

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5章 複葉式タービンの性能改善

5. 1 まえがき

高波浪エネルギー密度の条件に適するウェルズタービンとして複葉式ウェルズタービンが提案されている。本章では、まず複葉式ウェルズタービンのロータの幾何形状が作動特性および起動特性に及ぼす影響について調べた実験結果を詳述する。結果を要約すれば、このタービンは単葉式のウェルズタービンに比べ広い流量範囲の作動領域を持ち、低回転数タービンとして使用できるうえ、起動特性に優れるという利点をもつ反面、最高効率がやや低下する欠点がある。そこで複葉式ウェルズタービンの性能改善を目的とし、往復流に適用できる次のタービンを提案し、それぞれについて実験的に特性の検討を行う。

(a)取付け角付複葉式タービン

(b)反り翼を用いた複葉式タービン

(c)外部案内羽根付複葉式ウェルズタービン

(d)中間案内羽根付複葉式ウェルズタービン

(e)三葉式ウェルズタービン

これらの結果を総合して、低速化、高効率化、広作動領域化が可能で波力発電用タービンとして好適なタービンの幾何形状を示す。

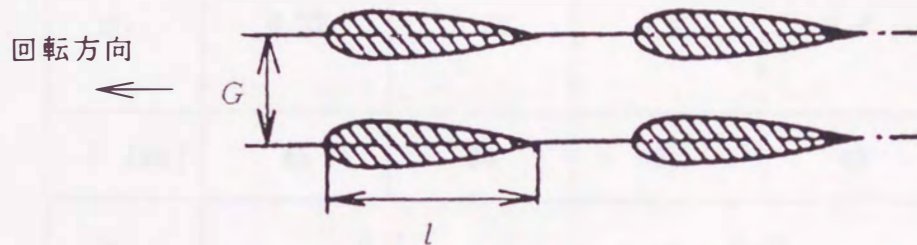
5. 2 タービンの概要と供試羽根車

5. 2. 1 複葉式ウェルズタービン

図5.1は複葉式ウェルズタービンの動翼の配列を二次元的に表したものである。2枚のウェルズタービンのロータを回転軸に隣接して並べ、互いに回転方向にずらすことにより、3種の翼配列について調べる。

すなわち、図の(a)～(c)に示すように、翼配列が面対称のcase(A)、千鳥状に配したcase(B)、および2枚の翼の前縁と後縁の間隔の半分だけずらしたcase(C)である。

ロータの翼配列のほかに、弦節比、ハブ比、ロータ間隔、およびレイノルズ数がタービン特性に及ぼす影響を調べるために、表1に示す種



(a) c a s e (A)



(b) c a s e (B)



(c) c a s e (C)

図 5 . 1 動翼の配置図

Airfoil	NACA0015		NACA0021		NACA0020
σ_t	0.57	0.38	0.4	0.6	0.44, 0.52, 0.61
l [mm]	45	90	65	65	70
ν (D_t [mm])	0.7 ($D_t=0.3$)		0.62 ($D_t=0.21$)		0.7 ($D_t=0.3$)
G/l	Monoplane		Monoplane		Monoplane
	0.31, 0.49, 0.67, 0.82, 1.00, 1.33	0.23, 0.50, 0.80	0.50, 0.75, 1.00, 1.25, 1.50, 1.75, 2.00		0.30, 0.50
R_s	0.6×10^5	2.0×10^5			1.6×10^5
case	(A), (B), (C)	(A)	(A)		(A), (B)

表1 供試ロータの仕様

類のロータを用いた。ここで、レイノルズ数は最高効率点における値である。使用した翼形はNACA0015翼、NACA0020翼およびNACA0021翼であり、ハブからケーシングまで同一の翼断面を有する矩形翼である。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、すなわちスweep度はウェルズタービンで最適と考えられている0.35である。また、翼先端は円弧状で、翼先端隙間は1mmである。

5. 2. 2 取付け角付複葉式タービン

図5.2に示すように反りの無い対称翼を回転面に対して取付け角 γ だけ傾斜してハブに取付けた複葉式タービンを考える。翼配列が面対称の場合をcase(A)、千鳥状に配したものをcase(B)とする。

供試ロータについては弦節比、ロータ間隔、翼取付け角、およびロータ翼配列がタービン特性に及ぼす影響を調べるために、表2に示す17種類を用いた。使用した翼形はウェルズタービンで最適と考えられているNACA0020翼を用いた矩形翼で、スweep度は0.35である。また、翼先端は円弧状で、翼先端隙間は1mmである。

5. 2. 3 反り翼を用いた複葉式タービン

図5.3に示すように反りのある翼を回転面に対して取付け角 γ だけ傾斜してハブに取付けた複葉式タービンである。翼配列が面対称の場合をcase(A)、千鳥状に配したものをcase(B)とする。

供試ロータの翼形として、次の4種類の矩形翼を使用した(図5.4)。

(a)反り線が円弧状で反り角は 23° 、翼厚分布がNACA0020翼

(NACA(CA23)20翼)

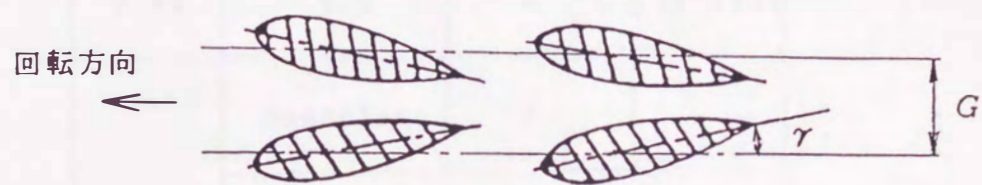
(b)反り線が円弧状で反り角 10° 、翼厚分布がNACA0012翼に準ずる翼

(NACA(CA10)12翼)

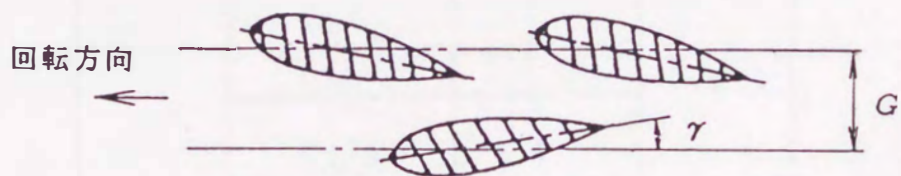
(c)Göttingen624翼

(d)NACA63₃-618翼

の4種類の矩形翼を使用した。このうちGöttingen624、NACA63₃-618翼形は、2次元翼データで抗揚比が比較的小さいことから採用したものである。弦節比、ロータ間隔、翼取付け角、ロータ翼配列がタービン特



(a) c a s e (A)

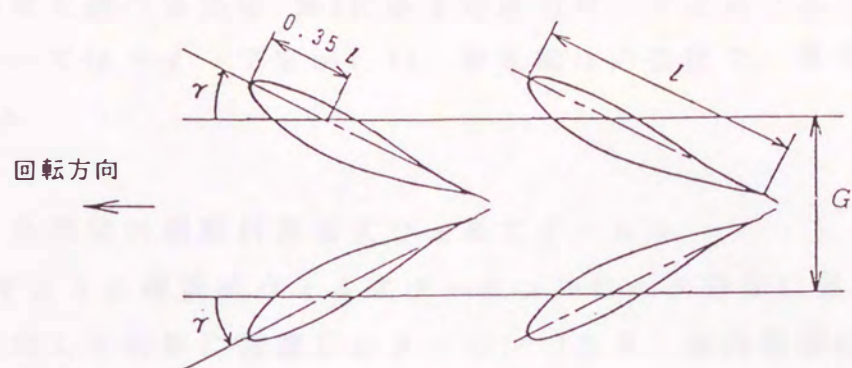


(b) c a s e (B)

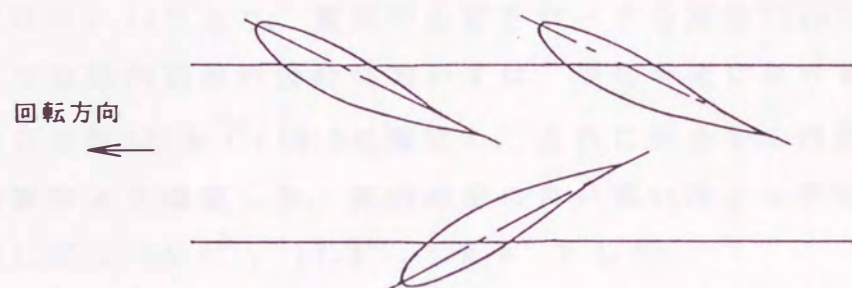
図 5. 2 取付け角付複葉式タービンの概要

σ_R	G/l	γ°	case
0.35	0.5	4	(A),(B)
0.44	0.5	4	(A),(B)
0.52	Monoplane	4	(A),(B)
	0.3	4	
	0.4	4	
	0.5	0, 2, 4, 6	
	0.7	4	
	1.0	4	
0.61	0.5	4	(A),(B)

表 2 供試ロータの仕様

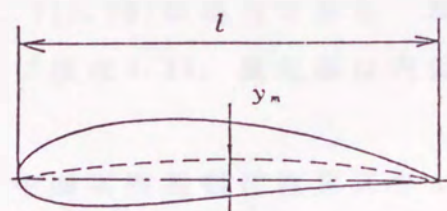


(a) case (A)



(b) case (B)

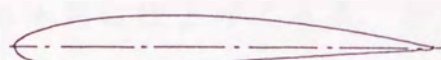
図 5. 3 反り翼を用いた複葉式タービンの概要



(a) $y_m/l = 0.05$, NACA(CA23)20



(c) Göttingen624



(b) $y_m/l = 0.022$, NACA(CA10)12



(d) NACA63₃-618

図 5. 4 供試翼形

性に及ぼす影響を調べるため、表3に示す形状のロータを用いた。その他の仕様についてはスweep度が0.35、翼先端は円弧状で、翼先端隙間は1mmである。

5. 2. 4 外部案内羽根付複葉式ウェルズタービン

図5.5に示すように複葉式ウェルズタービンのロータ前後に案内羽根をロータに対して対称に設置したタービンである。案内羽根の形状は二次元の円弧翼で、反り角 36.7° 、アスペクト比0.5、翼厚比2.2%の一樣厚さで前・後縁は半円に仕上げてある。翼枚数は11枚で平均半径における弦節比は1.25であり、翼列中心線をロータの前後76mmの位置に設定した。なお案内羽根の設計においては、平均半径におけるロータの設計接線力係数¹⁵⁾を $\overline{C}_T=0.2$ に設定し、これに適合する円弧翼翼列を翼列試験資料より選定した。案内羽根の食い違い角 α は実験に応じて 8.8° 、 11.8° 、 14.8° 、 17.8° 、 20.8° とした。

使用した複葉式ウェルズタービンは、ロータ間隔が複葉式ウェルズタービンの場合に最適と考えられている $G/l=0.5$ 、ロータ翼配列が面対称のcase(A)と千鳥状に配したcase(B)の二種類、一枚のタービンロータ当たりの翼枚数(弦節比)が、 $z=3(\sigma_R=0.34)$ 、 $4(0.45)$ 、 $5(0.56)$ 、 $6(0.67)$ 、 $7(0.79)$ の場合である。翼形はNACA0020翼を用いた矩形翼で、スweep度は0.35、翼先端は円弧状で、翼先端隙間は1mmである。

5. 2. 5 中間案内羽根付複葉式ウェルズタービン

図5.6に示すように二枚のウェルズタービンのロータの中間に中間案内羽根を10枚、回転軸に平行に設置した。案内羽根は平板翼で、両端は半径1mmの半円に仕上げてある。羽根長さ L_i の影響を調べるため $L_i/l=0.11$ 、 0.17 、 0.24 の3通りについて実験を行った。また使用した複葉式ウェルズタービンは5.2.4節のものと同様である。

5. 2. 6 三葉式ウェルズタービン

図5.7に示すようにウェルズタービンを三枚積み重ねたものであり、

Airfoil	G/l	σ_R	Case	γ°
NACA0020	0.56	0.5	(A), (B)	0°
NACA0012	0.56	0.5	(A), (B)	0°
Göttingen624	0.56	0.5	(A), (B)	0°
NACA63 ₃ -618	0.45	0.5		0°
	0.56	0.7	(A)	2°
	0.67	1.0	(B)	4°
	0.79			

表3 供試ロータの仕様

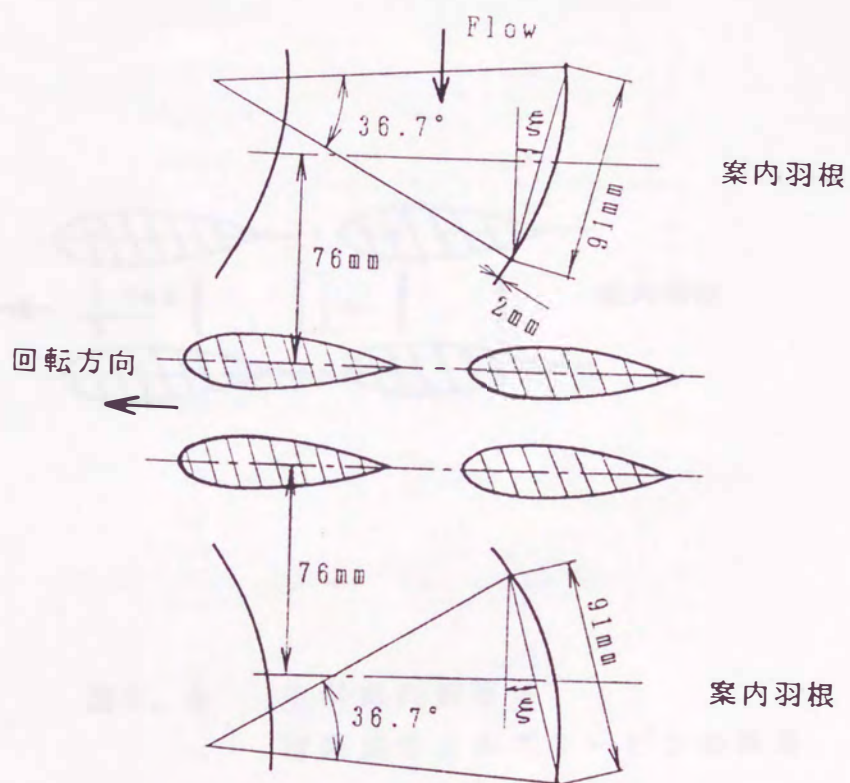


図 5. 5 外部案内羽根付
複葉式ウェルズタービンの概要

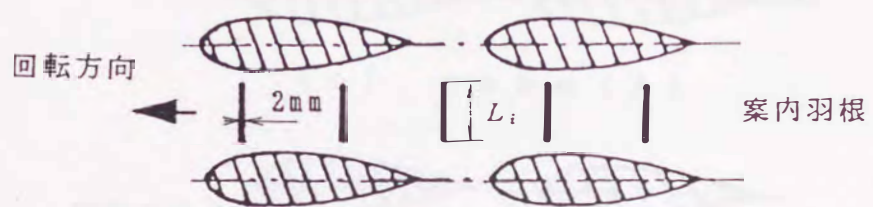
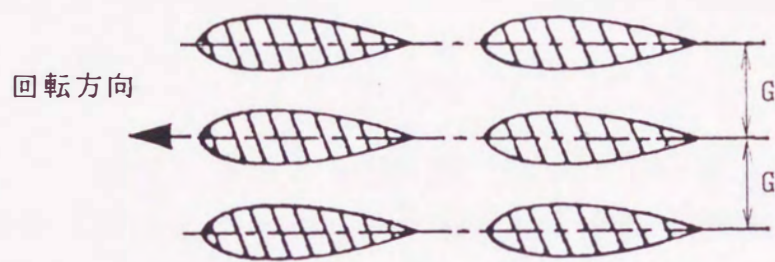
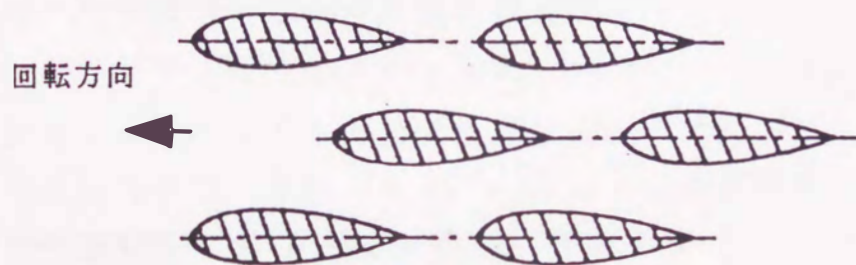


図 5. 6 中間案内羽根付
複葉式ウェルズタービンの概要



(a) c a s e (A)



(b) c a s e (B)

図 5. 7 三葉式ウェルズタービンの概要

タービンロータ間隔は $G/l = 0.5$ とする。採用した翼形は NACA0020 翼を用いた矩形翼で、ロータ翼配列は図に示す case(A) と case(B) の二種類、また一枚のタービンロータ当たりの翼枚数は $z = 3, 4, 5, 6, 7$ について実験を行った。その他の仕様はスweep度が 0.35 、翼先端は円弧状で、翼先端隙間は 1mm である。

5. 3 複葉式ウェルズタービン

5. 3. 1 まえがき

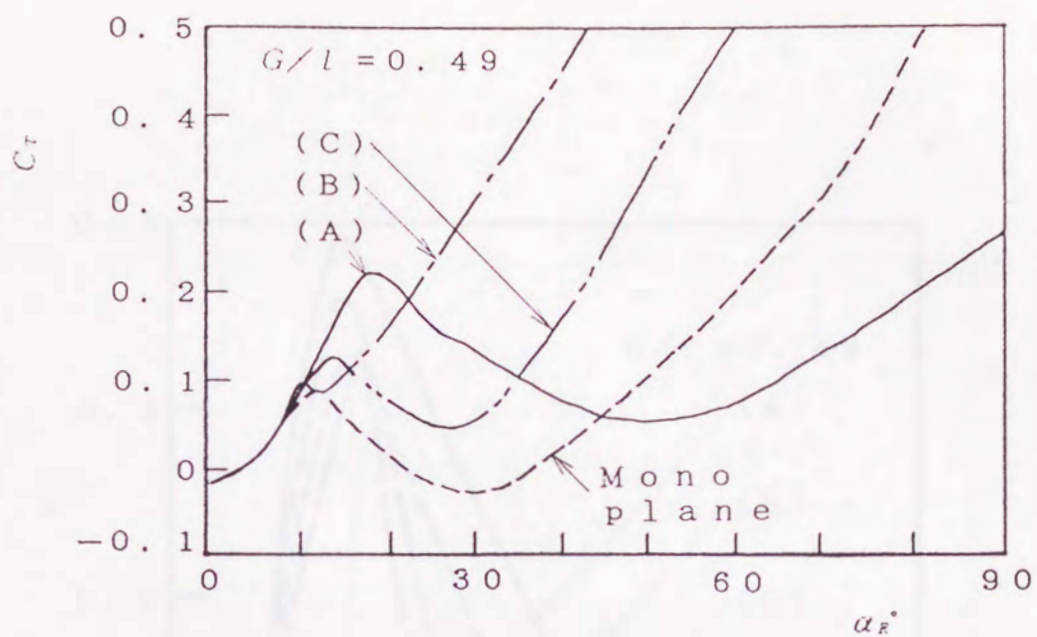
5.2.1節で示した種々の形状の複葉式ウェルズタービンの特性を、一方向定常流れにおいて実験的に調べ、複葉式の効果を総合的に明らかにする。また、往復気流中で作動する複葉式ウェルズタービンの特性に関し、単葉式と同様、特性にヒステリシスが存在する事を指摘し、正確な性能予測にはヒステリシス特性の解明が必要であることから、ヒステリシスに及ぼす諸因子の影響も明らかにする。

5. 3. 2 定常試験による複葉式ウェルズタービンの特性

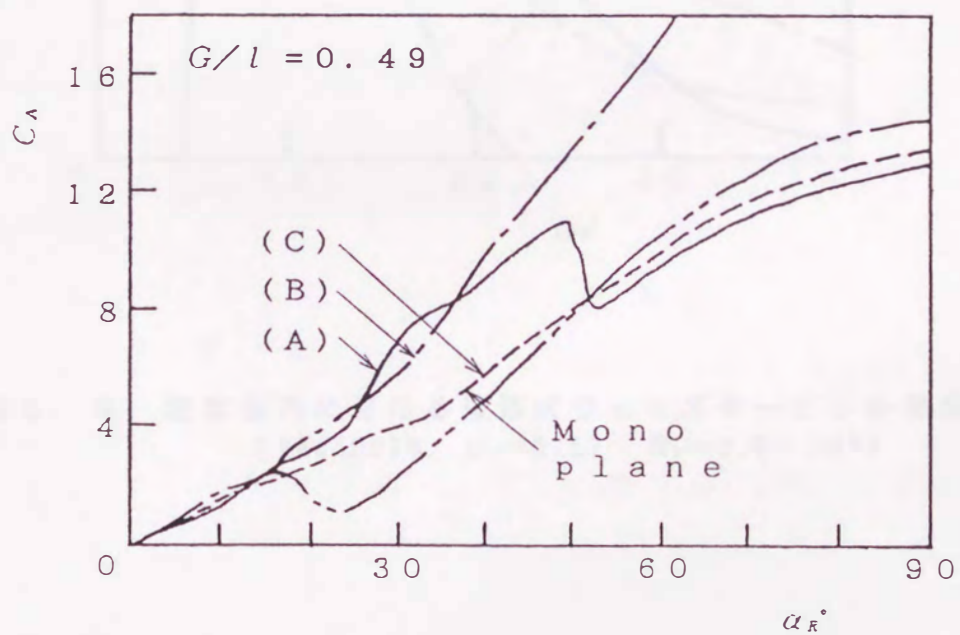
定常流におけるトルクおよび入力係数と平均半径における相対流入角 α_R の関係を図5.1の3つの翼配列case(A), (B), (C)について調べた結果を図5.8に示す。使用したロータはNACA0015, $\sigma = 0.57$, $G/l = 0.49$ である。図中の破線は同じ翼列形状の単葉式のウェルズタービンの場合である。図5.8(a)より複葉式にすると $\alpha_R < 45^\circ$ で C_T 値が単葉式ウェルズタービンより大きくなり失速後の負領域が無くなることがわかる。また失速点も延びる傾向にあり、特にcase(A)の配列を採用すれば失速迎え角が大きくなり C_T の値が著しく増大する。一方、図5.8(b)より入力係数は、 α_R とともに増大する傾向にあるが、例えばcase(A)の $30^\circ < \alpha_R < 50^\circ$ の領域のように特異な変化を示す場合もある。これは二つのロータの干渉の仕方に起因するものと思われる。

次に図5.8のデータより式(4.6)を用いて計算した効率 η と α_R の関係を図5.9に示す。図5.9よりすべての場合 $\alpha_R \approx 10^\circ$ で η は最大値を示し、特にcase(A)の場合に最大タービン効率は単葉式ウェルズタービンのそれより大きい。また失速後の効率変化はcase(B)の場合を除いて単葉式の場合よりゆるやかに減少する。

実際のウェルズタービンは波の運動による往復流において作動するので、一方向定常流で得られた図5.8のデータを用いて正弦波の一周期における特性を算出した。平均出力係数 $\overline{C_o}$ 、平均効率 $\overline{\eta}$ と $\overline{V_o}/U_R$ の関係をそれぞれ図5.10および5.11に示す。図5.10, 5.11より、二つの



(a) トルク係数



(b) 入力係数

図 5. 8 複葉式ウェルズタービンの
トルクおよび入力係数 (定常試験)

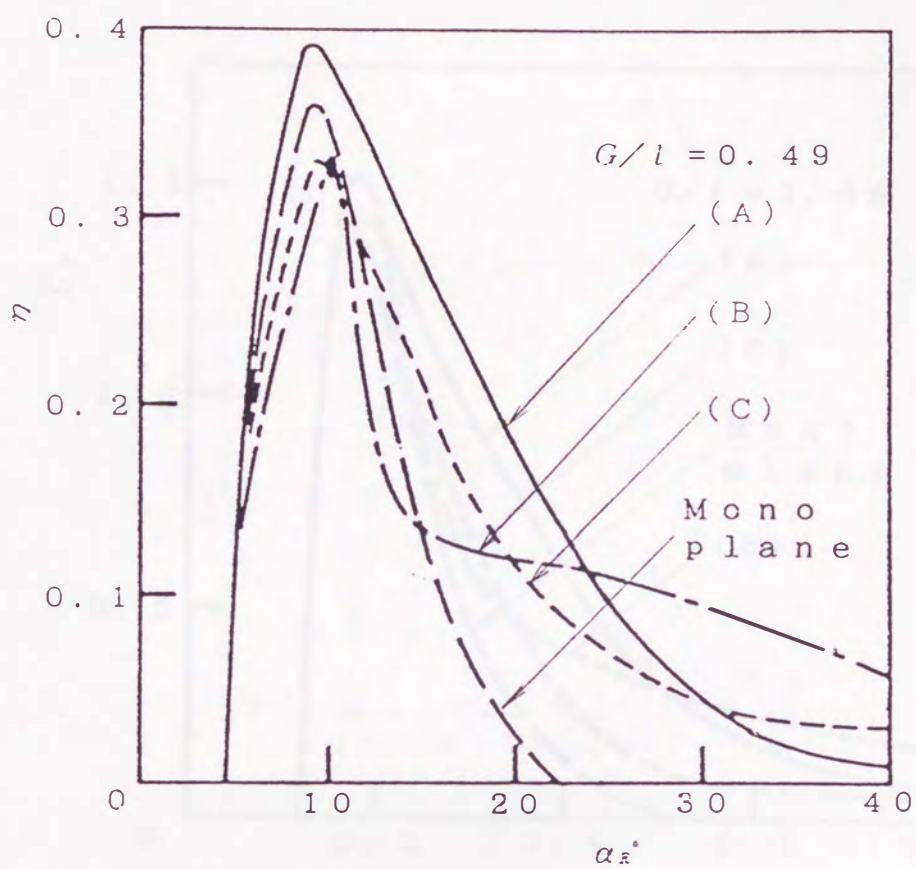


図 5. 9 定常流れにおける複葉式ウェルズタービンの効率
(NACA0015, $\sigma_t = 0.57$, $R_s = 0.6 \times 10^5$)

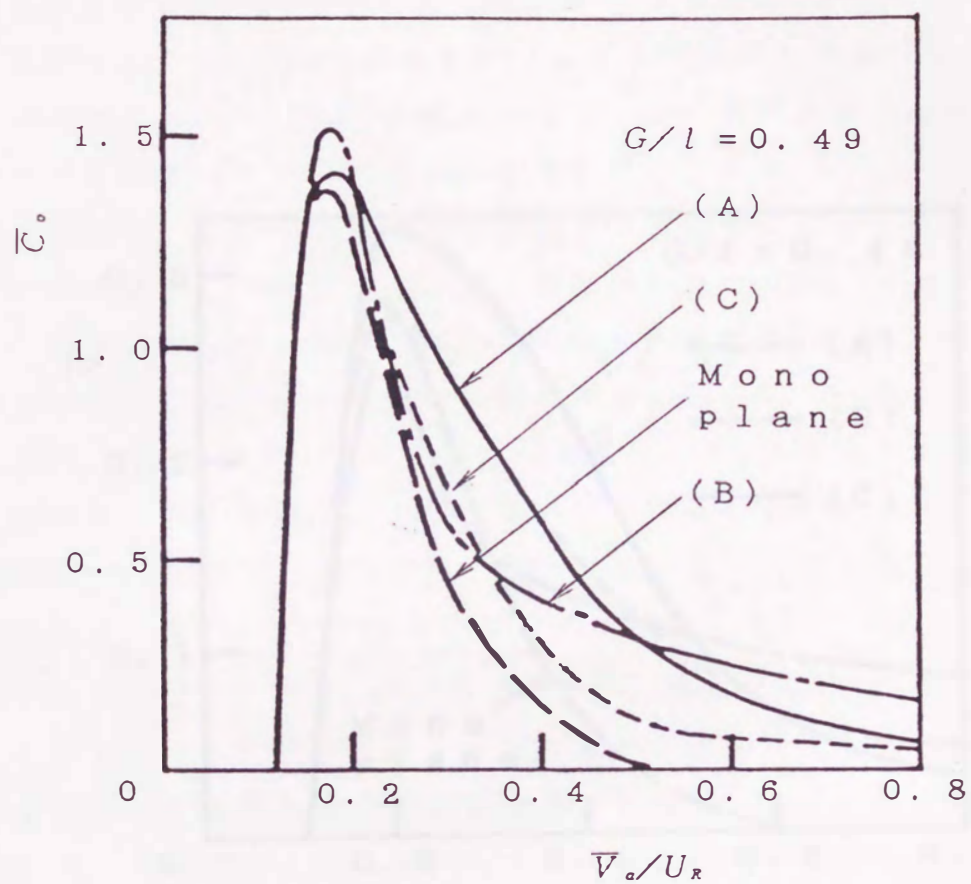


図 5. 10 複葉式ウェルズタービンの平均出力係数
(NACA0015, $Re = 0.6 \times 10^5$, ω :固定, 正弦波中)

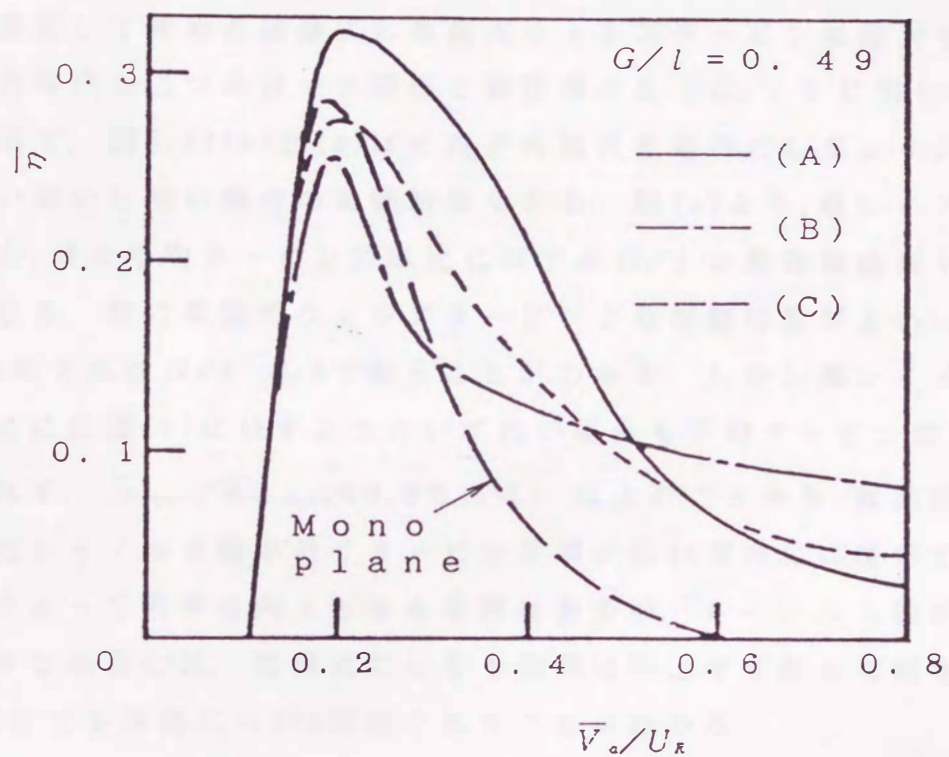
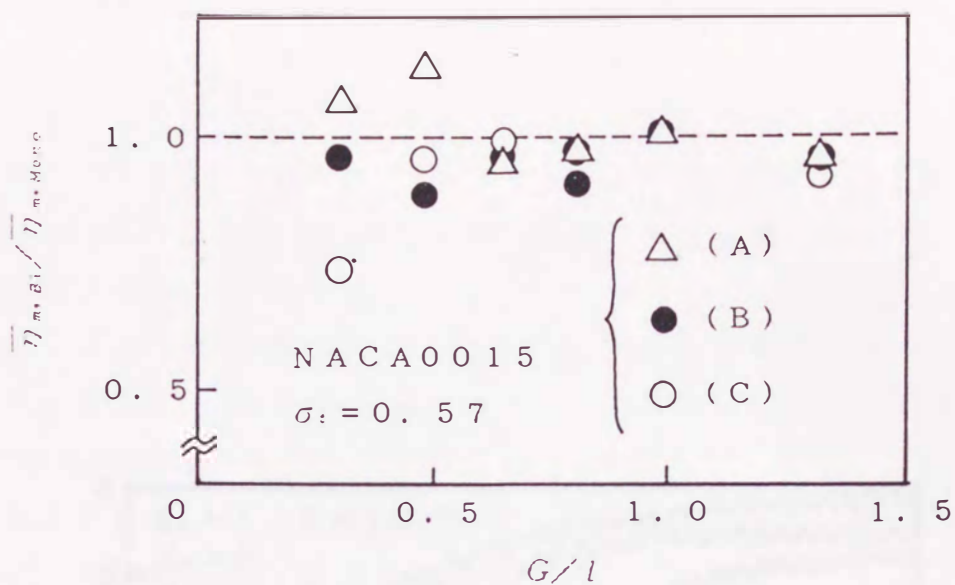


図 5. 1 1 複葉式ウェルズタービンの平均効率
(NACA0015, $R_e = 0.6 \times 10^5$, ω : 固定, 正弦波中)

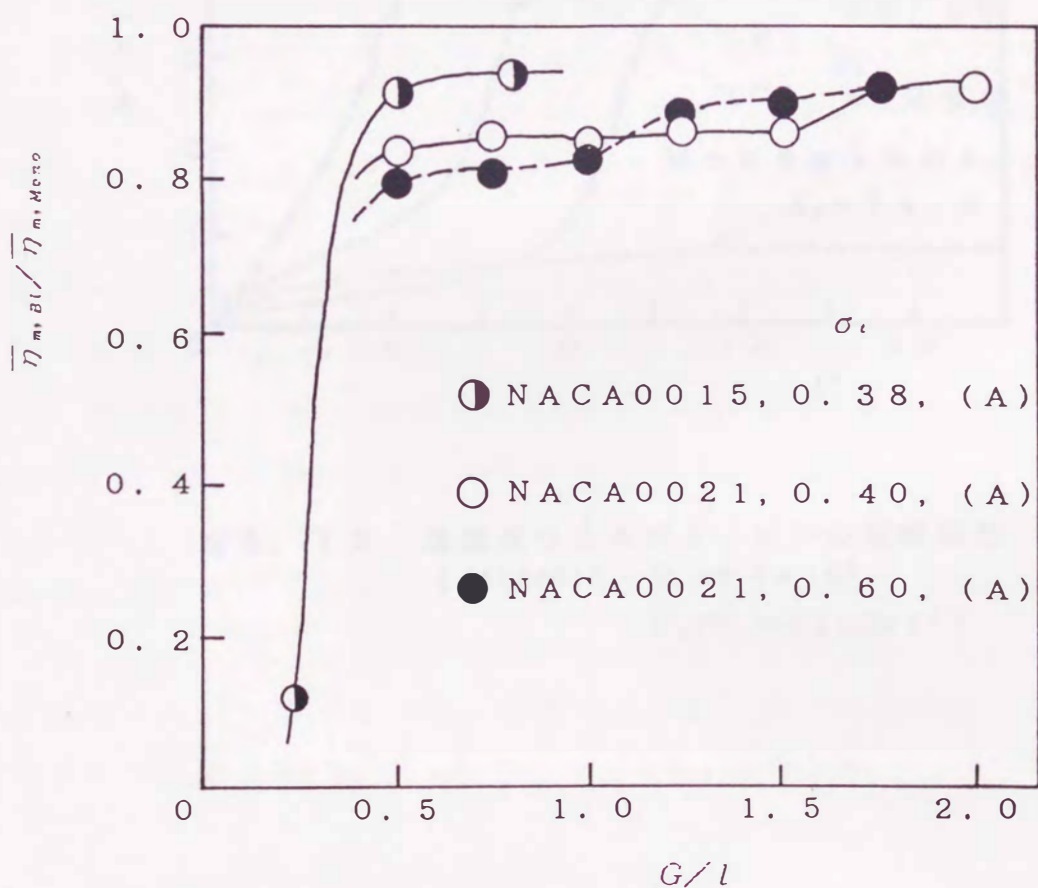
ロータの食い違いが最も大きいcase(B)については平均出力係数の最大値が最も大きいがタービン効率の最大値が最も小さいこと、食い違いのないcase(A)の場合に最大平均タービン効率を得られることがわかる。なお、すべての場合について最大平均タービン効率が30%程度でやや低い値となっているのは、本実験(NACA0015, $l=45\text{mm}$)におけるレイノルズ数が約 0.6×10^5 と低いためである。また図5.10, 5.11より、単葉式より複葉式のほうが α_R の増加に対して失速がゆるやかに進行することがわかる。このことは、複葉式のほうが広い流量範囲でしかも低回転数タービンとして使用できることを意味している。

正弦波を仮定して求めた複葉式と単葉式ウェルズタービンの最大平均タービン効率比を二つのロータ間隔と翼弦長の比(G/l)に対して図5.12に示す。図5.12(a)と(b)はそれぞれ弦長を基準にしたレイノルズ数が低い場合と高い場合の実験結果である。図(a)より、低レイノルズ数の場合、最大平均タービン効率比に対する G/l の最適値は各々の場合で異なり、特に単葉式ウェルズタービンより作動特性がよいcase(A)の場合のそれは $G/l=0.5$ であることがわかる。しかし高レイノルズ数の場合には図(b)に示すようにいずれの場合も平均タービン効率は改善されず、 $\overline{\eta_{m, Bl}}/\overline{\eta_{m, Mono}} \approx 0.9$ である。以上のことから、翼弦長を基準にしたレイノルズ数が低くタービン効率が低い場合には複葉式にすることによって効率を向上させる余地はあるが、レイノルズ数がある程度大きな場合には、複葉式にしても効率は向上せず最も有利なcase(A)の場合でも単葉式の90%程度であることがわかる。

次に起動特性について議論する。図5.13はNACA0015, $\sigma_t=0.57$, $G/l=0.49$ (低レイノルズ数の場合)の場合である。単葉式ウェルズタービンは自己起動しないが複葉式にすると自己起動すること、さらに食い違いが大きいほど早く起動することがわかる。これは図5.8(a)の C_T 特性からも明らかなように $\alpha_R > 30^\circ$ で食い違いの大きいほうが C_T 値が高くなるためであり、食い違いの大きい複葉式ウェルズタービンが結果的に弦節比が大きくなる効果を有すること、すなわち、翼の干渉効果により失速後の C_T の極小値が大きくなるためである。なお



(a) 低レイノルズ数の場合 ($Re = 0.6 \times 10^5$)



(b) 高レイノルズ数の場合 ($Re = 2.0 \times 10^5$)

図5. 12 最大タービン効率比とロータ間隔の関係

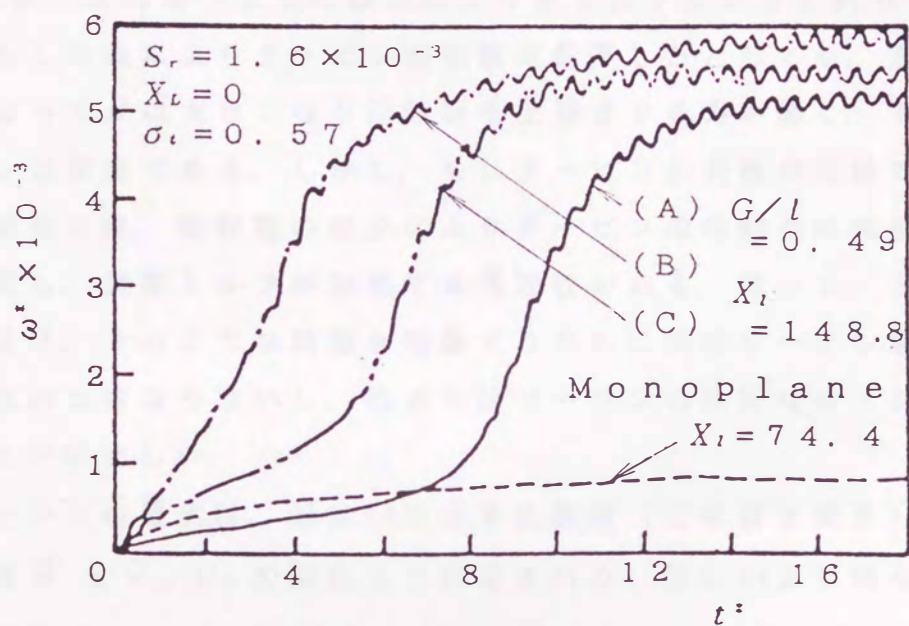


図 5. 13 複葉式ウェルズタービンの起動特性
 (NACA0015, $R_e = 0.6 \times 10^5$,
 $\bar{v}_a / V_a = \sin 2\pi t^*$)

起動特性に及ぼす G/l の影響を、その良好な順に示せば、配列 case(B) の場合については、 $G/l = 0.31 \rightarrow 0.49 \rightarrow$ その他の G/l (G/l によらずほぼ等しい)、case(C) の場合は $G/l = 0.49, 0.67, 0.82 \rightarrow 0.31, 0.33 \rightarrow 1.0$ 、case(A) の場合は $G/l = 0.31 \rightarrow 0.49, 1.33 \rightarrow 0.8$ であった。なお case(A) の $G/l = 0.67$ と 1.0 の場合は単葉式ウェルズタービンと同様に自己起動しなかった。

作動領域については失速マージンの優劣の観点から議論する。タービンの通常の作動状態下では、負荷トルク X_L は式(4.15)において回転数 ω^* をほぼ一定に保つように波力により生じたトルク $\overline{\mathcal{T}}$ と釣り合っている。もし外乱によりタービン回転数が低下したとしても、迎え角の増加によって $\overline{\mathcal{T}}$ は大きくなり回転数を上昇させる力が働く。それゆえタービンは安定である。しかし、もしタービンが失速点近傍で作動している場合には、回転数の減少によりタービンの作動点は失速後の状態に移動し、発生トルクが急減する可能性がある。従って、タービンの設計点は、そのような状態を回避するために失速マージンを考慮して設計されねばならないし、他方失速マージンの良好なロータを選択することが好ましい。

失速マージンの優劣は、図5.14に示す往復流（正弦波と仮定）中の $\overline{\mathcal{T}}$ の平均値 $\overline{\mathcal{T}}$ と $\overline{V}_a/U_R$ の関係より決定される。図5.14より明らかにように、複葉式の case(A) の場合、 $\overline{\mathcal{T}}$ は $\overline{V}_a/U_R \approx 0.2$ （最大効率点、図5.11参照）を越えて最大値付近の特性曲線が平坦であり、 $\overline{V}_a/U_R \approx 0.4$ でも比較的高い値となる。これはウェルズタービンの設計点を最大効率点近傍に設定しても失速によるブレークダウンの危険性が少ないことを示す。また $\overline{V}_a/U_R$ が大きい範囲へ作動領域が拡張されるためタービンの低速化が可能であり、発生騒音や他の機械的な問題の観点からも複葉式が有利である。

5. 3. 3 往復流におけるヒステリシス特性

2.3.2節で述べたように往復気流中で作動するウェルズタービンは、軸流速度の増速（ α_R の増加）過程と減速（ α_R の減少）過程において

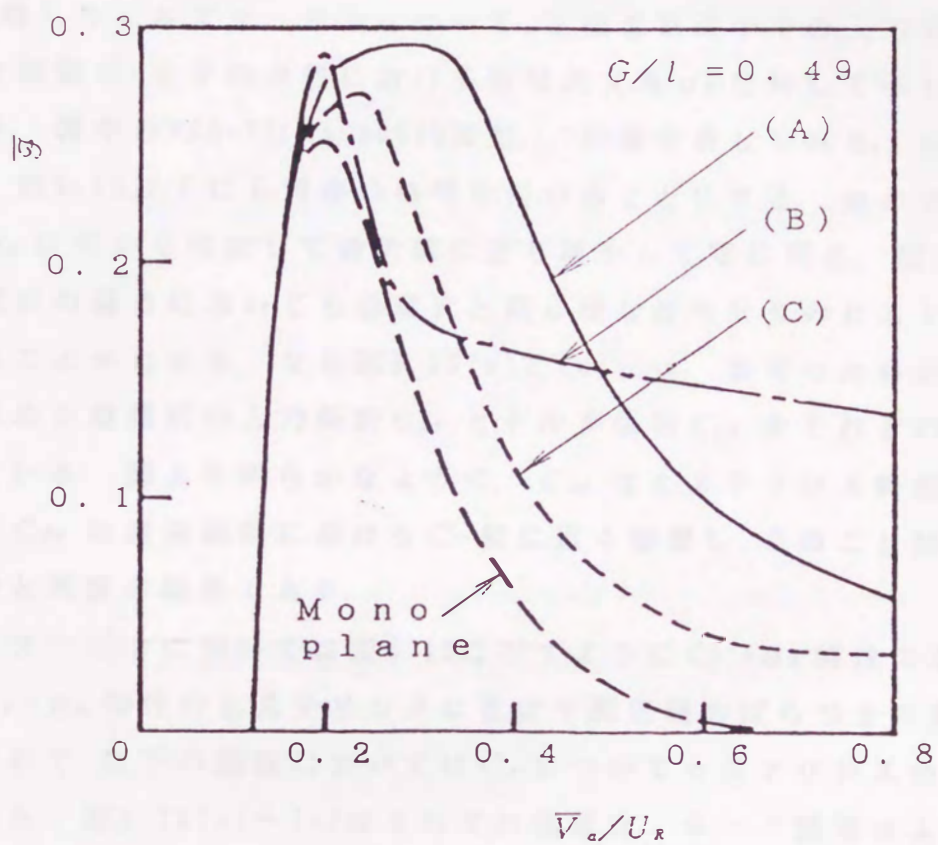


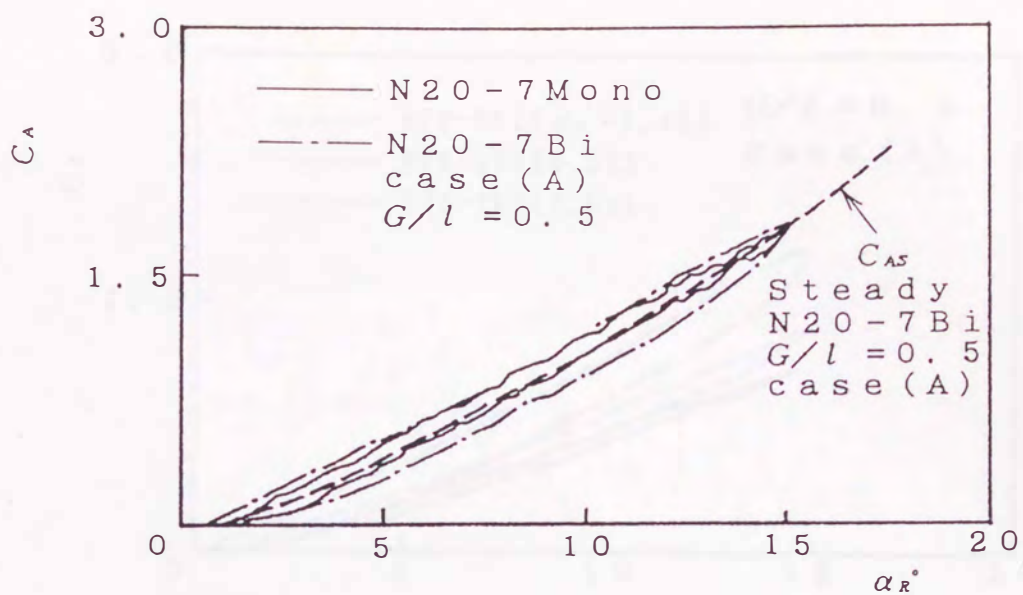
図 5. 1 4 複葉式ウェルズタービンの平均無次元トルク係数
(NACA0015, $R_s = 0.6 \times 10^5$, 正弦波中)

トルクおよび入力係数の値が異なる，いわゆるヒステリシス特性を有する．この原因は，前方の翼のウェークが後方の翼に付着する迎え角と離脱する迎え角が異なるためである²⁶⁾．複葉式ウェルズタービンも，原理的に同様の現象が生じると予想されるので，往復気流発生風洞においてヒステリシス特性を調べた．

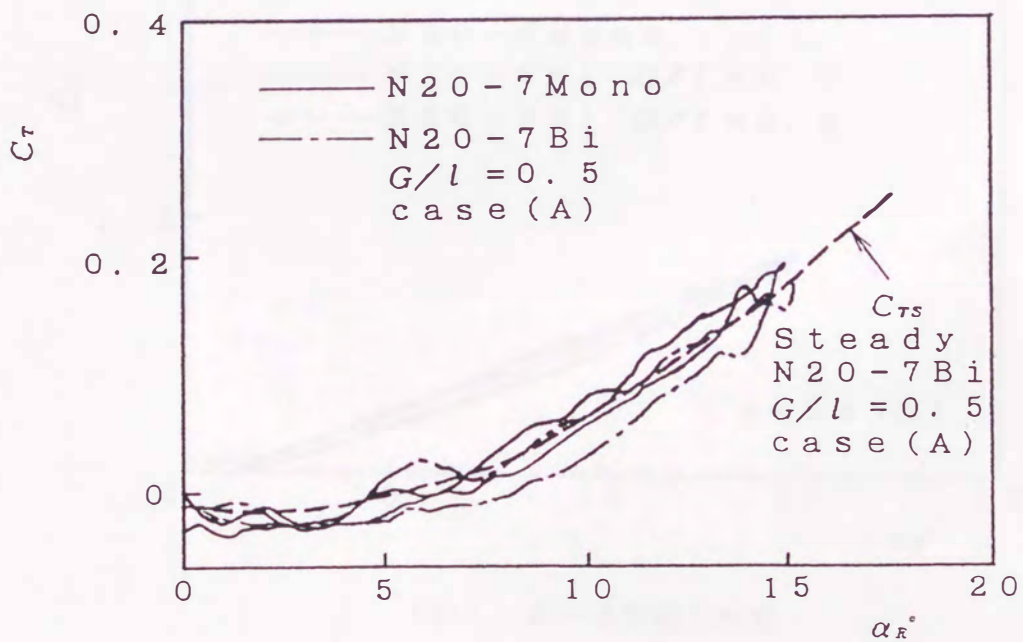
図5.15(a), (b)は，単葉式 (Mono, Monoplaneの略) と複葉式 (Bi, Biplaneの略) ウェルズタービンについて，正弦波気流中での入力係数 C_A ，トルク係数 C_T を平均半径における相対流入角 α_R に対して示したものであり，図中のN20-7はNACA0020翼型，7枚翼を表している．なお，本章では，図5.16以下にも同様の略号を用いることにする．波の半周期の間に α_R は零から増加して最大値に至り減少して零に戻る．図5.15より，複葉式の場合においても単葉式と同じ様な反時計りのヒステリシスがあることがわかる．なお図5.15(a)と(b)には，参考のため定常試験より求めた複葉式の入力係数 C_{AS} とトルク係数 C_{TS} をそれぞれ点線で示している．図より明らかなように， C_{AS} はヒステリシス特性のほぼ中央， C_{TS} は減速過程における C_T 値に近く位置し，このことは単葉式の場合と同様の結果である．

ウェルズタービンにおいては図5.15に示すように $C_T - \alpha_R$ 特性の場合よりも $C_A - \alpha_R$ 特性のヒステリシスに及ぼす測定値のばらつきの影響が小さいので，以下の議論においては C_A についてヒステリシスの大小を議論する．図5.16(a)～(c)はそれぞれ弦節比，ロータ間隔およびロータ翼配列が C_A のヒステリシスに及ぼす影響を調べた結果である．ヒステリシスは，弦節比が大きいほど大きく，ロータ間隔にはさほど依存しない．またロータ翼配列の影響は，case(B)すなわち翼が食い違う場合の方が大きい．すなわち単葉式ウェルズタービンの場合と同様に，ウェークと翼の干渉の度合いが大きいほどヒステリシスが大きくなる．

入力係数のヒステリシスの幅 ΔC_{AB} を定常流における値 C_{AS} で除した値が α_R に対して変わる様子を示せば，それぞれ図5.17(a)～(c)の様になる． $\Delta C_{AB}/C_{AS}$ は α_R とともに増加し極大値を経た後減少する．また $\Delta C_{AB}/C_{AS}$ は弦節比が大きいほど，さらに食い違ったロータ配列 (c

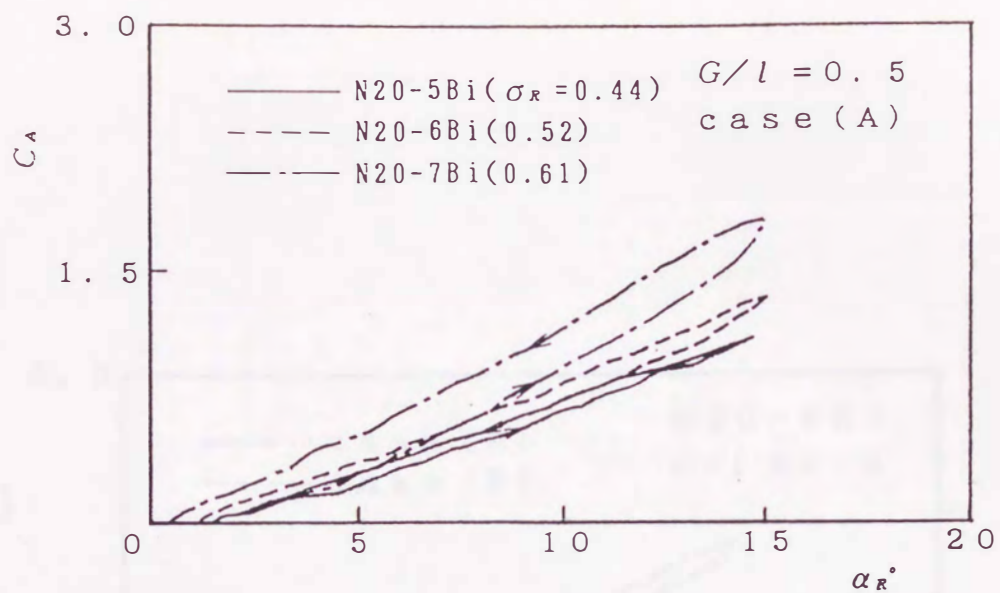


(a) トルク係数

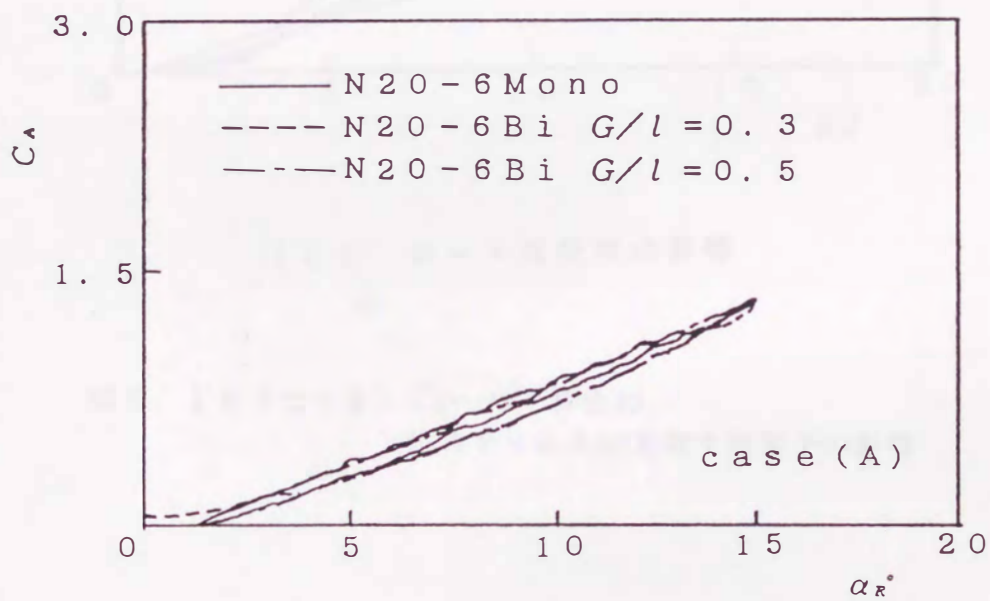


(b) 入力係数

図5. 15 単葉式及び複葉式ウェルズタービンのヒステリシス特性

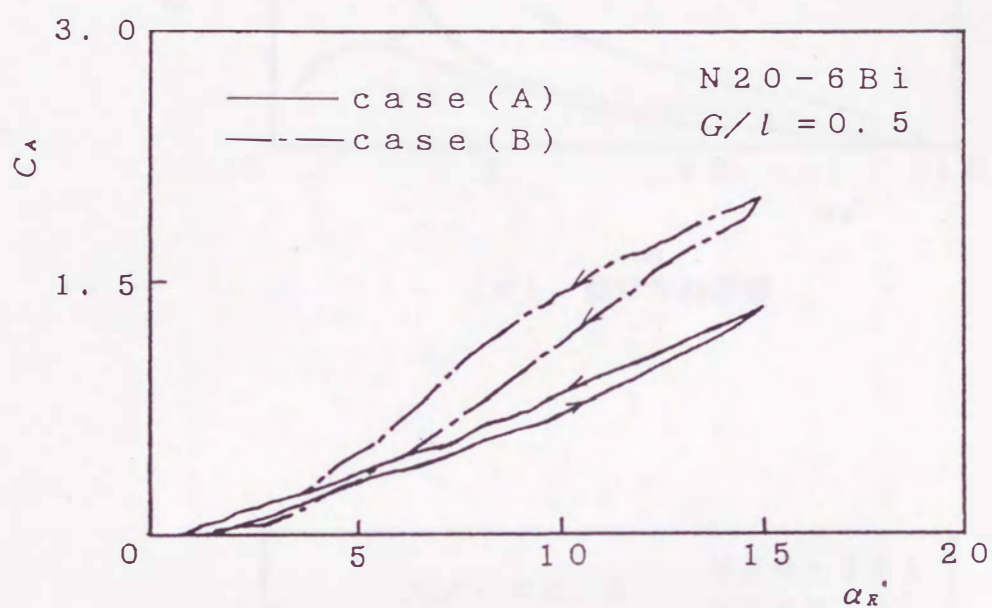


(a) 弦節比の影響



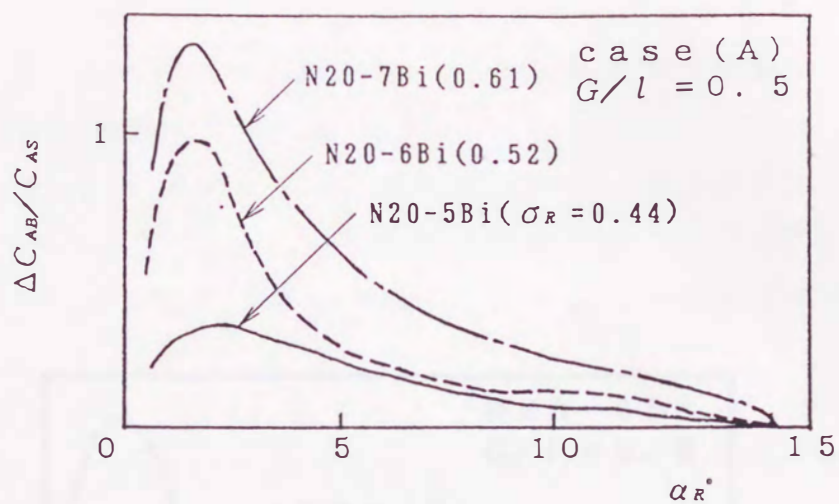
(b) ロータ間隔の影響

図5.16 $C_A - \alpha_R^{\circ}$ 特性のヒステリシスに及ぼす諸因子の影響

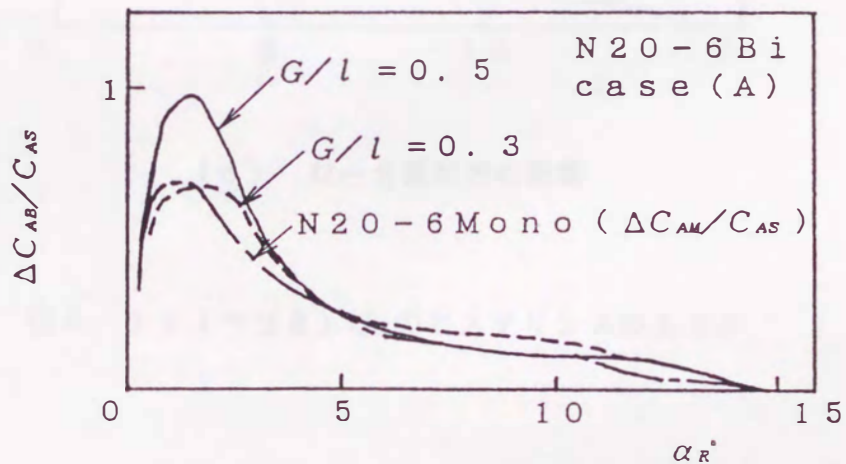


(c) ロータ翼配列の影響

図5.16(つづき) $C_A - \alpha_R^*$ 特性の
ヒステリシスに及ぼす諸因子の影響

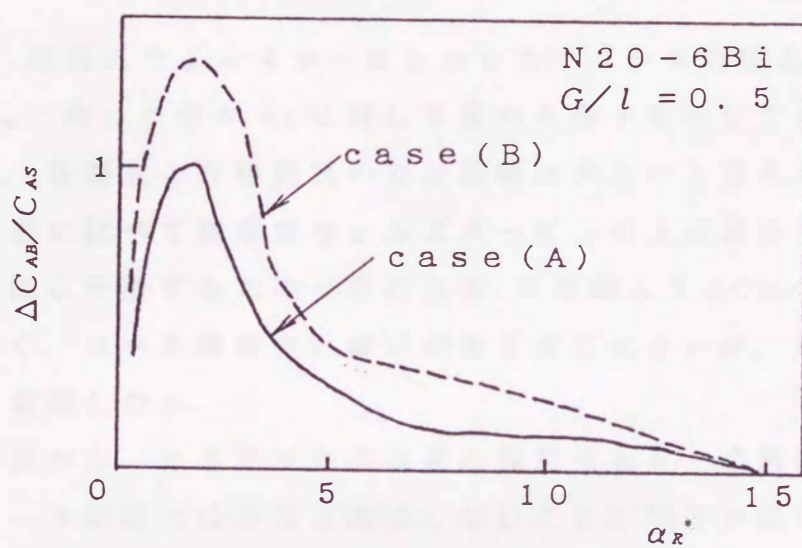


(a) 弦節比の影響



(b) ロータ間隔の影響

図5. 17 C_A のヒステリシスの大きさ



(c) ロータ翼配列の影響

図5. 17 (つづき) C_A のヒステリシスの大きさ

ase(B)) の場合に大きく、ロータ間隔にはさほど依存しない。

任意波形の往復流れに準定常解析によるシミュレーション法を適用する際、図5.16による瞬時の α_R に対する定常特性を補正すれば、ヒステリシスを考慮した特性評価が可能となる。すなわち入力係数については増速過程と減速過程で C_{AS} にそれぞれ $\{1-(1/2)\Delta C_{AB}/C_{AS}\}$ と $\{1+(1/2)\Delta C_{AB}/C_{AS}\}$ を掛け、トルク係数については増速過程と減速過程で C_{TS} にそれぞれ $(1-\Delta C_{TB}/C_{TS})$ と1を掛ければ(図5.18参照)、複葉式ウェルズタービンの非定常特性は工学上十分な精度で算出できる。

図5.19は、複葉式ウェルズタービンのヒステリシスの幅 ΔC_{AB} を単葉式の幅 ΔC_{AM} で除した値が α_R に対して変わる様子を示している。図より一般的に、単葉式より複葉式の方が振幅は大きいと言える。これは、単葉式の場合に比べて複葉式ウェルズタービンの上流翼のウェークが他の翼と複雑に干渉するためと思われる。また図より $\Delta C_{AB}/\Delta C_{AM}$ は弦節比が大きく、ロータ翼の食い違いがあるほど大きい、ロータ間隔にはさほど依存しない。

以上の研究から、ヒステリシスは翼の弦節比とロータ翼配列に依存するが、ロータ間隔にはさほど関係しないことが明らかになり、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を得た。

5. 3. 4 周期的往復流におけるタービン性能

前述のように複葉式ウェルズタービンではトルクおよび入力係数特性におけるヒステリシス特性の大きさがタービンの幾何形状によって異なる。従って、往復気流においてタービン性能に及ぼす幾何形状の影響を調べた。図5.20～5.22に、タービン動翼に対する入力と出力を波の半周期で平均して求めた効率(式(4.25))を流路平均最大軸流速と平均半径における周速の比 $\bar{V}_a/U_R$ に対して示す。

図5.20にはロータ翼配列の影響を示す。千鳥配列のcase(B)よりも面対称配列のcase(A)の方が最大効率が高く、しかも最大効率を与える

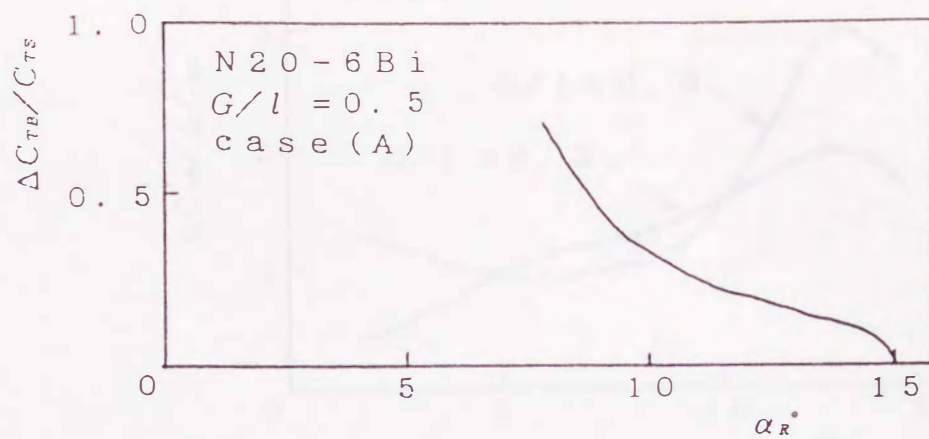
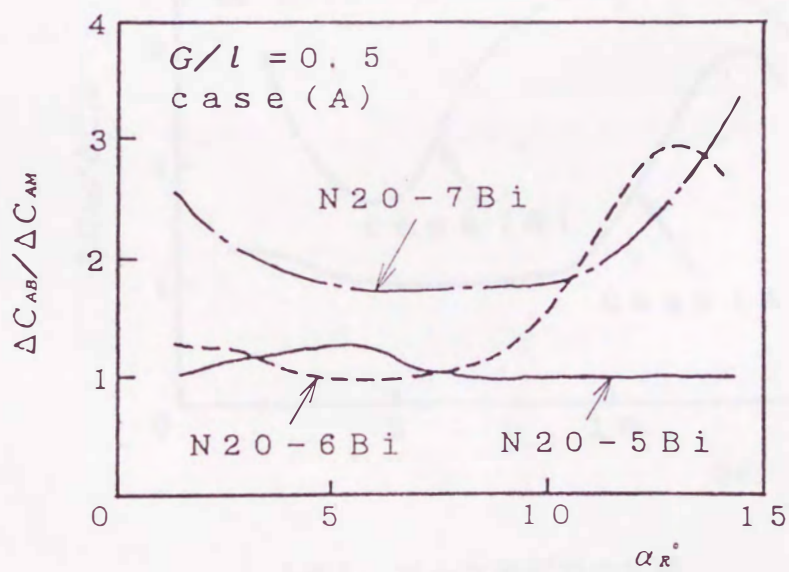
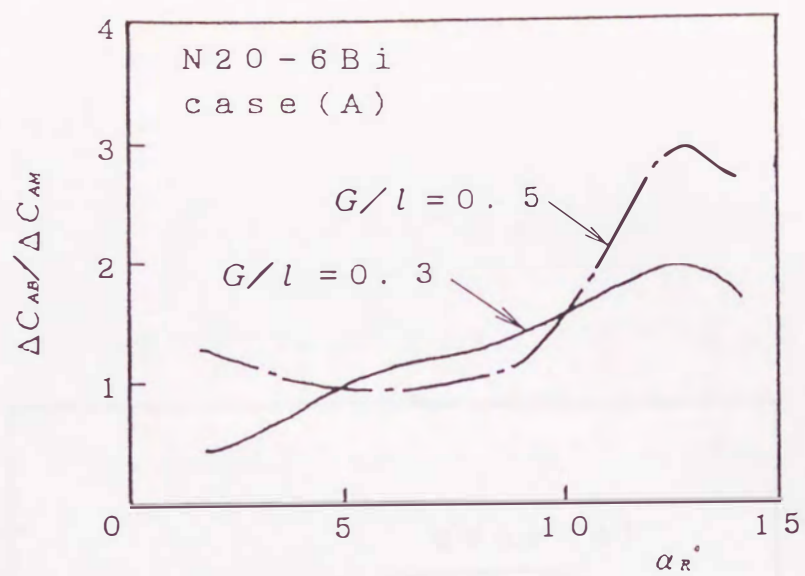


図5. 18 トルク係数に及ぼすヒステリシスの大きさ

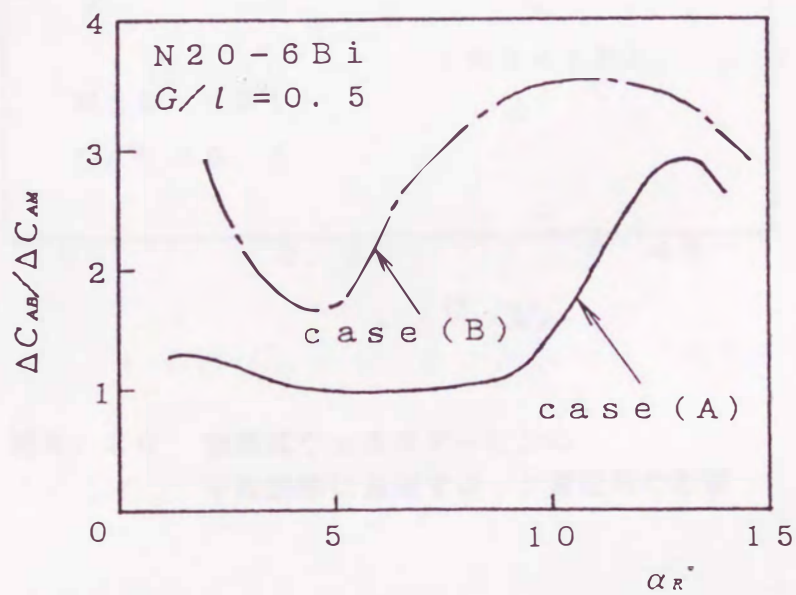


(a) 弦節比の影響

図5. 19 複葉式と単葉式の C_A の振幅との比



(b) ロータ間隔の影響



(c) ロータ異配列の影響

図5. 19 (つづき) 複葉式と単葉式の C_A の振幅との比

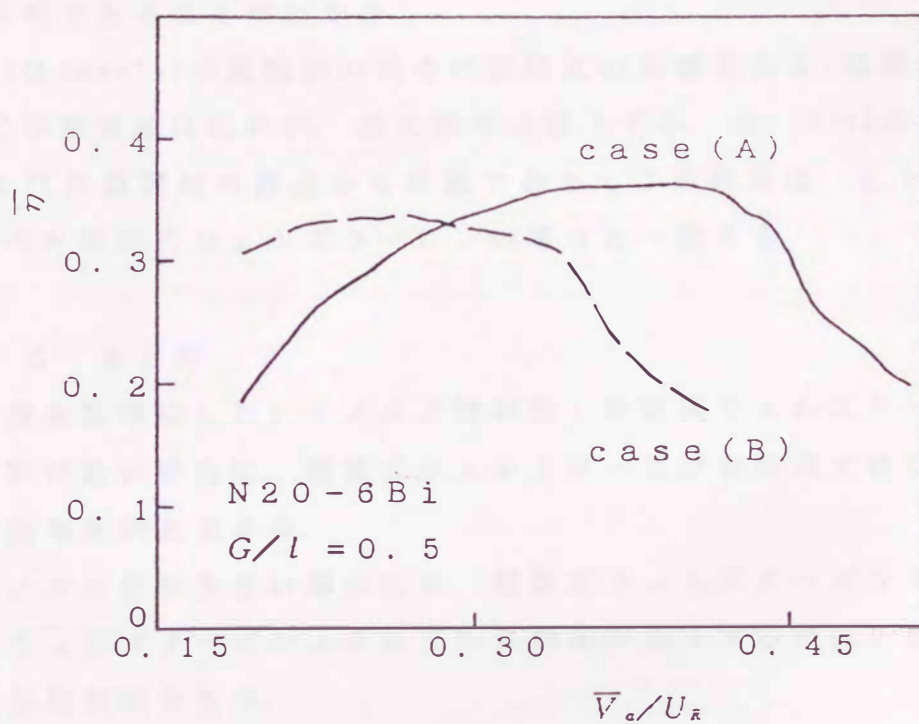


図5.20 複葉式ウェルズタービンの
平均効率に及ぼすロータ翼配列の影響

$\overline{V}_\infty/U_\infty$ が大きく、ロータの低速化に適している。この結果は定常試験結果を用いてシミュレーションを行った図5.11の結果と定性的に一致している。

図5.21はロータ間隔の影響を示す。ロータ間隔が小さいと効率低下し、作動領域も小さくなる。最大効率は最も高い $G/l = 0.5$ の場合でも単葉式に比べてかなり低い。作動領域は広く失速マージンの観点からは有利であることがわかる。

図5.22はcase(A)の翼配列の場合の弦節比の影響である。弦節比が大きいほど作動領域は広いが、最大効率は低下する。 $\sigma_R = 0.52$ の場合が効率および作動領域の観点から好適である。この結果は、2.3.2(2)-(a)で述べた単葉式ウェルズタービンの場合と一致する。

5. 3. 5 まとめ

- (1) 翼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に、複葉式ウェルズタービンを採用すればタービン効率を向上できる。
- (2) レイノルズ数が大きい場合には、複葉式ウェルズタービンでは単葉式ウェルズタービンよりわずかに効率が低下するが広い流量範囲の作動領域をもつ。
- (3) 効率および失速マージンの観点から、食い違いのない複葉式ロータが最適である。
- (4) 複葉式ウェルズタービンの起動特性は単葉式ウェルズタービンより良好である。
- (5) ヒステリシスは翼の弦節比とロータ翼配列に依存するが、ロータ間隔にはさほど関係しない。
- (6) 複葉式ウェルズタービンの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を実験的に得た。

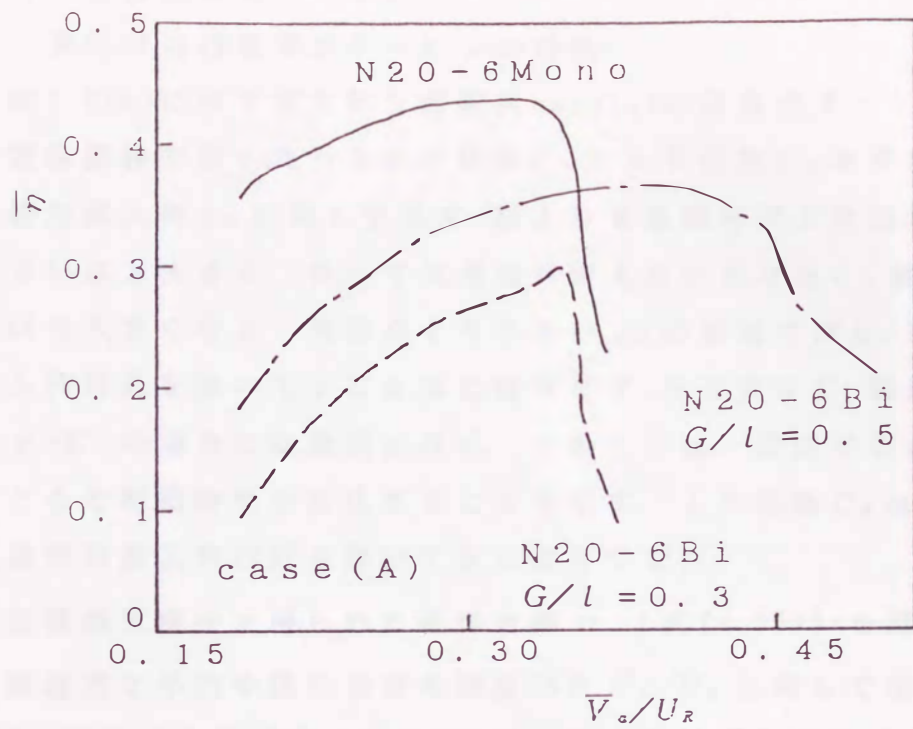


図5.21 複葉式ウェルズタービンの
平均効率に及ぼすロータ間隔の影響

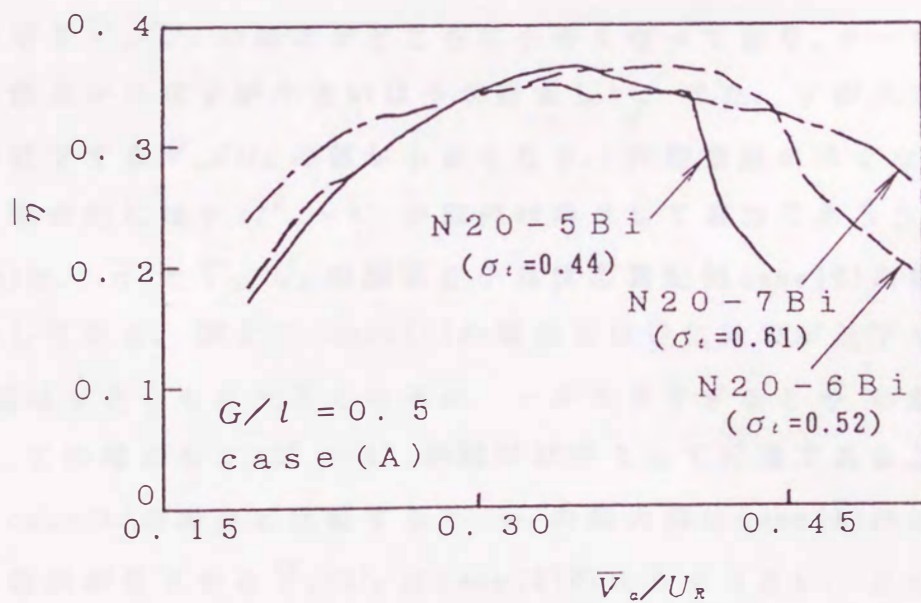


図5.22 複葉式ウェルズタービンの
平均効率に及ぼす弦節比の影響

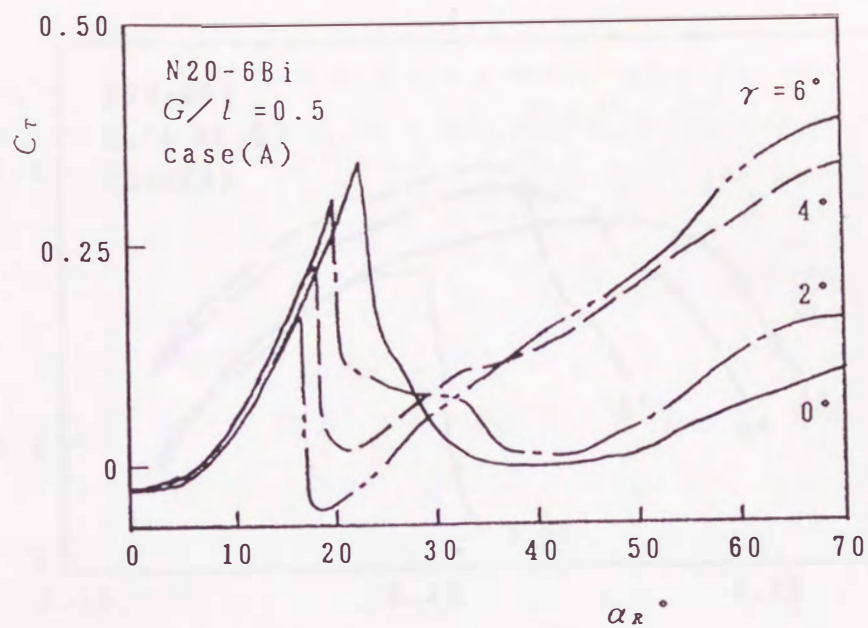
5. 4 取付け角付複葉式タービン

5. 4. 1 取付け角付複葉式タービンの特性

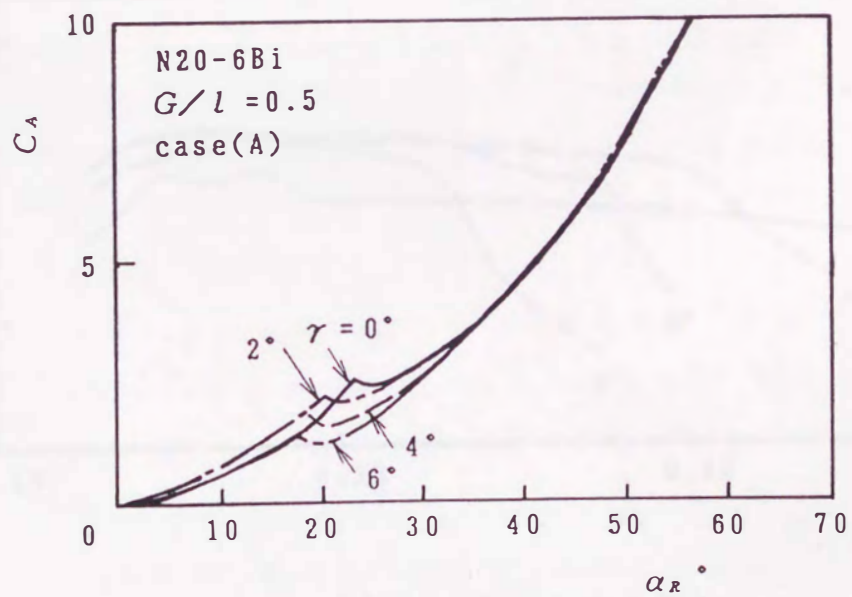
図5.23は図5.2(a)に示す面对称な翼配列case(A)の複葉式タービンについて、定常試験で得られたトルク係数 C_T と入力係数 C_A を平均半径における相対流入角 α_R に対して示す。図より失速相対流入角は取付け角 γ が小さいほど大きく、従って失速相対流入角における C_T 値も γ が小さいほど大きくなる。失速点より小さい α_R の領域では C_T 値は失速相対流入角付近を除いて γ にさほど依存せず、失速後は C_T 値は急減し、特に $\gamma=6^\circ$ の場合には負値となる。このことは、後述するが、 γ を大きくすると起動特性が劣化することを示す。入力係数 C_A は C_T と同様に失速相対流入角付近を除いて γ に依存しない。

図5.24は正弦波気流中で得られた平均効率 $\overline{\eta}$ （式(4.25)）を流路平均最大軸流速度と平均半径における周速の比 $\overline{V}_a/U_R$ に対して示している。図(a)は面对称翼配列case(A)の場合について取付け角 γ の影響を調べたものである。図より $\overline{\eta}$ の最大値は $\gamma=4^\circ$ の場合に得られる。この値は従来の複葉式ウェルズタービン($\gamma=0^\circ$)より大きな値であり、本図では両者の最大値の比は $\overline{\eta}_4/\overline{\eta}_0=1.13$ である。しかし最大効率点を示す $\overline{V}_a/U_R$ の値は γ とともに小さくなっており、タービンの低速化の観点からは γ が小さいほうが好ましい。また、 γ が大きいほど効率が低下する $\overline{V}_a/U_R$ の値が小さくなり、作動領域が狭くなることから、総合的には $\gamma=2^\circ \sim 4^\circ$ が取付け角として適当であろう。

図5.24(b)は、 $\overline{\eta}$ と $\overline{V}_a/U_R$ の関係を千鳥状の翼配列case(B)の場合について示してある。図より、case(A)の場合とは逆に効率が低下する $\overline{V}_a/U_R$ の値は γ とともに大きくなるが、 γ が大きすぎると $\overline{\eta}$ の最大値は低下し、この場合も $\gamma=2^\circ \sim 4^\circ$ が取付け角として好適であることがわかる。case(A)の場合と比較すると、 $\overline{\eta}$ の最大値はcase(A)のほうが大きく、効率が低下する $\overline{V}_a/U_R$ はcase(B)のほうが大きい。このようなcase(A)とcase(B)の場合の諸特性の差異は、取付け角 0° の複葉式ウェルズタービンの場合と同様に食違いがあるcase(B)のロータでは

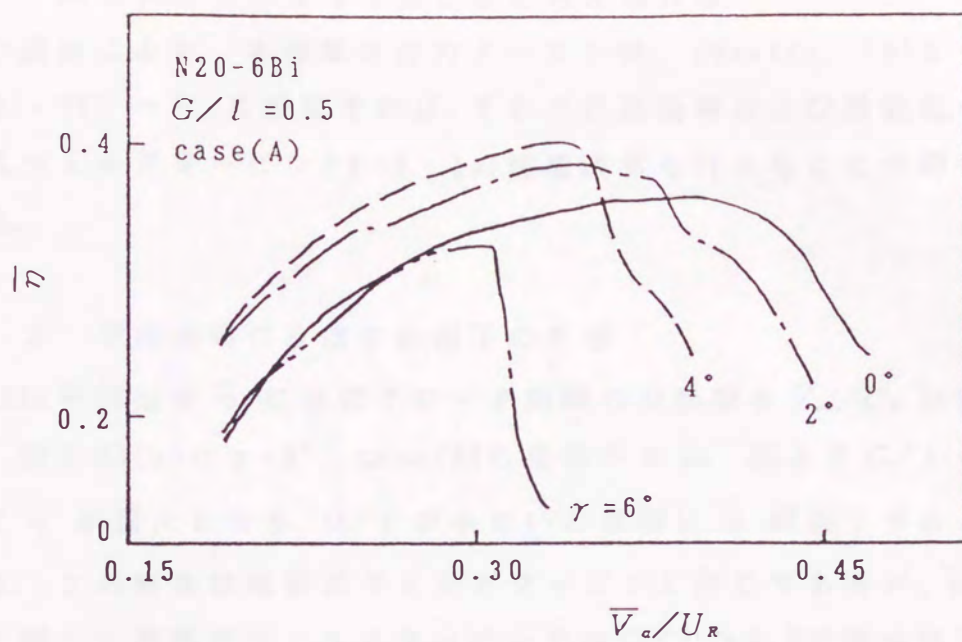


(a) トルク係数

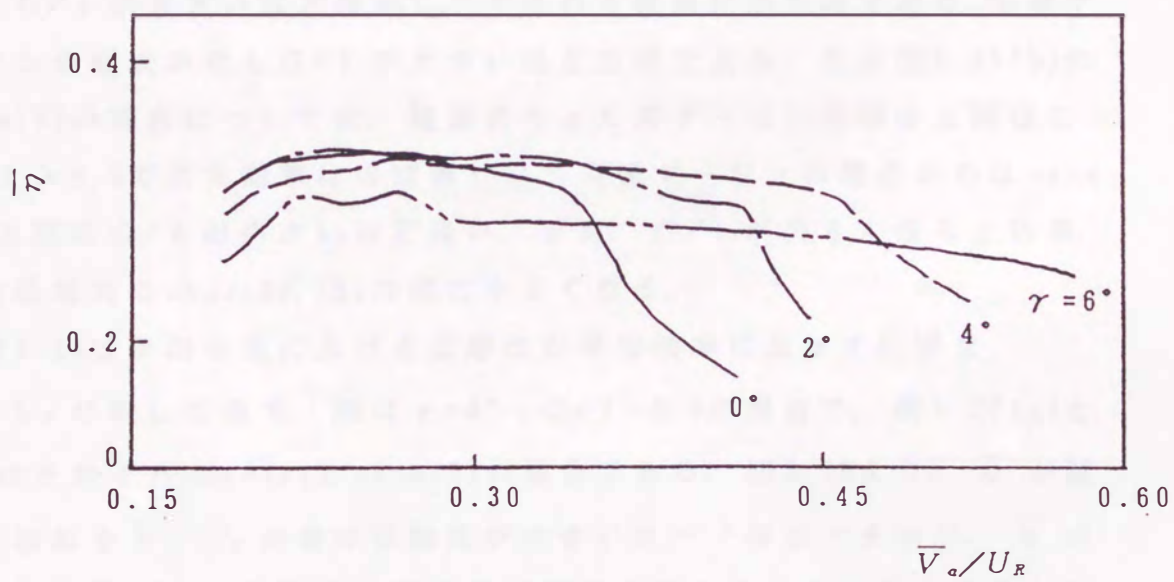


(b) 入力係数

図 5. 23 取付け角付複葉式タービンの定常特性



(a) c a s e (A)



(b) c a s e (B)

図5. 2 4 平均効率に及ぼす取付け角の影響

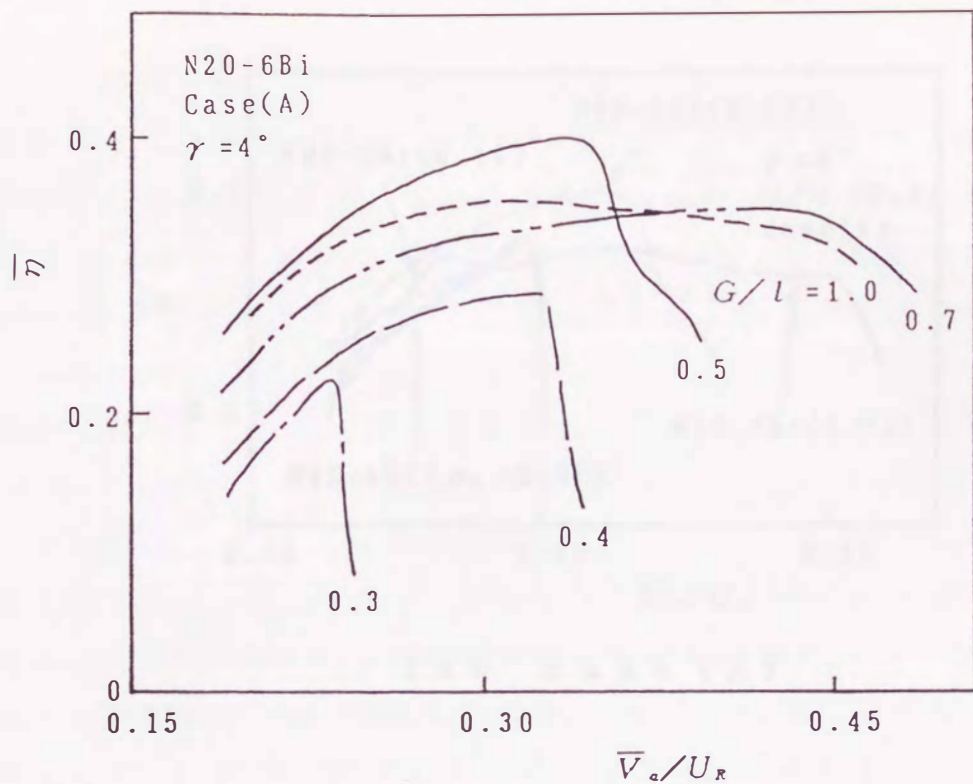
等価的に弦節比が大きくなることや上流のロータのウェークが下流のロータと干渉することによって生じると考えられる。

以上の議論により、本複葉式波力タービンは、case(A)、(B)とも取付け角を $\gamma=2^\circ \sim 4^\circ$ に設定すれば、それぞれ高効率および低速化の面で複葉式ウェルズタービン($\gamma=0^\circ$)の性能改善を行えることが明らかになった。

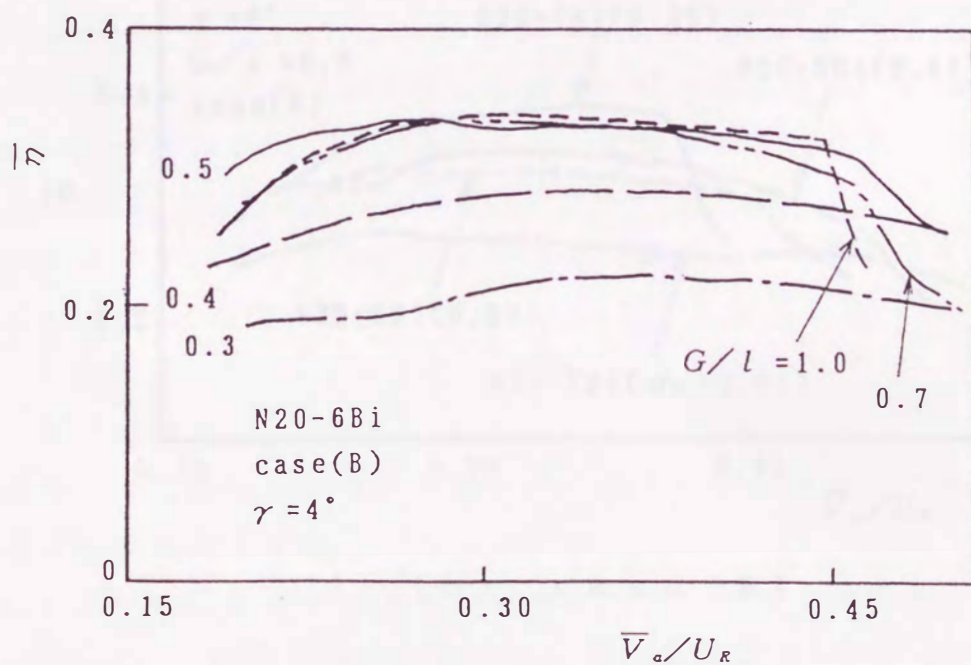
5. 4. 2 平均効率に及ぼす諸因子の影響

図5.25は平均効率 $\overline{\eta}$ に及ぼすロータ間隔 G の影響を $\overline{V}_a/U_R$ に対して示す。図5.25(a)は $\gamma=4^\circ$, case(A)の場合である。図より $G/l=0.5$ の場合に $\overline{\eta}$ が最大となり、 G/l が小さいと極端に $\overline{\eta}$ が低下することがわかる。この結果は複葉式ウェルズタービンと同じであるが、 $\overline{\eta}$ の最大値に関して複葉式ウェルズタービンでは $G/l > 0.5$ の場合はほとんど同じ値であるのに対し、本タービンでは $G/l=0.5$ 付近で極大値となる点が異なる。また、最大効率を示す $\overline{V}_a/U_R$ の値は $G/l=1.0$ を除いて G/l が大きいほど増加し、すなわち低速化が可能であり、失速マージンの観点からも G/l が大きいほど良好である。なお図5.25(b)のcase(B)の場合については、複葉式ウェルズタービンの場合と同様に $G/l > 0.5$ で最大効率はほぼ等しい。失速マージンの観点からはcase(A)と逆に G/l が小さいほど良い。また、 G/l が大きくなると効率、作動領域共にcase(A)、(B)の差は小さくなる。

図5.26は平均半径における弦節比が平均効率に及ぼす影響を $\overline{V}_a/U_R$ に対して示す。図は $\gamma=4^\circ$, $G/l=0.5$ の場合で、図5.26(a)と(b)はそれぞれcase(A)とcase(B)の場合である。図5.26より、 $\overline{\eta}$ が減少し始める $\overline{V}_a/U_R$ の値は弦節比が大きいロータほど大きい。また、 $\overline{\eta}$ の最大値に関しては弦節比に最適値が存在することがわかる。すなわち、case(A)の場合はN20-6Bi(NACA0020翼型、6枚翼、複葉式の略)、 $\sigma_R=0.52$ が効率が最も高く、最大効率点の $\overline{V}_a/U_R$ の値も大きいことから低速化に有利である。一方、case(B)についてはcase(A)と異なり弦節比が小さいほど $\overline{\eta}$ の最大値は大きく、N20-4Biの最大効率はcase(A)

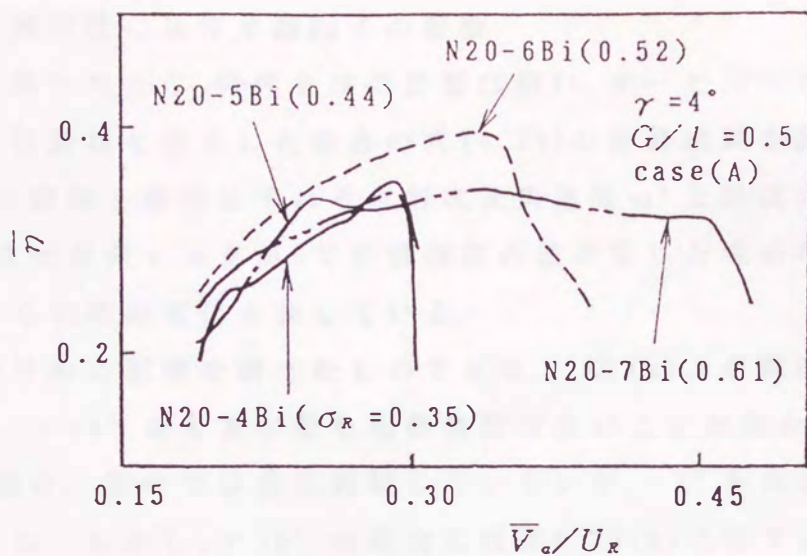


(a) c a s e (A)

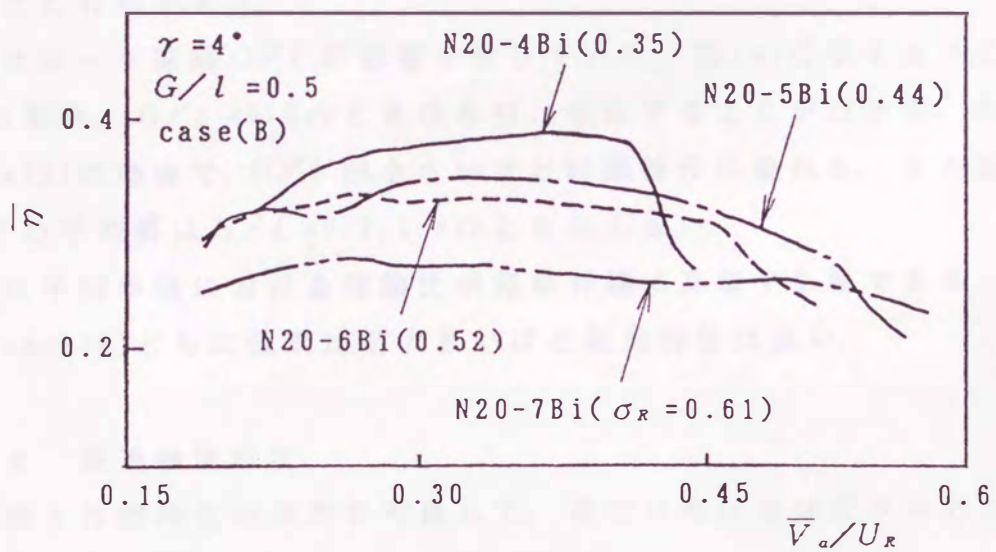


(b) c a s e (B)

図5. 25 取付け角付複葉式タービンの
平均効率に及ぼすロータ間隔の影響



(a) case (A)



(b) case (B)

図5. 26 取付け角付複葉式タービンの
平均効率に及ぼす弦節比の影響

のN20-6Biの最大値($\overline{C_T} \approx 0.4$)とほぼ等しい。

5. 4. 3 起動特性に及ぼす諸因子の影響

定常試験より得られた C_T 特性を ω^* の計算に用い、タービンへの無次元軸流速度を正弦波状と仮定した場合の式(4.15)の計算結果を図5.27~29に示す。図の縦軸と横軸はそれぞれ無次元角速度 ω^* と無次元時間 t^* であり、無次元負荷トルクが0で正弦波状の波が生じた場合のロータの静止状態からの時間変化を表している。

図5.27は取付け角の影響を調べたものである。図(a)より翼配列がcase(A)の場合、 $\gamma=4^\circ$ のときに最も起動特性が良いことがわかる。 $\gamma=0^\circ$ と 2° の場合、図中では自己起動していないが、 t^* を大きくすると自己起動する。しかし、 $\gamma=6^\circ$ の場合には図5.23(a)に示すように失速後の C_T が負になるため、作動領域への移行が困難である。図(b)に示すように翼配列がcase(B)の場合には、case(A)の場合よりもはるかに起動しやすく、取付け角が大きいほど起動特性に優れる。また、 γ が大きいほど起動後の準定常状態に達した ω^* の平均値が小さくなり、低速化に有利である。

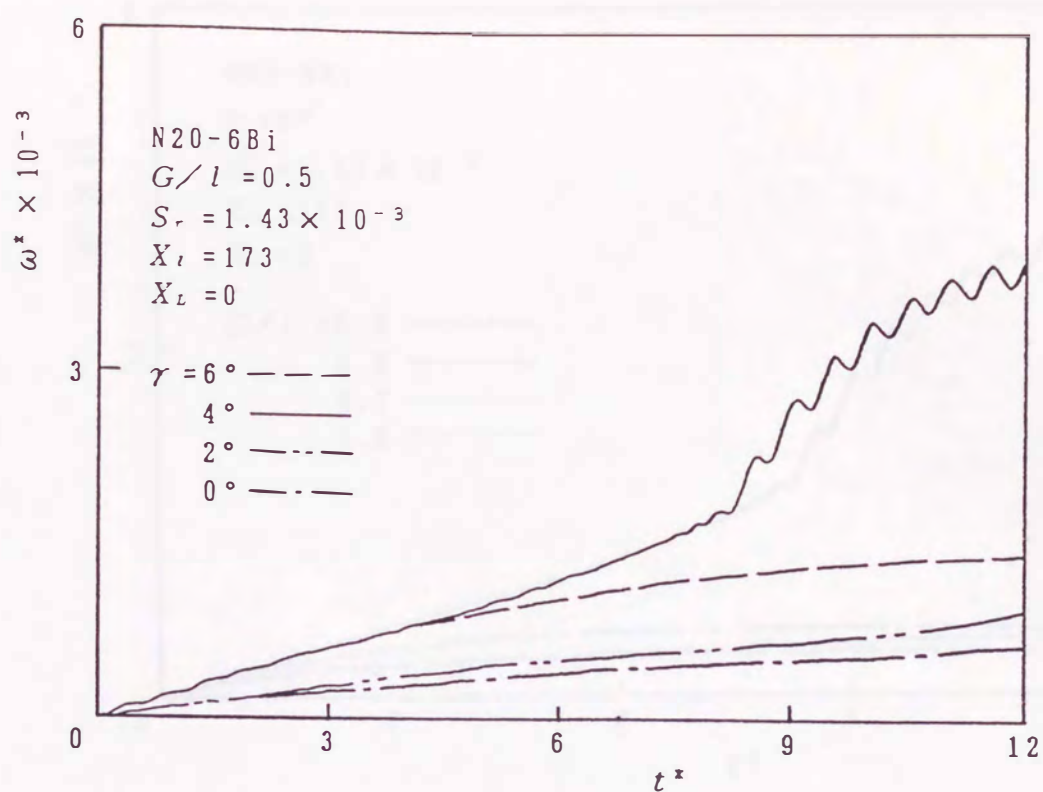
図5.28はロータ間隔 G/l の影響を示している。図(a)に示すようにcase(A)の場合、 $G/l=0.5$ のときのみ自己起動することがわかる。図(b)はcase(B)の場合で、 G/l が小さいほど起動特性に優れる。また起動後の ω^* の平均値は $G/l=0.7, 1.0$ のときに小さい。

図5.29は平均半径における弦節比が起動特性に及ぼす影響である。case(A), case(B)ともに弦節比が大きいほど起動特性は良い。

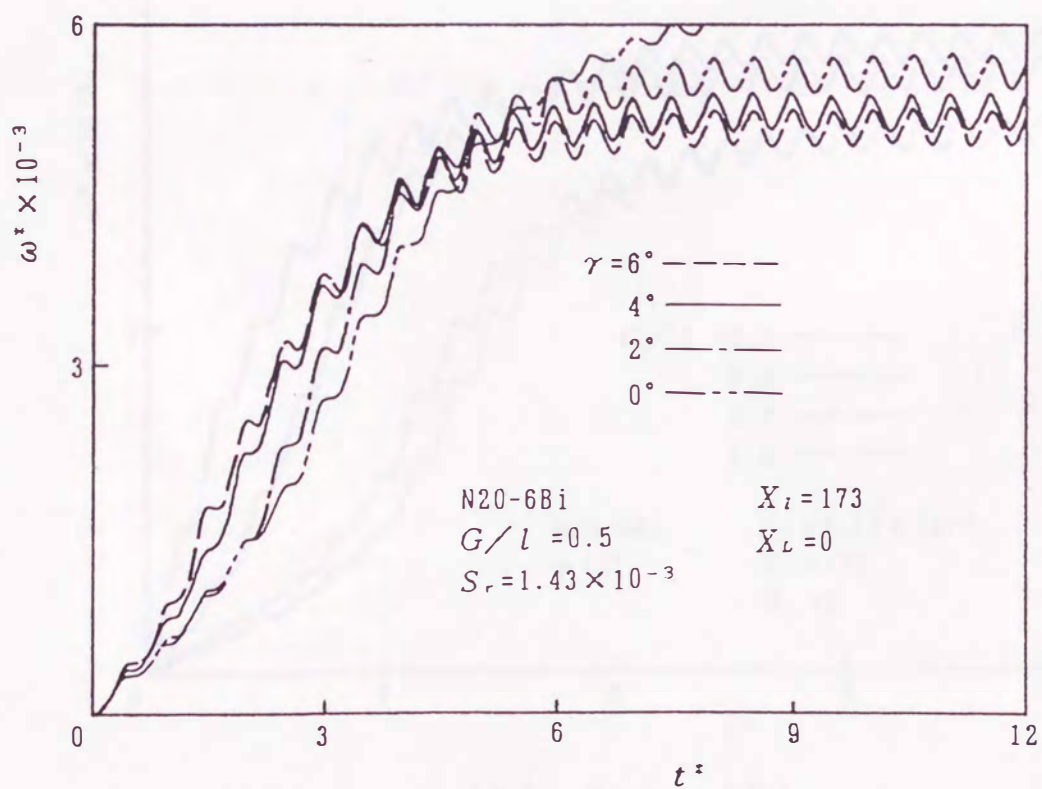
5. 4. 4 最適幾何形状

起動特性と作動特性の両方を考慮して、取付け角付複葉式タービンの最適幾何形状を選定する。

図5.24と図5.27には取付け角の影響を示した。効率に着目するとcase(A)の場合 $\gamma=4^\circ$ が最も優れているが、起動特性についてはcase(B)の方が良い。作動領域の広さを考慮するとcase(A), (B)とも $\gamma=4^\circ$ が

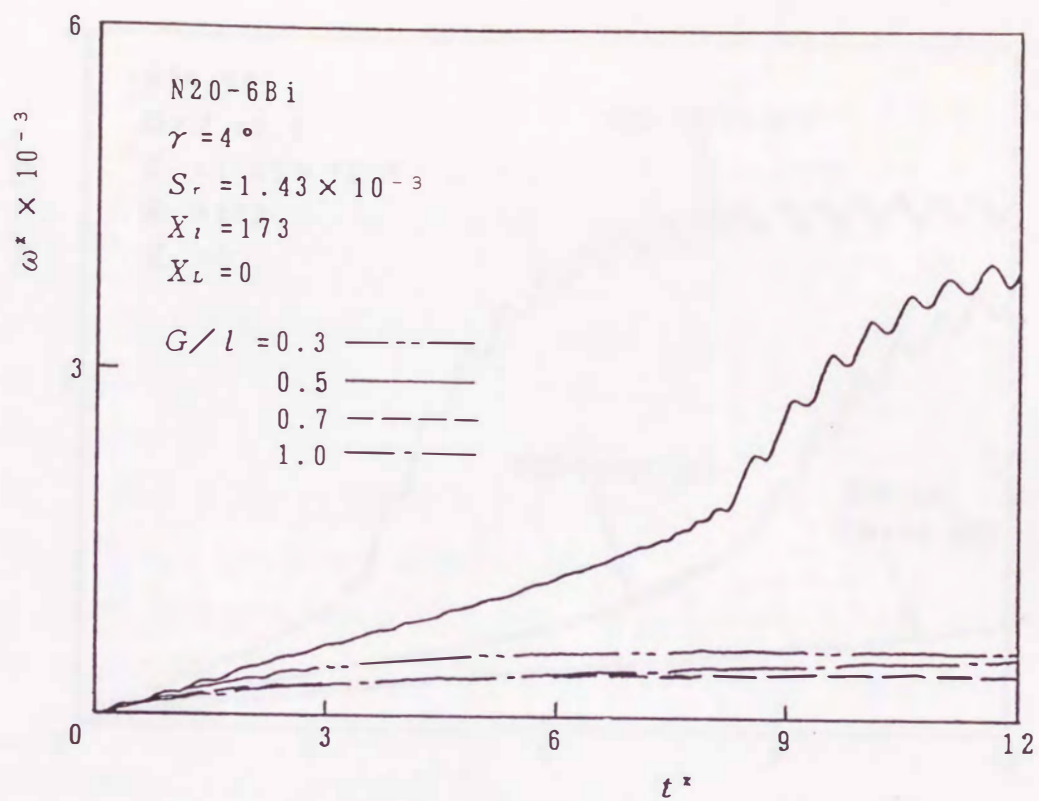


(a) case (A)

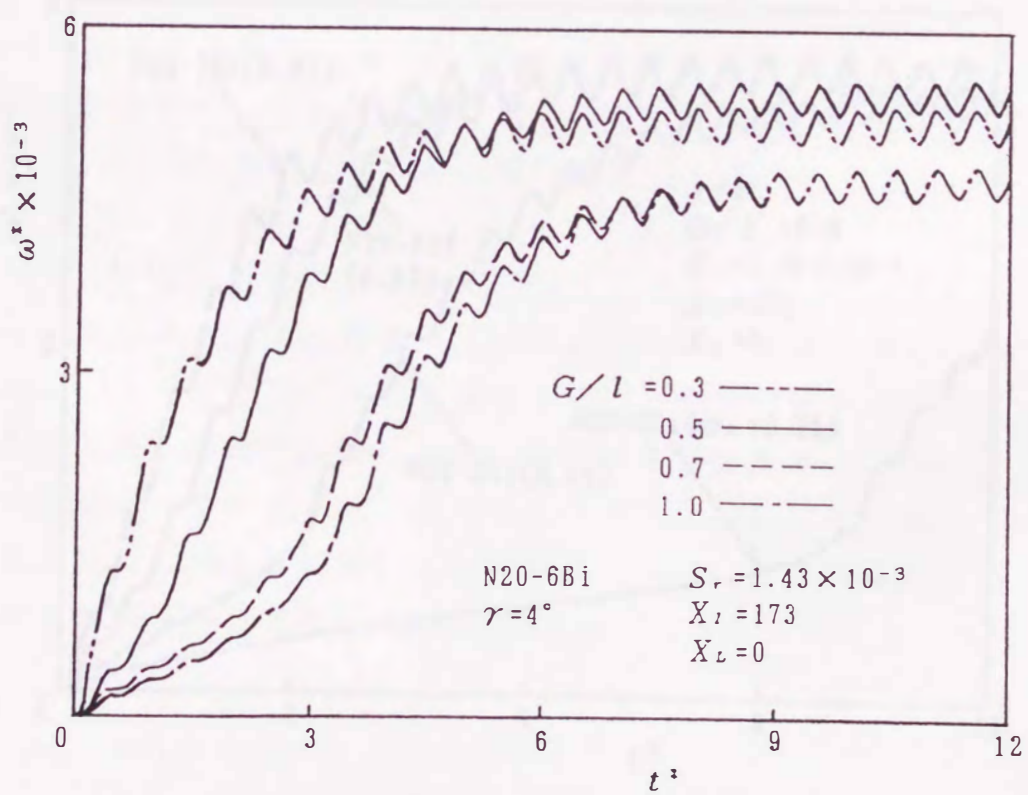


(b) case (B)

図5. 27 取付け角付複葉式タービンの起動特性に及ぼす取付け角の影響

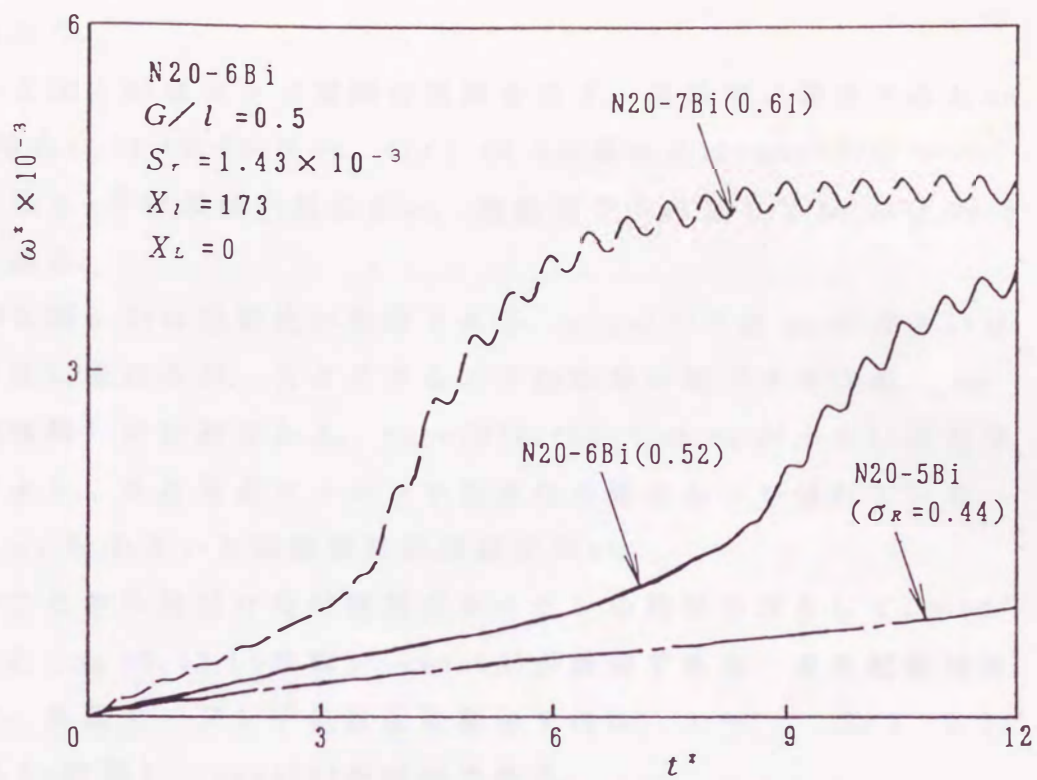


(a) case (A)

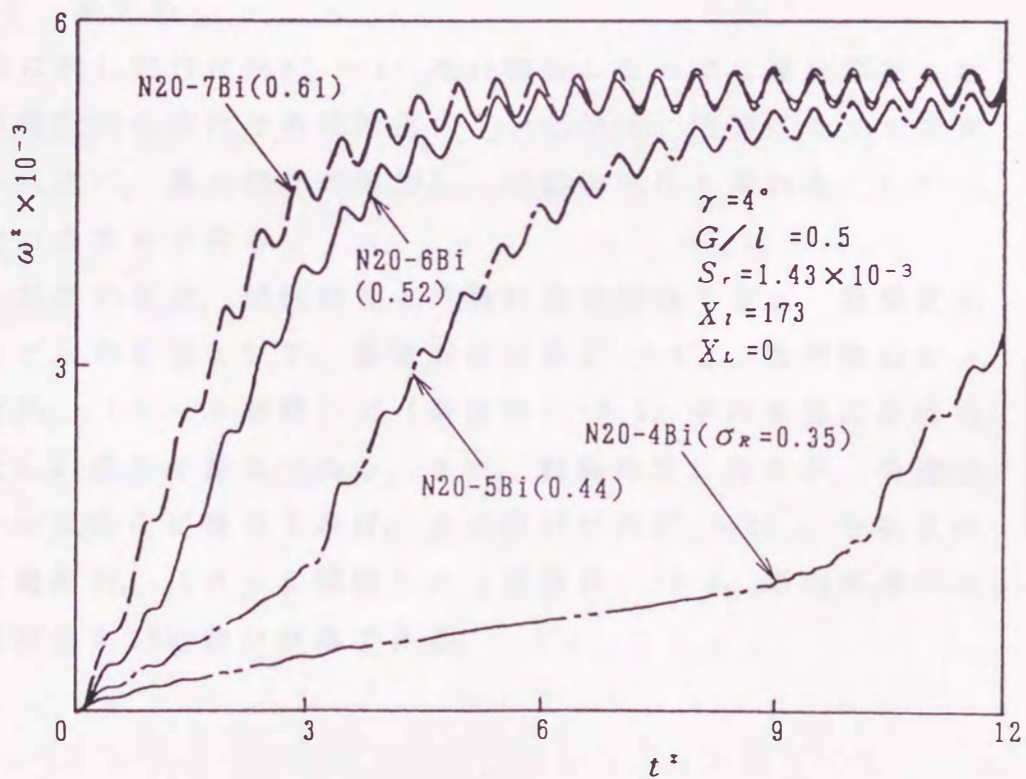


(b) case (B)

図5.28 取付け角付複葉式タービンの起動特性に及ぼすロータ間隔の影響



(a) case (A)



(b) case (B)

図5. 29 取付け角付複葉式タービンの起動特性に及ぼす弦節比の影響

好適であろう。

図5.25と図5.28はロータ間隔の影響を示す。高効率に着目するとcase(A)の場合 $G/l = 0.5$ が良い。 $G/l = 0.5$ の場合にはcase(B)についても効率がよく、作動領域が最も広い。起動特性を考慮しても $G/l = 0.5$ が好適である。

図5.26と図5.29は弦節比の影響である。case(A)では σ_R が大きいほど起動特性に優れるが、大きすぎると平均効率が低下するため、 $\sigma_R = 0.52$ (6枚翼) が好適である。case(B)については σ_R が小さいほど平均効率がよく、また失速マージンや低速化の観点からも優れている。しかし、 σ_R が小さいと起動特性は良好でない。

以上のことから取付け角付複葉式タービンの幾何形状として、 $\gamma = 4^\circ$ 、 $G/l = 0.5$ 、 $\sigma_R = 0.52$ (6枚翼)、case(A)が最適である。また起動特性は劣るが、失速マージンや低速化に着目すれば、 $\gamma = 4^\circ$ 、 $G/l = 0.5$ 、 $\sigma_R = 0.35$ (4枚翼)、case(B)が好適である。

5. 4. 5 まとめ

- (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翼配列の取付け角付複葉式タービンは、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、複葉式波カ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、(ロータ間隔) / (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、(ロータ間隔) / (翼弦長) = 0.5、平均半径における弦節比 0.35 近傍が好適である。

5. 5 反り翼を用いた複葉式タービン

5. 5. 1 反り翼を用いた複葉式タービンの特性

図5.30は図5.3に示す千鳥状の翼配列case(B)の複葉式タービンについて、定常実験で得られたトルク係数 C_T と入力係数 C_A を平均半径における相対流入角 α_R に対して示す。図(a)より、失速相対流入角は反り角が 23° のNACA(CA23)20($y_m/l = 0.05$)が最大となること、および薄翼NACA(CA10)12($y_m/l = 0.022$)の場合に極めて C_T 値が低くなることわかる。特にNACA(CA23)20($y_m/l = 0.05$)は広作動領域のタービンとして期待できる。なお図には比較のために複葉式ウェルズタービン(NACA0020)の結果を示しているが、一般的に失速後の C_T 値が負でなく、失速相対流入角以上で反り翼を用いた場合より比較的大きな C_T 値を示す。この事実は、この条件の場合、後述するように反り翼を用いても起動特性が改善されないことを示す。

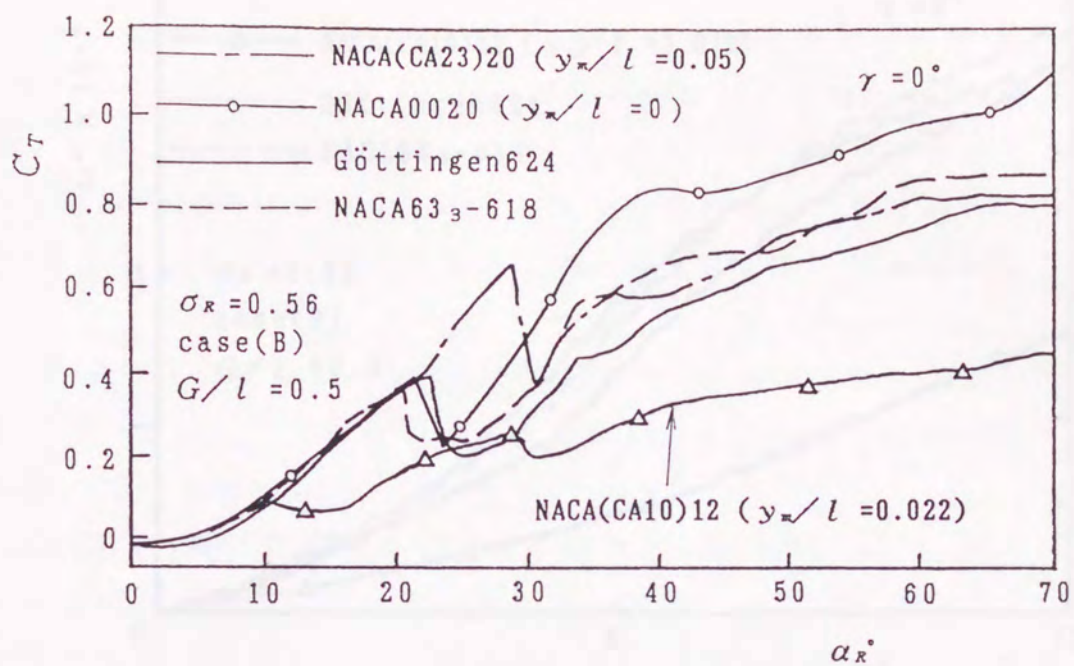
図(b)より、Göttingen624翼の場合は C_A 値が他の翼に比べ小さいことがわかる。

5. 5. 2 起動特性に及ぼす諸因子の影響

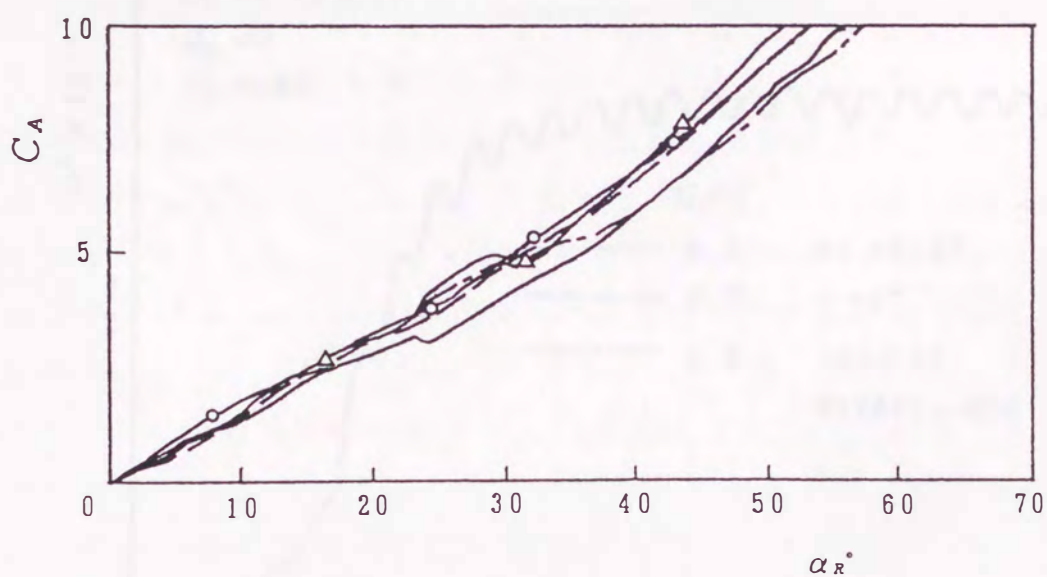
図5.31は起動特性に及ぼす諸因子の影響を示す。図の縦軸と横軸はそれぞれロータの無次元角速度と無次元時間であり、定常試験により得られた C_T 特性を σ の計算に用い、タービンへの無次元軸流速度を正弦波状と仮定した場合の式(4.15)の計算結果である。

図(a)は翼形の影響を、予備実験の結果、効率が高かった翼配列case(B)について示す。NACA(CA23)20($y_m/l = 0.05$)およびNACA63₃-618翼が起動特性に優れるが、翼厚の薄いNACA(CA10)12($y_m/l = 0.022$)翼を除いて大きな差はない。このことは、図5.30(a)からも推測できる。

図(b)はロータ間隔の影響を示す。翼形としては図(a)の結果よりNACA63₃-618を代表として用いており、取付け角付複葉式タービンの結果を参考に自己起動しにくいcase(A)について比較している。図より $G/l = 0.5$ のとき起動特性に優れている。複葉式ウェルズタービンの場合にはcase(A)に対して G/l が大きいほど起動特性に優れるが、前節で述べたように取付け角付複葉式タービンでは $G/l = 0.5$ が起動特性

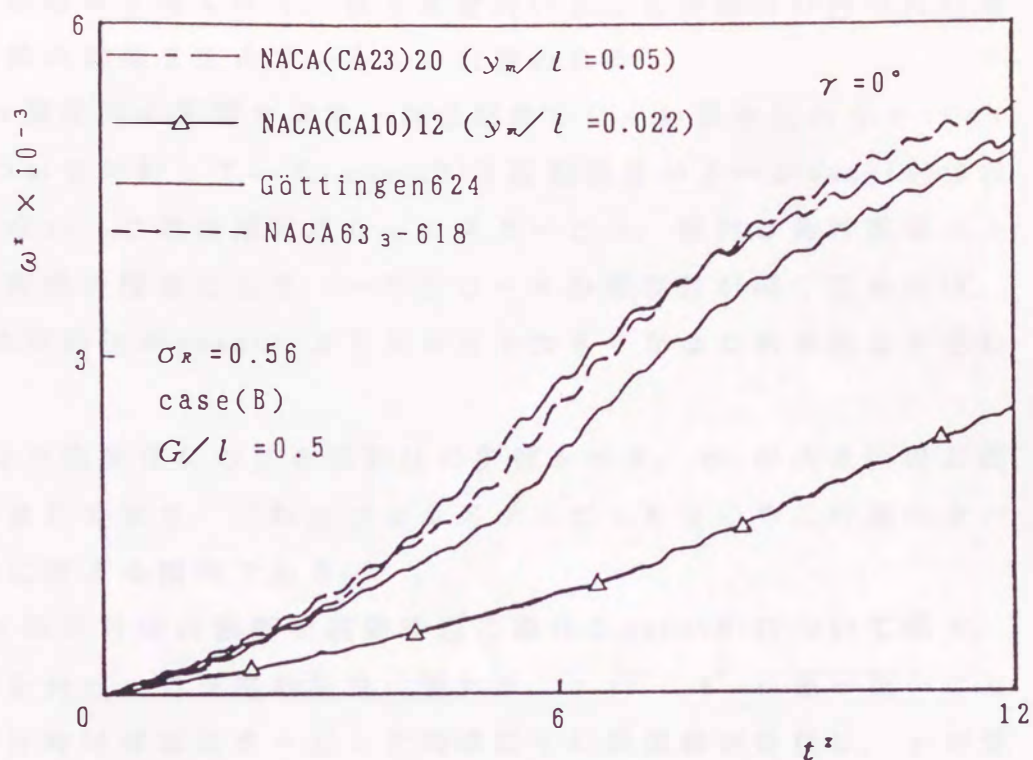


(a) トルク係数

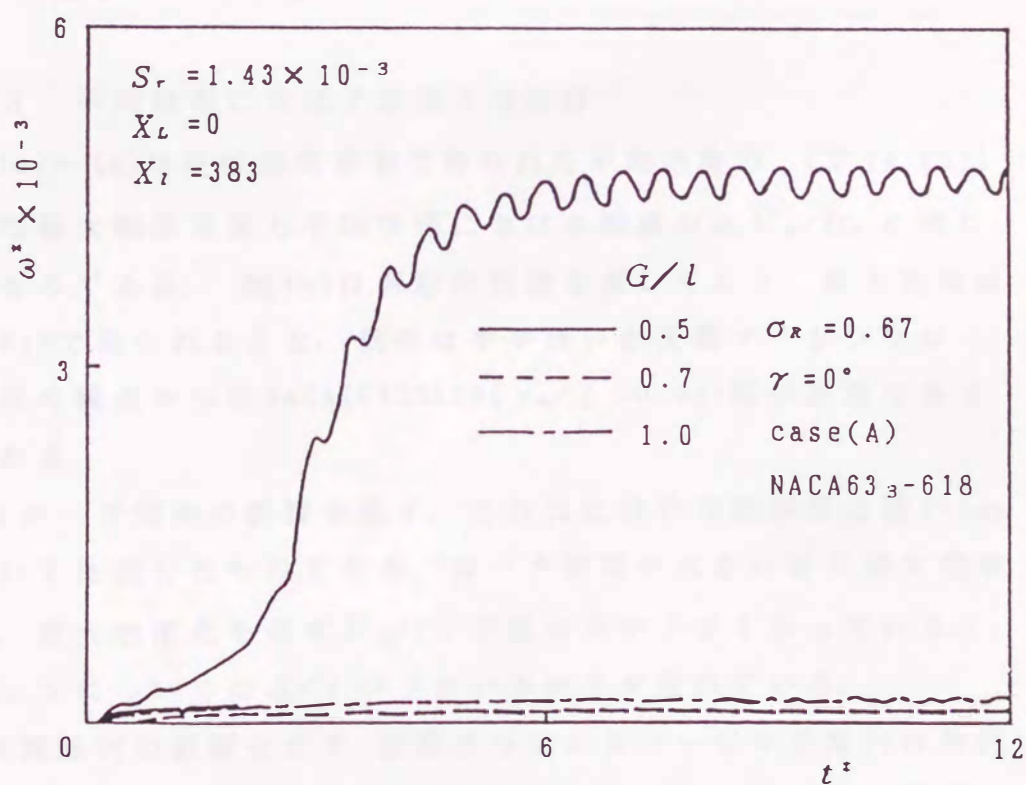


(b) 入力係数

図5.30 反り翼を用いた複葉式タービンの定常特性



(a) 翼形の影響



(b) ロータ間隔の影響

図5.31 反り翼を用いた複葉式タービンの
起動特性に及ぼす諸因子の影響

がよいとの結果を得ており、反り翼を用いることが取付け角を付けることと同様の効果を生んでいるものと思われる。

図(c)は翼配列の影響を示す。自己起動しにくい弦節比の小さい $\sigma_R = 0.56$ について比較している。case(B)は起動特性がよいがcase(A)は自己起動しない。これは複葉式ウェルズタービン、取付け角付複葉式タービンと同様の理由により、一枚のロータの翼枚数が同じであれば、case(B)の弦節比がcase(A)より見かけ上大きくなるためであると思われる。

図(d)は平均半径における弦節比の影響を示す。 σ_R が大きいほど起動特性に優れており、これはウェルズタービンをはじめこの種のタービン全般に言える傾向である。

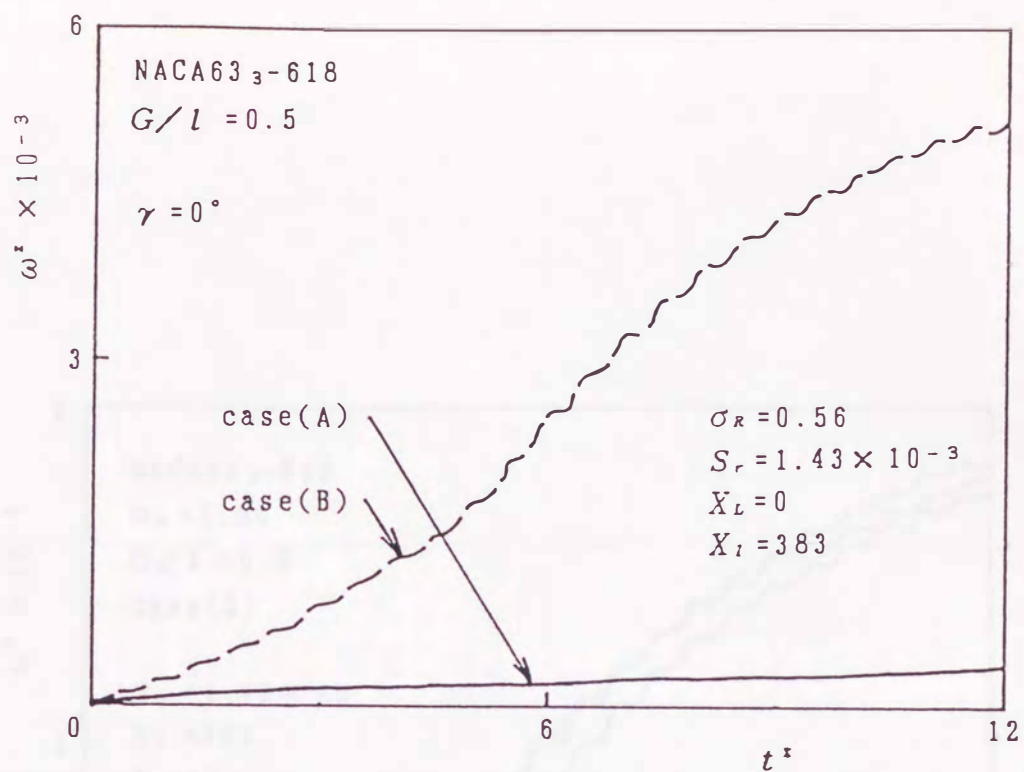
図(e)は取付け角の影響を起動特性に優れるcase(B)について示す。取付け角を付けた方が起動特性に優れる。 $\gamma = 2^\circ, 4^\circ$ に差が無いことから取付け角付複葉式タービンと同様に γ に最適値が存在し、 γ が更に大きくなると起動特性は悪くなると予想される。最適値としては $\gamma = 2^\circ \sim 4^\circ$ が適当であると思われる。

5. 5. 3 平均効率に及ぼす諸因子の影響

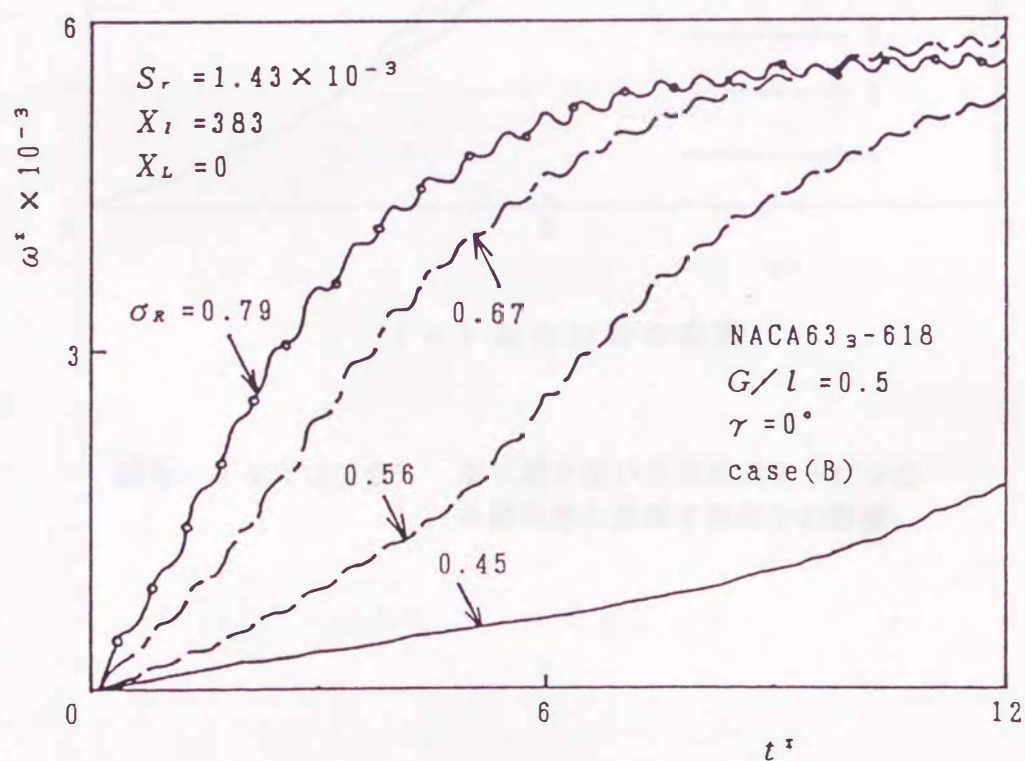
図5.32(a)~(e)は正弦波気流中で得られた平均効率 $\bar{\eta}$ (式(4.25))を流路平均最大軸流速度と平均半径における周速の比 $\bar{V}_c/U_R$ に対して示したものである。図(a)は翼形の影響を表しており、最大効率はNACA63₃-618で得られること、効率はやや低いが失速マージンやロータの低速化の観点からはNACA(CA23)20($y_m/l = 0.05$)翼が好適であることがわかる。

図(b)はロータ間隔の影響を示す。これは比較的作動領域の狭いcase(A)について比較したものである。ロータ間隔が大きいほど最大効率は高いが、最大効率点を示す $\bar{V}_c/U_R$ の値はやや小さくなっている。失速マージンについては G/l が小さい方がやや優れている。

図(c)は翼配列の影響を示す。複葉式ウェルズタービンや取付け角付複葉式タービンと異なり、case(B)の方が効率が高く、失速後の効率も

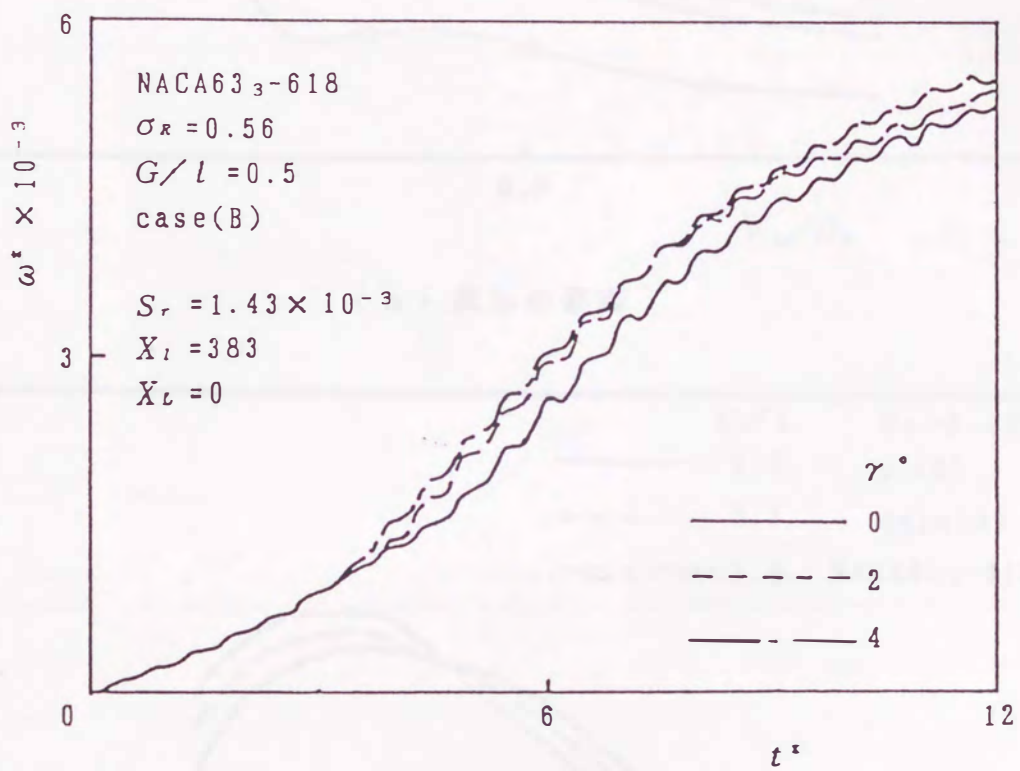


(c) 翼配列の影響



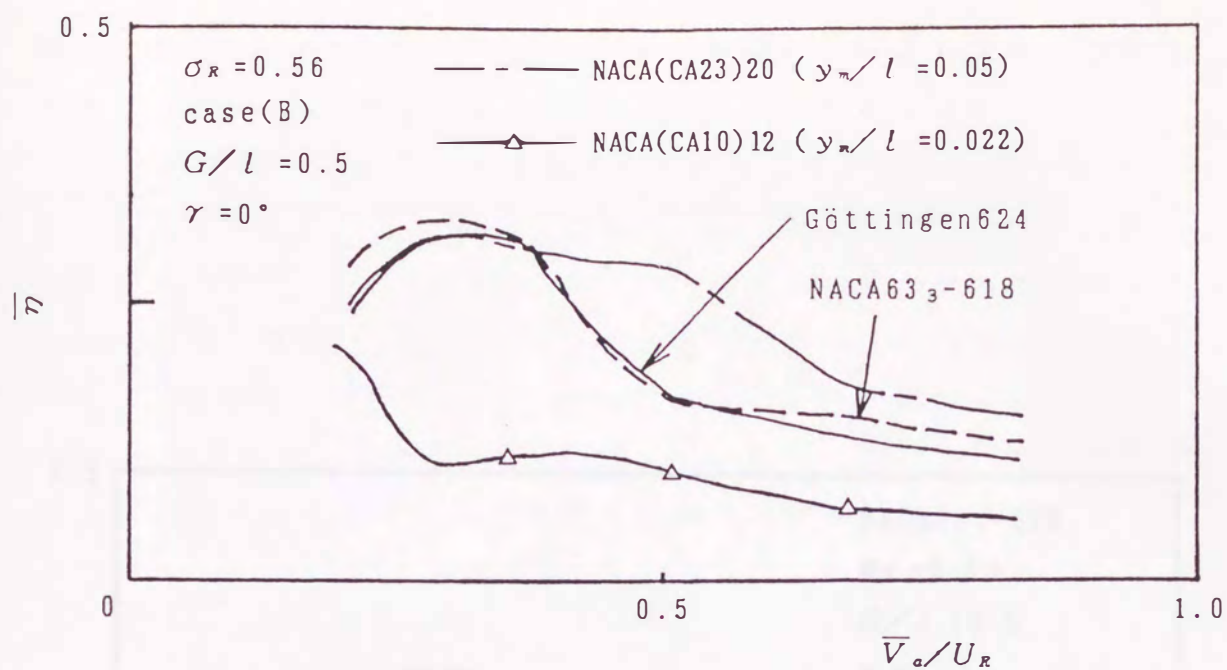
(d) 弦節比の影響

図5.31 (つづき) 反り翼を用いた複葉式タービンの
 起動特性に及ぼす諸因子の影響

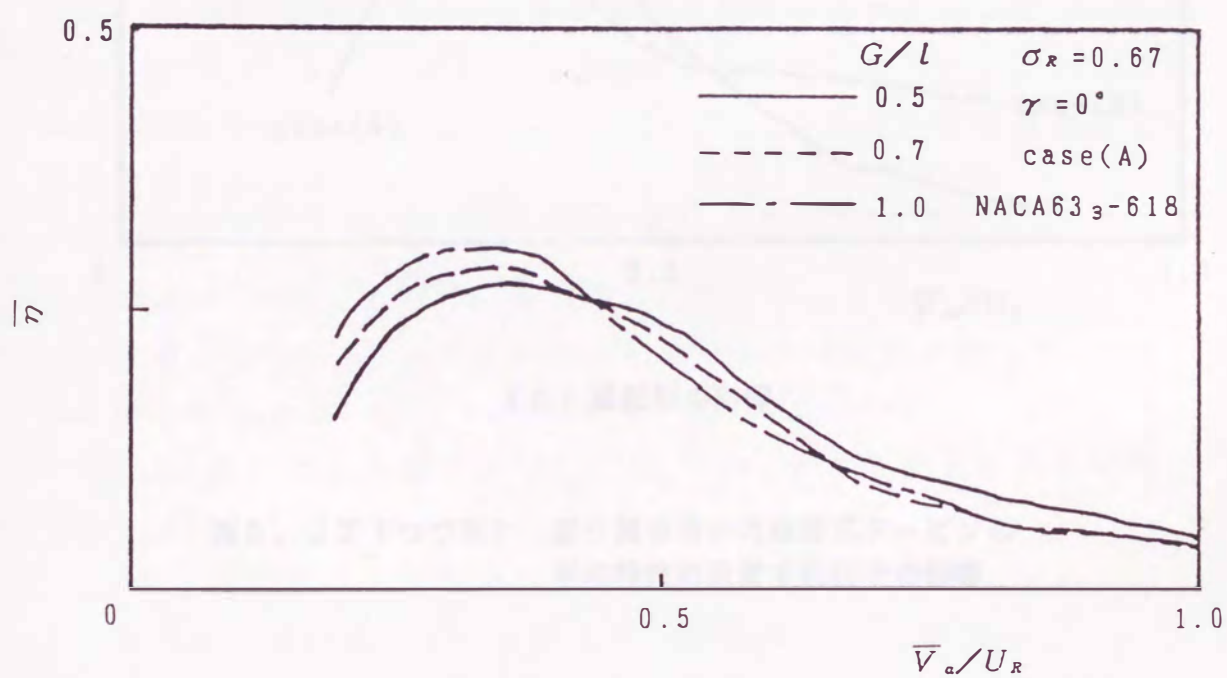


(e) 取付け角の影響

図5.31 (つづき) 反り翼を用いた複葉式タービンの
起動特性に及ぼす諸因子の影響

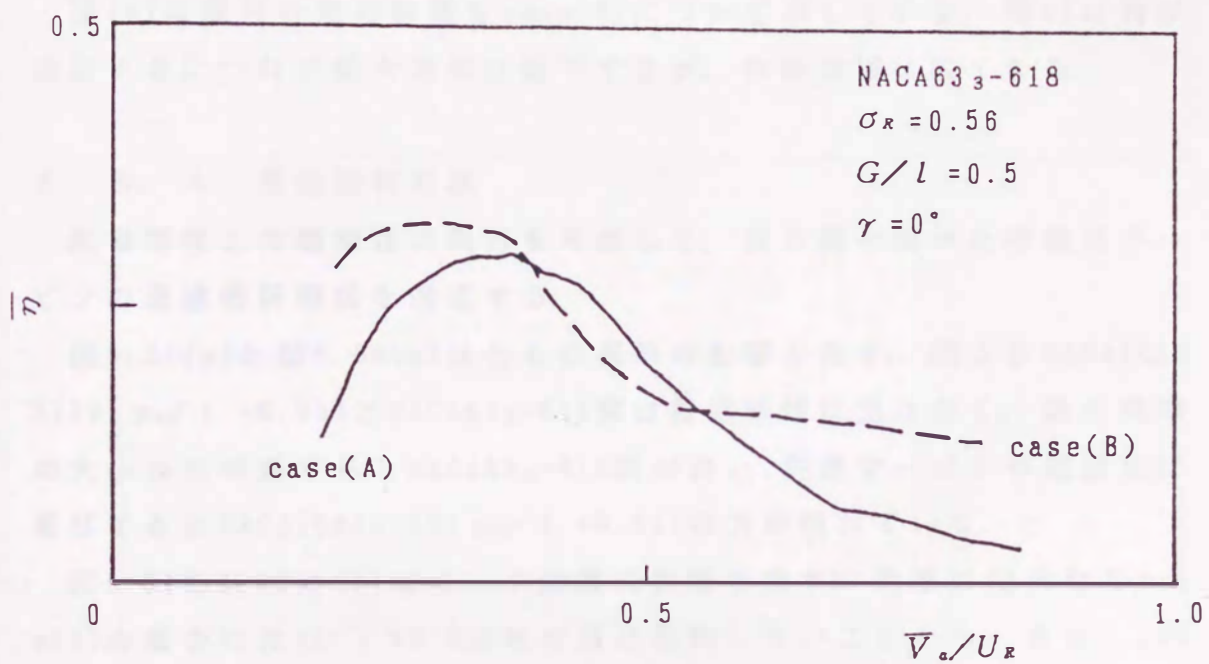


(a) 翼形の影響



(b) ロータ間隔の影響

図5.32 反り翼を用いた複葉式タービンの平均特性に及ぼす諸因子の影響



(c) 翼配列の影響

図5.32(つづき) 反り翼を用いた複葉式タービンの
平均特性に及ぼす諸因子の影響

高いことがわかる。しかし、タービンの低速化の観点からは、最大効率点を示す $\bar{V}_0/U_\infty$ の値が大きい case(A) の方が好適である。

図(d)は平均半径における弦節比の影響を示す。効率の高い case(B) について比較している。弦節比が小さいほど最大効率は高いが、最大効率点を示す $\bar{V}_0/U_\infty$ の値が小さくなり、低速化の観点からは好ましくない。また、失速マージンについては弦節比が $\sigma_R = 0.67$ の時が優れている。総合すると $\sigma_R = 0.56 \sim 0.67$ の時が好ましいと思われる。

図(e)は取付け角の影響を case(B) について示している。取付け角が増加するにつれて最大効率は低下するが、作動領域は広くなる。

5. 5. 4 最適幾何形状

起動特性と作動特性の両方を考慮して、反り翼を用いた複葉式タービンの最適幾何形状を選定する。

図 5.31(a) と図 5.32(a) はともに翼形の影響を表す。図より NACA(CA23)20 ($y_m/l = 0.05$) と NACA63₃-618 翼は起動特性に差はなく、最大効率の大小から判断すると NACA63₃-618 翼が良い。失速マージンや低速化に着目すると NACA(CA23)20 ($y_m/l = 0.05$) の方が優れている。

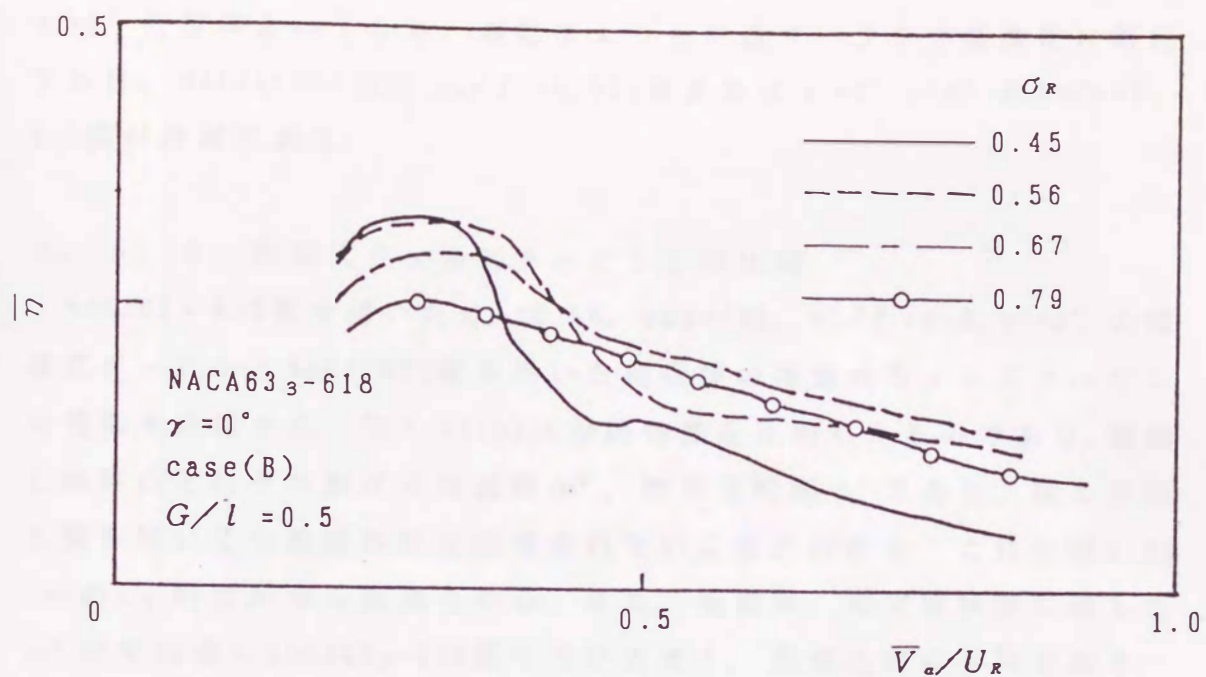
図 5.31 と 5.32 の (b) はロータ間隔の影響を表す。効率に関係なく case(A) の場合には $G/l = 0.5$ 以外は自己起動しないことから、また、case(B) の場合にも G/l が小さいほど起動特性が良いことから $G/l = 0.5$ が好適であろう。

図(c)は翼配列の影響を表している。case(B)の方が起動特性に優れ、効率も高い。

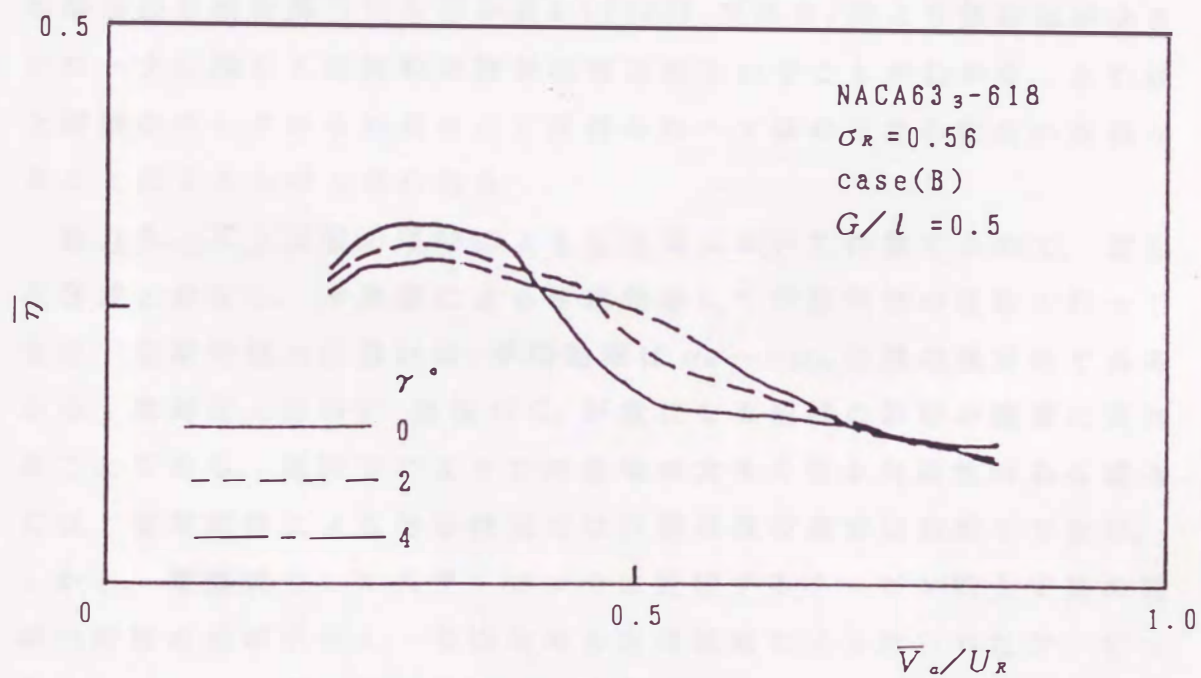
図(d)は弦節比の影響を表す。起動特性に優れ、かつ最大効率も高く、さらに作動領域の広いものとして $\sigma_R = 0.56$ (N20-5Bi) が良い。

図(e)は取付け角の影響を表す。起動特性に及ぼす取付け角の効果が小さいことから、最大効率の大きい $\gamma = 0^\circ$ が良い。なお失速マージンを大きくするには $2^\circ \sim 4^\circ$ の取付け角を付けると効果的である。

以上の考察より反り翼を用いた複葉式タービンの最適幾何形状として、翼形に NACA63₃-618 を用いた、 $\sigma_R = 0.56$, case(B), $G/l = 0.5$,



(d) 弦節比の影響



(e) 取付け角の影響

図5.32 (つづき) 反り翼を用いた複葉式タービンの平均特性に及ぼす諸因子の影響

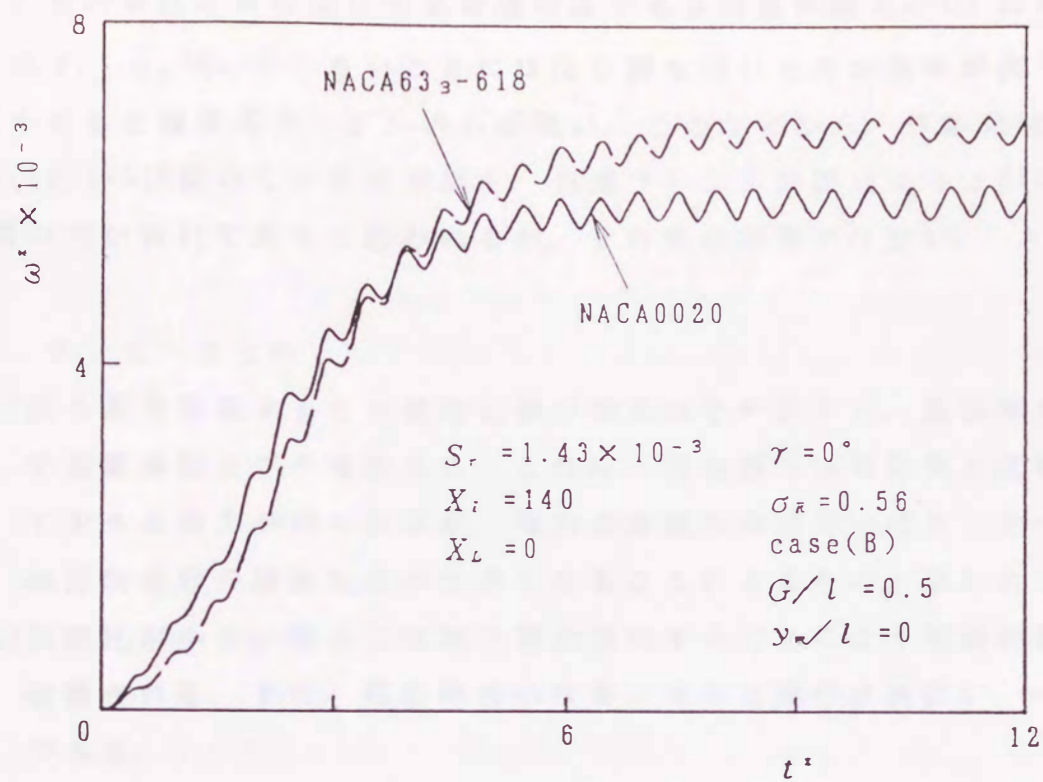
$\gamma=0^\circ$ 近傍がよい。なお、高効率よりも失速マージンや低速化に着目すれば、NACA(CA23)20($y_m/l=0.05$)翼または $\gamma=2^\circ \sim 4^\circ$ のNACA63₃-618翼が好適である。

5. 5. 5 複葉式ウェルズタービンとの比較

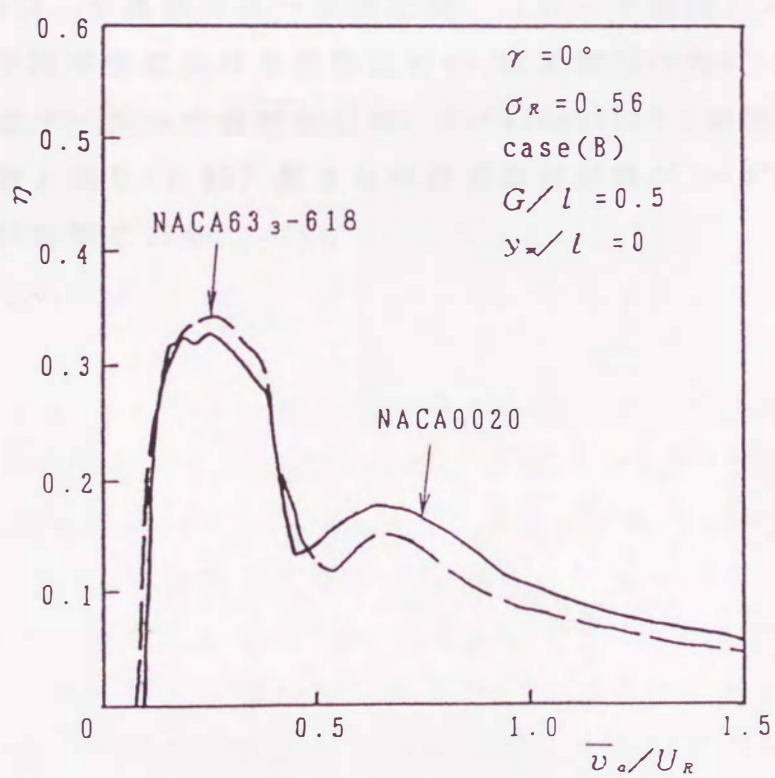
NACA63₃-618翼を用いた $\sigma_R=0.56$, case(B), $G/l=0.5$, $\gamma=0^\circ$ の複葉式タービンとNACA0020翼を用いた同仕様の複葉式ウェルズタービンの性能を比較する。図5.33(a)は起動特性を比較したものであり、縦軸と横軸はそれぞれ無次元角速度 ω^* 、無次元時間 t^* である。図より反り翼を用いても起動特性は改善されないことがわかる。これは図5.30(a)の C_T 特性からも類推される。また、起動後、準定常状態に達した ω^* の平均値もNACA63₃-618翼の方が大きく、低速化には不利である。ところで、後出するが、case(A)および他の弦節比の場合について自己起動性の有無を調べたものが表4(P123)である。表より弦節比が小さいロータに関しては起動特性が改善されていることがわかる。これは上流側のロータからの流れと下流側のロータ翼の干渉の度合いが異なることによるものと思われる。

波力タービンは波の運動による往復流において作動するので、波を正弦波と仮定し、半周期による平均効率にて作動特性の比較を行ってきた。定常特性との違いは、平均効率は $\alpha_m \sim -\alpha_m$ の間の積分値であるから、相対流入角の 0° 近傍の C_T が負になる領域の影響が顕著に表れることである。諸因子によりこの領域が大きくなる可能性のある場合には、定常試験による効率特性では作動特性の優劣は判断できない。しかし、複葉式ウェルズタービンでは比較するタービン同士で負の領域の特性の差が小さく、平均効率と定常試験により得られたタービン効率は定性的に同じ傾向を示す。また、反り翼を用いた複葉式タービン(特にNACA63₃-618翼と複葉式ウェルズタービン)も同様に負の領域の特性の差が小さいことから、定常試験により得られたタービン効率により作動特性の優劣を判断しても問題ないと思われる。

図(b)は定常試験により得られたタービン効率 η を流路平均軸流速



(a) 起動特性



(b) タービン効率

図5.33 反り翼を用いた複葉式タービンと複葉式ウェルズタービンの特性の比較

度と平均半径におけるロータ周速の比である流量係数 $\bar{v}_c/U_R$ に対して示す。 $\bar{v}_c/U_R$ が小さいときには反り翼を用いた方が効率がよく、大きくなると複葉式タービンの方が高い。このことから、作動領域では NACA63₃-618 翼の方が効率がよく、失速マージンの観点からは NACA0020 翼の方が有利であると思われるが、その差は顕著ではない。

5. 5. 6 まとめ

- (1) 反り翼を採用すると一般的に最大効率はやや低下し、高効率を示す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。
- (2) 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。
- (3) 反り翼を用いた取付け角付複葉式タービンの形状として、翼形 NACA63₃-618、千鳥状のロータ翼配列、(ロータ間隔)/(翼弦長) = 0.5、平均半径における弦節比 0.48、設定取付け角 0° がよい。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。

5. 6 外部案内羽根付複葉式ウェルズタービン

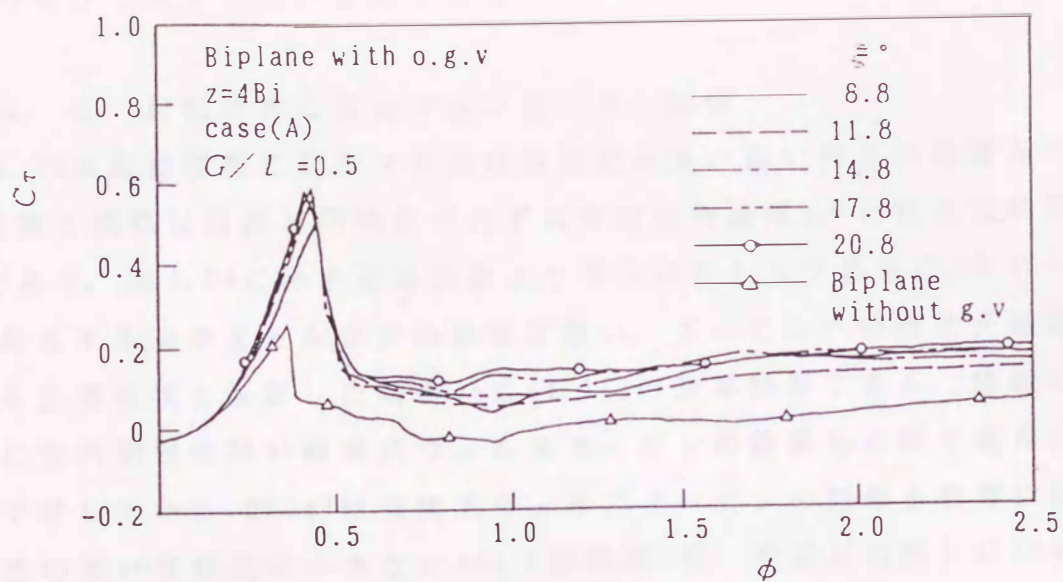
5. 6. 1 外部案内羽根付複葉式ウェルズタービンの特性

図5.34は図5.5に示すような外部案内羽根付複葉式ウェルズタービン (Biplane with o.g.v, outer guide vanesの略) について, 定常試験で得られたトルク係数 C_T と入力係数 C_A を流路平均軸流速度と平均半径におけるロータ周速との比である流量係数 $\phi (= \bar{v}_a / U_R)$ に対して示す. パラメータは外部案内羽根の食い違い角 ξ であり, 翼配列は図5.1に示すような面对称なcase(A)の場合である. 図(a)より作動領域での C_T は ξ が増加するほど大きくなる傾向があるが, その差は顕著ではなく, 失速に対する ϕ も ξ によりほとんど変化せず, 失速後は $\xi = 8.8^\circ$ を除いて ξ が大きいほど C_T は大となる.

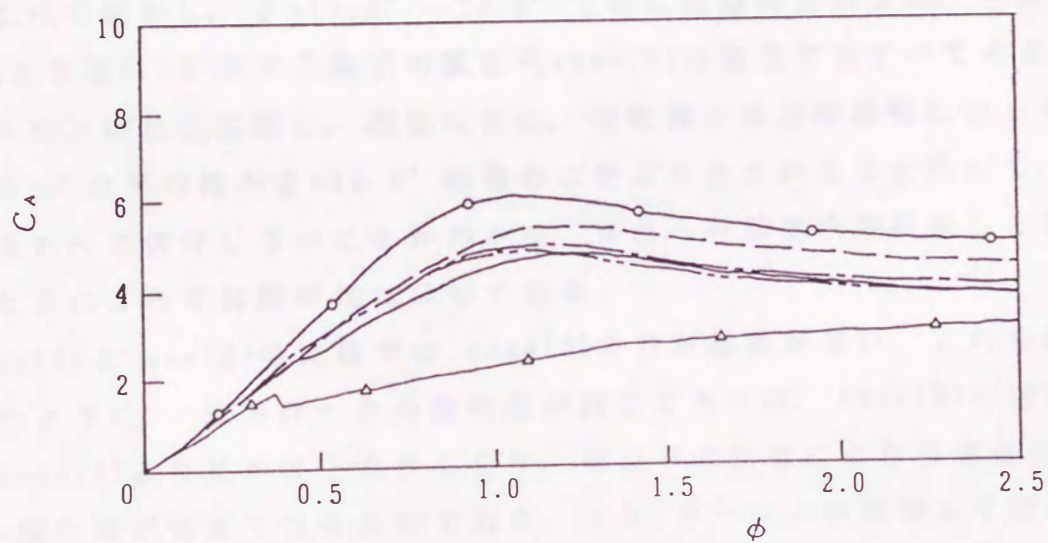
参考のために外部案内羽根無しの複葉式ウェルズタービン (Biplane without g.v) の定常試験結果も Δ 印を結んだ実線で印している. 図より ϕ に対する C_T の変化の様子は外部案内羽根の有無によらず定性的に同様であるが, 外部案内羽根付の方が失速が遅れ, 失速直前の $\phi = 0.5$ 付近における C_T のピーク値が極めて大きくなり, 失速後も C_T は負にならず, 外部案内羽根無しの場合よりも大きくなる. これらのことは後述するが外部案内羽根付複葉式ウェルズタービンが極めて起動特性に優れることを示す. なお, 外部案内羽根付きの場合, 絶対流入角 $\beta_i > 0$ のため, 相対流入角 α_R の最大値が 90° 以上になり, 図5.34(a)の食い違い角 $\xi = 11.8^\circ$ の場合, $U_R = 0$ に対応する α_R の値は 120° である.

一方, 図(b)においても外部案内羽根付複葉式タービンの作動領域での C_A 値は ξ が増加するほど大きくなる傾向があるが, その差は顕著ではない. 失速後は $\xi = 20.8^\circ, 11.8^\circ$ の場合が全体的に大きくなる.

図(b)にも図(a)と同様に外部案内羽根無しの場合を示している. 外部案内羽根付は無しより全体的に大きな値を示すが, ϕ に対する C_A の変化の様子は外部案内羽根無しは失速後, ϕ の増加にともない単調増加しているが, 外部案内羽根付きは極大値をとり, その後減少している. 一般的に C_A 値が大きくなると大きな軸推力が生じることになるた



(a) トルク係数



(b) 入力係数

図5.34 外部案内羽根付複葉式ウェルズタービンの定常特性

め、外部案内羽根を使用する場合にはロータをタンデム形にする等の軸推力を打ち消す工夫が必要である。

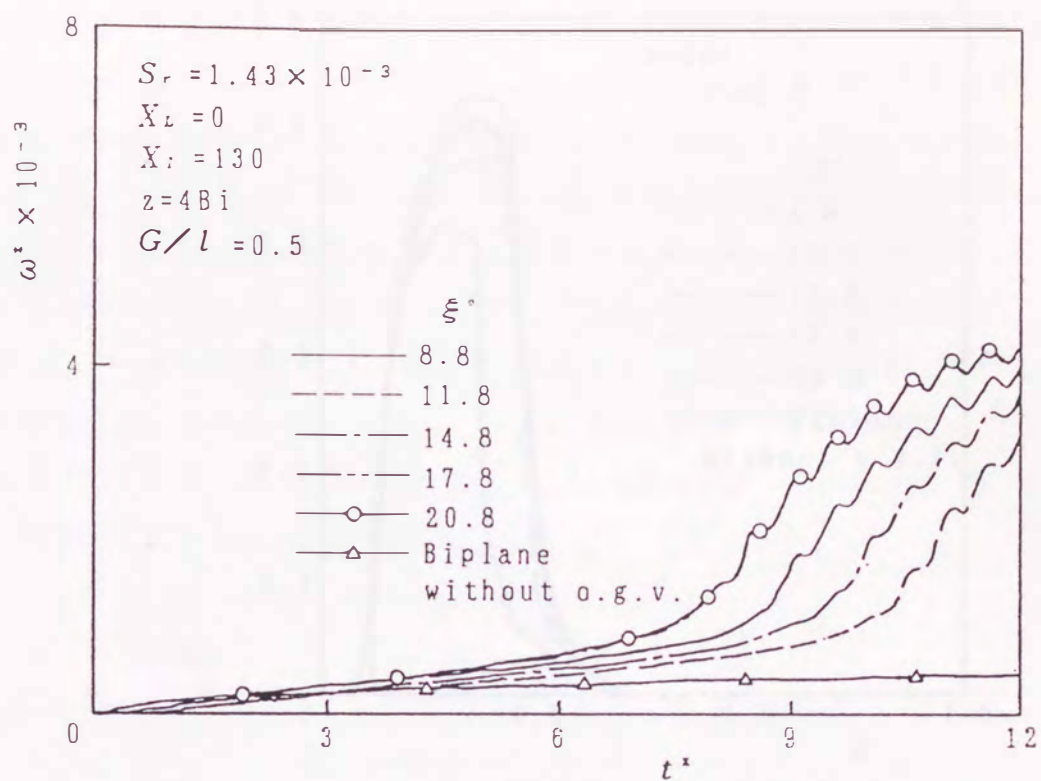
5. 6. 2 起動特性に及ぼす食い違い角の影響

図5.35は起動特性に及ぼす外部案内羽根の食い違い角 ξ の影響を示す。縦軸と横軸は前節と同様にそれぞれ無次元角速度 ω^* と無次元時間 t^* であり、図5.34に示す定常試験より得られたトルク係数 C_T をロータが発生する無次元トルク τ の計算に用い、タービンへの無次元軸流速度を正弦波状と仮定した場合の式(4.15)の計算結果である。比較のために案内羽根の無い複葉式ウェルズタービンの結果も $\triangle$ 印を結んだ実線で印している。図(a)は複葉式ウェルズタービンの結果を参考に起動特性の悪い弦節比の小さな $z=4Bi$ (羽根数4枚、複葉式の略)について示したもので、図5.1に示すような面对称な翼配列case(A)の場合、外部案内羽根の設置により起動特性が改善されることがわかる。外部案内羽根無しでは自己起動しないのに対し、 $\xi=8.8^\circ \sim 20.8^\circ$ でロータはすべて起動し、 $\xi=17.8^\circ \sim 20.8^\circ$ で特に起動特性がよい。一方、図(b)より図5.1に示す千鳥状の翼配列case(B)の場合でもすべての ξ でタービンは自己起動し、起動特性は、回転数が準定常状態に達したときの ω^* の平均値が $\xi=11.8^\circ$ の場合に他より大きいことを除いて、 ξ にほとんど依存しないことがわかる。また、外部案内羽根無しと比べると ξ によらず起動特性は良好である。

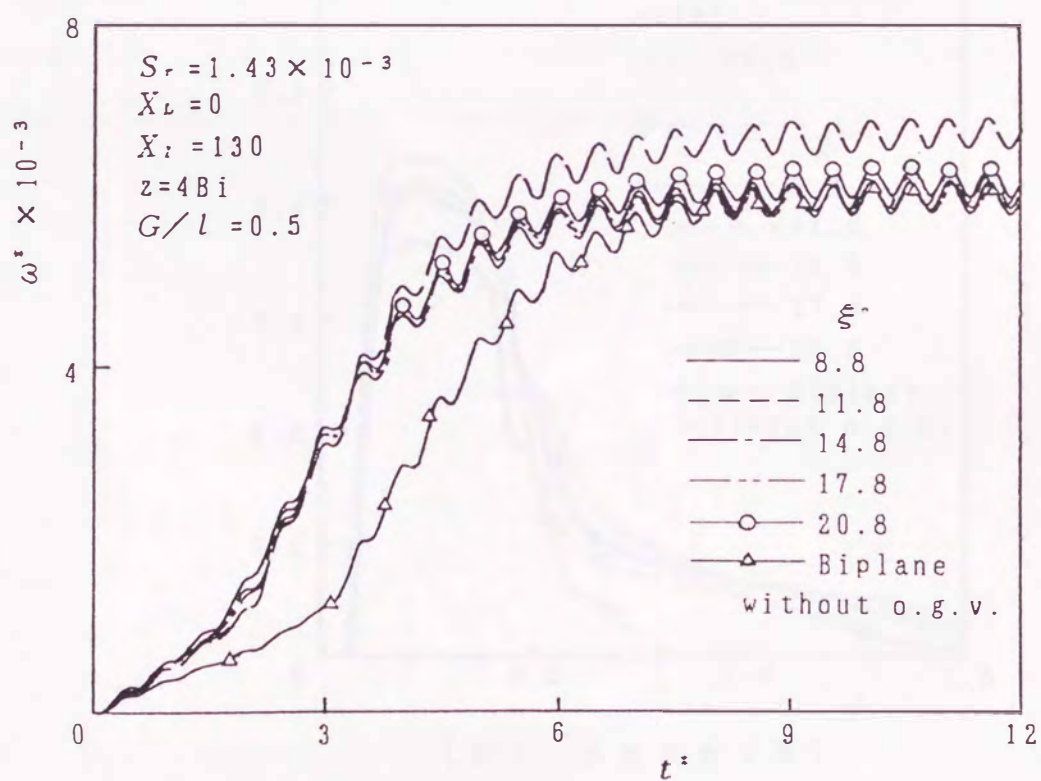
case(A)とcase(B)の比較では、case(B)の方が起動が早い。これも前述したように、一枚のロータの翼枚数が同じであれば、case(B)の弦節比がcase(A)より見かけ上大きくなり、翼の干渉効果により失速後の C_T の極小値が大きくなるためである。なお、タービンが起動して回転数が準定常状態に達したときの平均値 ω^* はcase(A)の方が低く、タービンの低速化の観点からはcase(A)の方が有利であることがわかる。

5. 6. 3 タービン効率に及ぼす食い違い角の影響

図5.36に定常試験により得られたタービン効率 η と流量係数 ϕ の関係を示す。図の特性曲線は外部案内羽根の食い違い角 ξ がタービン効

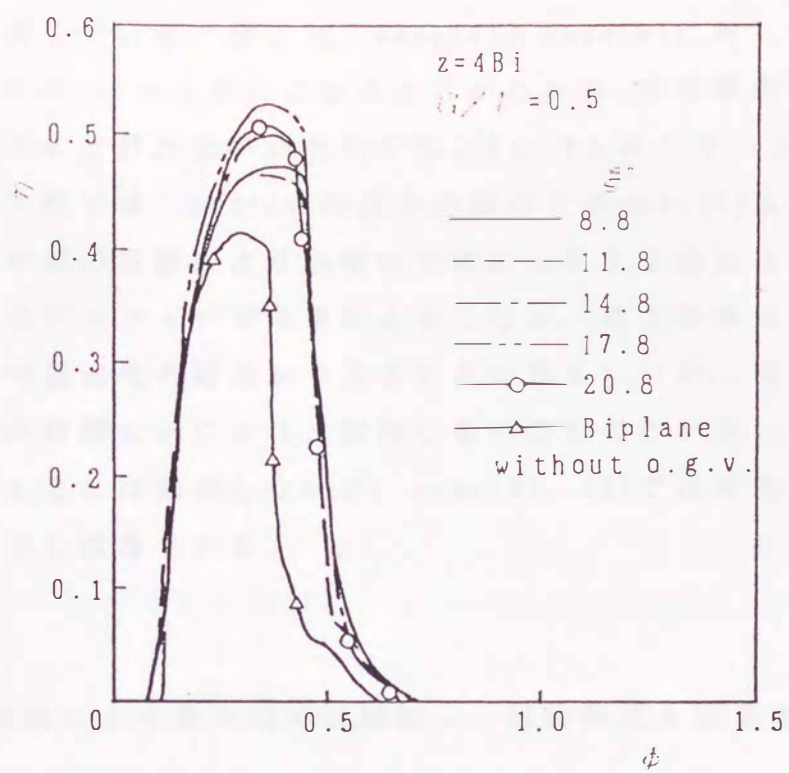


(a) case (A)

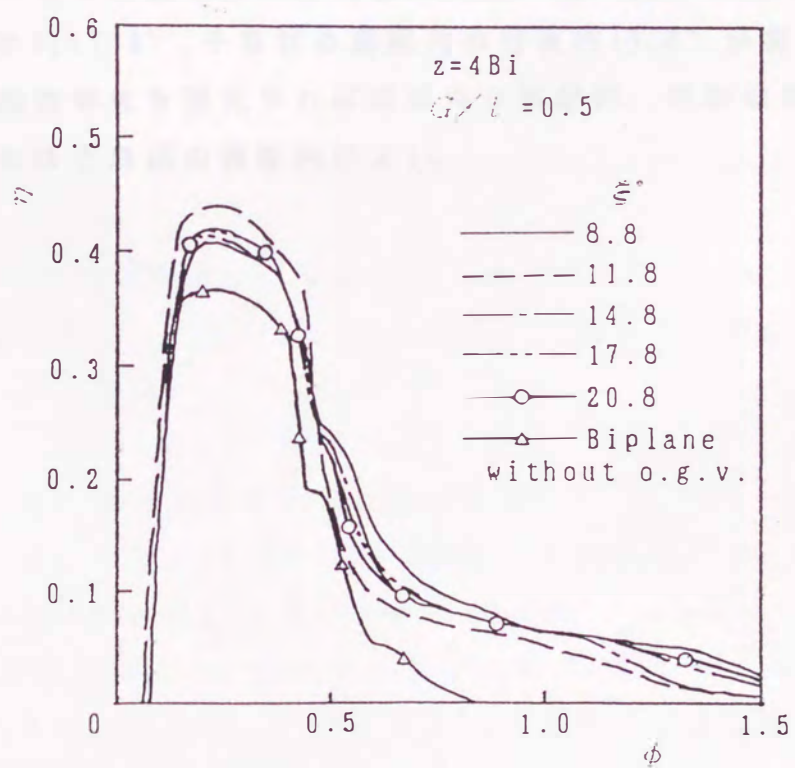


(b) case (B)

図5.35 起動特性に及ぼす
外部案内羽根食い違い角の影響



(a) case (A)



(b) case (B)

図5.36 タービン効率に及ぼす
外部案内羽根食い違い角の影響

率 η に及ぼす影響を表している。図より、case(A)とcase(B)に対しそれぞれ $\alpha=17.8^\circ$ と 11.8° で η は最大になることがわかる。外部案内羽根無しの場合と比較すると最大効率がそれぞれ11%と7%上昇している。case(A)とcase(B)の比較では、case(A)の最大効率の方がcase(B)より約9%高い。外部案内羽根の設置により効率が大幅に上昇する理由は、下流の外部案内羽根のディフューザ効果による。なお、最大効率点における ϕ はタービンの低速化の観点から大きい方が好ましいが、図によれば外部案内羽根の有無と α にさほど依存しないことがわかる。また、作動領域の広さも α には依存しないが、case(A)、(B)では外部案内羽根の設置により少し改善される。

5. 6. 4 まとめ

- (1) 外部案内羽根の設置により最大効率は増加し、起動特性も改善される。
- (2) 起動特性と作動特性を総合すると案内羽根の食い違い角は、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° が望ましい。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。

5. 7 中間案内羽根付複葉式ウェルズタービン

5. 7. 1 中間案内羽根付複葉式ウェルズタービンの特性

図5.37は図5.6に示すような中間案内羽根付複葉式ウェルズタービン (Biplane with i. g. v. inner guide vanesの略) について、定常試験で得られたトルク係数 C_T と入力係数 C_A を流路平均軸流速度と平均半径におけるロータ周速との比である流量係数 ϕ に対して示す。パラメータは中間案内羽根の長さを弦長で無次元化した L_i/l であり、翼配列は図5.1に示すような面对称なcase(A)の場合である。図(a)より作動領域での C_T は L_i/l に依存せずほぼ一致しているが、 L_i/l が小さいほど失速が遅れ、 C_T のピーク値も大きくなる。失速後は L_i/l が小さいほど C_T が大きくなる傾向があるがその差は顕著ではない。

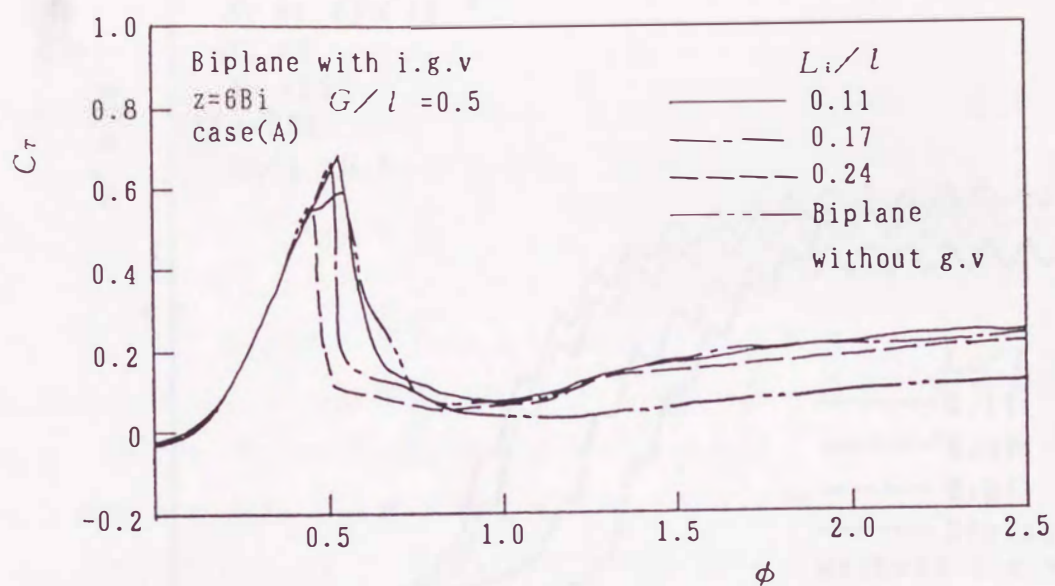
参考のために中間案内羽根無しの複葉式ウェルズタービン (Biplane without g. v) の定常試験結果を二点鎖線で印している。図より ϕ に対する C_T の変化の様子は中間案内羽根の有無によらず定性的に同様であるが、中間案内羽根無しの方がやや失速が遅れ、失速後の C_T は小さくなる。

一方、図(b)においては L_i/l が小さいほど全体的に C_A が大きくなる。

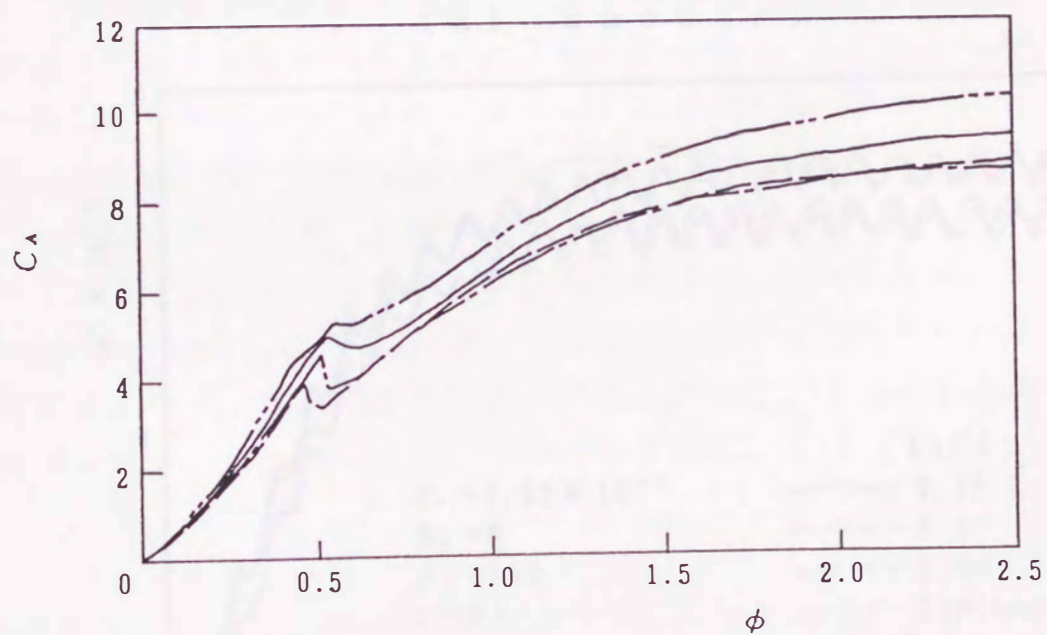
図(a)と同様に中間案内羽根無しの複葉式ウェルズタービンの定常試験結果を二点鎖線で印しているが、 C_A は全体的に中間案内羽根付複葉式タービンより大きくなる。

5. 7. 2 起動特性に及ぼす中間案内羽根の影響

図5.38は、起動特性に及ぼす中間案内羽根の長さの影響を示す。縦軸と横軸は前節と同様にそれぞれ無次元角速度 ω^* と無次元時間 t^* であり、図5.37に示す定常試験より得られたトルク係数 C_T をロータが発生する無次元トルク τ の計算に用い、タービンへの無次元軸流速度を正弦波状と仮定した場合の式(4.15)の計算結果である。図(a)より、図5.1に示す様な面对称な翼配列case(A)の場合、中間案内羽根の設置により起動特性は改善され、 L_i/l が小さいほど優れるが、起動後の

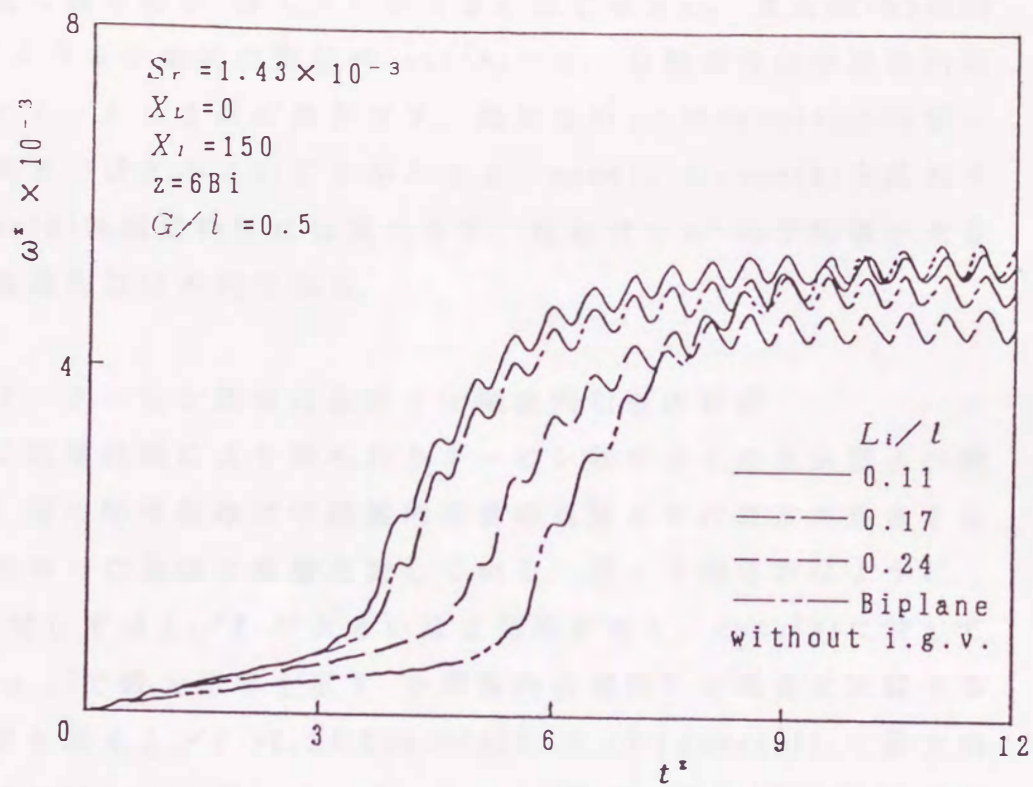


(a) トルク係数

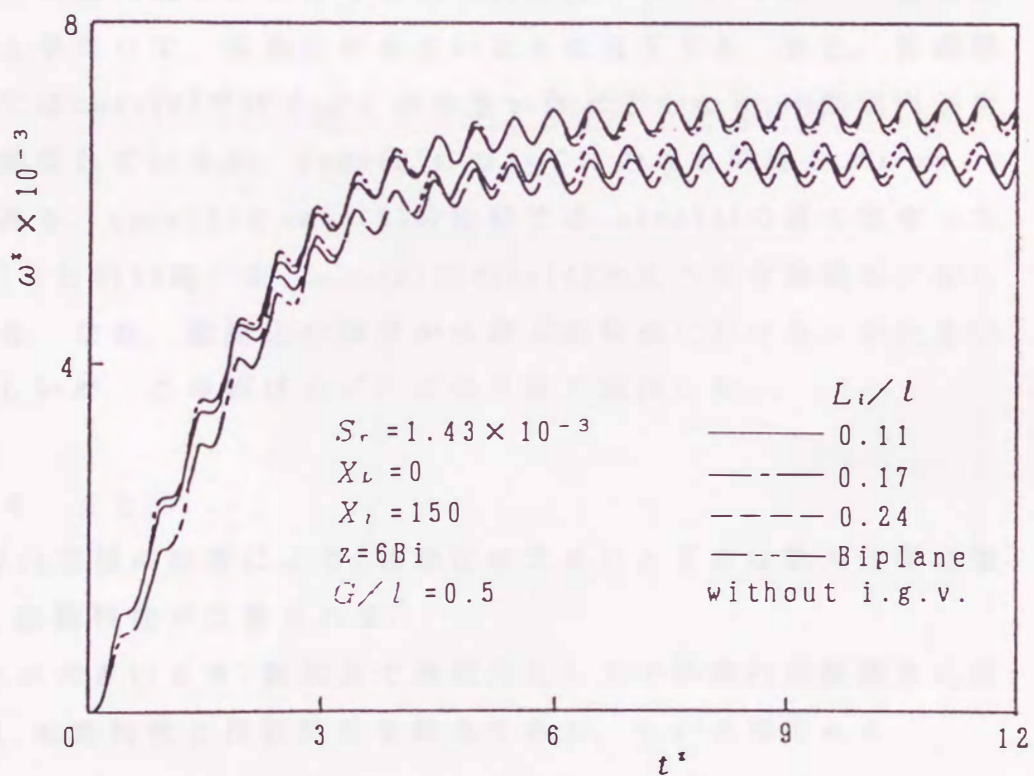


(b) 入力係数

図5.37 中間案内羽根付複葉式ウェルズタービンの定常特性



(a) case (A)



(b) case (B)

図5.38 起動特性に及ぼす
中間案内羽根食い違い角の影響

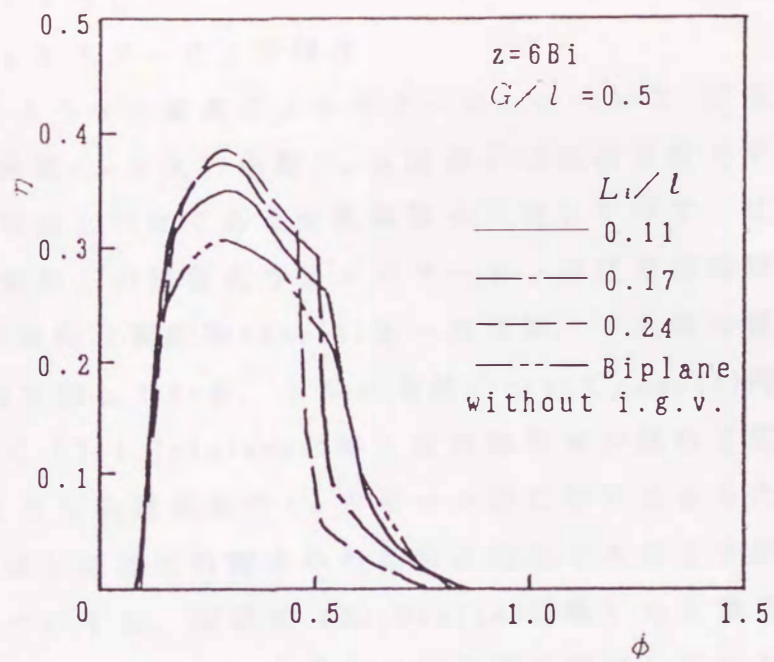
準定常状態に達した ω^* は L_i/l が大きいほど小さい。また図(b)の図5.1に示すような千鳥状の翼配列case(B)では、起動特性は中間案内羽根の有無と L_i/l にさほど依存せず、起動後の ω^* はcase(A)と同様に L_i/l が大きいほど小さいことがわかる。case(A)とcase(B)を比較すると、case(B)は起動特性には優れるが、起動後の ω^* の平均値が大きくなり、低速化には不利である。

5. 7. 3 タービン効率に及ぼす中間案内羽根の影響

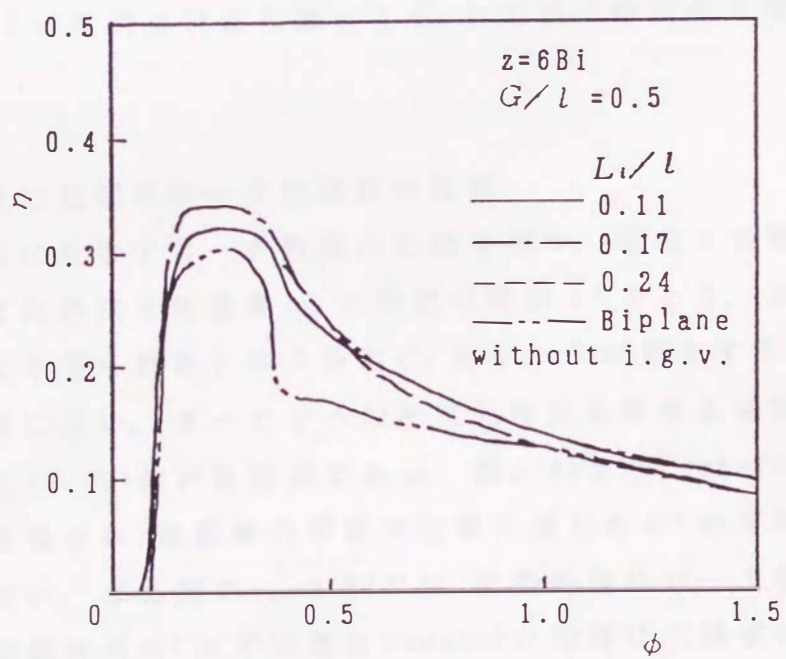
図5.39に定常試験により得られたタービン効率 η と流量係数 ϕ の関係を示す。図の特性曲線は中間案内羽根の有無とその無次元長さ l_i がタービン効率 η に及ぼす影響を表している。図より明らかなように、case(A)に対しては L_i/l が大きいほど効率が高く、case(B)に対しては $L_i/l = 0.17$ で最大効率を示す。中間案内羽根無しの場合と比較すると最大効率を示す $L_i/l = 0.24$ {case(A)}, 0.17 {case(B)} で最大効率がそれぞれ8%と4%上昇している。しかし、後出の表5 (P124) から明らかなように最大効率が上昇するのは翼枚数が多い、すなわち弦節比が大きいときだけで、弦節比が小さいときは低下する。また、作動領域についてはcase(A)では L_i/l が小さいほど広くなり、中間案内羽根無しが一番優れているが、case(B)については効率と同様 $L_i/l = 0.17$ が良好である。case(A)とcase(B)の比較では、case(A)の最大効率の方がcase(B)より約4%高いが、case(B)はcase(A)と比べて作動領域が著しく広くなる。なお、低速化の観点から最大効率点における ϕ が大きい方が好ましいが、この値は L_i/l にはさほど依存しない。

5. 7. 4 まとめ

- (1) 中間案内羽根の設置により、弦節比が大きいときには最大効率は増加し、起動特性が改善される。
- (2) 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。



(a) case (A)



(b) case (B)

図5.39 タービン効率に及ぼす
中間案内羽根食い違い角の影響

5. 8 三葉式ウェルズタービン

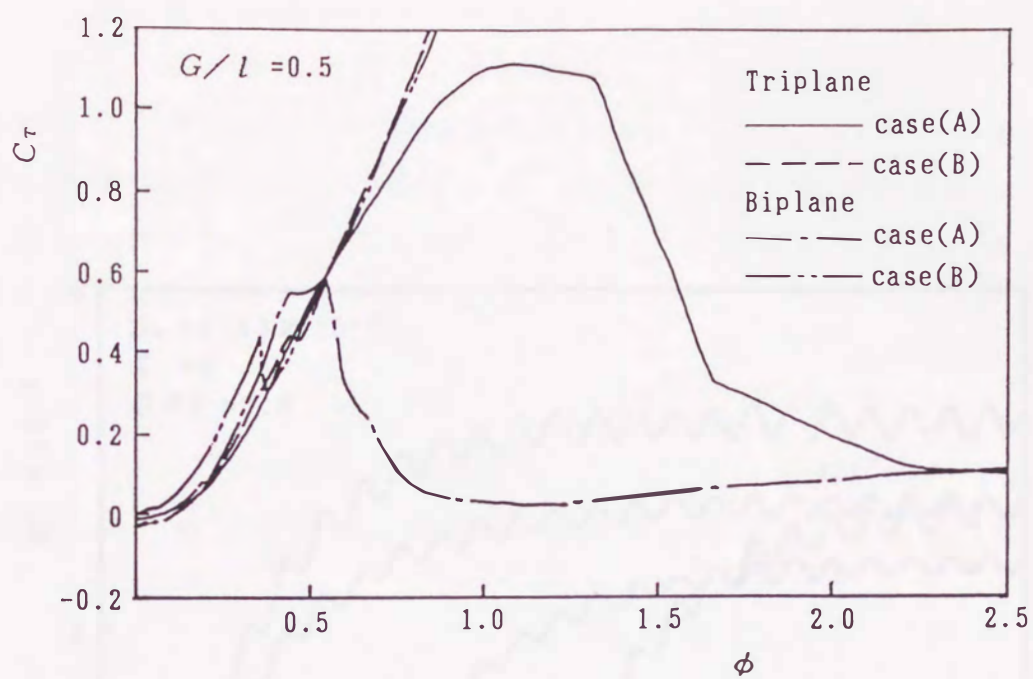
5. 8. 1 三葉式ウェルズタービンの特性

図5.40は図5.7に示すような三葉式ウェルズタービンについて、定常試験で得られたトルク係数 C_T と入力係数 C_A を流路平均軸流速度と平均半径におけるロータ周速との比である流量係数 ϕ に対して示す。比較のために外部案内羽根無しの複葉式ウェルズタービンの定常試験結果を、図5.1のような面对称な翼配列case(A)を一点鎖線、千鳥状の翼配列case(B)を二点鎖線で印している。トルク係数についてcase(A)同士を比較すると、三葉式(Tri, Triplaneの略)は作動領域が極めて広い上に C_T も大きく、さらに失速直前の C_T のピーク値に対する ϕ も大きいことから、作動領域と低速化の観点から非常に有利であると予想できる。次にcase(B)については、複葉式(Bi, Biplaneの略)も三葉式も失速による C_T の落ち込みが小さく、失速後も急勾配で増加している。

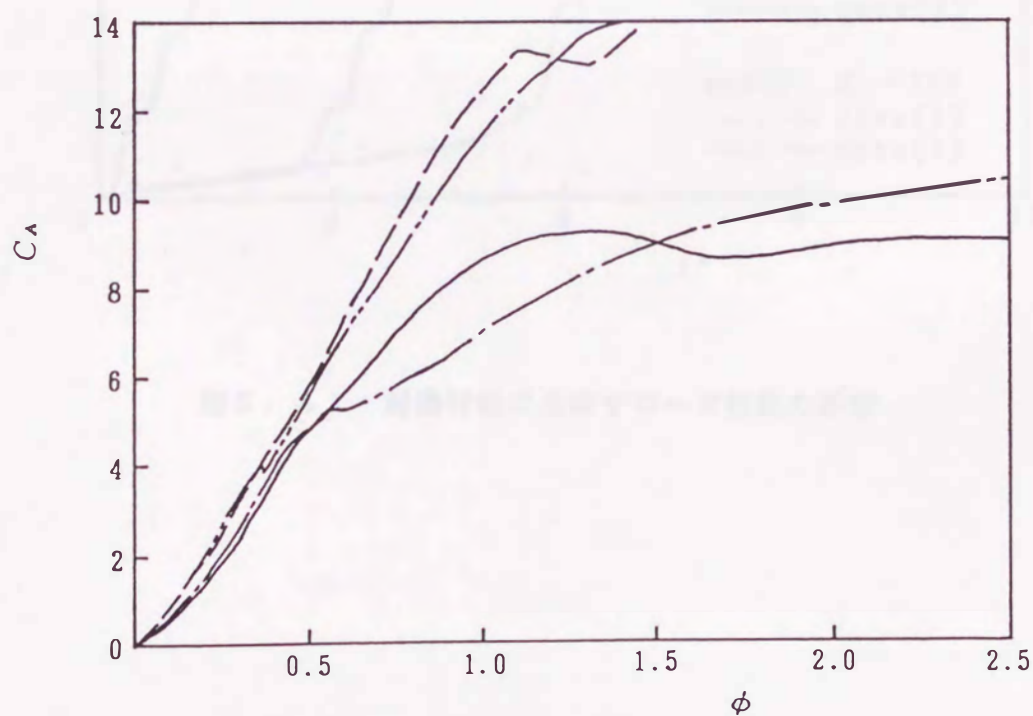
一方、入力係数についてはcase(A)では複葉式は失速付近を除いて単調増加しているが、三葉式では作動領域にあわせて極大値と極小値を持つ。case(B)については失速点付近を除いて C_T と同様に急勾配で増加している。

5. 8. 2 起動特性に及ぼすロータの枚数の影響

図5.41は、起動特性に及ぼすロータ枚数の影響を示す。縦軸と横軸は前節と同様にそれぞれ無次元角速度 ω^* と無次元時間 t^* であり、図5.40に示す定常試験より得られたトルク係数 C_T をロータが発生する無次元トルク τ の計算に用い、タービンへの無次元軸流速度を正弦波状と仮定した場合の式(4.15)の計算結果である。図5.41より、case(A)の場合、起動特性は改善され、起動後の準定常状態に達した ω^* の平均値も三葉式の方が小さい。また図のcase(B)では、起動特性はロータ数にさほど依存せず、起動後の ω^* の平均値はcase(A)と同様に三葉式の方が小さいことがわかる。case(A)とcase(B)を比較すると、case(B)は起動特性には優れるが、起動後の ω^* が大きくなる。



(a) トルク係数



(b) 入力係数

図5. 40 三葉式ウェルズタービンの定常特性

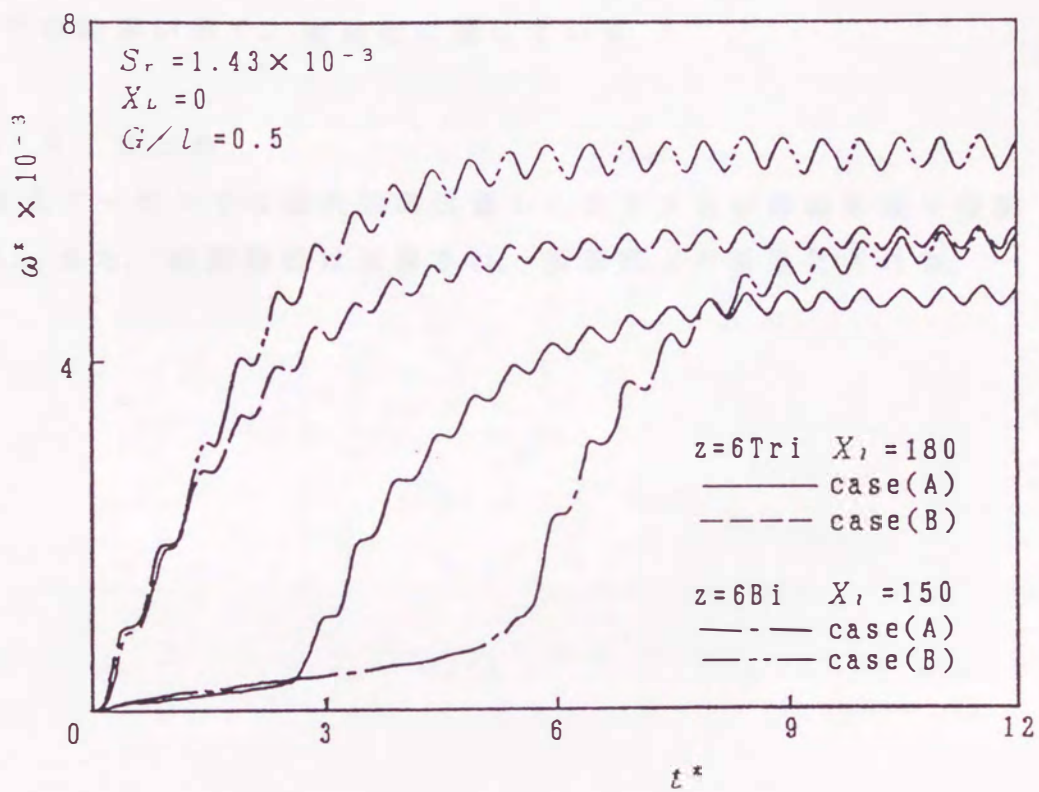


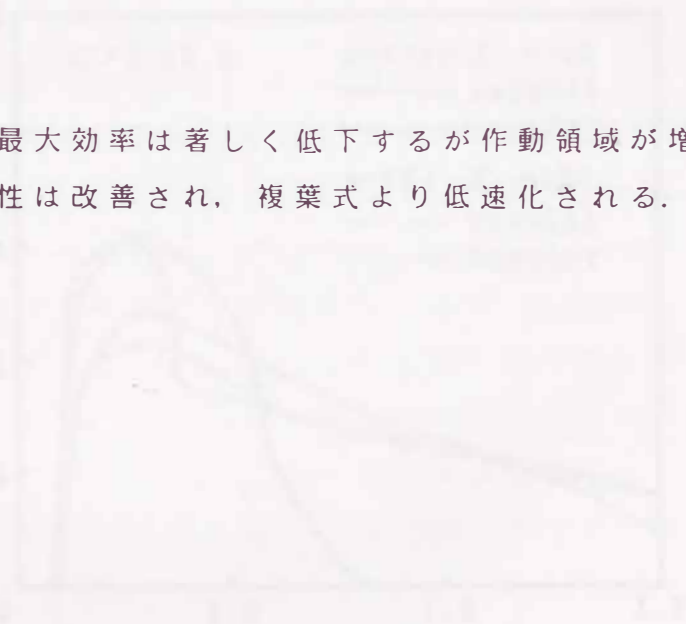
図5. 4 1 起動特性に及ぼすロータ枚数の影響

5. 8. 3 タービン効率に及ぼすロータ枚数の影響

図5.42に定常試験により得られたタービン効率 η と流量係数 ϕ の関係を示す。図の特性曲線はロータ枚数がタービン効率 η に及ぼす影響を表している。図より明らかなように、case(A)とcase(B)ともに複葉式の方が効率が高く、三葉式は複葉式よりそれぞれ7%、9%小さくなる。しかし作動領域に関しては三葉式の方が広い。なお、最大効率点における ϕ はロータ枚数にはさほど依存しないが、三葉式の方が ϕ の大きい領域での効率が高く、低速化に適している。

5. 8. 4 まとめ

(1)三葉式タービンでは最大効率は著しく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、複葉式より低速化される。



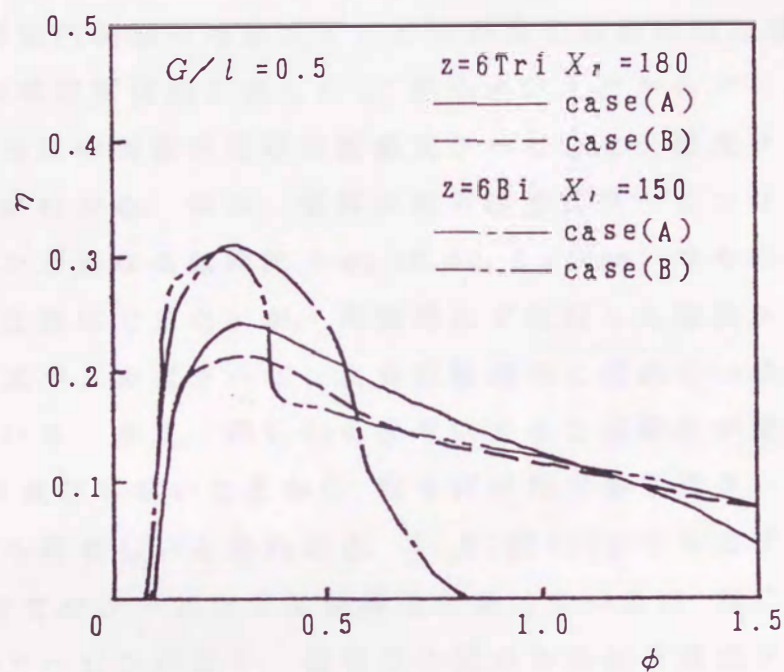


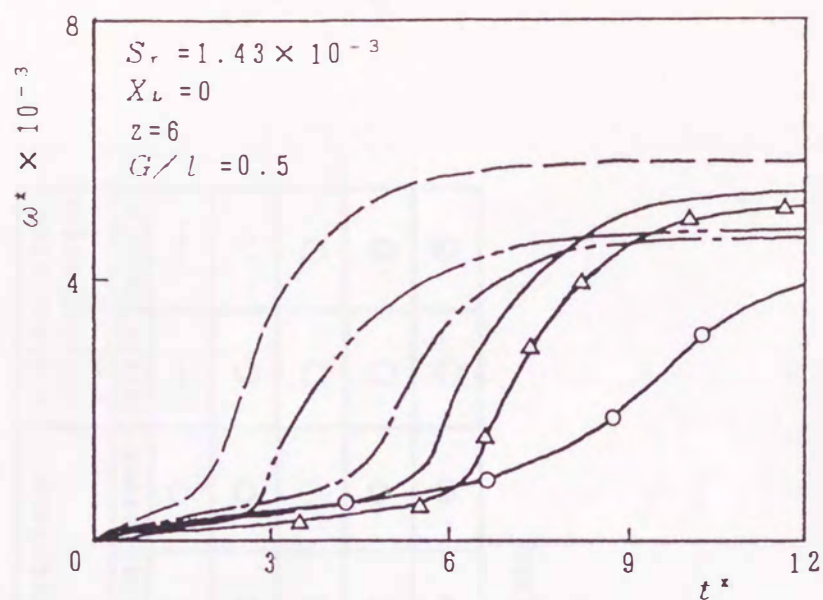
図5. 42 タービン効率に及ぼすロータ枚数の影響

5. 9 複葉式タービンの相互比較

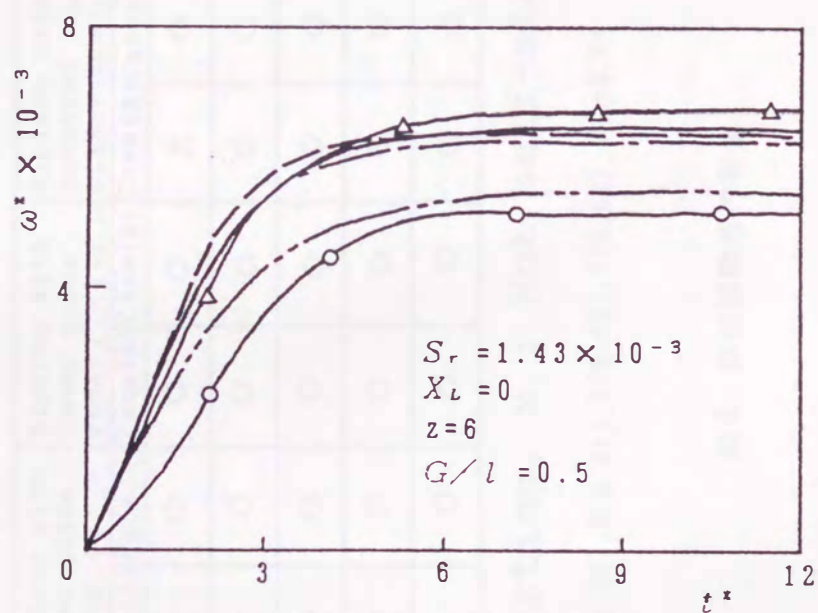
本研究で採用した種々のタービンの起動特性の比較を一枚のロータの翼枚数 z が6枚の場合について図5.43に示す。縦軸と横軸はそれぞれ無次元角速度 ω^* と無次元時間 t^* であり、それぞれの定常試験より得られたトルク係数 C_T をロータが発生する無次元トルク τ の計算に用い、タービンへの無次元軸流速度を正弦波状と仮定した場合の式(4.15)の計算結果である。比較しやすくするため図には正弦波による変動を除いて中心線のみをプロットしている。図5.43(a)より面对称な翼配列 case(A) では外部案内羽根付複葉式タービンが最も起動特性に優れる。また、起動後の準定常状態に達した ω^* が小さいことから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望ましいことがわかる。なお、取付け角付複葉式タービンは実験に際し他のタービンと異なる弦節比 ($\sigma_R = 0.52$, $l = 70\text{mm}$) のものを用いたため、厳密に比較はできないが、同弦節比で比較した結果から案内羽根無しの複葉式ウェルズタービンより起動特性に優れていることが明らかにされている。また、図5.29を参考にすると弦節比が変わっても起動後の ω^* は変化しないことから、取り付け角付複葉式タービンも低速化の観点から好ましいと思われる。一方、図(b)より千鳥状の翼配列 case(B) 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。

種々のタービンの自己起動性の有無を表4にまとめている。表より、外部案内羽根、中間案内羽根、反り翼および取付け角の採用により、複葉式ウェルズタービンの自己起動性が改善できることがわかる。これは、複葉式タービンの $C_T - \phi$ または $C_T - \alpha_R$ 特性において翼の失速により生じる C_T の負値の領域が、案内羽根付ロータや反り翼、取付け角を用いたロータでは無くなるためである。

また、表5には翼枚数3枚の複葉式ウェルズタービンを基準にして各種タービンの最大効率比と最大効率を示す流量比を示している。表5より、全てのタービンの中で最大効率を示すのは、case(A)、 $z=4$ の外部案内羽根付複葉式タービンであることがわかる。一方、低速化の観点



(a) case (A)



(b) case (B)

- Biplane with o.g.v., $\xi = 17.8^\circ$, $X_l = 150$, $\sigma_R = 0.67$, $A_R = 0.5$
- Triplane, $X_l = 225$, $\sigma_R = 0.67$, $A_R = 0.5$
- - - Biplane with i.g.v., $L_i/l = 0.24$, $X_l = 150$, $\sigma_R = 0.67$, $A_R = 0.5$
- Biplane without g.v., $X_l = 150$, $\sigma_R = 0.67$, $A_R = 0.5$
- △— Biplane using cambered blades, $X_l = 150$, $\sigma_R = 0.67$, $A_R = 0.5$
- Biplane with setting angle, $X_l = 233$, $\gamma = 4^\circ$, $\sigma_R = 0.52$, $A_R = 0.64$

図5. 43 各種タービンの起動特性の比較

Plane $z(\sigma_R)$	Biplane with- out guide vanes		Biplane with outer guide vanes, $\xi=17.8^\circ$		Biplane with inner guide vanes, $L_i/L=0.24$		Biplane using cambered ⁻⁸¹⁸⁾ blades (NACA63)		Triplane		Biplane with setting angle $\gamma=4^\circ$ ※	
	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)
3(0.34)	X	O	O	O	O	O	X	O	X	O	—	—
4(0.45)	X	O	O	O	O	O	O	O	X	O	O	O
5(0.56)	X	O	O	O	O	O	O	O	X	O	O	O
6(0.67)	O	O	O	O	O	O	O	O	O	O	O	O
7(0.79)	O	O	O	O	O	O	O	O	O	O	O	O

o : Self-starting, x : Not self-starting

※ $z=3(\sigma_R=0.26), 4(0.35), 5(0.44), 6(0.52), 7(0.62), A_R=0.64$

表 4 自己起動性の有無

Plane $z(\sigma_R)$	Biplane with- out guide vanes		Biplane with outer guide vanes, $\xi = 17.8^\circ$		Biplane with inner guide vanes, $L_t/l = 0.24$		Biplane using cambered blades NACA63 -618 3		Triplane		Biplane with setting angle $\gamma = 4^\circ$ ※	
	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)	Case (A)	Case (B)
3(0.34)	—	1 1	1.22 1.25	1.18 1.04	0.91 1.31	0.86 1.47	—	0.96 0.83	—	0.89 1.16		
4(0.45)	—	0.93 0.83	1.32 1.38	1.05 1.00	1.15 1.13	0.83 1.00	0.94 1.09	0.92 0.79	—	0.72 1.00	0.99 1.00	1.00 1.09
5(0.56)	—	0.82 1.00	1.14 1.25	0.98 0.90	1.10 1.18	0.75 1.46	0.86 1.18	0.86 1.00	—	0.61 1.13	0.95 1.04	0.87 1.25
6(0.67)	0.77 1.11	0.75 1.02	0.94 1.09	0.88 0.99	0.96 1.12	0.81 1.06	0.75 1.13	0.74 1.11	0.61 1.13	0.54 1.18	1.02 1.19	0.81 1.09
7(0.79)	0.64 0.71	0.61 1.00	0.69 1.06	0.68 1.01	0.73 1.02	0.71 1.04	0.57 1.04	0.59 1.04	0.45 1.09	0.43 1.13	0.89 1.04	0.71 0.83

Upper value : $\eta_m / \eta_{m, w/o \text{ g. v. } , z=3}$ Lower value : $\phi_m / \phi_{m, w/o \text{ g. v. } , z=3}$

— : Not self-starting

※ $z=3(\sigma_R=0.26), 4(0.35), 5(0.44), 6(0.52), 7(0.62), A_R=0.64$

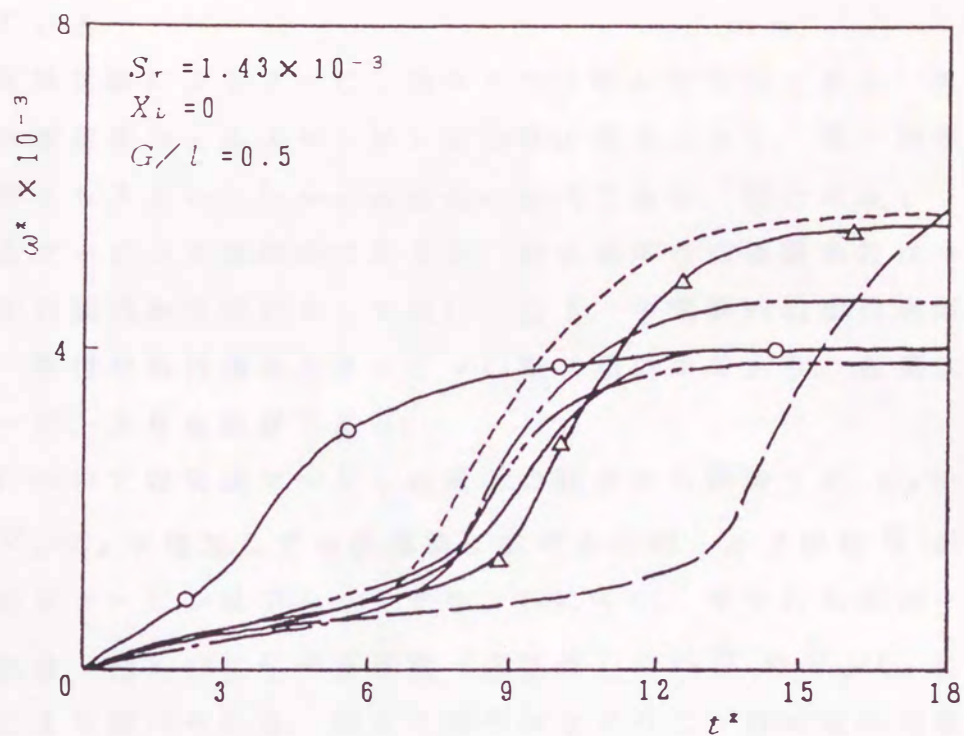
表5 最大効率と最大効率点における流量係数の比較

から最大効率点における流量係数 ϕ は大きい方が望ましく、その最大値は、case(B), $z=3$ の中間案内羽根付タービンで得られるが、この場合には最大効率が低い。高効率、低速化を総合すると、case(A), $z=4$ 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。その他では、外部案内羽根付複葉式ウェルズタービンの {case(A), $z=3, 5$ }, {case(B), $z=3$ }, 中間案内羽根付複葉式ウェルズタービンの {case(A), $z=4, 5$ }, 取付け角付複葉式タービンの {case(A), $z=6$ } が上げられる。

次に複葉式ウェルズタービンと6種類のタービン性能改善案に対し、それぞれの最大効率を示すロータ特性の比較を行う。各タービンで最大効率を示すのは次の通りである。

- (a) 取付け角付複葉式タービン : case(A), $z=6\text{Bi}$, $\gamma=4^\circ$
- (b) 反り翼を用いた複葉式タービン : case(B), $z=3\text{Bi}$, NACA63₃-618翼
- (c) 外部案内羽根付複葉式ウェルズタービン
: case(A), $z=4\text{Bi}$, $\xi=17.8^\circ$
- (d) 中間案内羽根付複葉式ウェルズタービン
: case(A), $z=4\text{Bi}$, $L_i/l=0.24$
- (e) 三葉式ウェルズタービン : case(B), $z=3\text{Tri}$
- (f) 自己可変ピッチ翼を有するタービン
: $z=6\text{Mono}$, $\gamma=6^\circ$
- (g) 複葉式ウェルズタービン : case(B), $z=3\text{Bi}$

図5.44は、これら7種類のタービンについて、起動特性の比較を示す。図は波の変動を除いて中心線のみを比較したものであり、自己可変ピッチ翼波力タービンの結果は、付録の図A.22に示されているように、相対流入角 $\alpha_R \geq 7^\circ$ で $\alpha_R=6^\circ$ の、 $\alpha_R \leq 7^\circ$ で $\alpha_R=0^\circ$ の定常特性 C_T をロータが発生する無次元トルク T の計算に用い、タービンへの無次元軸流速度を正弦波状と仮定した場合の計算結果である。図より明らかなように自己可変ピッチ翼が起動特性に最も優れている。その他では反り翼を用いた複葉式タービンを除いて起動特性に大差はなく、全般的に良好である。また、低速化の観点からは中間案内羽根付複葉式タービン、取付け角付複葉式タービン、自己可変ピッチ翼を有するター



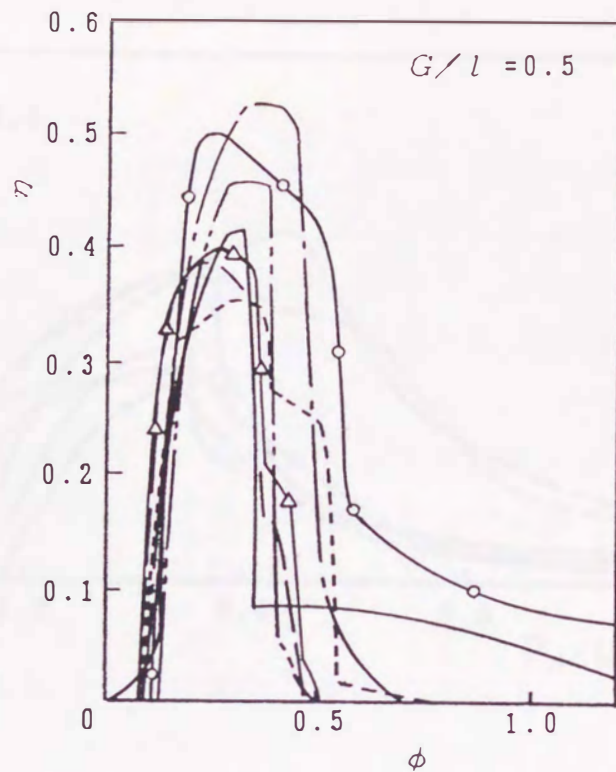
- Biplane with o.g.v., case(A), $\xi = 17.8^\circ$,
 $X_l = 130, z = 4, \sigma_R = 0.45, A_R = 0.5$
- Triplane, case(B), $X_l = 180, z = 3, \sigma_R = 0.34, A_R = 0.5$
- Biplane with i.g.v., case(A), $L_l/l = 0.24$,
 $X_l = 130, z = 4, \sigma_R = 0.45, A_R = 0.5$
- △— Biplane without g.v., case(B), $X_l = 120$,
 $z = 3, \sigma_R = 0.34, A_R = 0.5$
- Biplane using cambered blades, case(B),
 $X_l = 120, \sigma_R = 0.34, A_R = 0.5$
- Biplane with setting angle, case(A),
 $X_l = 233, \gamma = 4^\circ, z = 6, \sigma_R = 0.52, A_R = 0.64$
- Monoplane with self-pitch-controlled
 blades,
 $X_l = 256, \gamma = 6^\circ, z = 6, \sigma_R = 0.67, A_R = 0.5$

図5. 4 4 最大効率を示す各種タービンの起動特性の比較

ピンが優れている。

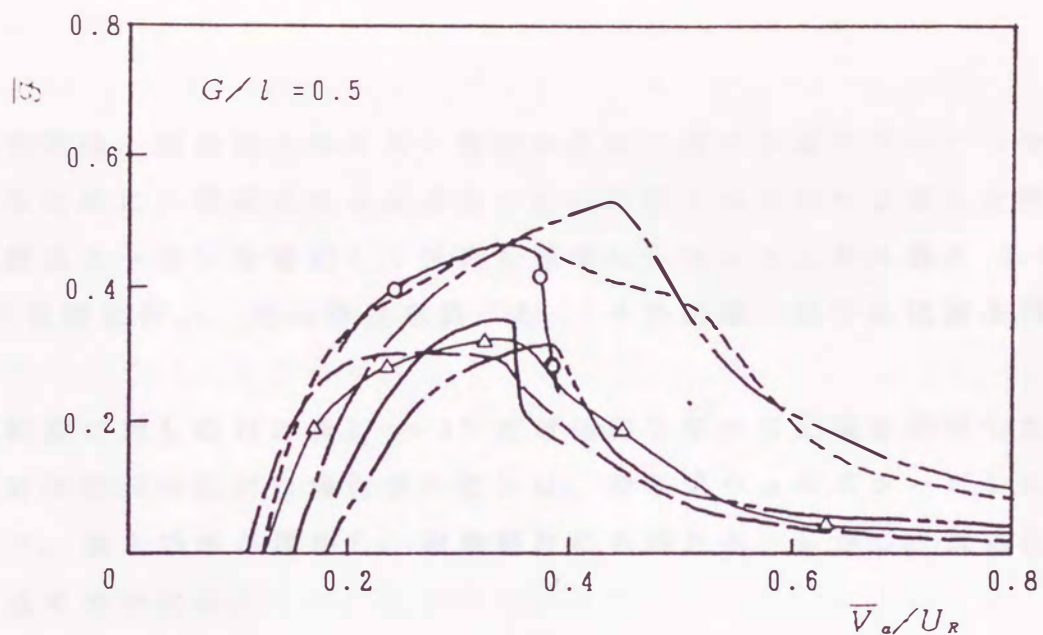
図5.45は定常試験によるタービン効率 η を比較したものである。外部案内羽根付複葉式ウェルズタービンが効率が最大となり、最大効率点の流量係数 ϕ も大きいことから低速化に有利である。自己可変ピッチ翼を有するタービンも高効率であるが、最大効率点の流量係数は小さく、低速化の観点からは好ましくない。以下、中間案内羽根付複葉式タービン、取付け角付複葉式タービンの順に高効率であり、複葉式ウェルズタービンよりも良好である。

作動領域については失速マージンの優劣の観点から議論する。 U_∞ の減少により $\bar{V}_\infty/U_\infty$ が増加しても往復流における平均トルク係数 $\bar{T}$ が大きい値を示すタービンはブレイクダウンしにくい。すなわち失速マージンの優劣は、図5.46に示す往復流（正弦波）中の $\bar{T}$ の $\bar{V}_\infty/U_\infty$ に対する特性により調べられる。図より明らかなように、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、 $\bar{V}_\infty/U_\infty$ の広い範囲で $\bar{T}$ が大きな値を示し、両タービンが失速マージンの観点から優れていることがわかる。自己可変ピッチ翼についても $\bar{T}$ が大きくなるが、それに対する $\bar{V}_\infty/U_\infty$ の範囲が外部案内羽根付複葉式タービンおよび三葉式タービンに比べると小さくなる。



- Biplane with o.g.v., case(A),
 $\xi = 17.8^\circ$, $z=4$, $\sigma_R = 0.45$, $A_R = 0.5$
 - - - - - Triplane, case(B), $z=3$, $\sigma_R = 0.34$, $A_R = 0.5$
 - - - - - Biplane with i.g.v., case(A),
 $L_i/l = 0.24$, $z=4$, $\sigma_R = 0.45$, $A_R = 0.5$
 —△— Biplane without g.v., case(B),
 $z=3$, $\sigma_R = 0.34$, $A_R = 0.5$
 - - - - - Biplane using cambered blades,
 case(B), $\sigma_R = 0.34$, $A_R = 0.5$
 ——— Biplane with setting angle,
 case(A), $\gamma = 4^\circ$, $z=6$, $\sigma_R = 0.52$, $A_R = 0.64$
 —○— Monoplane with setting angle,
 $X_i = 256$, $\gamma = 6^\circ$, $z=6$, $\sigma_R = 0.67$, $A_R = 0.5$

図5. 45 最大効率を示す各種タービンの作動特性の比較



- Biplane with o.g.v., case(A), $\gamma = 17.8^\circ$,
 $z=4, \sigma_R = 0.45, A_R = 0.5$
- Triplane, case(B), $z=3, \sigma_R = 0.34, A_R = 0.5$
- Biplane with i.g.v., case(A), $L_i/l = 0.24$,
 $z=4, \sigma_R = 0.45, A_R = 0.5$
- △— Biplane without g.v., case(B), $z=3, \sigma_R = 0.34, A_R = 0.5$
- Biplane using cambered blades, case(B),
 $z=3, \sigma_R = 0.34, A_R = 0.5$
- Biplane with setting angle, case(A),
 $\gamma = 4^\circ, z=6, \sigma_R = 0.52, A_R = 0.64$
- Monoplane with setting angle, $\gamma = 6^\circ$,
 $z=6, \sigma_R = 0.67, A_R = 0.5$

図5. 46 正弦波中の平均無次元トルクの比較