長大弾性浮体の空気圧式姿勢制御 (第二報)

——空気圧アクチュエータの特性及び水槽実験による検証——

正員 馬

寧* 正員 平 山 次 清*

Attitude Control of a Large Floating Structure by Pneumatic Actuator (2nd report)

——Characteristics of Pneumatic Actuator and Verifications of Simulation by Experiments——

by Ning Ma, *Member* Tsugukiyo Hirayama, *Member*

Summary

The attitude control of a very large floating structure (VLFS) could be very important when the structure is to be used as a floating airport. Especially when a semisubmersible type VLFS is in assembly or unit replacing condition at sea, an appropriate method for the recovery and attitude control is indispensable. The authors have proposed a pneumatic type active control system to achieve such purpose, the basic simulation results were shown in the first report. For the practical use, in this report, the characteristics of air actuator are investigated and their effects on behavior of structure are taken into account in calculation. Furthermore, the influences of bending rigidity are studied and comparisons of simulations with experiments are made.

1. 緒 言

浮体式海洋構造物は波浪等によって引き起こされる動揺に対して厳しい制限が課されることがある。特に海上空港を目指す超大型浮体構造物の場合は、航空管制への動揺の影響を極力抑える必要がある。また超長期の耐用年数を考慮し修理等で部分浮体をリプレースする場合に空港機能を損なわないように姿勢保持する必要がある。さらに著者らこれまでの研究で波浪による動揺はセミサブ型がポンツーン型より長波長域で応答が大きくなること¹⁾が判り、姿勢の回復と共にこの波浪による動揺成分も制御した方が望ましい。

浮体構造物の動揺制御に関する研究、特に能動型のものはまだ少ないと言える。海洋構造物の動揺低減方法として油圧ジャッキ方式、可動質量方式²⁾³⁾などがあるが、機械式であるため超大型浮体構造物へ応用する際の必要なエネルギー、メンテナンス等で問題が残ると思われる。装置のメ

ンテナンスのし易さや環境への影響を考えると、クリーンな空気を利用した空気圧式動揺軽減システムは有望であると考えられる。空気式による動揺低減装置は少数ながら既往の研究に見ることができる。例えば作業台船の舷側空気室の中の振動水柱を利用し受動型ではあるが横揺れの軽減を図っている研究⁴⁾や、セミサブのコラム水線面付近に取り付けた空気室内の空気圧を能動的に制御するシステム⁵⁾が挙げられる。著者らは模型ベースではあるが空気圧式制御システムを開発⁶⁾し、その基本特性を検討するほか姿勢回復や波浪中動揺の制御など長大浮体への応用も一部試みた⁹⁾¹⁰⁾。前報¹¹⁾では浮体の梁による近似を行い波浪中制御の簡易シミュレーション法を開発し、制御方式・アクチュエータ配置による違いを検討した。本報ではその検証もかねて空気室内に圧力計を取り付け、圧力も含めシステムの応答特性を実験により検証し、波浪中の実験とシミュレーションの比較を行う。さらに実用化時の問題点として考えられる必要な空気圧や浮体の剛性の影響についても検討を加える。なおここで提案しているエアコラム式姿勢制御はセミサブタイプの浮体だけでなく、ポンツーンタイプにも適用可能であり、局部荷重による変形や荷重の解消にも利用できる事を強調したい。

* 横浜国立大学工学部

Fig. 2 Pneumatic control device applied to one unit of VLFS

(以後 In, Out, Hold と記す) を行いユニットの上昇, 下降と保持を実現している。なお排気は自然排気であり単位時間当たりの吐出量は給気に比べて少ない。

2.3 制御方法

実験は全て上下変位によるフィードバック制御 (PD 制御) によった。各ユニットの上下変位が A/D 変換され入力され, データの移動平均や変位速度 (微分) をパソコンで演算し, 変位成分 (Proportional) と速度成分 (Differential) にそれぞれ係数をかけ, さらに制御速度はバルブの開放時間の長さで行っている。

空気圧による制御力を受ける浮体 (ここでユニット, 剛体) の上下運動 (z) は, 空気圧による強制力や復原力を考慮し下記のように表すことができる。

$$(M + m_{33})\ddot{z} + c_{33}\dot{z} + (k_{33} + Qk_0^{(a)})z + QR_1^{(a)}e^{i\omega t} = (F_3 + F_3^{(a)}e^{i\epsilon_a})e^{i\omega t} \quad (1)$$

ここに, $M, m_{33}, c_{33}, k_{33}$ はそれぞれ浮体の質量, 付加質量, 減衰係数, 静復原力係数である。 $k_0^{(a)}$ は空気圧による時間に関係しない復原力係数, $R_1^{(a)}$ は空気圧による復原力 (時間変動) の振幅, Q は体積や温度等によって決まる空気定数, $F_3^{(a)}$ は空気圧による強制力, ϵ_a はその位相である。 F_3 は波強制力である。一般に $R_1^{(a)}$ が小さく無視できるとし, 運動の振幅は次のように計算できる。

$$[k_{33} + Qk_0^{(a)} - \omega^2(M + m_{33}) + i\omega c_{33}]z = F_3 + F_3^{(a)}e^{i\epsilon_a} \quad (2)$$

制御では $F_3^{(a)}e^{i\epsilon_a}$ を浮体に加えるが, これはエアークラムに流れ込む空気量 (a_i) の制御で実現されることを考慮すれば, PD 制御の場合 a_i は次のような状態方程式で表すことができる。

$$\dot{a}_i = f(\mathbf{X}, \dot{\mathbf{X}}) \quad (3)$$

ここに $\mathbf{X}$ は次式で与えられる状態ベクトルである。

$$\mathbf{X} = (\mathbf{Z}^T, a^T) \quad (4)$$

なお $\mathbf{Z}$ は変位ベクトル, a はエアークラム内の空気容積を表す。線形性を仮定し, 制御力に相当する a_i を次のように表すことができる。

$$a_i = g_{1i}^T \mathbf{X}(t) + g_{2i}^T \dot{\mathbf{X}}(t) \quad (5)$$

但し g_{1i}, g_{2i}, r_i はゲインベクトルである。実験でこれらのゲインを予備実験により予め試行錯誤的に求めて使用した。またユニットは個別に制御されるがユニット間のラグタイムが最小となるように配慮した。

3. 数値シミュレーション

本報のシミュレーションにおいては長大浮体の剛体運動だけでなく弾性変形も制御するため浮体を弾性基礎で支持され両端自由な一様梁で近似し, モード法に基づいて時間領域で解いた。なお制御シミュレーションは実験同様に, すべて全配置のアクチュエータによる PD 制御によった。計算に用いた数学モデル及びフィードバックゲインは前報¹¹⁾に詳しいが, 概略のみ以下に記す。梁の曲げ振動を表す運動方程式は良く知られるように次式となる。

$$\rho A \frac{\partial^2 z(x, t)}{\partial t^2} + \eta \frac{EI}{\omega} \frac{\partial^4}{\partial x^4} \frac{\partial}{\partial t} z(x, t) + EI \frac{\partial^4 z(x, t)}{\partial x^4} + kz(x, t) = q(x, t) \quad (6)$$

ここに, ρ : 単位長さ当たりの質量, A : 断面積, η : 構造減衰係数, EI : 曲げ剛性, k : 支持基礎のバネ定数, $q(x, t)$: 外力である。

モード法によれば, 梁の曲げ変位は

$$z(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} Z_n(x) \cdot T_n(t) \quad (7)$$

で表せる。ここに, $Z_n(x)$: 固有モード, $T_n(t)$: モード主座標である。計算では, $Z_n(x)$ には下記の両端自由梁解析解を用い, モード次数は全て $n=5$ までとした。

$$Z_i(x) = \frac{1}{2} \{ \cos K_i x + \cosh K_i x - a_i (\sin K_i x + \sinh K_i x) \} \\ a_i = \frac{\cosh K_i l - \cos K_i l}{\sinh K_i l - \sin K_i l} \quad (8)$$

但し, K_i は固有値で, $K_i = 4.73/l (i=1)$, $K_i = (2i+1)\pi/2l (i=2, 3, 4, \dots)$ 。 l は梁の長さである。(8)式を使って(6)式を変形し, 固有モードの直交性より主座標 $T_n(t)$ に関する次の運動方程式を得る。

$$M_n \ddot{T}_n(t) + C_n \dot{T}_n(t) + K_n T_n(t) = Q_n(t) \quad (9)$$

ここに, M_n, K_n, C_n はそれぞれモードの質量, 剛性及び減衰で, $Q_n(t)$ は一般化外力である。また流体力, 空気アクチュエータの影響は次のように取り入れることができる。

$$(M_n + m(\omega_n)) \ddot{T}_n(t) + (C_n + c(\omega_n)) \dot{T}_n(t) + (K_n + k_0 + k_a) T_n(t) = Q_n(t)$$

$$Q_n(t) = \sum_{p=1}^P (F_p^{(w)}(t) + F_p^{(a)}(t)) \cdot Z_n(x_p) \quad (10)$$

ここに、 m, c はそれぞれ付加質量、造波減衰係数であり、本報では3次元特異点法¹²⁾による理論計算値¹⁾を使用した。一方構造減衰係数は代表周波数として2節振動固有周波数での実験値を用いた。 k_0 は静復原力係数、 k_a は空気圧による復原力係数、 $F_p^{(w)}$ は波強制力で今回の計算ではフルードクリロフ力のみ考慮した。 $F_p^{(a)}$ はアクチュエータ力(コラムの排水容積変化に伴う)であり、 P は(アクチュエータ)数である。数値計算では上の式をNewmark- β 法を用いて解いた。

4. 結果及び考察

4.1 アクチュエータ特性

フィードバック用の上下変位信号として周波数発信器で作成した希望周波数域の正弦信号(周波数を連続的に変化させたもの)を入力させれば、浮体の強制動揺試験をこのシステムで実現できる。また各ユニット間で位相差のある信号を入力することで各種運動モードの強制動揺が行える。このことを利用して、応答と共に水中にあるエアークラム内の圧力も計測し、装置の応答特性などを調べた。

1クラスタの静水中における空気圧によるHeaveの強制動揺実験の時系列をFig. 3に示した。バルブの開閉はValve 1を除いて制御信号に良く追従し、またエアークラム内空気圧も制御信号と運動に対応した応答を示し、特に低周波数域で比較的良好な応答を示していることが判る。強制動揺時の、空気圧に対する浮体の運動及び信号に対する空気圧の周波数応答関数をFig. 4に示した。信号に対する空気圧の応答振幅が大きければ大きい制御力が期待できるわけであるが、1 rad/s以下(周期6秒以上)の周波数域においてバラツキはあるものの大きい圧力となっている。またHeaveの1-3 rad/sではほぼ一定の圧力応答となっており、位相の遅れもほとんど見られなかった。一方空気圧に対する運動については位相差で見ても180°(符号の違いのみ)で殆ど位相差なしと考えて良い。なおここには示さなかったが同様な事がPitchについても言える。このような強制動揺実験をVLFS Modelについても行っており、剛体モードのほか2節振動モードの応答も得ることができた。しかし前記結果の考察により運動及び2節振動モードの固有周波数が存在する1 rad/s以上の周波数領域において十分な制御力を現在のシステムでは得られず、これらの動揺を有効に抑制するには、流量を大きくするための装置改良が必要と思われる。それには大容量のエアークンプレッサと大口径の空気管を導入し、さらに流量を細かく制御できるバルブなどが必要になると考えられる。

4.2 波浪中の動揺制御

強制動揺の結果により本システムは比較的低周波数の波に対して制御力が期待されることから、まず長波長の規則

Fig. 3 Forced heave oscillation of one cluster

Fig. 4 Transfer functions obtained from forced heave oscillation of one cluster

Fig. 5 Measurements of VLFS in regular waves ($T=7$ sec) with and without air cushion

波中で動揺制御実験を行い、その効果を確認した。また前述のようにエアークラム内の初期空気圧（クッション圧）が応答に影響を及ぼすことがあるので、クッション圧の有無による波浪中応答の違いを検証した。

周期7秒の規則波中の VLFS Model の応答をクッション圧ありの場合と無しの場合についてそれぞれの時系列を Fig. 5 に示した。但し制御は行っていない。この場合のクッションとは約3秒間バルブを全開し全エアークラムに給気し、モデルを約2 cm 浮上させたことを意味する。両実験で水面下形状の変化はあるが、上下変位、曲げモーメントに

見られるように、クッション圧を加えた浮体の応答が小さくなっており効果が現れていることが分かる。

長波長規則波中の計測データに Fig. 5 に示すように消波板からの反射波の影響（約45 sec 付近から）が含まれるので、そこで任意長さ（比較的少ないデータ数）に指定したデータのフーリエ解析が必要となる。FFT による方法もあるが、データの長さを細かく指定でき適切な範囲での解析を行えるように、フェロン¹³⁾の方法によるフーリエ変換法¹³⁾を用いた。Fig. 6 に前述フーリエ変換法により得られた船首、中央部、船尾の上下動（Z4, Z10, Z14）の周波

Fig. 6 Measured response of Z-displacements of VLFS in regular waves ($T=7$ sec) with and without air cushion

Fig. 7 Measured response of Z-displacements of VLFS in regular waves ($T=7$ sec) with and without control

数応答 (Fig. 5 に対応) を示す。入射波周波数 $\omega=0.9$ rad/s では、クッションの効果により波上側の船首で約 15% 減少し、波下側の船尾で約 5% 減少し、中央部では殆ど変化が見られないことが分かる。

Fig. 7 に周期 7 秒の規則波中の VLFS Model の空気制御と無制御時の上下動の比較を示す。但しクッション圧は加えていない。入射波周波数 $\omega=0.9$ rad/s では、コントロールにより船首 (Z 4) で約 15% 減少し、中央部 (Z 10) では約 7% 減少し、船尾 (Z 14) では殆ど変化が見られない結果となった。Fig. 8 に波周期 10 秒の時の上下動振幅 (無次元値) の長手方向分布を示した。制御と無制御とでは両者ともに船首での応答が大きく、また各点において制御による振幅の減少が見られる。その時の構造物の変形を 1 周期について図示したのが Fig. 9 である。制御により各時刻での上下動が小さくなり、特に船首が抑えられていることが

分かる。

Fig. 10 に示したのはクッション (Cushn) 及び制御 (Ctrl) による上下動低減の計算結果比較である。クッションによる影響 (復原力変化, (10) 式中 k_a) に近似的に Heave の自由動揺試験より得られた実験値を周波数に関係なく用いた。クッションによる上下動減少は船首, 中央, 船尾いずれも約 18% になっている。これらを Fig. 6 の実験結果と比べると船首において比較的良好一致を示す。なおここには示さなかったが, 計算結果によると異なる周波数でも動揺低減率はほぼ同じであった。このことはクッションは復原力を増大させる効果が最も大きく, 付加質量・減衰係数に及ぼす影響が小さいと推測される。また図中の制御 (Ctrl) は理想の場合に相当し, アクチュエータに十分な能力があるとしている。しかし空気圧式制御装置の場合は圧力の低下が伴うので, より実際に近いアクチュエータ力によるシミュレーションが必要となる。Fig. 11 に実験より得られた 1 箇所の空気室内圧力 (振幅と位相差) を全エアークラムに均等に働いたとして計算したもの (Act. F) と理想的な

Fig. 8 Measured amplitude of Z-displacements of VLFS in regular waves ($T=10$ sec)

Fig. 9 Measured deformation of VLFS in regular waves ($T=10$ sec)

Fig. 10 Simulated Z-displacements in regular waves ($T=7$ sec)

Fig 11 Simulated Z-displacements in regular waves

Fig 12 Simulated Z-displacements in regular waves (EI/10)

場合 (Ideal) と、2 種類の波周期 ($T=1.2$ sec, 7 sec) について比較した。いずれも実測の圧力による制御効果は理想的な場合の半分以下となるが、短い波周期で両者が接近している。浮体の曲げ剛性を $1/10$ に低下させて同様な計算

Fig 13 Decrease of Z-displacements under different actuator pressure in waves

をした結果が Fig. 12 である。長周期の波では傾向が変わらないが、1 次曲げモードに近い $T=1.6$ sec では、大きな制御力を必要とするため実測圧力による制御効果が大きく理想的な場合を下回っている。実用化を目指すには必要な圧力の推定が課題となってくる。そこでエアコラム内空気圧を変化させて船首上下動の振幅減少量を計算した結果を Fig. 13 に示す。長周期の波 ($T=7$ s) では示した範囲においては減少量は空気圧に比例しており、予想されるように剛性の低い場合の方が制御し易い結果となっているのに、短周期の波 ($T=1.2$ s, 1.6 s), 即ち曲げの固有振動が誘起されるような周期では複雑な様相を呈し、最適な圧力値が存在するようである。但しフィードバックゲインは一定としており、最適制御の導入¹⁾も含めて更に検討の余地がある。

5. 結 言

セミサブ型超大型浮体構造物のコラムフーティングに取り付けた空気室を利用した空気圧式姿勢制御システムについて、装置の応答特性を検証し、その結果を数値シミュレーションにも反映させた。また長波長の規則波中の動揺制御実験も実施し、本システムの有効性と問題点を幾つか検証した。本研究で得られた主な結論は以下のように要約される。

- (1) 空気アクチュエータの制御力は低周波数領域で比較的容易に得ることができ、本研究で利用した装置に空気圧・運動間の時間遅れや空気圧縮性の影響も実験した周波数範囲においてほとんど見られなかった。
- (2) クッション圧による波浪中応答低減の効果があ

り, これは主に空気バネによるものと考えられる。またこれは広い周波数域にわたって同じ効果をもたらすことがシミュレーション結果より判明した。

(3) 長波長の規則波中実験により $\omega < 1 \text{ rad/s}$ ($\lambda/L > 8$) の波に対し PD 制御による能動的減揺に効果が認められた。また実測の空気圧を用いた数値シミュレーションによっても確認することができた。

本システムにより長い波周期で支配的な剛体運動をある程度低減させることができるが, 短周期で重要な 2 節振動などの弾性変形を有効に制御するにはシステムの応答をさらに良くする必要がある。また船首(尾)部で弾性変形が大きくなる現象に対応するには局所的にアクチュエータを配置し制御することが考えられ, また波力分布が一樣でない短波頂不規則波のような場合についても検討する必要があると考える。最後に本研究で使用した実験装置の大半は手作りによるものであったことをここに記しておきたい。

謝 辞

本研究で使用した装置の開発・製作には本学の宮川清助手と高山武彦技官のご尽力に負うところが多くあった。実験実施等で大学院生の佐藤直章君(当時), 斎藤靖浩君, 卒業研究生の中山満夫君(当時), 川本健君(当時)及び阿部寛之君, 石川賢治君ほか, 本学浮体運動学研究室の学生諸君にも大変協力して頂いた。ここにこれらの方々には感謝の意を表す。

参 考 文 献

- 1) 馬寧, 平山次清, 佐藤直章: 多柱式セミサブ型とボンツーン型超大型浮体の波浪中弾性応答の比較, 日本造船学会論文集, 第 180 号, 1996.12
- 2) 山下誠也: 浮体の能動形動揺制御の一実験, 第 11 回海洋工学シンポジウム, 日本造船学会, 1992
- 3) 安藤裕友: 波浪中における浮体の動揺制御実験, 第 66 回船研研究発表会講演集, 1995
- 4) 沼田敏晴, 工藤君明, 佐尾邦久: 浮遊式海洋構造物の動揺低減システムの研究, 日本造船学会論文集, 第 157 号, 1985
- 5) Patel, M. H., Witz, J. A.: On active control of marine vehicles with pneumatic compliances, I. S. P., Vol. 34, No. 395, 1987
- 6) 平山次清, 高山武彦, 宮川清, 馬寧: 浮体式海洋構造物の空気圧姿勢制御システムの開発, 関西造船協会誌, 第 226 号, 1997
- 7) 平山次清, 馬寧: 長寿命型浮体式海上空港の波浪中応答特性 (第 1 報), 日本造船学会論文集, 第 177 号, 1995.6
- 8) 平山次清, 馬寧, 西尾フラビオ治: 長寿命型浮体式海上空港の波浪中応答特性 (第 2 報), 日本造船学会論文集, 第 178 号, 1995.12
- 9) 平山次清, 馬寧, 西尾フラビオ治, 佐藤直章: 長寿命型浮体式海上空港の波浪中応答特性 (第 3 報), 日本造船学会論文集, 第 179 号, 1996.5
- 10) Hirayama, T., Ma, N.: Dynamic response of a very large floating structure with active pneumatic control, 7th ISOPE, 1997
- 11) 平山次清, 馬寧, 斎藤靖浩: 長大弾性浮体の空気圧式姿勢制御 (第一報), 日本造船学会論文集, 第 182 号, 1997.12
- 12) Hirayama, T., Tuzcuoglu, S. A., Chen, G.: Estimation of motions of semisubmersibles in combined heel and trim condition by the application of boundary element method, Journal of Society of Naval Architects of Japan, Vol. 176, 1994.12
- 13) 渡部力, 名取亭, 小国力: 数値解析と FORTRAN (第 3 版), 丸善, 1983