

気泡核供給がプロペラキャビテーション性能に及ぼす影響について

輸送高度化研究領域 水槽試験研究グループ *深澤 良平
推進性能研究グループ 川並 康剛、工藤 達郎

1 はじめに

プロペラのキャビテーション試験では、模型プロペラの直径、プロペラ動力計の容量およびシャフトの耐久性などの制限から、レイノルズ数が実機に比べて低くならざるを得ない。また、実機の多くが気泡核やプランクトンなどを含んだ海水中で作動するのに比べ、通常の模型試験は脱気した清水を用いて行われることがほとんどである。レイノルズ数^[1]および気泡核分布が異なるため、模型試験で発生するキャビテーションの様相が実機のキャビテーションと不都合があり、プロペラ性能やキャビテーションにより起こる現象を不適切に評価してしまう危険性がある。また、気泡核分布はキャビテーションの発生やキャビテーション・ノイズに大きな影響を与えることが知られており^[2]、実機プロペラのキャビテーション性能を正確に予測するためには、回流水の気泡核分布をコントロールする手段が必要になる。

このような背景をふまえ、海技研大型キャビテーション試験水槽では、電気分解による気泡核発生装置を水槽本体に設置した。この装置を用いて、プロペラのキャビテーション性能試験を行い、いくつかの知見が得られたので報告する。

なお、本報告ではキャビテーション発生時のスラスト、トルク及びキャビテーションパターンを一括してプロペラキャビテーション性能とする。

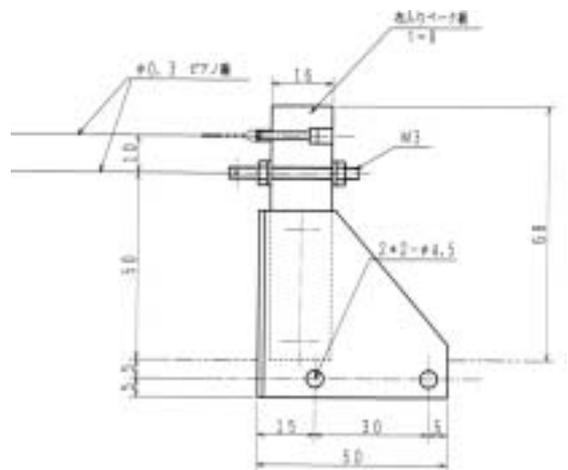
2 装置について

気泡核発生装置は、2本のピアノ線に電流を流し水の電気分解を行い、水素気泡核を発生させプロペラ作動面に供給する装置である。キャビテーション水槽第2計測胴（模型船試験用の計測胴）

使用時に、電気分解による気泡核発生装置を船体に取り付け各種試験を行っており、より実機に近いキャビテーション性能が実証されている^[3]ので、その装置を第1計測胴（模型プロペラ用計測胴）にも採用した。電気分解法を採用したメリットとして、供給する気泡の大きさがほぼ均一であること、電極の配置を工夫すれば気泡核を均一に混入させることが可能であること、電流を調整して気泡核の量を調節することができ定量的な議論がし



(a): 外観（プロペラ上流ハニカム部）



(b): ピアノ線固定用支柱

図 - 1 : 気泡核発生装置の外観と支柱の図面

表 - 1 : 供試模型一覧

/	M.P.No.	種類	翼断面	翼数	直径[m]	ピッチ比	展開面積比
在来型	501	カーフェリー用プロペラ	NACA	4	0.210	1.279	0.730
在来型	431	カーフェリー用プロペラ	Mod.NACA	4	0.194	1.412	0.731
S C P	463	高速艇用プロペラ	SC	3	0.250	1.628	0.692

やすくなること等が挙げられる。

図 - 1 は気泡核発生装置の外観と、ピアノ線固定用支柱の図面である。

3 実験

3.1 供試模型及び実験手順

気泡核供給とプロペラ特性の関係を調べるために在来型プロペラを2個、スーパーキャビテーションプロペラ(S C P)を1個、計3個のプロペラを使用した。使用したプロペラを表 - 1 に示す。

実験は大型キャビテーション試験水槽第1計測胴で行なわれた。動力計はH38動力計(K & R社製、 $T_{MAX} = \pm 1960N$ 、 $Q_{MAX} = \pm 98N \cdot m$ 、 $\theta = -8 \sim +12deg$)を採用した。プロペラ回転数は全ての条件で35.00rpsとし、空気含有率は25~28%に調節した。

気泡核発生装置に流した電流は、0Aから電源装置の限界値4Aまで1A間隔とした。

まず、電流値0A状態のプロペラ設計点の性能計測を行なった。その後、気泡核供給量を徐々に増加させていき同様にプロペラ性能計測を行った。その後プロペラ設計点を中心に各種パラメータを変化させ比較を行った。変化させたパラメータを表 - 2 に示す。

また、全ての実験条件で写真撮影を行い、目視によるキャビテーションパターンの比較も合わせて行なった。

表 - 2 : 変化させたパラメータ

電流値	気泡核発生装置に流れる電流 [A]
J	プロペラ前進係数
v	キャビテーション数
	プロペラ軸傾斜角 [deg]

3.2 キャビテーションパターンの変化

気泡核供給によるキャビテーションパターンの変化の例を図 - 2 ~ 3 に示す。

図 - 2 は在来型プロペラ(M.P.No.501)のキャビテーションパターンが大きく変化した計測点の写真である。プロペラ面に発生していた少量で不安定なストリークキャビテーションが気泡核供給により崩れ、プロペラ翼面全体がバブルキャビテーションに覆われているのが確認できる。

図 - 3 はS C P(M.P.No.463)の写真である。気泡核供給により翼後縁のキャビテーションの前縁に、バブルストリークキャビテーションが発達している。プロペラ面に変化は見られない。フェイス面にもキャビテーションが起こっているが、気泡核を供給してもフェイスキャビテーションに外見上の変化は見られない。

なお、在来型プロペラ、S C P共通して、翼全面がシートキャビテーションに覆われている状態や、非キャビテーション状態では気泡核を供給しても、キャビテーション性能に変化は起こらない。

3.3 在来型プロペラとS C Pの比較

気泡核供給によるプロペラ性能変化を図 - 4 に示す。在来型プロペラ(M.P.No.501)の試験結果が(a)、(c)、S C P(M.P.No.463)の試験結果



図 - 2 : 在来型プロペラ (M.P.No.501) でのキャビテーションパターンの変化 ($J = 0.900$ $v = 1.160$)



図 - 3 : S C P (M.P.No.463) でのキャビテーションパターンの変化 ($J = 1.300$ $v = 0.675$)

が (b) (d) である。これらのデータは、 v を設計点の値に固定し、 J を変化させて計測したものである。また、(c) および (d) は、(a) (b) のデータを電流値 0 A のときの K_T 、 K_Q で無次元化したものである。

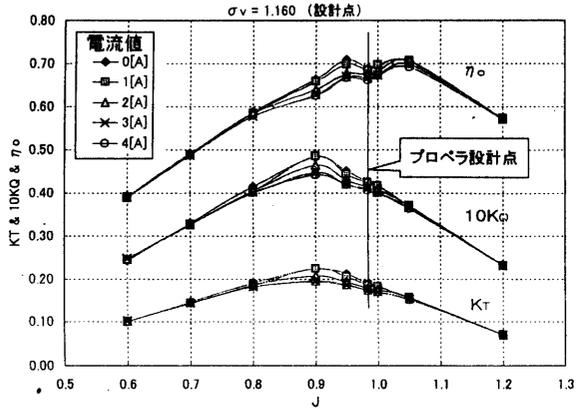
在来型では K_T 、 K_Q 共にピーク付近で気泡核供給の影響が大きくなるが、 J が高いところや低いところでは影響が小さく K_T 、 K_Q はほとんど変化しない。 J が高い場合は、キャビテーション自体が発生しにくくなっているため、また J が低い場合は翼がシートキャビテーションに覆われているため、それぞれ気泡核供給の影響が小さくなると思われる。なお、設計点での単独効率 (η) は電流値 0 A 状態に比べて 4 A 状態では 3.9% 低減した。

S C P では設計点及びそれよりも J の低い範囲においては、翼がシートキャビテーションに覆われているため気泡核供給の影響は小さい。これは在来型の J の低い場合と同様である。 J を上げてキャビテーションの前縁がプロペラ中央から後縁辺りまで下がり出した条件で気泡核の影響が出始

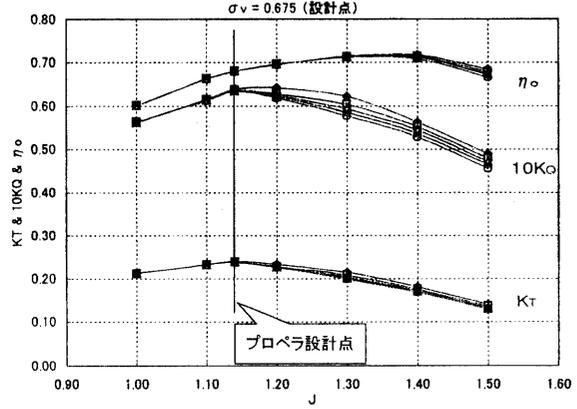
める。さらに J を上げて翼後縁とフェイス面にキャビテーションが発生した状態 (図 - 3 の状態) になると気泡核供給の影響が大きくなり K_T 、 K_Q ともに供給量が多いほど低下している。なお、プロペラ設計点での η は変化していなかったが、 J を上げていくと最大で 2.9% 低下した。($J=1.500$ 時、電流値 0 A と 4 A の比較)

3 . 4 . キャビテーション数を変化させた場合

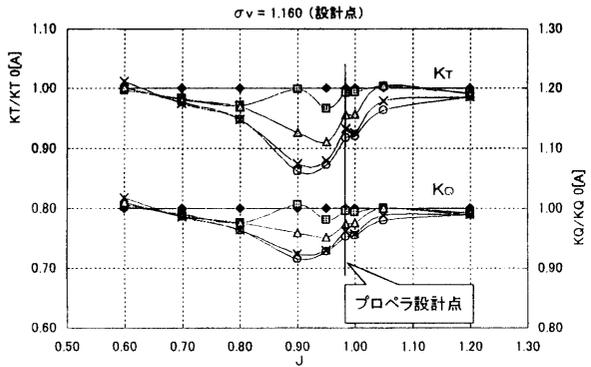
次に前進係数 J を設計点に保ったまま v を変化させた場合の結果を示す。図 - 5 の縦軸は電流 0 A の値で無次元化した K_T 、 K_Q であり、(a) は在来型プロペラ (M.P.No.501) (b) は S C P (M.P.No.463) のデータである。在来型、S C P 共通して v を下げるとストリークキャビテーションや部分的なシートキャビテーションが起こる。これは J を下げてキャビテーションを発生させた場合とキャビテーションパターンが違っている。 J を下げた場合はシートキャビテーションが主に発生するが、 v を下げるとストリークキャビテーションが主に発生する。ここに気泡核が供給され



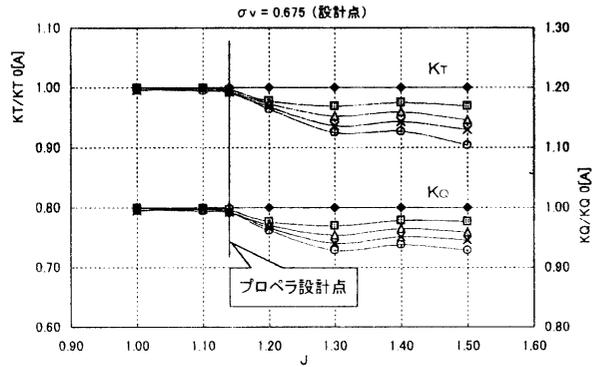
(a) : 在来型 (MPN 501)



(b) : SCP (MPN 463)

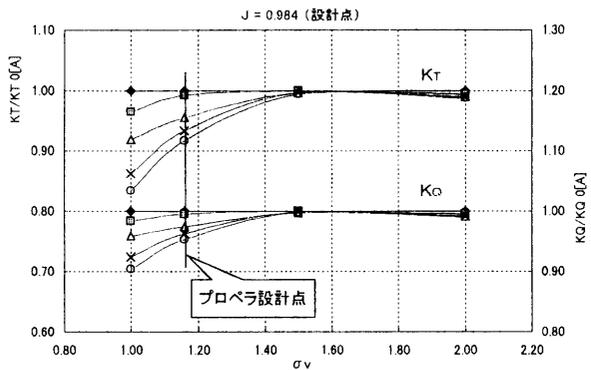


(c) : 在来型 (MPN 501)

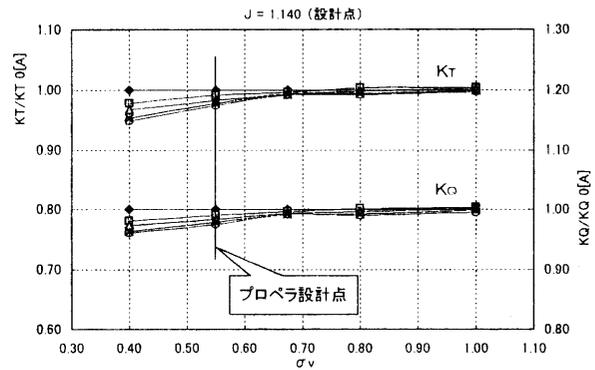


(d) : SCP (MPN 463)

図-4 : 在来型とSCPの気泡核影響の違い

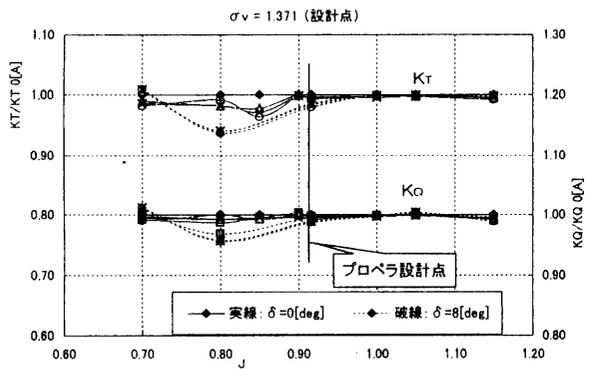


(a) : 在来型 (MPN 501)

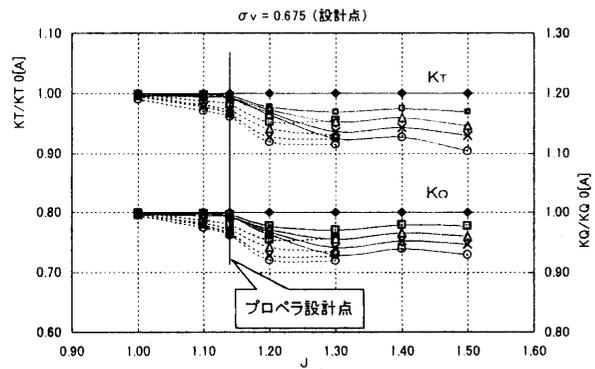


(b) : SCP (MPN 463)

図-5 : σ_v を下げた実験



(a) : 在来型 (MPN 431)



(b) : SCP (MPN 463)

図-6 : 斜流状態

ると、ストリークキャビテーションが崩れ、翼がバブルキャビテーションで覆われた状態になり気泡核供給量が増加するとともにスラスト及びトルクの低下が著しくなる。

3.5. 斜流状態

図 - 6 に斜流状態での結果を示す。 v は設計点で固定し J を変化させて計測したものである。縦軸は電流値 0A のときの K_T 、 K_Q で無次元化してある。なお、破線は斜流状態の結果である。

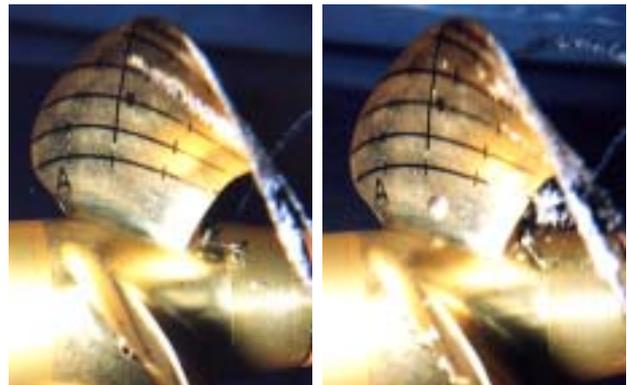
図 - 6 (a) は在来型プロペラ (M.P.No.431) の実験データである。 $\alpha = 0\text{deg}$ の場合はキャビテーションがほとんど発生せず気泡核供給の影響も小さい。しかし、斜流状態 ($\alpha = 8\text{deg}$ 図 - 6 (a) の破線) にすると、キャビテーションが発生し、これに気泡核を供給するとストリークキャビテーションが崩れバブルキャビテーションになり、 K_T 、 K_Q の低下が目立ってくる。図 - 7 は設計点 ($J = 0.916$ 、 $v = 1.371$) での $\alpha = 0\text{deg}$ 状態の電流値 0A、電流値 4A と、 $\alpha = 8\text{deg}$ 状態の電流値 0A、電流値 4A の写真である。

SCP での斜流角の影響を図 - 6 (b) に示す。これは図 - 4 (b) に斜流状態の結果をあわせてプロットしたものである。設計点の $\alpha = 0\text{deg}$ の状態は、気泡核供給の影響がほとんどみられなかったが、斜流角をつけると翼後縁にシートキャビテーション及びストリークキャビテーションが発生、消滅を繰り返すようになる。このような状態で気泡核を供給すると K_T 、 K_Q とも大幅に低下する。図 - 8 は設計点 ($J = 1.140$ 、 $v = 0.675$) での $\alpha = 0\text{deg}$ 状態の電流値 0A、電流値 4A と、 $\alpha = 8\text{deg}$ 状態の電流値 0A、電流値 4A の写真である。



$\alpha = 0\text{deg}$ 0 [A]

$\alpha = 0\text{deg}$ 4 [A]

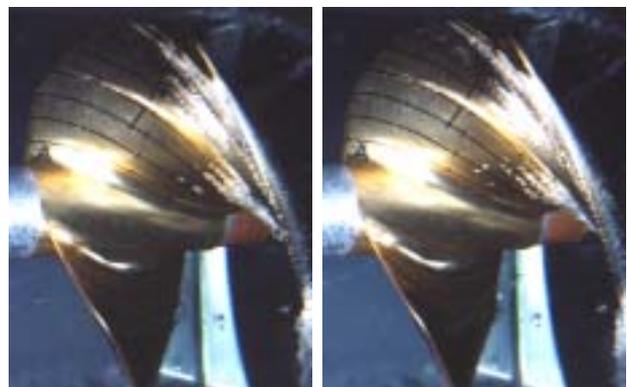


$\alpha = 8\text{deg}$ 0 [A]

$\alpha = 8\text{deg}$ 4 [A]

図 - 7 : 斜流状態の比較 (設計点)

在来型プロペラ M.P.No.431



$\alpha = 0\text{deg}$ 0 [A]

$\alpha = 0\text{deg}$ 4 [A]



$\alpha = 8\text{deg}$ 0 [A]

$\alpha = 8\text{deg}$ 4 [A]

図 - 8 : 斜流状態の比較 (設計点)

SCP M.P.No.463

3.6. 電流値の評価

図-2、図-3で示した在来型、SCPそれぞれキャビテーション性能の変化が最大であった条件を取り上げ図-9に示す。縦軸はKT、KQをそれぞれ電流値0Aの時のKT、KQで無次元化したものであり横軸は電流値Aである。在来型プロペラではKT、KQの減少幅が違うが、ともに急激に低下している。SCPではKT、KQがゆるやかに、電流とほぼ比例して低下している。在来型プロペラ、SCPともにプロペラ性能低下の限界が計測できていない。これは電源装置の最大電流値が4Aのため、この範囲以上の計測はできなかったためである。

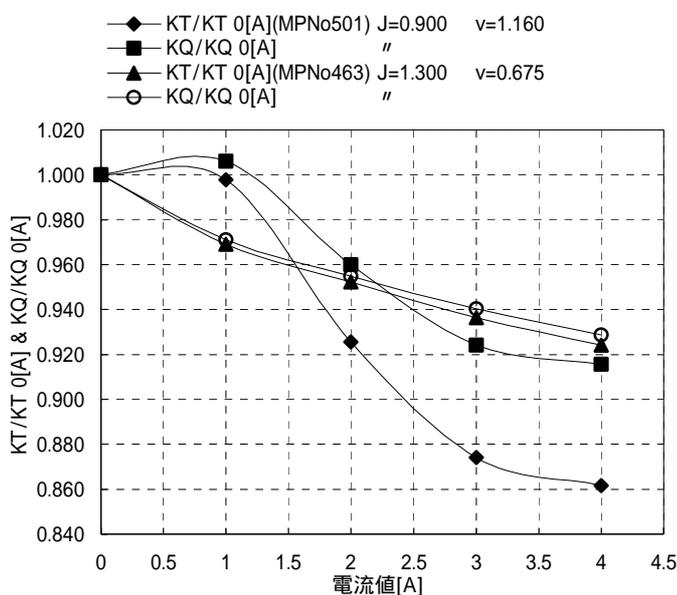


図-9：電流値の評価

4 結論

気泡核発生装置を使用し、気泡核供給がプロペラ性能及びキャビテーションパターンに与える影響を調査し以下のような結論を得た。

- 不安定なストリークキャビテーションが発生している状態に気泡核を供給すると、翼全体がバブルキャビテーションに覆われた状態になり、キャビテーション性能が変化する。
- 気泡核供給によるプロペラ性能の変化としては、スラスト及びトルクが最大15%程度低下す

る。

3. 非キャビテーション状態及びシートキャビテーションに翼全面が覆われている状態ではキャビテーション性能に気泡核供給の影響は無い。

5 あとがき

気泡核供給量とプロペラへの性能低下の関係の概略を知る事ができた。

電気分解による気泡核供給はプロペラ模型試験による実機のキャビテーション性能予測に効果があると予測される。しかし、より実機に近い状態にするためには、多くの課題が残っている。「気泡核の大きさ、密度」などの計測を行い、実機の作動状態との相関を明らかにする必要がある。

参考文献

- 川並 康剛、“トランス・キャビテーション状態におけるプロペラ性能計測法”第74回船舶技術研究所発表会講演集、2000
- Proc. of the 23rd ITTC Vol.2, The Specialist Committee on Water Quality and Cavitation
- 右近 良孝、“船尾変動圧力の推定に関する研究”、船研報告、第28巻4号、1991

記号一覧

TMAX：計測可能最大スラスト [N]

QMAX：計測可能最大トルク [N・m]

KT：スラスト係数 [-] = $T / n^2 D^4$

KQ：トルク係数 [-] = $Q / n^2 D^5$

J：プロペラ前進係数 [-] = V_A / nD

v：キャビテーション数 [-] = $\frac{P_0 - P_v}{\frac{1}{2} \rho V_A^3}$

o：プロペラ単独効率 [-] = $J \cdot K_T / 2 \cdot \pi \cdot K_Q$

Po：プロペラ軸芯の静圧 [Pa]

Pv：蒸気圧 [Pa]

ρ：流体の密度 [kg/m³]

VA：プロペラ流入流速 [m/sec]