の関係がある。

$$C_T' = C_L \sin \alpha - C_D \cos \alpha \quad (2.3)$$

$$C_A' = C_L \cos \alpha + C_D \sin \alpha \quad (2.4)$$

実際のタービンではハブから先端まで周速が変化するので, 迎え角 α も変化するが, 翼の揚力係数と抗力係数が与えられている場合, ハブとケーシングの平均半径 r_R を代表半径として, 代表半径における翼素に上記の式を適用すれば, 次の議論により概略のタービン性能は評価できる。

タービンの性能試験においてはロータ軸のトルクおよびタービン前後の圧力が測定される。いま, トルク T_i を代表半径における $(1/2) \cdot \rho w_R^2 b l z \cdot r_R$ で無次元化すると



$$\sigma = \frac{l}{s} \quad \psi = \frac{D_i}{D} \quad A_s = \frac{b}{l}$$

図 2. 1 4 ウェルズタービンロータ形状

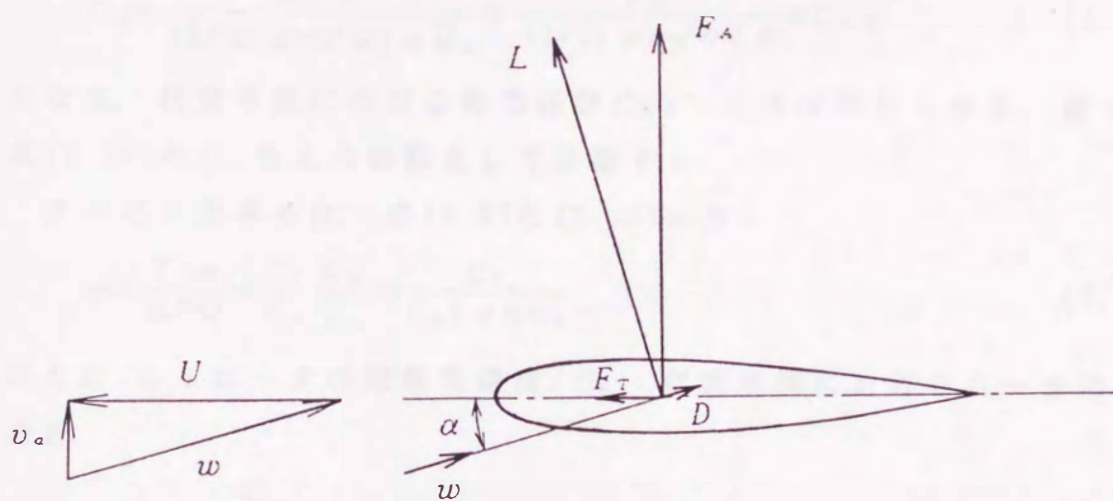


図 2. 1 5 翼に作用する接線力と軸力

$$C_T = \frac{T_i}{(1/2) \rho w_R^2 b l z r_R} \doteq \frac{F_T}{(1/2) \rho w_R^2 b l z} = C_{T, R'} \quad (2.5)$$

となり、代表半径における接線力係数 $C_{T, R'}$ とほぼ等しくなる。従って、式(2.5)の C_T をトルク係数として定義する。

一方、軸力に関しては、ロータ前後の静圧を p_1 および p_2 とすれば、連続の式より軸流速の変化は無視できるので、

$$F_A = (p_2 - p_1) A \quad (2.6)$$

ここに、 A はケーシングとハブの間の環状流路面積。

平均軸流速を $\bar{v}_a$ とすれば、

$$Q = \bar{v}_a A \quad (2.7)$$

また、ウェルズタービンの反動度は1に近いので、

$$p_2 - p_1 \doteq \Delta P \quad (2.8)$$

ここに、 ΔP はロータ前後の全圧差である。

従って、タービンロータに対する入力は、式(2.6)～(2.8)を用いて次のように書ける。

$$\Delta P Q \doteq (p_2 - p_1) \bar{v}_a A = F_A \bar{v}_a \quad (2.9)$$

従って、入力 $\Delta P Q$ を代表半径における $(1/2) \rho w_R^2 b l z \cdot \bar{v}_a$ で無次元化すれば、

$$C_A = \frac{\Delta P Q}{(1/2) \rho w_R^2 b l z \bar{v}_a} \doteq \frac{F_A}{(1/2) \rho w_R^2 b l z} = C_{A, R'} \quad (2.10)$$

となり、代表半径における軸力係数 $C_{A, R'}$ とほぼ等しくなる。従って、式(2.10)の C_A を入力係数として定義する。

タービン効率 η は、式(2.5)と(2.10)より

$$\eta = \frac{T_i \omega}{\Delta P Q} = \frac{C_T}{C_A} \frac{U_R}{\bar{v}_a} = \frac{C_T}{C_A \tan \alpha_R} \quad (2.11)$$

ここに、 ω : ロータの回転角速度、 U_R : 代表半径におけるロータの周速
また、

$$\tan \alpha_R = \frac{\bar{v}_a}{U_R} = \phi \quad (2.12)$$

であり、 $\tan \alpha_R$ は流量係数 ϕ に相当する値である。

C_T と C_A は α_R によって変化する。例を図2.16に示す。 C_T は α_R の増

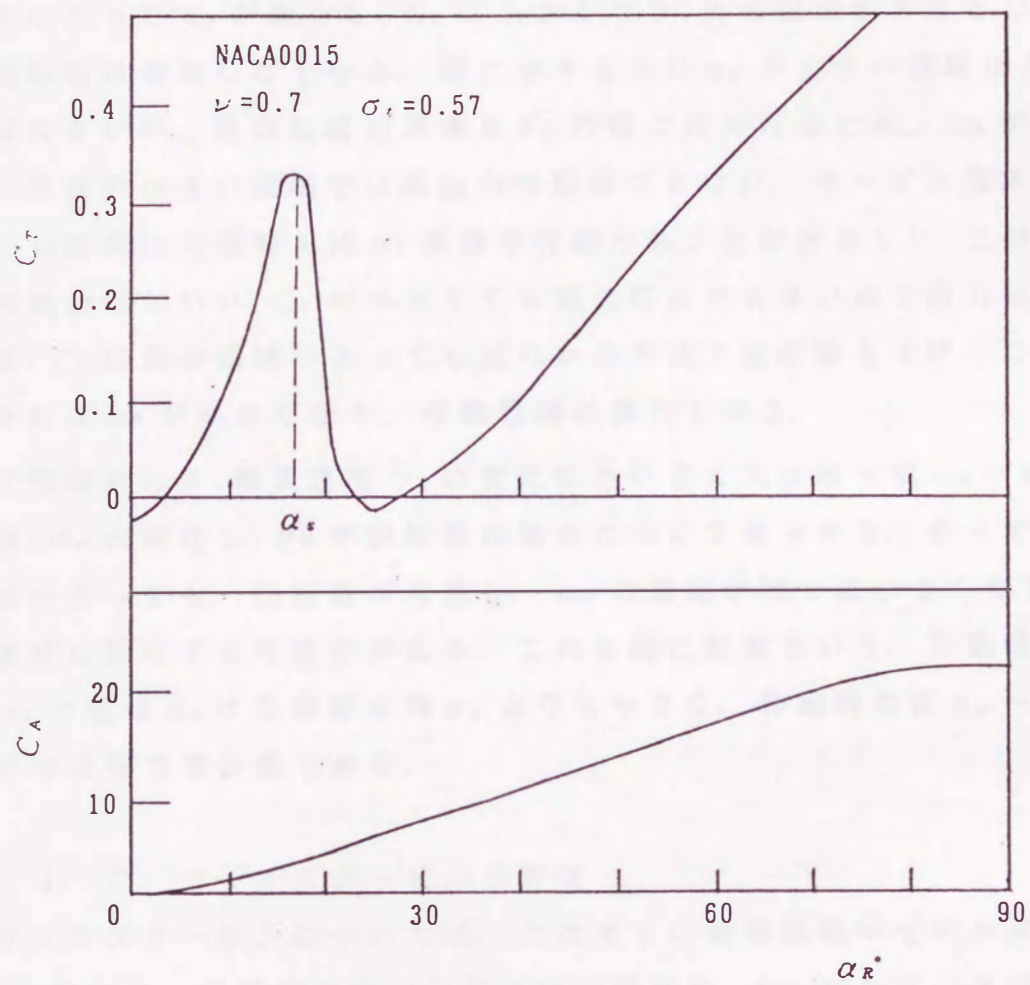


図2. 16 定常タービン試験による $C_L-\alpha_R^\circ$ 特性と $C_D-\alpha_R^\circ$ 特性

加とともに増加するが、失速迎え角 α_s に達すると急減し、再び増加する。タービンが静止しているときは $\alpha_R = 90^\circ$ であり、流れは後縁と、前縁付近では曲率があるためわずかに翼の負圧側で剥離する。その際の圧力差により翼車に正のトルクが作用して回転し始める。回転数の増加に従って α_R が減少し、 C_T は小さくなり、負の領域があると $C_T = 0$ で回転数は増加しなくなる。図に示すように α_R が大きい領域ほど C_T 値は大きい。出力は翼の周速と F_T の積で表されるため、 α_R が大きく、周速の小さい領域では高出力は期待できない。タービン効率の点からも動翼は失速迎え角 α_s 未満で作動することが好ましい。この領域を作動領域といい、 C_T が小さくても翼の周速が大きいので出力は大となる。 C_T に負の領域があっても何らかの方法で回転数を上げることができれば α_R が小さくなり、作動領域に移行できる。

往復流のとき、軸流速度 $\bar{v}_a$ の変化に伴い迎え角は最大値 $\alpha_m \rightarrow 0 \rightarrow$ 最小値 $-\alpha_m$ と変化し、 α_m が回転数の増大につれて減少する。従って負の領域があっても、回転数が増加し、 α_R の振幅が徐々に小さくなり、作動領域に移行する可能性がある。これを自己起動という。作動領域では α_R の振幅 α_m は失速迎え角 α_s よりも小さく、作動特性は $\alpha_m \sim -\alpha_m$ までの特性の積分値である。

2. 3. 2 ウェルズタービンの特性

ウェルズタービンについては、これまでに風洞試験やモデル試験^{3) ~ 6)}が行われ、定常流における基本的な特性や、タービンロータの最適幾何形状が明らかにされている³⁾。往復流中の特性については、定常流における特性試験結果を準定常的に用いて数値シミュレーションを行う方法が提案され⁷⁾、正弦波および任意波形のスペクトルに対する実験結果と比較、検討されている^{7) 8)}。また、空気室の寸法を含めたエネルギー変換系の最適設計法も提案されている^{8) 39)}。

以上の研究の結果を総合すると以下の様になる。

- (1) 起動特性を支配する因子は、主として翼先端における弦節比 σ_t とハブ比 ψ である^{3) 9) ~ 19)}。自己起動性は σ_t が大きく ψ が小さい翼

車ほど良い¹⁹⁾。翼形については厚い翼の方^{3) 13)}が、また同じ厚み比 (d_m/l) の場合には、ジューコフスキ翼形のようにその最大厚みの位置が前縁側に近いほど良い^{3) 13)}。またレイノルズ数は高いほど、翼面粗さと翼先端隙間は小さいほど好ましく^{10) 13)}、さらにアスペクト比 $A_R = 0.5$ の場合が良い^{3) 13)}。

(2) 作動特性について次の(a)～(g)が指摘されている。

(a) 弦節比 σ は自己起動性の場合と同様に作動特性を支配する最も重要な因子の1つであり^{3) 6) 9) 10) 12) 13) 16) ~ 18) 20) ~ 22)}、特性のよい翼形では弦節比は0.50～0.60の範囲が望ましい^{3) 9) 12) 13) 16) 19) 20)}。

(b) ハブ比とアスペクト比については、ハブ比 $\sigma_{HF} = 0.6 \sim 0.7$ ¹⁹⁾、アスペクト比 $A_R = 0.5$ ^{3) 19) 20)} が良好な特性を示し、両者の間にはほぼ $A_R = D_r(1-\sigma)/(2l)$ という関係がある。

(c) 二次元翼の場合、翼の中心線（各翼素の弦長の中心を結ぶ線）が半径方向と異なるときスweep翼となる。中心線を平行移動して半径線と一致するまでの距離と弦長との比 S_w をスweep度と定義すれば、最適なスweep度は $S_w = 0.35$ ³⁾ のときである。

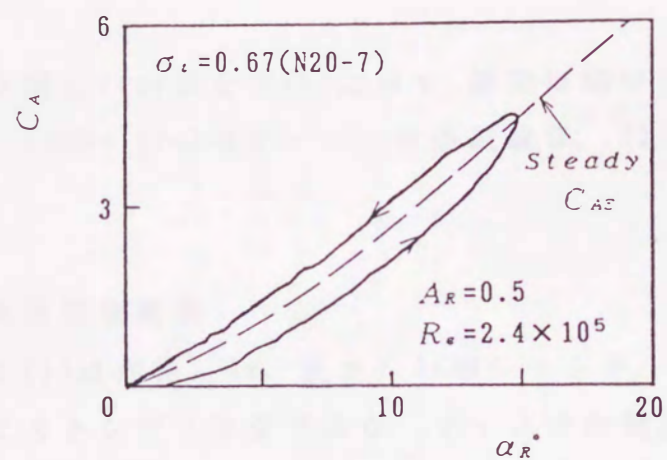
(d) 翼形については、NACA4桁翼形で $d_m/l \approx 0.2$ の矩形翼が良い^{3) 9) 12) 13) 22)}。扇形翼の採用^{16) 23) ~ 25)}については、効率がやや低く、さらに翼のハブへの付け根部が細くなるため強度的に不安がある。

(e) 翼弦長と翼先端における周速を基準にしたタービン失速時のレイノルズ数 Re_s によって失速迎え角が著しく変化する^{3) 12) 16) 20) 21) 25) ~ 28)}。失速点が変化しなくなる Re_s の最大値、すなわち臨界レイノルズ数はスweep度 S_w に依存し、 $S_w = 0.35$ の翼車で $Re_s = 1.9 \times 10^5$ ^{3) 12) 29)} である。

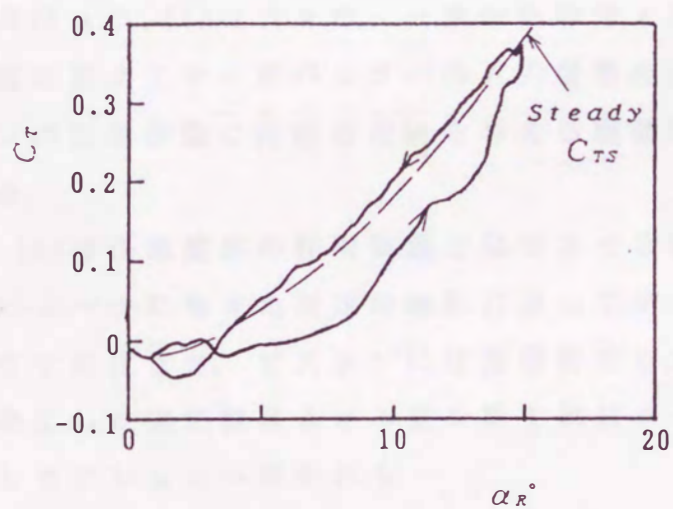
(f) 主流の乱れ度と偏流の影響については、ウェルズタービンが食い違い角 90° の高速度形タービンであり相対流入速度が絶対流入速度に比べて数倍大きいので、乱れ度や偏流が極端に大きくない限りタービン特性に顕著な影響を与えない²⁹⁾。

(g) 翼先端隙間 $T.C.$ の影響に関しては、 $T.C./l$ が大きくなると性能が低下し、逆に失速迎え角は増加する^{10) 13) 28)}。

- (3) 一方向定常流におけるモデル試験により、図2.16のような定常特性が得られる。定常特性から判断すれば、翼先端弦節比0.6前後、アスペクト比0.5、翼厚比20%前後、ハブ比0.6~0.7、スweep度0.35、 $T.C./l < 0.03$ のNACA翼で6および8枚翼のウェルズタービンが優れている²⁵⁾。
- (4) 往復流においては図2.17に示すように、 C_T 値が軸流速度の減速過程では準定常解析による値とほぼ一致するが、増速過程では低下し、 $C_T - \alpha_R$ 特性にはヒステリシスが存在する。その原因は翼の負圧面近傍での上流側のウェークの挙動が、軸流速度の増速過程と減速過程で異なる事による²⁶⁾。特性は主として翼の弦節比と翼厚比に依存する。
- (5) 起動特性は失速域におけるトルク特性に著しく影響される。従って準定常解析により起動特性を定量的に評価するためには、失速域におけるレイノルズ数の影響やヒステリシス現象についての詳細な研究が必要である²⁶⁾。
- (6) 往復流における作動特性は定常特性にレイノルズ数の影響を考慮することによりある程度、正確にシミュレートできるが、さらに正確を期するには上述のヒステリシス現象に対する考慮が必要である²⁶⁾。
- (7) 定常特性を準定常的に使用して往復流れにおける特性をシミュレートする際に必要なヒステリシスの補正值が実験的に得られている²⁶⁾。



(a) 入力係数



(b) トルク係数

図2. 17 ウェルズタービンのヒステリシス特性

第3章 試験装置

3. 1 試験装置

試験装置の概略を図3.1(a)および(b)に示す。装置は図中の(1)～(9)の往復気流発生部、(10)～(20)のタービン性能試験部、(21)～(28)の計測部からなる。

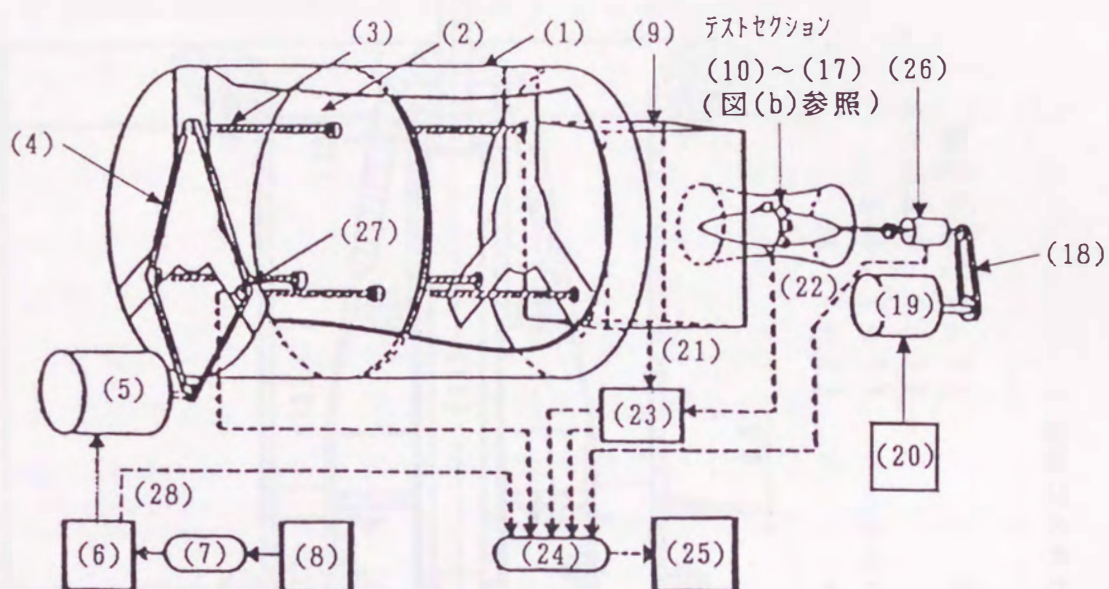
3. 1. 1 往復気流発生風洞

図3.1(a)において(1)は内径1.4m、長さ1.7mのシリンダ、(2)はシリンダ内を往復するピストンディスクであり、ディスクの周囲には通常の車のドアなどに使用されているソフトラバーを貼り気密を保っている。(3)はピストンディスクを動かす3本のボールねじ、(4)は3本のボールねじを同時に回転させるチェーン、(5)はチェーンを介してボールねじを駆動するサーボモータ、(6)はサーボモータの回転方向と回転速度を制御するサーボバック、(7)はコンピュータからのデジタル信号を所定のアナログ量に変えてサーボバックへの入力信号を送るD/A変換器、(8)はピストンの往復運動に任意の波形を与える駆動用マイクロコンピュータである。

すなわち、(1)～(8)は任意波形の往復気流を発生させる駆動システムでマイクロコンピュータに与えた所定の波形に従ってボールねじの回転方向と回転速度を変化させ、ピストンに往復運動を与える。ピストンの往復により発生した空気流はよどみ室を経て供試タービンロータを内蔵したテストセクションへ導かれる。

3. 1. 2 タービン試験装置

図3.1(b)にテストセクションの断面図を示す。テストセクションの形状は供試ロータに対して対称であり、ノズル(10)、ケーシング(11)、ハブ(12)、ステイ(13)、軸(14)、軸受(15)、供試ロータ(16)から成り、必要に応じて案内羽根(17)も設置できる。ノズルのハブ部の形状は、往復気流を考慮して逆向きに流れるときはディフューザとして効率よ



- | | | | |
|------|------------|-----------|---------------|
| (1) | シリンダ | (6) | サーボバック |
| (2) | ピストン | (7) | D/A変換器 |
| (3) | ボールねじ | (8) | 駆動用マイクロコンピュータ |
| (4) | チェーン | (9) | よどみ室 |
| (5) | サーボモータ | (10)～(17) | 図(b)参照 |
| (18) | ベルトプーリー | (23) | 圧力変換器 |
| (19) | 四象限サーボモータ | (24) | A/D変換器 |
| (20) | ドライブ装置 | (25) | 計測用マイクロコンピュータ |
| (21) | よどみ室壁面の圧力孔 | (26) | トルク・回転計 |
| (22) | ノズル静圧孔 | (27) | ポテンショメータ |

図3. 1(a) 往復気流発生風洞の概略

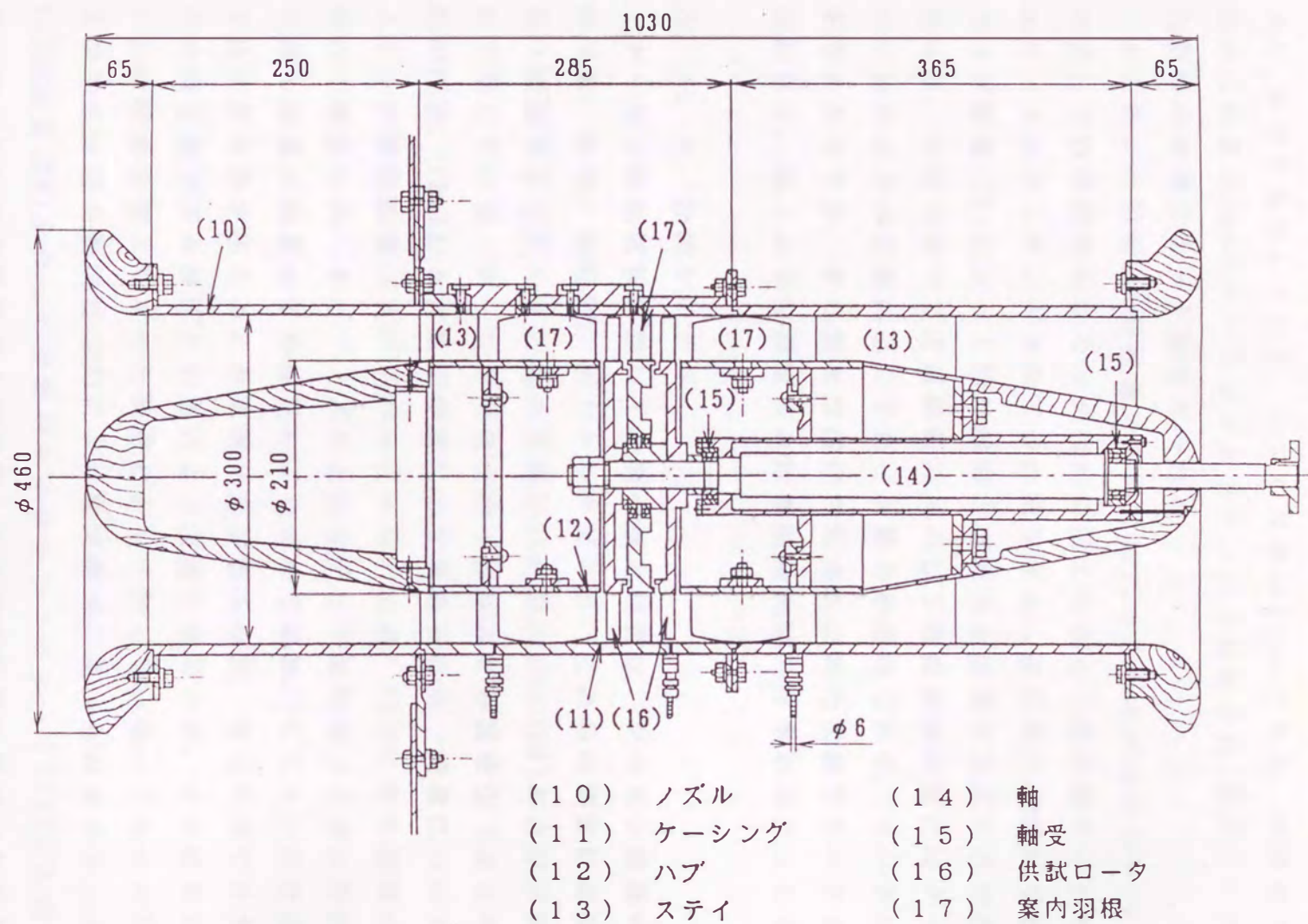


図 3. 1 (b) テストセクションの概略

く作動するように絞り角 10° の円錐の先端に126mm径の半球を取り付けたものである。ノズル出口にハブを固定するステイ（支持翼）が5枚あり、軸受を支持している。ハブの外形は210mmである。両側のノズルの間に内径300mmのケーシングがフランジで接続され、供試ロータや案内羽根の種類によって取替えられる。

タービンの回転は、回転軸の軸端に取付けられたベルトプーリー(18)を介して四象限サーボモータ(19)に伝えられる。四象限サーボモータはモータとジェネレータの二つの機能を有し正逆両方に回転でき、ドライブ装置(20)によって回転数および負荷を制御することができる。従って、往復気流中で定速回転のタービン性能試験の際にはタービンロータの出力の正負に応じてロータ動力を吸収したり、ロータに動力を与えたりする。また翼を取付けず気流を止めた状態でモータとして回転させ、軸トルクを測定すれば機械損失動力を求めることもできる。

3. 1. 3 計測システム

タービン性能試験に際して必要な測定項目は、タービン前後の全圧降下量、流量、回転数、出力トルクである。これらの測定に必要な計器、機器およびデータの流れを図3.1(a)の(21)~(28)および点線の矢印で示している。タービンの全圧降下量はよどみ室全圧（よどみ室壁面の圧力、(21)）と大気圧の差により求められる。流量についてはピストンの移動速度（サーボバックからの出力、(28)）から連続の式を用いて算出した。また、ノズル上流全圧と下流静圧（ノズル静圧）との差と流量の関係を予め検定により求めておき、ピストンの吐出行程ではよどみ室全圧とよどみ室側ノズル静圧の差、吸込行程では大気圧と大気圧側ノズル静圧との差により流量を求めたが、この結果はピストンの移動速度より求めた流量とよく一致している。これらの圧力および差圧は圧力変換器(23)により電気信号に変えられ多チャンネルのA/D変換器(24)を介して計測用マイクロコンピュータ(25)に入力される。タービンの回転数および出力トルクは回転軸に取付けた歪みゲージ式の回転・トルク計により計測し、その出力をA/D変換してマイコンに取込む。さらに、ボールねじに取付けたポテンショメータ(27)でピ

ストンの位置を測定し、その出力とサーボパックからの出力波形(28)もA/D変換してマイコンに入力する。

3. 2 試験装置の性能

本試験装置の特徴はマイクロコンピュータへの入力データに従って任意波形の往復気流を発生できることである。その性能を確認するために、台形波、正弦波および任意波(任意形状の波)を入力したときのよどみ室の圧力変化を調べた。図3.2、3.3にそれぞれ台形波、正弦波を発生させた時のピストンの進行速度と圧力係数の関係を示す。図はピストン駆動用のボールねじの回転速度を制御するサーボパックからの出力電圧の時間変化であり、ボールねじの回転速度に比例する。両図ともピストンの進行速度と圧力係数の波形には多少の差異が認められるものの、台形波の場合、ピストン速度が一定の領域では、最初の一部の時間を除いてよどみ室の圧力を一定に保つことができ、正弦波の場合、よどみ室ではほぼ正弦波に近い圧力波形が得られた。不規則波は海洋波としてよく使用されるISSCスペクトル分布を有する波で、図3.4に示すような無次元スペクトル分布を入力として与え、乱数によって波を発生させた。不規則波の例を図3.5(a)に示す。図はボールねじに取り付けたポテンショメータの出力値でピストンの位置を表し、実際の波力発電装置では空気室の波高に対応している。図3.5の(a)と(b)を対比させると、高い波により水面の上昇速度が大きいとき、空気室の圧力が上昇しており、波高の傾きと圧力の増減、傾きの大きさと圧力変動の振幅がよく対応していることがわかる。

3. 3 試験条件

本研究においては、タービンの定常特性を求めるために一定流速中の性能試験(定常試験)を行い、波浪中の作動特性を求めるために周期的往復流における性能試験を行った。タービンの定常試験については四象限サーボモータ(図3.1(a)の(19))によってタービン回転数を一定に保ち、図3.2(a)に示す入力波形により台形に近い波形で流速を変化させ、流速一定の区間で性能を求めた。

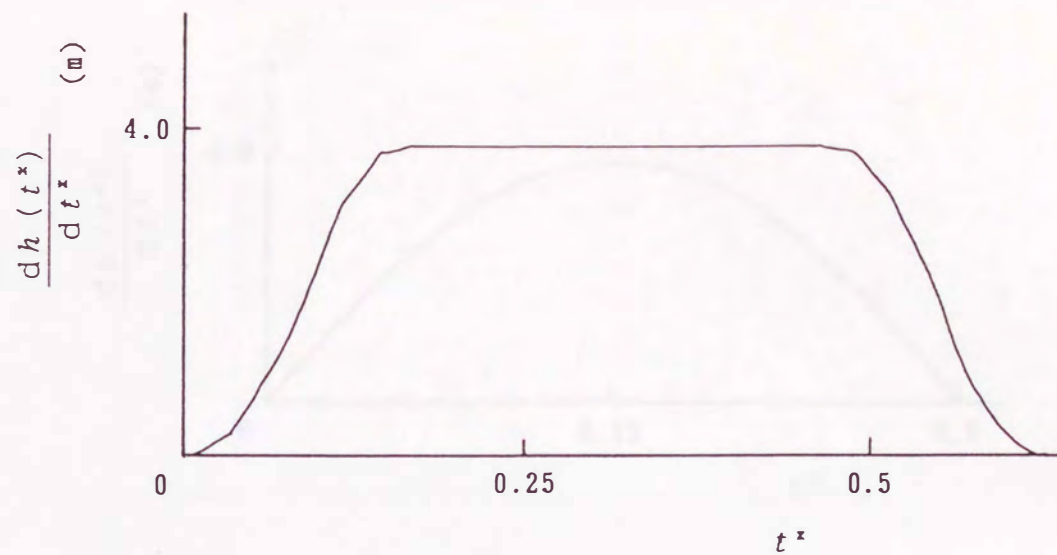


図3. 2 (a) 台形波のピストン進行速度

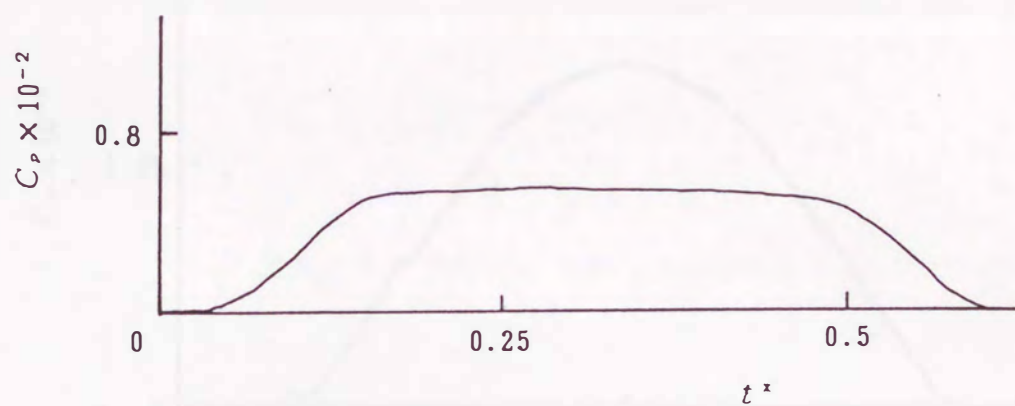


図3. 2 (b) よどみ室の圧力係数の時間変化

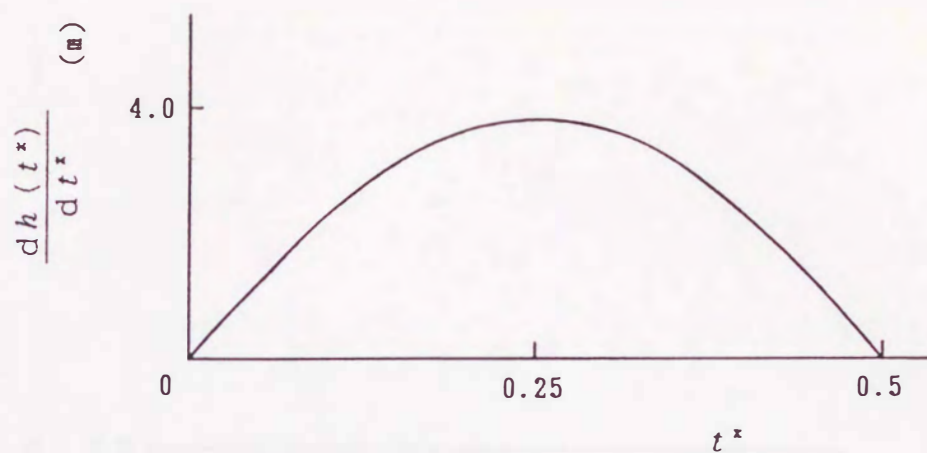


図3.3(a) 正弦波のピストン進行速度

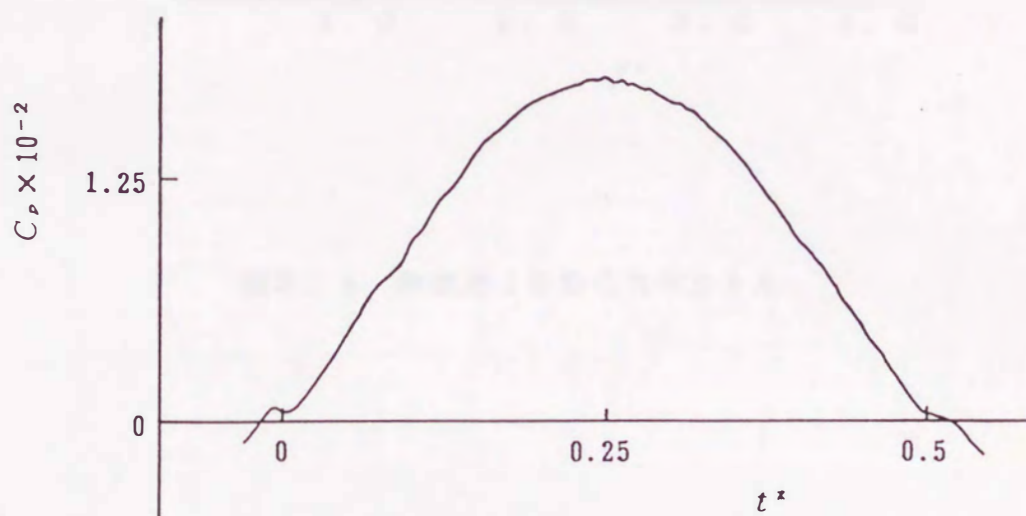


図3.3(b) よどみ室の圧力係数の時間変化

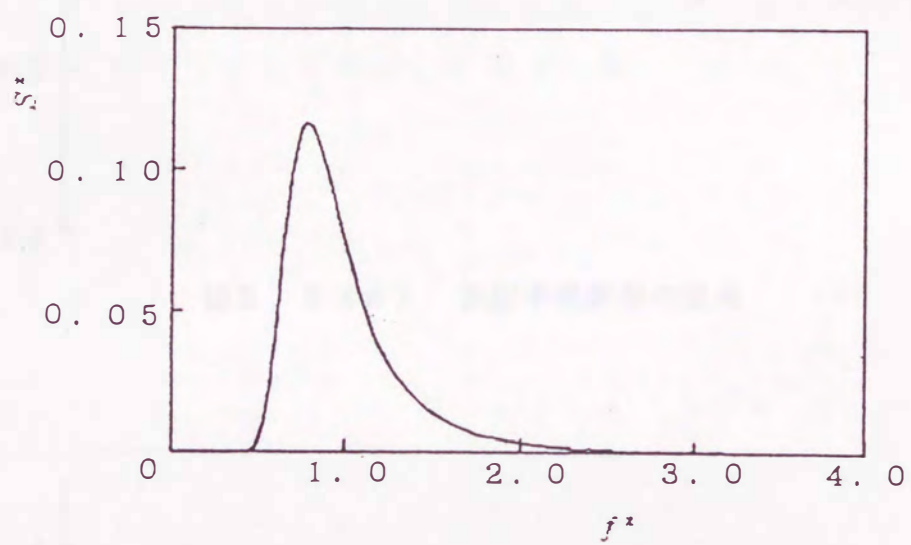


図3. 4 無次元ISSCスペクトル

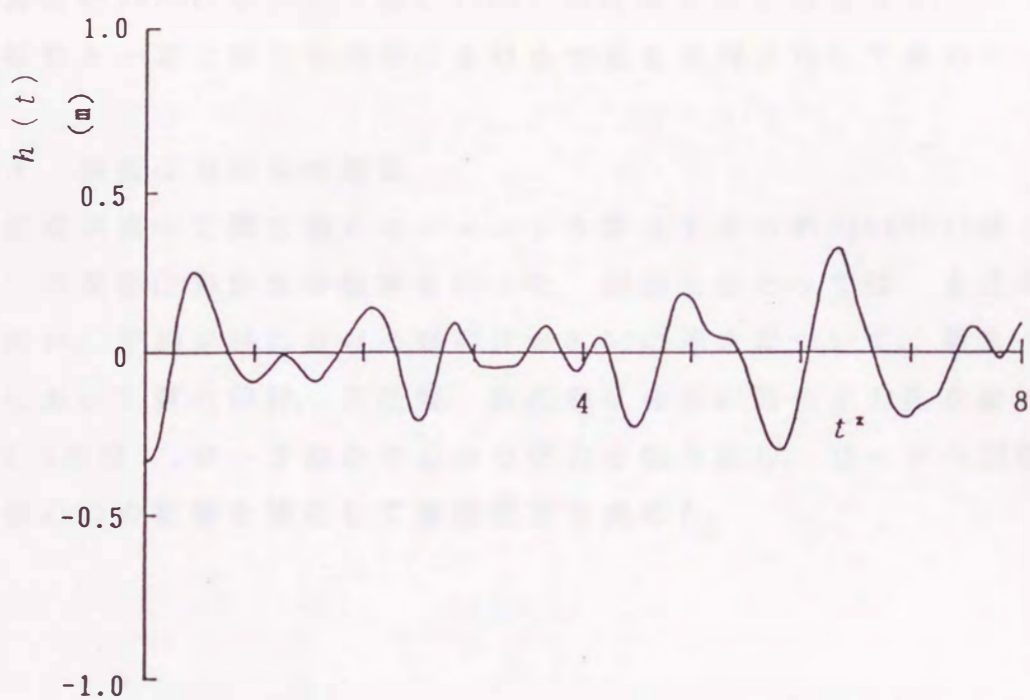


図3. 5 (a) 供試不規則波の波高

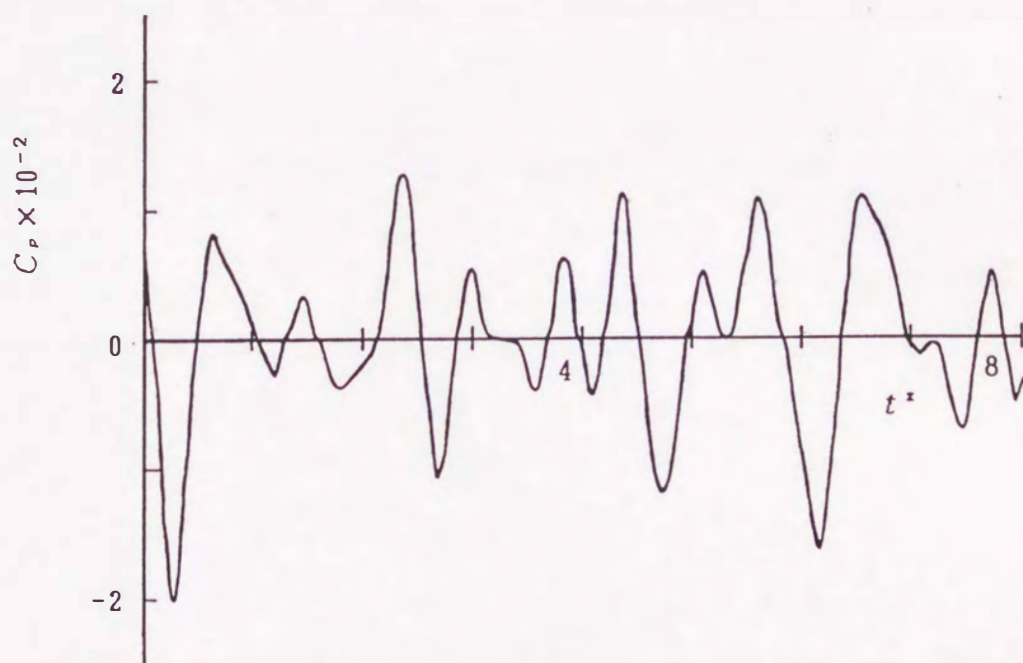


図3. 5 (b) よどみ室の圧力係数の時間変化

周期的往復流における性能試験については、速度変化が周期10秒、最大速度約9m/sの正弦波（図3.3(b)）の往復気流を発生させ、タービン回転数を一定に保ち半周期における性能を時間平均して求めた。

3. 4 翼面圧力分布の測定

正弦波気流中で翼に働くモーメントを算出するためNACA0015翼（6枚翼）の翼面圧力分布の測定を行った。測定に当たっては、上述の風洞を用い、平均半径における弦節比が0.67の場合について、翼スパン中央において翼の前縁、正圧面、負圧面に合計41個の圧力孔を設けて（図3.6参照）、ロータ軸の中心から圧力を取り出し、ロータの回転による遠心力の影響を補正して翼面圧力を求めた。



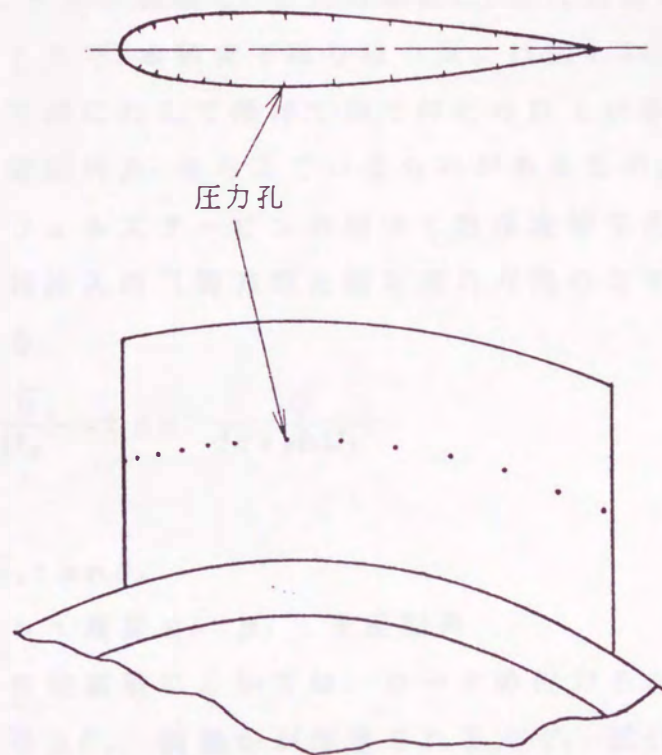


図3. 6 圧力分布測定用ロータの概要

第4章 解析方法

4. 1 定常流におけるトルク係数と入力係数

第2章においてトルク係数 C_T と入力係数 C_A は代表迎え角 α_R に対して定義した。ところで、本研究で取り扱う翼には図4.1に示すようにロータに翼弦が周方向に対して傾けて取り付けられているものおよび案内羽根により予旋回角 β_1 を与えているものがあるため、議論を進めて行く上で複葉式ウェルズタービンの結果と直接比較できるように平均半径における相対流入角（周方向と相対流れ方向のなす角） α_R を次のように定義する。

$$\alpha_R = \tan^{-1} \frac{\bar{v}_a}{U_R'} = \tan^{-1} \frac{Q}{2\pi r_R b U_R'} \quad (4.1)$$

ここで

$$U_R' = U_R - \bar{v}_a \tan \beta_1 \quad (4.2)$$

Q : 流量, b : 翼高さ, β_1 : 予旋回角

また、タービン性能試験においては、ロータの出力トルク T_i , 空気室全圧と大気圧の差 ΔP_s , 流量 Q が測定されるので、式(2.5)および(2.10)と同様にトルク係数 C_T および入力係数 C_A を用いる。しかし、案内羽根により予旋回が与えられる場合、翼に対する相対速度 w_1 は w_R と異なり次のようになる。

$$w_1^2 = (r_R \omega - \bar{v}_a \tan \beta_1)^2 + \bar{v}_a^2 \quad (4.3)$$

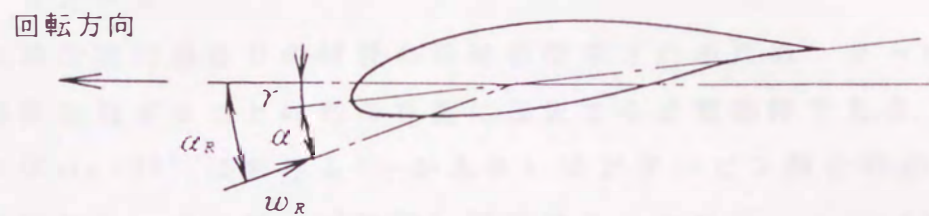
r_R : 平均半径, ω : ロータの角速度

上式の w_1 を用い、さらに複葉式または三葉式に対してはロータの枚数 n を考慮し、 C_T と C_A を次式で定義する。

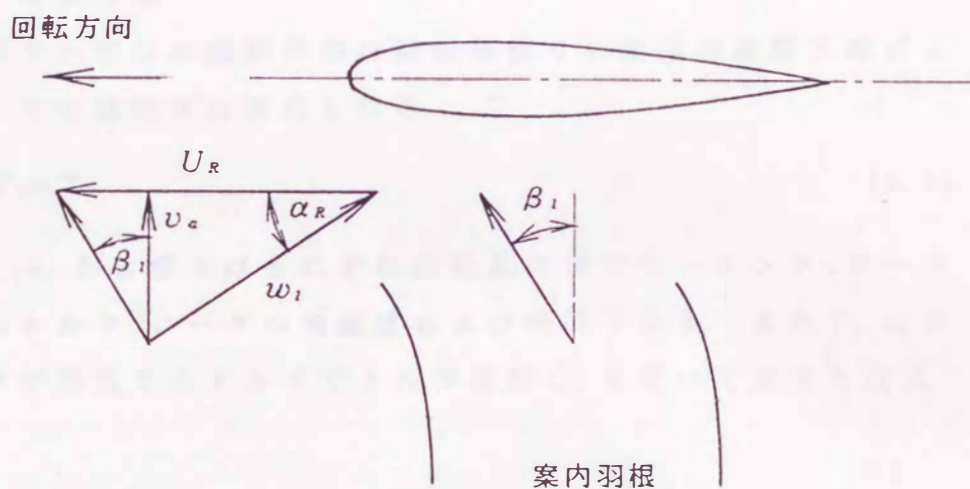
$$C_T = \frac{2T_i}{\rho w_1^2 l b r_R z n} \quad (4.4)$$

$$C_A = \frac{2\Delta P_s Q}{\rho w_1^2 l b \bar{v}_a z n} \quad (4.5)$$

作動領域における各動翼の性能比較のため、タービン効率 η を次のように定義する。



(a)



(b)

図 4. 1 迎え角と相対流入角の関係

$$\eta = \frac{T_i \omega}{\Delta P_s Q} = \frac{C_T}{C_A \tan \alpha_R} \quad (4.6)$$

4. 2 起動特性

4. 2. 1 まえがき

波力発電は単位出力当たりの経費の節減が要求されるため、タービンが自己起動性を有することは他の性能に優先する必要条件である。図2.16によれば $\alpha_R = 90^\circ$ における C_T が大きいほどタービン静止時の始動トルクが大きく、タービンが始動し増速するにつれて、 α_R は 90° から減少していく。タービン効率の点から動翼は失速迎え角より小さい範囲で作動することが望ましい。しかしこの作動領域へ移行するには、 α_R の減少過程で $C_T < 0$ の領域を通過しなければならない。作動領域へ移行する性質を起動特性と言う。ここでは起動特性についてのシミュレーション法について述べる。

4. 2. 2 解析方法

波力発電用タービンの起動特性は回転軸回りの剛体の運動方程式より解明でき、その基礎式は次式となる。

$$I \frac{d\omega}{dt} + T_L = T_i \quad (4.7)$$

ここで I 、 T_L 、 ω および t はそれぞれ回転系の慣性モーメント、ロータにかかる負荷トルク、ロータの角速度および時間である。また T_i はタービンロータが発生するトルクでトルク係数 C_T を用いて表すと次式になる。

$$T_i = C_T(\alpha_R) \cdot \frac{1}{2} \rho \omega_i^2 l b r_{RZ} n \quad (4.8)$$

波の往復運動による流入速度変動を一般的に次のように表す。

$$v_a(r) = V_a(r) F(t) \quad (4.9)$$

ここに、 V_a は v_a の最大値、 $F(t)$ は時間の関数で波の運動状態を表す。以上の関係式を波の周波数 f および流路断面における $V_a(r)$ の平均値 $\bar{V}_a$ および平均半径 r_R を用いて無次元化する。すなわち

$$\omega^* = \omega / f, \quad V_a^* = V_a / \bar{V}_a, \quad t^* = t f$$

なる無次元数とストローハル数 $S_r (\equiv r_R f / \bar{V}_a)$ により式(4.1), (4.3), (4.9)を無次元化すると

$$\alpha_R = \tan^{-1} \left\{ \frac{V_a^* F(t^*)}{\omega^* S_r - V_a^* F(t^*) \tan \beta_i} \right\} \quad (4.10)$$

$$(\omega_i / \bar{V}_a)^2 = [\omega^* S_r - V_a^* F(t^*) \tan \beta_i]^2 + [V_a^* F(t^*)]^2 \quad (4.11)$$

$$v_a / \bar{V}_a = V_a^* F(t^*) \quad (4.12)$$

次に式(4.8)を半径 r_R の位置の弦節比 $\sigma_R = l z / (2\pi r_R)$ とハブ比 ψ および上述の無次元数を用いて記述すれば,

$$T_i = \pi \rho \bar{V}_a^2 r_R^3 n \mathcal{F}(\omega^*, t^*) \quad (4.13)$$

$$\mathcal{F} = 2\sigma_R C_T(\alpha_R) \left\{ [\omega^* S_r - V_a^* F(t^*) \tan \beta_i]^2 + [V_a^* F(t^*)]^2 \right\}^{\frac{1-\psi}{1+\psi}} \quad (4.14)$$

式(4.13)を式(4.7)に代入して上述の無次元数を使用して整理すれば,

$$S_r^2 X_i \frac{d\omega^*}{dt^*} + X_L = \mathcal{F}(\omega^*, t^*) \quad (4.15)$$

ここに

$$X_i = \frac{I}{\pi \rho r_R^5} \quad (4.16)$$

$$X_L = \frac{T_L}{\pi \rho r_R^3 \bar{V}_a^2} \quad (4.17)$$

X_i : 無次元慣性モーメント, X_L : 無次元負荷トルク

従ってタービンロータの諸元より, X_i , X_L を求め, S_r と F を与えれば式(4.14)と(4.15)よりタービンの起動特性が計算できる. 使用する C_T のデータは定常流に対するものであるが, 通常の波のもとでは S_r が 10^{-3} のオーダーであるのでウェルズタービン翼の流れは準定常流として取り扱えると思われる. 解析に際しロータの軸方向平均流入速度は 9m/s , 波の周期は 10s , $F(t^*)$ は正弦波状関数と仮定した. 式(4.15)の計算にはルンゲ・クッタ・ギル法を用いた.

4. 2. 3 準定常解析の妥当性

前節で述べた定常特性の実験結果を準定常的に用いる起動特性の解析方法の妥当性を実験結果との比較により示す。

図4.2は起動特性の実験結果と解析結果を比較したものである。縦軸が無次元角速度 ω^* 、横軸が無次元時間 t^* であり、ロータの静止状態からの無次元角速度の変化を表している。供試ロータは起動および作動特性が良好な案内羽根付ウェルズタービン (with o.g.v., Biplane with outer guide vanes の略) で、NACA0020翼を用いた6枚翼、アスペクト比 $A_x=0.5$ 、翼先端弦節比 $\sigma_t=0.57$ 、単葉式ロータである。図中の点線は計算結果、実線は実験結果である。 ω^* の計算値は実験結果に比べてかなり早く立ち上がり、準定常状態に達する漸近値も若干異なるが、定性的な起動特性をよく表している。

以上のことから定常特性を準定常的に用いて往復流中の特性を求める数値シミュレーション法は、起動特性の優劣を定性的に評価するうえで有効であることが確認された。

4. 3 作動特性

4. 3. 1 まえがき

実際の波は不規則波であるので定常流による効率特性を用いてタービン性能の優劣を判断することが適当でない場合がある。ここでは、起動特性のシミュレーションと同様に定常特性値を準定常的に用いて任意波形の往復流中でのロータの運動方程式を解き、十分な時間間隔の平均効率を求めることにより、タービンの作動特性を解析する方法について述べる。

また、往復流中でのウェルズタービンの性能はヒステリシス特性のため準定常解析による定量的な予測が困難であることが明らかにされている⁽²⁶⁾。従って往復気流発生風洞によりタービンモデル試験を行った場合の作動特性のデータの整理方法についても説明する。

4. 3. 2 正弦波におけるタービン性能の準定常解析

周期的往復流の作動特性は波の半周期における平均値によって得ら

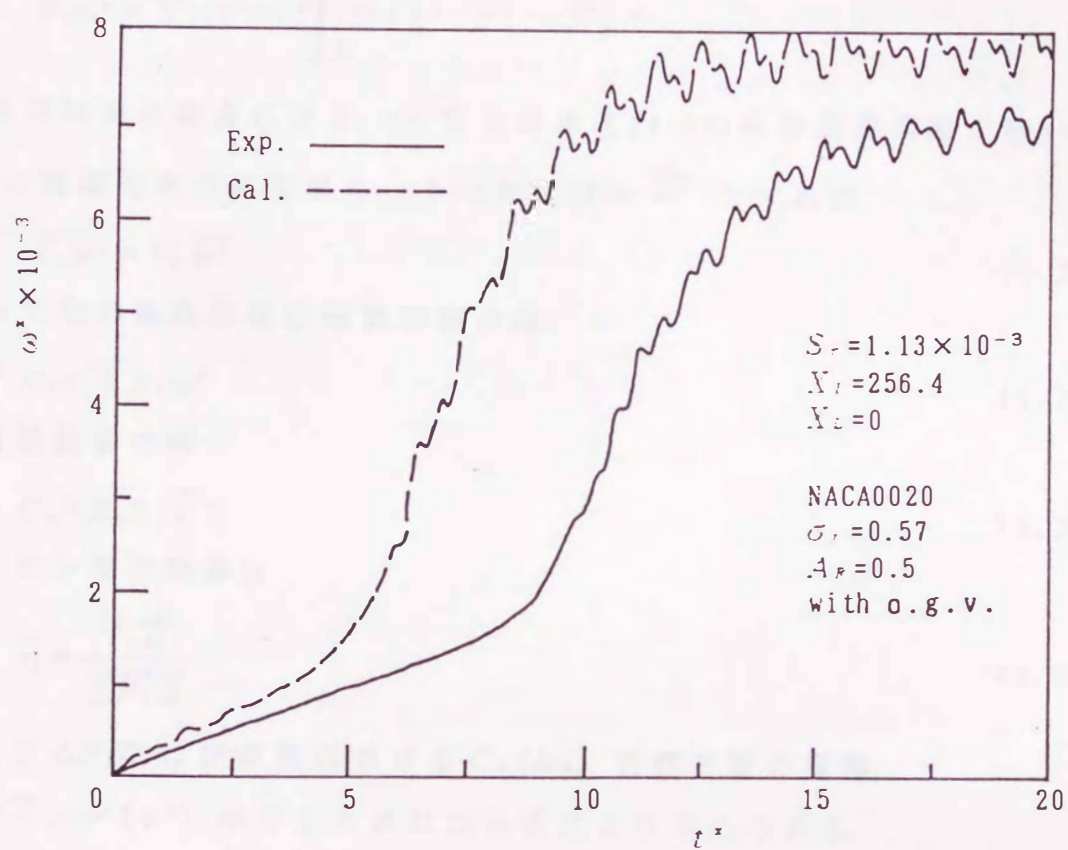


図 4. 2 起動特性の実験結果と解析結果の比較

れる。半周期の平均値に $\overline{\quad}$ を付せば、軸受などの損失動力を含むタービンの出力は、

$$\overline{T_L \omega^*} = \overline{X_L \omega^*} \pi \rho \overline{V_a}^2 r_R^3 f \quad (4.18)$$

$\overline{X_L \omega^*}$ の値はタービンの制御法によって異なる。定回転数制御の場合には、式(4.15)より $d\omega^*/dt^* = 0$ であるから

$$\overline{X_L \omega^*} = \overline{X_L \omega^*} = \omega^* \int_0^1 \mathcal{F}(t^*) dt^* = \overline{\mathcal{F}} \omega^* \quad (4.19)$$

定負荷制御の場合には $X_L = \text{一定}$ とおき式(4.15)の初期値問題を解いて ω^* の周期的漸近値を求め、その平均値を $\overline{\omega^*}$ とすれば

$$\overline{X_L \omega^*} = X_L \overline{\omega^*} \quad (4.20)$$

従って出力係数は定回転数制御の時

$$C_o = \overline{\mathcal{F}} S_r \omega^* \quad (4.21)$$

定負荷制御の時

$$C_o = X_L S_r \overline{\omega^*} \quad (4.22)$$

タービン平均効率は

$$\overline{\eta} = \frac{\overline{T_L \omega}}{\overline{\Delta P_s Q}} \quad (4.23)$$

ここで $\Delta P_s Q$ は定常流における $C_A(\alpha_R)$ 特性と波の運動 $\overline{v_a}/\overline{V_a} = F(t^*)$ が与えられれば次式により求められる。

$$\overline{\Delta P_s Q} = \frac{1}{2} \rho b l z \overline{V_a}^3 \int_0^1 \frac{C_A(\alpha_R) (\overline{v_a}/\overline{V_a})^3}{\sin^2 \alpha_R} dt^* \quad (4.24)$$

4. 3. 3 正弦波によるモデル試験の性能解析

2.3.2節で述べたように往復流中ではウェルズタービンの性能はヒステリシス特性のため準定常解析により定量的に予想できないことが明らかにされている⁽²⁶⁾。そこで往復気流発生風洞にて波の周期10s、軸方向最大流入速度10m/sの正弦波状の軸流速度を発生させ、 $\omega = \text{一定}$ 、 $X_L = 0$ の条件に対してトルク T_i および全圧差 ΔP_s の時間的変化を求め、

半周期におけるタービン効率を次式にて求めた。

$$\overline{\eta} = \frac{\frac{2}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} T_i \omega dt}{\frac{2}{T} \int_0^{\frac{T}{2}} \Delta P_s Q dt} \quad (4.25)$$

4. 3. 4 不規則波におけるタービン性能の準定常解析

実際の海洋波は不規則波である。不規則波では波高および周期が常に変化しているため、タービンの性能解析に規則波（正弦波）において使用した無次元式(4.15)が使用できない。そこで不規則波の平均周期 $\overline{T}$ ，有義波高 $h_{1/3}$ （不規則波の波高の高い順に上位1/3の波高を平均したもの），代表速度 V （ $=h_{1/3}/(m\overline{T})$ ）を用いてロータの運動方程式(4.7)を無次元化すると次式となる。 m はタービン入口の流路断面積と空気室断面積の比である。

$$K^2 X_I \frac{d\omega^*}{dt^*} + X_L = C_T(\alpha_R) \frac{(K\omega^*)^2 + v_a^{*2}}{2} \sigma_R \frac{4(1-\nu)}{1+\nu} \quad (4.26)$$

ここで

$$\alpha_R = \tan^{-1} \frac{v_a^*}{K\omega^*} \quad (4.27)$$

$$K\omega^* = \frac{r_R \omega}{V} = \frac{r_R \omega m \overline{T}}{h_{1/3}} \quad (4.28)$$

$$v_a^* = \frac{v_a}{V} = \frac{m \overline{T} v_a}{h_{1/3}} \quad (4.29)$$

α_R ：相対流入角， $K\omega^*$ ：タービン作動パラメータ，

v_a^* ：無次元軸流速度

$K\omega^*$ はタービンの作動状態，形状パラメータおよび不規則波の特性を含んだパラメータで， $1/(K\omega^*) = V/(r_R \omega)$ であるから，定常流および往復流におけるタービンの作動パラメータ $\overline{V}_c/U_R$ に対応している。また，無次元慣性モーメント X_I ，無次元負荷トルク X_L ，不規則波の無次元周期 K を次のように定義している。

$$X_I = \frac{l}{\pi \rho r_R^5}, \quad X_L = \frac{T_L}{\pi \rho V^2 r_R^3}, \quad K = \frac{r_R \bar{f}}{V}$$

ここで無次元負荷トルク X_L は式(4.17)の定義とは異なり、代表速度 V を用いて無次元化している。 $\bar{f}$ は不規則波の平均周波数で、 $\bar{f} = 1/\bar{T}$ の関係がある。以上のことから負荷特性 X_L 、トルク特性 C_T (α_R) およびロータの慣性 X_I と形状パラメータ α_R, β が既知の場合、タービンが発生するトルクは作動パラメータ $K\omega^*$ および無次元軸流速 v_a^* の関数として計算できることがわかる。

図2.1に示すOWC型波力発電装置の場合、浮体（空気室）に対する内部水位の相対的変位を $h(t)$ とし非圧縮流れを仮定すると v_a^* は次式のようになる。

$$v_a^* = \frac{d\left(\frac{h}{h_{1/3}}\right)}{d\left(\frac{t}{\bar{T}}\right)} = \frac{dh^*}{dt^*} \quad (4.30)$$

ところで不規則波は多くの正弦波状の微小振幅波（素波）が合成されたものと考えられる。そこで微小振幅波を各時間ステップにおいて加算することにより不規則波を作成した。不規則波の元となる波スペクトルは、1979年に提唱され、海洋波のスペクトルとして一般的な次式で表されるISSCスペクトルを使用した。

$$S(f) = A f^{-5} \exp(-B f^{-4}) \quad (4.31)$$

ここで f は不規則波の周波数であり、

$$A = 0.111 h_{1/3}^2 \bar{T}^{-4}, \quad B = 0.44 \bar{T}^{-4}$$

不規則波の有義波高 $h_{1/3}$ と平均周期 $\bar{T}$ を用いて無次元化するとスペクトル曲線式は(4.32)式となり、図3.4に示す分布となる。

$$S^*(f^*) = \frac{S(f)}{\bar{T} h_{1/3}^2} = 0.111 f^{*-5} \exp(-0.44 f^{*-4}) \quad (4.32)$$

ただし、

$$f^* = \frac{f}{\bar{f}}, \quad \bar{f} = \frac{1}{\bar{T}}$$

1つの微小振幅波（素波）に対応する空気室の波高を(4.31)のスペク

トルを用いて表すと次式となる.

$$h_i(t) = 2 \sqrt{\pi S(f_i) \Delta f_i} \cos(2\pi f_i t + \varepsilon_i) \quad (4.33)$$

ここで Δf_i はスペクトルの周波数軸の分割幅, ε_i は素波の位相で $0 \sim 2\pi$ からランダムに選んだものである. 素波の 1 つ 1 つについて式 (4.33) にて波高を求め, これを各時間ステップ毎に n_e 個加算し, 無次元化すると, 空気室内の無次元不規則波高が次式で表される.

$$h^*(t^*) = \sum_{i=1}^{n_e} \sqrt{4\pi S^*(f_i^*) \Delta f_i^*} \cos(2\pi f_i^* t^* + \varepsilon_i) \quad (4.34)$$

ただし,

$$h_i^*(t^*) = \frac{h_i(t)}{h_{i/3}}, \quad t^* = \frac{t}{T}$$

従って式 (4.30) ~ (4.34) より無次元軸流速度は

$$v_a^* = - \sum_{i=1}^{n_e} \sqrt{16\pi^3 S^*(f_i^*) f_i^{*2} \Delta f_i^*} \sin(2\pi f_i^* t^* + \varepsilon_i) \quad (4.35)$$

となる. なお, 周波数軸の分割数すなわち素波の数 n_e は 23 個とする.

式 (4.26) と (4.35) を $\omega^* = 0$ の初期条件でルンゲ・クッタ・ギル法により解けば, 不規則波における起動特性のシミュレーションが行える.

回転数が一定の状態で運転されるタービンの出力を求める場合には, 式 (4.26) の左辺第一項が零であるので, $t^* = 0$ から任意の t^* までのタービンの平均出力係数として出力 $T_i \omega$ を $\pi \rho V^2 r_R^3 \bar{f}$ で無次元化すれば,

$$\begin{aligned} \bar{C}_o &= \frac{1}{t} \int_0^t \frac{T_i}{\pi \rho V^2 r_R^3} \frac{\omega}{f} dt \\ &= \frac{1}{t^*} \int_0^{t^*} \mathcal{F} \omega^* dt^* \\ &= \frac{1}{t^*} \int_0^{t^*} C_T(\alpha_R) \{ (K \omega^* - v_a^* \tan \beta_i)^2 + v_a^{*2} \} \sigma_R \frac{2(1-\nu)}{1+\nu} \omega^* dt^* \end{aligned} \quad (4.36)$$

出力係数と同様に $\pi \rho V^2 r_R^3 \bar{f}$ で無次元化した平均入力係数は, 式 (4.5) の定義と異なるが,

$$\begin{aligned}
\overline{C}_i &= \frac{1}{t} \int_0^t \frac{\Delta P_s}{\rho V^2} \frac{Q}{\pi r_R^3 f} dt \\
&= \frac{1}{t^*} \int_0^{t^*} \frac{\Delta P_s Q}{\pi \rho V^3 r_R^2 K} dt^* \\
&= \frac{1}{t^*} \int_0^{t^*} C_A(\alpha_R) \{ (K\omega^* - v_{e^*} \tan \beta_i)^2 + v_{e^*}^2 \} \sigma_R \frac{2(1-\nu)}{1+\nu} \frac{1}{K} v_{e^*} dt^*
\end{aligned}
\tag{4.37}$$

となる。

不規則波におけるタービン効率 は次式で求められる。

$$\tilde{\eta} = \overline{C}_o / \overline{C}_i \tag{4.38}$$

4. 3. 5 準定常解析の妥当性

前節で述べた定常特性の実験結果を準定常的に用いた解析方法の妥当性を実験結果との比較により示す。

図4.3に正弦および不規則波を発生させ平均効率 $\overline{\eta}, \tilde{\eta}$ を求めた結果と前節の解析により求めた結果との比較を作動パラメータ $1/(K\omega^*)$ に対して示す。供試ロータは、翼形NACA0020、翼枚数 $z=6$ 、平均半径における弦節比 $\sigma_R=0.67$ 、ガイドベーン無し、単葉式ウェルズタービンである。正弦波の実験結果が二点鎖線、解析結果が一点鎖線で、不規則波の実験結果が○印の実線、解析結果が点線で印されている。ただし正弦波の場合には有義波高として正弦波の波高をとっている。

図より両波とも最大効率は実験値の方が数%低くなっているが、解析結果は定性的には実験と同じ傾向を示すことがわかる。

以上のことから、定常特性の実験結果を準定常的に用いた解析方法は、任意波形の往復流における作動特性を定性的に評価する上で有効であることが確認された。

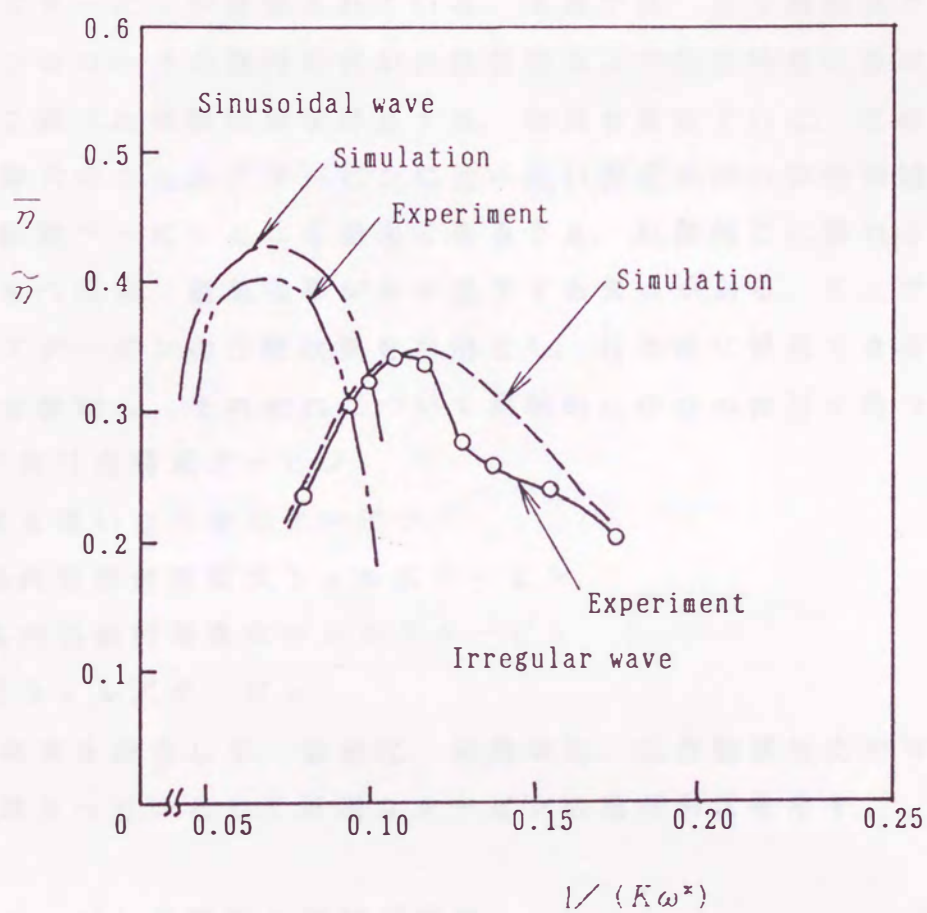


図4.3 作動特性の実験結果と解析結果の比較