水中翼用ねじり振動装置の基本性能*

松 平 晏 明^{*1}, 後 閑 俊 行^{*2}
竹 原 康^{*1}, 白 鳥 敏 正^{*1}Basic Performance of a Torsional Vibration Apparatus
for a Cavitating HydrofoilYasuaki MATSUDAIRA, Toshiyuki GOKAN,
Koh TAKEHARA and Toshimasa SHIRATORI

As an approach to the experimental study of various unsteady forces acting on a hydrofoil with cavitation, we have designed a torsional vibration apparatus for a cavitating hydrofoil. The system has a driving part producing sine wave vibration, and two multicomponent load cells for measuring the unsteady fluid forces and canceling the mechanical inertia forces. This paper reports the mechanical and measuring accuracies of the system for future experimental studies and, for example, refers to various steady and unsteady fluid forces in noncavitating or cavitating flow.

Key Words: Unsteady Flow, Cavitation, Fluid Force, Flutter, Pitching Hydrofoil

1. 結 言

近年、液流機械はその用途に適合した高性能化・軽量小形化が強く要求されている。この結果、その翼素(以下水中翼と呼ぶ)の軽量・薄形化による極度の剛性の低下およびキャビテーション発生による励振^{(1)~(4)}挙動が誘引となって、これまで航空機翼・空気機械の羽根および船用プロペラに限定されていたフラッタは、液流機械においても発生しやすい環境となってきた。

このフラッタ現象の解明にはキャビテーション発生域における振動翼に働く非定常流体力の特性を明らかにすることが必要不可欠であり、すでに数多くの実験的成果が挙げられている^{(5)~(7)}。しかしながら、外挿てんびんにより計測される各分力には非定常流体力のみならず翼形・振動装置固有の機械慣性力、復元力、構造減衰力および機械慣性モーメント(以下、単に慣性力と呼ぶ)が含まれることは避けられない。空気翼⁽⁸⁾の場合は非定常流体力と慣性力が同等か無視できない大

きさであるため十分な配慮が必要とされるが、水中翼の場合これまで非定常流体力は慣性力より十分大きいとして無視するか、またはあらかじめ慣性力の検定を行って校正する手法を用いており、その処理法に複雑さと不確かさを有することは否めない。特に、一自由度フラッタ解析に重要な非定常流体力の位相特性に関する適切な評価は十分なされているとはいえず、あらためてこの位相特性を含めた非定常流体力の特性を実験的に検証する必要がある。

以上の観点から、キャビテーション水中翼の非定常挙動ならびに振動翼特性を明らかにするための一自由度ねじり振動装置を試作した。本報ではこの振動装置の機構特性を明示するとともに、慣性力の校正法を提示し、定常・非定常特性を既存実験結果・線形理論と比較しつつ本装置の計測精度を明らかにする。

2. 記 号

b, c : 翼幅, 翼弦長

l : 空洞長さ

F_z : 翼弦垂直方向分力(上向き正)

F_x : 翼弦方向分力(前縁方向正)

M_y : 翼ねじりモーメント(ねじり軸まわり頭上げ正)

* 平成4年8月27日 流体部門講演会において講演, 原稿受付 平成5年4月2日。

^{*1} 正員, 東京都立科学技術大学 (〒191 日野市旭が丘6-6)。

^{*2} 准員, 三菱自動車工業(株) (〒211 川崎市中原区6大倉町10)。

M_x : 翼曲げモーメント (上向き正)

f, ω : ねじり振動周波数, 円振動数

k : 無次元振動数 $= \omega c / 2U$

L : 揚力 $= F_z \cos \alpha + F_x \sin \alpha$

D : 抗力 $= F_x \sin \alpha - F_z \cos \alpha$

M : ピッチングモーメント

C_l : 定常揚力係数 $= 2L / \rho U^2 cb$

C_d : 定常抗力係数 $= 2D / \rho U^2 cb$

$\bar{C}_l$: ピッチング揚力係数 $= L / \rho U^2 cb \bar{\alpha}$

$\bar{C}_m$: ピッチングモーメント係数
 $= 2M / \rho U^2 c^2 b \bar{\alpha}$

U, Re : 流速, レイノルズ数

p_∞, p_v : 上流静圧, 蒸気圧

α : 迎え角

$\bar{\alpha}$: ピッチング角変位

θ_m : 慣性力の $\bar{\alpha}$ からの位相角 (偏角)

θ : ピッチングモーメントの $\bar{\alpha}$ からの位相角

ρ : 密度

σ : キャビテーション係数 $= 2(p_\infty - p_v) / \rho U^2$

添 字

3, 4: 3, 4 分力 (慣性力, 流体力) ロードセル

A, W: 空中, 水中加振

3. 実験装置および方法

図1は水中翼のねじり振動装置を示す。その機構は加振部 F, G, H, 非定常流体力を計測する防水形4分力てんびん B (以下流体力ロードセルと呼ぶ) および加振時に流体ロードセルに含まれる慣性力を校正するための3分力てんびん D (以下慣性力ロードセルと呼ぶ)

から構成されている。加振部はインバータモータの回転力をベルトによりフライホイール G および偏心軸を有する駆動部に伝達し、さらにコネクティングロッド F を介して回転を正弦波ねじり振動 (ピッチング角振幅: $|\bar{\alpha}| = 1^\circ$, 最大周波数 $f = \omega / 2\pi = 100$ Hz) に変換する。流体力ロードセル B には水中翼形, 慣性力ロードセル E には同一形状のダミー翼形を取付け, 水中翼側のもつ慣性力をダミー翼が模擬できるようにしてある⁽⁶⁾。回流水槽⁽⁹⁾ 二次元測定部 (寸法: $50 \times 1500 \times 500$ mm, 流速: $U = 0 \sim 20$ m/s, 圧力: $p = 0 \sim 0.34$ MPa abs, 乱れ度: 0.5% 以下) に振動装置の水中翼のみが挿入される。また, 測定部側壁と水中翼間にすきまを有するが, その封水はペローズ J により行っている。

流体力ロードセルの受感部 a には翼弦垂直方向分力 F_{z_s} , 翼弦方向分力 F_{x_s} , 翼ねじりモーメント M_{y_s} , 翼曲げモーメント M_{x_s} 計測のためひずみゲージが計36枚ちょう布され, 演算回路により各分力の相互干渉を補償してある。また, ピッチング角変位 $\bar{\alpha}$ 計測のため圧電形加速度形 b (TEAC 501 ST) を2個 (中心軸より ± 10 mm) 内蔵し, ペローズ内水圧と検出器の内圧差に対する調整機構 e を有している。水中翼はコレット d にフランジを介して取付けられる。一方, 慣性力ロードセルもこれと基本構造は同一であり, F_{z_s} , F_{x_s} , M_{y_s} 計測用にひずみゲージが計32枚ちょう布されている。なお, 各分力に加わる実加重に相当する量を電氣的に発生し校正を行う二次校正器が備えられている。

以上の流体力ロードセルの基本仕様を表1に示す。また, 表2にハンマリングによる固有振動数を示す。

図1 水中翼ねじり振動装置および流体力ロードセル

水中翼形(NACA 65-210)はねじり振動装置に片持支持され、弦長 $c=50$ mm, 翼幅 $b=77$ mm, ねじり軸 $2a/c=-0.14$ (翼弦中心より前縁方向負)を用いた。なお、翼端すきまによる三次元的な影響を防止するために翼端に端板(側壁とのすきま:1 mm)を取付けている。

流体力、慣性力ロードセルおよび加速度計からのアナログ信号はそれぞれ直流形ひずみアンプ(NIS-SHIO ELECTRIC WORK Co., LTD. DSA-100), チャージアンプ(TEAC SA-600)を介してA-D変換し、同時サンプリング機能を有する信号処理器(KANOPUS HYPAQ-6200)により、コンピュータ(NEC PC-9801 RX, HP 9000 380 CH)によりデータ格納ならびに波形解析される。

さて、ピッチング角変位 $\bar{\alpha}$ 計測時には、チャージ

表 1 流体力ロードセル仕様

Rated Load	Fx, Fz ± 100 kgf
	Mx ± 8 kgf-m
	My ± 5 kgf-m
Rated Output	1000×10^{-6} strain
Non-Linearity	± 0.5 %F.S
Hysteresis	± 0.5 %F.S
Interference Ratio	± 3 %F.S/F.S
Thermal Compensation of Zero Balance	± 0.05 %F.S/ $^{\circ}$ C
Thermal Compensation of Sensitivity	± 0.03 %Reading/ $^{\circ}$ C
Thermal Range	-20 $^{\circ}$ C $\sim +80$ $^{\circ}$ C
Structure	waterproof

表 2 ロードセル固有振動数(Hz)

4-Component Load Cell				3-Component Load Cell			
Fx ₄	Fz ₄	My ₄	Mx ₄	Fx ₃	Fz ₃	My ₃	Mx ₃
458	463	2970	482	201	198	785	—

図 2 チャージアンプの位相特性

ンプなどの電氣的な位相特性が関与してくる。また、流体力ロードセルより得られる実加重には非定常流体力および慣性力、さらにはひずみアンプの電氣的位相が含まれる。これを検証するために、図 2 にピッチング角変位 $\bar{\alpha}$ 計測用のチャージアンプの電氣的な位相特性を示す。この位相角 θ_e はファンクションジェネレータから各無次元振動数 k に対応する基準正弦波を出力し、チャージアンプを介した出力との位相差として求めたものである。これより、 k の小さい領域で電氣的位相には十分な配慮が必要である。なお、振幅に対する応答性は特に問題はない。図 3 にはモーメント分力 M_y の空中加振および流動加振中の各振幅 $|M_y|$ および図 2 のチャージアンプの位相を補正した $\bar{\alpha}$ からの位相 θ_m を示す($\alpha=0^{\circ}$:白印, $\alpha=10^{\circ}$:黒印)。ここに $|M_y|$ は k^2 すなわち ω^2 に比例していることから、主として慣性力であり、復元力・構造減衰力は小さいとみることができ、迎え角によらず $|M_{y4A}|=|M_{y3A}|=|M_{y3W}|$ は完全に一致している($K_m=M_{y4A}/M_{y3A}=M_{y4A}/M_{y3W}$, $K_m \approx 1.0$)。また、 k の大きいところでは後述の流体力に対して無視できない大きさとなってくる。 θ_m は、慣性力とロードセル用ひずみアンプの電氣的位相を含んだものであり、チャージアンプの位相特性と同様に k の小さいところで大きな変化を示し、多少のばらつきはあるものの空中、水中ともほぼ同一の値をとっており、作動条件により慣性力は変化しないといえる(以下流体力および慣性力は単に M_{y4} , M_{y3} と表示する)。以上のことから、これまでの 1 個のロードセルと $\bar{\alpha}$ から非定常流体力の絶対値と位相を求める手法は計測上の繁雑さと不確かさを有することが予想

図 3 ねじり振動における慣性力の絶対値と位相角

される。

よって、これらの慣性力による振幅・位相および電氣的な位相特性をすべて慣性力ロードセルにより模擬させ、非定常流体力をリアルタイムで評価する方法を提示する。すなわち、図4に示すモーメントの位相ベクトルにおいて、図3に示したように空中加振時と流動加振時の流体力、慣性力ロードセルの振幅比 K_m および位相が流体力によって影響を受けないことを確認する。次に、流体力ロードセルの M_{y4} より慣性力ロードセルの M_{y3} を差引くことによりモーメント M_y を求める ($M_y = M_{y4} - K_m M_{y3}$)。この M_y の大きさすなわち振幅は正しいが依然として慣性力とひずみアンプの電氣的位相 θ_m が含まれているため、 M_{y3} と M_y の加振周波数における相互スペクトルをとることにより、ピッチングモーメントの $\bar{\alpha}$ からの位相 θ が最終的に求められる。

なお、 M_{y3} には空中での見掛け慣性モーメントが含まれ、これも差引かれることになるが水中でのそれに比し十分小さく無視できる大きさである。

揚力についても同様の解析が行えるが、慣性力 F_{x3} , F_{x4} が極めて小さく電氣的ノイズレベルにあること、また表2に示した固有振動数の影響により k の大きいところでこの分調波が波形に現れるため、この解析では振幅比 $K_z = F_{z3}/M_{y3}$, $K_x = F_{x3}/M_{y3}$ を求め、波形は M_{y3} を用いた ($F_z = F_{z4} - K_z M_{y3}$, $F_x = F_{x4} - K_x M_{y3}$)。

実験は $U=10$ m/s, $Re=2.2 \times 10^5$, キャビテーション係数 $\sigma=0.5 \sim 5.5$, 無次元振動数 $k=0 \sim 1.0$ について行った。

4. 実験結果および考察

4.1 定常特性 図5はキャビテーション係数 $\sigma=5.5, 0.7, 0.5$ の定常流における揚力、抗力係数 C_l, C_d の迎え角 α による変化を示す。ここに、 $\sigma=5.5$ はすべての迎え角においてキャビテーションは生ぜず (Non Cavi.), $\sigma=0.7$ では $\alpha \geq 6^\circ$ において超空洞, $6^\circ \geq \alpha \geq 0^\circ$

図4 モーメントの位相ベクトル

において部分空洞, $\alpha \leq 0^\circ$ において翼下面部分空洞域にある。また、 $\sigma=0.5$ では $\alpha \geq 2^\circ$ において超空洞, $2^\circ \geq \alpha \geq 0^\circ$ において部分空洞, $0^\circ \geq \alpha \geq -2^\circ$ において翼下面部分空洞域にある。さて、 C_l についてみると $\sigma=5.5$ では既存実験結果⁽¹⁰⁾ より揚力こう配がいくぶん小さいが、これは Re 数の違いにより境界層の影響が現れたためと考えられる。また、翼曲げモーメント M_{x4} よりそのモーメント中心は翼幅中央に一致している結果を得ており、翼端すきまの影響は小さく流れの二次元性は十分保たれているといえる。 $\sigma=0.7, 0.5$ の部分空洞域では $\sigma=5.5$ (Non Cavi.) の C_l とほぼ一致している。また、 $\sigma=0.7, \alpha=6^\circ$ および $\sigma=0.5, \alpha=2^\circ$ の部分空洞から超空洞の遷移域では $\sigma=5.5$ より揚力は一時増加する⁽¹¹⁾⁽¹²⁾。超空洞域では C_l は多少のばらつきはあるが迎え角によらず一定となっている。

抗力 C_d は非失速域である $\alpha \leq 10^\circ$ では、 $\sigma=0.7, 0.5$ ともに空洞抗力発生のため、 $\sigma=5.5$ より大きくなるが $\alpha \geq 10^\circ$ の失速域では $\sigma=5.5, 0.7$ はほぼ同程度の大きさであるが、 $\sigma=0.5$ では逆に小さな値を示す。このことは離と空洞発生が相互に干渉し合い、単に失速抗力と空洞抗力を加算した値とならないことが特徴的である。この失速域での特異な傾向については同一迎え角の C_d - σ 曲線ならびに空洞発生様相の写真観察等を踏まえたうえで議論すべきであり今後の課題と考えている。以上のことから、 $\sigma=5.5$ の Non Cavi. 状態では、 C_l, C_d とも既存結果とよい一致をみていることから、ロードセルによる定常流体力の計測精度は妥当であるといえる。

4.2 非定常特性 図6は $\alpha=0^\circ, \sigma=5.5, k=0.3$ における M_{y4}, M_{y3}, M_y およびピッチング角変位 $\bar{\alpha}$ の原波形とスペクトルを示す。いずれの波形においても

図5 定常揚力・抗力係数

図 6 モーメントおよび変位の原波形とスペクトル

図 7 モーメントの原波形とスペクトル

要求される正弦波が得られておりスペクトルは加振周波数 $f=19.1$ Hz に卓越したピークをもつ。また、ピッチング角の振幅は $|\alpha|=1+0.1^\circ$ となっている。前述の方法により求められた純流体力 M_y にたいして慣性力 $K_m M_y$ は無視できない大きさである。さて、ピッチングモーメントの絶対値 $|M|$ は $f=19.1$ Hz における波形 M_y の振幅、すなわち $\sqrt{2} \times \text{rms}(M_y)$ として直ちに得られるが、位相角 θ については M_{y_3}, M_y の相互スペクトルをあらためてとることにより得られる。

図 8 ピッチング揚力係数

図 9 ピッチングモーメント係数

図 7 は $k=0.8$ ($f=50.9$ Hz) における M_y の原波形およびスペクトルの迎え角 α による変化を示す。なお、 $\sigma=1.3$, $\alpha=6^\circ$ ($l/c=0.2$) および 10° ($l/c=0.7$) は部分空洞、 $\alpha=14^\circ$ ($l/c=1.5$) は超空洞状態である。 $\sigma=5.5$ において非失速域 $\alpha=6^\circ$ および非失速から失速への遷移域である $\alpha=10^\circ$ では正弦波を保っているが、 $\alpha=14^\circ$ では翼上面のはく離の非定常挙動により約 25 Hz の低周波の脈動が現れている。一方、 $\sigma=1.3$ では $\alpha=10, 14^\circ$ では低周波のみならず 100 Hz 以上のスペクトルが現れてくる。これらのはく離、空洞発生の非定常挙

図 10 ピッチング揚力係数

図 11 ピッチングモーメント係数

動と相互干渉の詳細については今後の課題としたい。しかしながら、いずれの場合も加振周波数 f のスペクトルは十分卓越しており、この無次元振動数におけるピッチングモーメントの波形解析精度には影響はない。

図 8 は上述の波形解析結果より、 $\sigma=5.5$ (Non Cavi.) におけるピッチング揚力係数の絶対値と位相角の無次元振動数による変化を示す。 $\alpha=0, 6^\circ$ の非失速域では絶対値、位相角ともに差異はみられず既存の線形理論結果⁽¹³⁾と定性・定量的によい一致を示す。失速遷移域および失速域の $\alpha=10, 14^\circ$ では非失速域と定性的に異なった傾向を示し、絶対値は $k=0.2$ 付近で最大値をとり、位相角は $k \leq 0.2$ で位相進みが顕著となる。

図 9 は一自由度ねじりフラッタ解析に重要なピッチングモーメント係数を示す。 $\alpha=0, 6^\circ$ の非失速域では揚力係数と同様に既存の線形理論結果と絶対値、位相角ともよい一致をみており、本試験装置の非定常流体力の計測精度およびその評価方法が適切であるといえる。また、すべての無次元振動数において位相遅れであり、非失速域では一自由度ねじりフラッタは生じないといえる⁽¹³⁾。一方、 $\alpha=10^\circ$ では絶対値は $k \leq 0.2$ において非失速域より小さく $\alpha=14^\circ$ では $k \leq 0.5$ において逆に大きくなっている。位相角は $\alpha=10^\circ$ 、 $k \leq 0.3$ および $\alpha=14^\circ$ 、 $k \leq 0.7$ で位相進みとなっており、今回用いた翼形、ねじり軸においてこの無次元振動数範囲で一自由度ねじり失速フラッタを起こす可能性がある。

図 10 は $\sigma=1.3$ におけるピッチング揚力係数の絶対

値と位相角の無次元振動数による変化を示す。絶対値は非失速域の $\alpha=0^\circ$ (Non Cavi.) に対して $\alpha=6^\circ$ の部分空洞 ($l/c=0.2$) は若干大きくなり、 $\alpha=10^\circ$ ($l/c=0.7$) において $k=0.4$ で最大値をとり、 $\alpha=14^\circ$ ($l/c=0.7$) の超空洞域で再び絶対値は減少してくる。位相角は $\alpha=0, 6^\circ$ についてはほぼ同一傾向を示すが、 $\alpha=10, 14^\circ$ は $k \leq 0.4$ において位相進み $k \geq 0.4$ において位相遅れとなる。また、 $k=0.9$ 、 $\alpha=10^\circ$ ($l/c=0.7$) において位相が特異な傾向を示す。これはカルマン渦またはキャビティ長さとの共振によるものと推察される。

図 11 は同じくピッチングモーメント係数を示す。迎え角 α の増加とともに絶対値は増加するが、図 10 の Non Cavi. に比し小さい。位相角は $\alpha=0, 6^\circ$ において、すべての無次元振動数で位相遅れとなるのに対し、 $\alpha=10, 14^\circ$ では $0.2 \leq k \leq 1.0$ で位相進みとなる。したがって、失速域で空洞を伴う場合にはフラッタ領域は Non Cavi. より高い無次元振動数範囲に移行する傾向にあるといえる。

5. 結 言

キャビテーション水中翼の非定常挙動ならびに振動翼特性を明らかにするための一自由度ねじり振動装置を試作し、その基本性能を明らかにした。その結果を要約すると、

(1) 基本的な定常流の非空洞時の揚力、抗力係数は既存実験結果とよい一致を示し、本装置の定常特性に対する計測精度は十分であるといえる。また、空洞発生時には、抗力は失速迎え角域で空洞抗力と失速抗

力を単に加算した大きさとはならず、はく離と空洞の相互干渉が存在すると考えられる。

(2) 慣性力を模擬させるロードセルを用い、非定常流体力をリアルタイムでかつ高精度で評価する方法を提示した。

(3) 波形解析結果より、振動翼のフラッタ解析上要求されるピッチング角変位、モーメントの正弦波形が得られていることを確認し、さらにピッチング揚力およびモーメントを非空洞時の線形理論と比較し、その絶対値および位相角がよい一致をみたことから、慣性力の評価法が妥当であることおよび本装置の非定常特性に対する計測精度も十分であることを示した。

(4) 今回用いた翼形、ねじり軸において、非空洞時は $\alpha=10^\circ$, $k \leq 0.3$ および $\alpha=14^\circ$, $k \leq 0.7$ で一自由度ねじり失速フラッタを起こす可能性がある。また、この失速域で空洞を伴う場合にはフラッタ領域は非空洞時より高い無次元振動数範囲 $0.2 \leq k \leq 1.0$ に移行する傾向にあるといえる。

終わりに、水中翼用ねじり振動装置の基本性能が明

らかにされたことにより、今後写真観察等の詳細実験を通してキャビテーション発生時の非定常挙動や振動翼特性の解明にあたる予定である。

文 献

- (1) 西山・ほか2名, 機論, 49-448, B (1983), 2655.
- (2) 坂上・ほか4名, 機論, 56-525, B (1990), 1223.
- (3) Kubota, S. and Kato, H., ほか2名, *ASME FED*, 57 (1987), 161.
- (4) Shen, Y. T. and Pettersen, F. B., *Proc. 13th Symp. Naval Hydrodyn.*, (1980), 221, Tokyo.
- (5) 西山・貞広, 機論, 51-469, B (1985), 2789.
- (6) Stern, F., *Trans. ASME, J. Fluid Eng.*, 111 (1989), 290.
- (7) Tanibayashi, H. and Chiba, N., *Mitsubishi Tech. Bull.*, 117 (1977), 1.
- (8) 花村・ほか3名, 機論, 55-512, B (1989), 951.
- (9) 松平・ほか2名, 機論, 55-520, B (1989), 3613.
- (10) Abbott, I. H. and Von Doenoff, A. E., *Theory of Wing Sections*, (1959), 612-613, Dover Pub., Inc.
- (11) 加藤, キャビテーション, (1990), 84, 槇書店.
- (12) 伊藤・ほか4名, 機論, 54-503, B (1988), 1555.
- (13) Bisplinghoff, R. L., ほか2名, *Aeroelasticity*, (1957), 251-293, Addison-Wesley Pub. Co.