面内弾性応答及び風の空間相関が超大型浮体一係留系の逐次崩壊に与える影響

学生員 井 出 太 郎** 正 員 鈴 木 英 之*
正 員 吉 田 宏一郎*

Effect of In-plane Elastic Response and Space Correlation of Wind on Progressive Collapse Behavior of Mooring System of Very Large Floating Structure

by Taro Ide, *Student member* Hideyuki Suzuki, *Member*
Koichiro Yoshida, *Member*

Summary

This paper deals with progressive collapse behavior of mooring system of very large floating structure. The floating structure considered in this paper is assumed to be installed in calm sea protected by breakwater and subjected to strong wind. The effect of in-plane elastic response which has been dealt as rigid response on progressive collapse behavior is investigated. It is shown that elastic response slightly reduce the strength of mooring system against progressive collapse. Concerning the modeling of wind, it has been accepted that scale of space fluctuation (scale of turbulence) is smaller than the scale of floating structure. But recent research results indicate that the scale of turbulence becomes much larger in typhoon, which is significantly large compared with the typical size of the structure. It become clear that the effect of higher correlation (largeness of scale of turbulence) in typhoon significantly increase the possibility of progressive collapse. We suppose to use dolphin mooring, and modeled it as nonlinear spring with hysteresis effect. It can be concluded that due to redistribution effect through the hysteresis, the mooring system becomes significantly strong against progressive collapse compared without consideration of hysteresis effect.

1. 背景と目的

超大型浮体には浮体固有の破壊モードとして係留系の逐次崩壊による漂流があり、安全性確保の観点から避けなければならない。この逐次崩壊に関しては現在運輸省船舶技術研究所のグループによって系統的な研究が進められている¹⁾。超大型浮体の設置場所としては湾内や、防波堤の内側など波の穏やかなところが望ましく、かつ現実的であるとされている。こうした環境における超大型浮体崩壊のシナリオとしては防波堤が被災する事によって波が侵入し、浮体一係留系が逐次崩壊に至る場合と、防波堤が十分に機能している状態で強風により逐次崩壊に至る場合が考えられ

る。後者に関しては従来、浮体規模に対して風荷重の空間変動規模（乱れのスケール）が小さいと言われており^{3,5)}、このため浮体各部に作用する風荷重の変動成分が互いに相殺されることによって、定常成分が卓越すると考えられている^{3,20)}。しかしながら台風の最新の計測結果を参照すると、変動風荷重の乱れのスケールがかなり大きくなっており、浮体の代表寸法近くまで達することが指摘されている⁷⁾。そのため、これまで指摘されている以上に風によって動的応答が励起される可能性があり、本研究では超大型浮体構造物を湾内に設置した場合を想定し、風の乱れのスケールが逐次崩壊に与える影響について調べる。

一方超大型浮体は面内変形に対しては従来剛体として扱われてきたが、既存の構造物に比べて代表寸法が一桁以上大きいと、相似則から考えると一桁以上柔軟な構造物となっているはずである。また、超大型浮体にある程度の面内弾性応答が生じることも指摘されており²⁾、本研究では超大型浮体の面内変形についても弾性体としてモデル化

* 東京大学工学部船舶海洋工学科

** 東京大学大学院工学系研究科船舶海洋工学専攻

し、逐次崩壊に与える影響について調べる。

さらに係留装置としてドルフィン係留を用いる場合、従来は係留装置を線形ばねとしてモデル化しているものが多い。しかし実際のドルフィン係留はその崩壊まで考慮するとヒステリシスや過圧縮、塑性化など様々な特性を有している。こうした特性を含めて係留装置をモデル化し¹¹⁾、超大型浮体の係留系崩壊挙動に与える影響について調べる。

2. 浮体のモデル化

2.1 弾性体モデル

超大型浮体の平面内撓み振動を梁にモデル化することによって表現する。この梁は浮体の長さに対して幅がかなり大きくなるため、せん断撓みも考慮した梁理論を用いる。Fig. 1 の様な超大型浮体を梁にモデル化した場合の支配方程式は次のようになる。

$$-k'GA \frac{dv_s}{dx} = EI \frac{d^3 v_B}{dx^3} \quad (1)$$

$$m \frac{d^2 w}{dt^2} + c \frac{dw}{dt} - k'GA \frac{d^2 v_s}{dx^2} = f - kw \quad (2)$$

$$w = v_B + v_s \quad (3)$$

ここに、

m : 浮体線密度

c : 浮体の剛性と流体による減衰係数

k : 係留のバネ剛性

w : 曲げとせん断による撓み

v_B : 曲げ変形による撓み

v_s : せん断変形による撓み

f : 風荷重

EI : 浮体の曲げ剛性

$k'GA$: 浮体のせん断剛性

である。(1)を x で積分し、(3)とともに(2)に代入すると v_B のみに関する支配方程式が得られる。

$$m \frac{d^2 v_B}{dt^2} + c \frac{dv_B}{dt} + kv_B + EI \frac{d^4 v_B}{dx^4} - \frac{EI}{k'GA} \frac{d^2}{dx^2} \left(m \frac{d^2 v_B}{dt^2} + c \frac{dv_B}{dt} + kv_B \right) = f \quad (4)$$

このとき v_B に関する両端自由の境界条件は

$$\frac{d^2 v_B}{dx^2} \Big|_{x=0,L} = 0 \quad (5)$$

$$\frac{d^3 v_B}{dx^3} \Big|_{x=0,L} = 0 \quad (6)$$

Fig. 1 Beam model of very large floating structure

また v_s に関する境界条件は

$$\frac{dv_s}{dx} \Big|_{x=0,L} = 0 \quad (7)$$

である。

まず初めに(4)を(5)、(6)の境界条件のもとで解く。(5)の境界条件を満たす関数群の線形和で仮定した(8)のような解を考え、(4)に代入する。

$$v_B = b_{-1}(t) + b_0(t) \left(\frac{L}{2} - x \right) + \sum_{i=1}^{\infty} b_i(t) \sin \frac{i\pi x}{L} \quad (8)$$

この解は(6)の境界条件を満たさない為、あとから拘束条件として考慮する。ニューマーク β 法を用いて時間領域において係数 $b_i(t)$ を求め、これから v_B が得られる。

次に v_s を求める。 v_s を剛体運動を含まない関数群の線形和で表すと

$$v_s = \sum_{i=1}^{\infty} s_i(t) \sin \frac{i\pi x}{L} \quad (9)$$

となる。この解は v_s の境界条件(7)を満たさない。(1)に(8)と(9)を代入することによって

$$s_i(t) = \frac{EI}{k'GA} \left(\frac{i\pi}{L} \right)^2 b_i(t) \quad (10)$$

を得る。係数 $b_i(t)$ が求まっているため、 v_s がわかる。(1)の右辺が(6)の境界条件を拘束条件として満たしているため、 v_s に関する境界条件(7)も(1)によって自動的に満たされ、(10)の解は(7)の境界条件を満たしていることがわかる。

2.2 剛体モデル

超大型浮体の面内弾性応答を剛体と仮定したモデルと比較するために、浮体を剛体とした場合の応答の定式化を行う。この場合の支配方程式は次のようになる。

$$m \frac{d^2 w}{dt^2} + c \frac{dw}{dt} = f - kw \quad (11)$$

各変数の意味は(2)と同じである。剛体運動を表す(12)のような解を仮定し、弾性体の場合と同じようにニューマーク β 法を用いて解く。

$$w = b_{-1}(t) + b_0(t) \left(\frac{L}{2} - x \right) \quad (12)$$

3. 風荷重のモデル化

本研究では浮体にかかる外力として風荷重のみを考える。浮体を乱れのスケールの大きさに分割し、各要素に対して独立に変動風荷重を与える。乱れのスケールだけ離れた場所では風に相関がなくなると考えられるため、このようなモデル化を行う。このようにして乱れのスケールが係留系の崩壊挙動に与える影響を調べる。

3.1 変動風荷重のパワースペクトル

構造物に作用する変動風荷重のパワースペクトルは(13)の様に表すことが出来る³⁾。

$$S_F(f) = \frac{4F_0^2}{U_{10}^2} H^2(f) S_u(f) \quad (13)$$

ここに、

F_0 : 定常風荷重

U_{10} : 平均風速

$H(f)$: 空力アドミッタンス

$S_u(f)$: 変動風速のパワースペクトル

である。ここで空間変動を考慮した空力アドミッタンスは風の x, y, z 方向の空間変動を考慮すると (14) のように表すことができる。

$$H^2(f) = \frac{1}{A^2 C_D^2(0)} \int^A \int^A C_{Dx}(f) C_{Dy}(f) \tilde{R}_{ij}(f) dA_i dA_j \quad (14)$$

ここに、

A : 平板の面積

C_D : 抗力係数

$R_{ij}(f)$: コヒーレンス関数の平方根

である。本研究では場所、周波数によって C_D が変化しないと仮定した。またコヒーレンス関数の平方根は自然風では (15) のようになる³⁾。

$$\tilde{R}_{ij}(f) = \exp\left(-\frac{k f r_{ij}}{U_{10}}\right) \quad (15)$$

ここに、

k : 風の空間相関の強さを表す指標

である。

また海上風のパワースペクトルとしては Davenport や日野のスペクトルではなく Ochi & Shin, Forristall, POSEIDON のスペクトルを用いた方が良いとされている⁵⁾。よってここでは Ochi & Shin の one-sided spectrum¹⁹⁾ を用いる。

$$S_u(f) = \begin{cases} \frac{C_z U_z^2}{f} 583 f_* & 0 \leq f_* \leq 0.003 \\ \frac{C_z U_z^2}{f} \frac{420 f_*^{0.70}}{(1 + f_*^{0.35})^{11.5}} & 0.003 \leq f_* \leq 0.1 \\ \frac{C_z U_z^2}{f} \frac{838 f_*}{(1 + f_*^{0.35})^{11.5}} & f_* \geq 0.1 \end{cases} \quad (16)$$

$$f_* = \frac{f z}{U_z}$$

ここに、

z : 高度

C_z : 高度 z における抵抗係数

U_z : 高度 z における平均風速

3.2 乱れのスケール

乱れのスケールとは乱れ渦の平均的大きさ、すなわち空間的相関規模を表す尺度として用いられるものでその定義は (17) のようになっている³⁾。

$$L_x = \int_0^\infty \tilde{R}_u(x) dx = U_z \int_0^\infty \tilde{R}_u(\tau) d\tau \quad (17)$$

ここで $R_u(\tau)$ は同一地点における変動風速の自己相関係数であり、変動風速のパワースペクトルをフーリエ変換することによって求めることができる。

文献 4), 5) などによると通常時、乱れのスケールは風速に左右されず、高度にのみ依存しているようである。しか

し実測結果はばらつきが非常に大きくなっており⁶⁾、様々な経験式が提案されている。本研究においては超大型浮体にとって台風が最も厳しい環境条件となると考えているため、台風時における変動風速のスペクトル、それから求めることのできる乱れのスケールについて調べてみた。台風時には広範囲に渡って一定方向に強風が吹くために、変動風速のスペクトル、さらには乱れのスケールが通常の風と異なることが予想される。つまり、乱れのスケールは風速に従って大きくなると考えられる。こうした観測例は少ないが文献 7) に台風 9119 号における最大風速時の 10 分間およびこの直前の 10 分間における変動風速のパワースペクトルを陸上において求めた例があり、これを Fig. 2 に示す。Fig. 2 ではスペクトルを Karman 型と比較しており、20~30 秒程度の周期成分で Karman 型よりも大きな変動成分が見られる。これから計算される乱れのスケールは観測時間内を通じて約 200~300 [m] の範囲にあるが、最大風速時付近では特に大きくなる傾向が見られる。平均風速が 25.1 [m/s] の時の乱れのスケールは 277 [m] であるのに対し、平均風速が 34.4 [m/s] に増加すると乱れのスケールは 780 [m] (高度 100 [m]) となる。乱れのスケールはスペクトルの算定法方に大きく影響されるがここでの最大風速時の観測結果は文献 8) の実験式による値 ($L_x = 584$ [m]) に近い。このことから台風時にはその風速によって乱れのスケールがかなり大きくなることが考えられる。よって本研究ではこの値から次のように乱れのスケールを仮定して計算を行った。高度影響については文献 8) にある台風時の乱れのスケールの経験式

$$L_x = 122 * z^{0.34} \quad (18)$$

を両対数グラフ中で平行移動させることによって補正する。風速影響に関しては資料がないため一次近似することによって値を決める。塩谷の観測 (1979) では陸風と海風の乱れのスケールが陸風:海風=3:4 になっている⁴⁾ことも考慮に入れ、台風時、海上における風向方向の乱れのスケールの最大値を高度 10 [m]、風速 65 [m] において

Fig. 2 Power Spectrum of fluctuation wind velocity (Typhoon No. 9119)⁷⁾

Fig. 3 Distribution of wind load

1500 [m] とする。

風向方向と風向水平直角方向の乱れのスケールの比は多くの観測結果から

$$L_x/L_y \approx 1/3 \quad (19)$$

となっているのでこれを用いた⁹⁾。

3.3 風荷重の計算

空間変動規模を表す乱れのスケールの範囲内では風速に相関があるものと考え、Fig. 3 に示すように浮体を風向方向と風向水平直角方向について乱れのスケールの大きさに分割する。分割された各要素の内部では相関のある風が吹くものと考え、変動風荷重のパワースペクトルから(20)のように各要素に働く風荷重の時系列を求める。

$$F_f(t) = \sum_{i=1}^N \sqrt{2S_F(f_i)} \Delta f_i \cos(2\pi f_i t + \varepsilon_i) \quad (20)$$

ε_i は確率変数である。Fig. 3 における各要素に独立した風荷重の時系列を与えるため、 ε_i を要素ごとに異なる値とする。

4. 係留装置のモデル化

大型浮体式構造物の係留方式として、本研究ではドルフィン係留を考える。防舷材と固定構造物のヒステリシス特性や過圧縮特性等をモデル化し、それらが逐次崩壊に与える影響について調べる。

4.1 防舷材のモデル化¹⁰⁾

防舷材の種類にはさまざまなものがあるが、大型浮体を係留する場合には大きな慣性力を有し、動揺の初期に比較的小さい変位で運動を抑える必要があるため、ゴム製の定反力セル型防舷材が望ましいとされている⁹⁾。変位復元力特性曲線を Fig. 4 に示す。

この定反力セル型防舷材は除荷時に加荷時よりも低い荷重でヒステリシスループを描く。この場合のヒステリシス特性は弾性範囲内であるため、荷重が零になると変位も零

Fig. 4 Model of displacement-load characteristic curve of cell type fender which have constant reaction force¹¹⁾

に近づく。

また過圧縮を行った場合、反力は急激に増加する。正常圧縮試験によれば防舷材の破壊点を永久歪みでとらえるならば80~85%歪みであるが、現実には正常圧縮のみによる過圧縮は希であり、傾斜圧縮、せん断圧縮などが起こるであろうことを考慮すれば実質的な破壊点は55~60%歪み程度と考えられる¹⁰⁾。

これらを踏まえて、防舷材の変位復元力特性のモデル化を Fig. 4 の様に行う^{11,12,13)}。線分 OA は初期線形ばね領域を示している。線分 AB は定反力域を表し、線分 OB, DE はゴムのヒステリシス特性を表している。線分 DE は初期線形ばねと傾きが同じであり、点 D は線分 AB 間を動かすることができる。また線分 BC は過圧縮領域を表す。実質的な破壊点としては安全側の値をとって55%歪み点とした。

4.2 固定構造物のモデル化

かつて日本のドルフィン係留の多くは直杭式であり、大きい弾性変形量による構造物自体の吸収エネルギーを利用し、防舷材の弾性と合わせて浮体の変位エネルギーを吸収していた。しかし最近超大型のゴムフェンダーが開発され、これが用いられるようになったため、固定構造物としては水平抵抗力の大きい組杭式が用いられるようになってきている⁹⁾。よって本研究ではこの組杭式を用いることにする。

組杭式の変位復元力特性曲線の概形は Fig. 5 の様になっている¹⁴⁾。復元力が降伏点を超えると弾性体であった構造物が弾塑性体になるために永久歪みを生じる。さらに荷重を加え続けると破壊する。破壊そのものは塑性変形によるものではなく、杭の引き抜き限界荷重によるところが大きい¹⁴⁾。

さらにヒステリシス特性についても考慮し、固定構造物の変位復元力特性曲線を Fig. 5 の様にモデル化する。弾性

Fig. 5 Model of displacement-load characteristic curve of fixed structure

範囲は原点と降伏点を結ぶ線分 OA で近似する。弾塑性範囲は降伏点と破壊点を結ぶ線分 AB で近似する。また線分 CD でヒステリシス特性を表す。

4.3 ドルフィン係留のモデル化

4.1, 4.2 で行った固定構造物と防舷材の変位復元力特性のモデル化に基づいてドルフィン係留のモデル化を行う。ドルフィン係留は固定構造物と防舷材を直列に接続した形の係留であるため、固定構造物と防舷材を合わせた変位復元力特性が必要となる。防舷材のばね剛性と固定構造物のばね剛性を合成したものが Fig. 6, Fig. 7 である。

OA 間は防舷材、固定構造物ともに弾性変形を行う。AB は防舷材の反力が一定になっている状態である。AB 間に状態点（ドルフィン係留の状態を表す点）が存在する場合、

Fig. 6 Displacement-load characteristic curve of dolphin mooring (A)

Fig. 7 Displacement-load characteristic curve of dolphin mooring (B)

変位が増加するときには線分 AB にしたがって増加するが、変位が減少する場合には防舷材がヒステリシス特性を有しているため、線分 GH に沿って減少する。線分 GH は線分 AO に平行な線分であり、線分 AB, 線分 BO と交わる点, G, H 間に存在し、点 G は線分 AB 間、点 H は線分 BO 間を動く。BC 間は防舷材、固定構造物ともに弾性変形を行う範囲であるが、防舷材はこの時すでに許容最大変位量を越えているためばね剛性が大きくなっている。CD 間は固定構造物が塑性変形を行う領域である。すなわち点 C が降伏点になっている。状態点が線分 CD 間に入ったとき、ドルフィン係留の荷重-変位曲線は (B) のようになる。この場合、状態点は点 I であり、点 I から変位が減少する場合には線分 IJ にしたがう。線分 IJ は線分 BC に平行な直線であり、点 I から始まって直線 AB と交わる点 J で終わる。更に変位が減少する場合には状態点は線分 JK に従う。線分 JK は線分 AO に平行であり、荷重が 0 になる点 K で終わる。状態点が線分 JK 上にあるとき、変位が増加すれば状態点は線分 MN に従う。線分 MN はやはり線分 AO に平行である。(B) の点 L は (A) の点 A を距離 OK だけ変位の大きな方向に平行移動した点である。最も変位の大きなところにある点 D は破壊点であり、状態点がここに達するとドルフィン係留は崩壊すると考える。

5. シミュレーション

以上に示してきた浮体構造物、風荷重、係留系のモデルを用いてニューマーク β 法による時間領域積分プログラムを FORTRAN で組み、それを使って係留系の崩壊挙動シミュレーションを行う。

5.1 設定環境条件

5.1.1 風荷重の設定

超大型浮体式海洋構造物係留系の設計上の自然環境条件の設定方法としては、その浮体構造物の耐用年数の 3 倍程度を再現期間とする。つまり耐用年数期間において、その自然環境条件と遭遇する確率が約 30% となるように設計の環境条件を設定する。基本的にこの程度の確率で起きる事象に対しては構造物が破壊されることがないよう設計を行う。また、耐用年数期間においてほとんど遭遇する可能性のないような事象 (遭遇確率 1%) に対しては構造物の最終的な破壊が免れるように設計を行うものとする。

本研究では耐用年数を 100 年と設定することによって自然環境条件としては再現期間 300 年の風速に耐えられる係留系の設計を行い、再現期間 10000 年程度の異常な風速に対して完全崩壊を考える。実際には長期にわたる気象観測資料が存在しないため異常な風速は次のように設定する。日本における再現期間 100 年に対する年間最大平均風速は東海、関東地方で約 45 [m/s]、近畿、四国、中国、九州では約 50 [m/s]、宮古島では約 70 [m/s] となっている⁴⁾。つまり日本近海に超大型浮体構造物を設置した場合には再

現期間 100 年に対する年間最大風速は 45~50 [m/s] とおくのが妥当と考えられる。本研究では関東近海に設置した場合を考えて再現期間 100 年に対する年最大風速を 45 [m/s] とおく。

実際に観測記録のない再現期間に対する年間最大風速の推算方法としては、観測記録のある再現期間について分布関数 (日本の場合二重指数分布) への当てはめを行い、任意の再現期間に対する年間最大風速を推算するというのが一般的である。今回は再現期間 100 年における年間最大風速が 45 [m/s] に近い地点を文献 15) から採し (千葉の富崎、東京都の三宅島)、10000 年の再現期間に対する年間最大風速を推算すると 67.3 [m/s]、64.5 [m/s] となった。短期 (200 年程度) の統計的記録から 10000 年の再現期間に対する年間最大風速を求めるのは無理がある感も否めないが、一つの指標とするため、この方法を用いた。これから 10000 年の再現期間に対する年間最大風速を 65 [m/s] とおく。

日本において強風の原因となるのはほとんどの場合台風であり⁶⁾、台風は非常に広範囲に渡る気象現象であるため、風速なども比較的長時間に渡って同じように分布することが考えられる。そこでモデル台風を用いて設定した風速の妥当性とその継続時間の最大値を求める。

台風時の風は地表面においては風向が等圧線と 30 度の傾きを持って中心に吹き込む形となり、また台風は一般に移動速度を持つので、台風域内自由大気の風速 U と風向 α は (21) の様になる。

$$U(r, \theta) = V(r) \sqrt{1 + M^2 + M(\sqrt{3} \cos \theta - \sin \theta)}$$

$$\alpha(\theta) = \tan^{-1} \frac{\sin(\theta + 120) + M}{\cos(\theta + 120)} \quad (21)$$

ここに、

V : 台風時中心対称風の自由大気の風速

M : 台風の移動速度と V の比

r : 台風中心からの距離

Fig. 8 Model of typhoon

である。(21)に自由大気から海上風への風速の低減率をかけることによって台風時の海上風の風速をモデル化することができる³⁾。

現在までに観測されている、又は理論的な台風の移動速度、強さ、半径の最大値はそれぞれ70[km/h]、870[mb]、1000[km]となっている。これに基づいて造ったモデル台風がFig.8である。このモデル台風では風速65[m/s]以上の風が最大で0.7時間近く吹く可能性のあることが分かる(中心気圧870[mb]、移動速度70[km])。このことから本研究では風速65[m/s]以上の風の暴露時間を1000[sec]とした。

5.1.2 浮体構造物の設定

浮体全長は5000[m]とし、浮体の内部構造はメガフロートと同じとする。高張力鋼でできた浮体の上部に厚さ1[m]のコンクリートを敷くものとするが、コンクリートは浮体全体の剛性は影響を与えないと考えられ、浮体の質量にのみ影響を与える。浮体の特性はTable 1の様に設定し、浮体幅1000[m]のものと500[m]のモデルを考える。

5.2 シミュレーション結果

以上の設定条件を用いてシミュレーションを行った結果を示す。風荷重はランダム変数を用いて時間、また試行によってランダムに与える。結果として得られる崩壊挙動もランダム性を持つことになるため、試行回数を重ねることによって信頼性のあるデータを得る。今回は斉藤¹⁾らの行ったシミュレーションと同じように崩壊時間の累積度数分布によって結果を整理した。試行回数は各結論に対して100回とした。度数は試行回数によって正規化してある。浮体を弾性体とした場合のモード数は8としてある。モードを20, 30とした場合でも結果はほとんど変化しない。また係留個数は再現期間300年の風速(50[m/s])に対して変位がドルフィン係留の定反力域付近にくるように設定しており、浮体幅1000[m]で約37個、500[m]で約24個となっている。

5.2.1 浮体のモデル化による影響

浮体を剛体と仮定した場合と弾性体と仮定した場合の比較を行う。係留モデルは線形ばねでばね剛性800[tf/m]、限界荷重は1000[tf]、限界変位は1.25[m]とする。この値は組杭式固定構造物と定反力セル型フェンダー

(H 3000)を組み合わせたドルフィン係留の荷重一変位曲線の通常使用される部分(定反力域に達する前の線形ばね部分)のばね剛性と、そのばね剛性のまま限界荷重に達する場合の限界変位を用いている。Fig.9は浮体幅500[m]、風速65[m]、乱れのスケール500*1500[m]のモデルに関して剛体モデルと弾性体モデルの曲げ、剪断剛性を0.01, 0.1, 1, 2, 10, 100倍したものを比較している。通常の弾性体モデルと剛体モデルでは顕著な差異が認められない。しかし浮体の剛性を小さくした場合には崩壊時間が短くなっているのがわかる。つまり弾性運動の動的効果によって係留系の崩壊が早く進むことがいえる。浮体幅1000[m]の場合にもやはり剛体モデルと弾性体モデルでは顕著な差異がなかった。

Fig.10は弾性体モデル(浮体幅500[m])で初めに壊れ

Fig.9 Comparison of progressive collapse behavior by the difference of Elastic body and Rigid body

Fig.10 Distribution of first failure position of mooring

Table 1 Model of very large floating structure

Length[m]	5000	
Height[m]	6	
Weight/Area[kg/m ²]	2.82e+3	
Damping coefficient /Area[Ns/m ²]	0.3	
Breadth[m]	1000	500
Bending rigidity (EI) [Nm ²]	6.43e+17	7.98e+16
Shearing rigidity (k'GA) [N]	1.93e+12	9.68e+11

る係留装置の位置の分布を示したものである。縦軸は崩壊回数を試行回数で無次元化したもので、横軸は x 座標の小さい方から係留の番号を示している。また Fig. 11, 12 は 12 番目に壊れる係留装置、最後に壊れる係留装置の位置を示している。中心付近から崩壊が始まって端部に向かって進行し、最後に壊れるのは端部であることが分かる。幅 1000[m] の浮体では剛体モデルと同じように端部から崩壊が始まる。

Fig. 9 の剛性を 0.01 倍にしたモデルでは係留の初期崩壊位置が Fig. 13 の様になる。浮体モデルが柔らかくなると 2 次の弾性モードの影響によって初期崩壊する係留が多

Fig. 11 Distribution of 12th failure position of mooring

Fig. 12 Distribution of last failure position of mooring

Fig. 13 Distribution of first failure position of mooring

くなる。

5.2.2 乱れのスケールによる影響

x, y 方向の乱れのスケール (L_x, L_y) を変化させた場合の崩壊挙動の比較を行う。風向方向が L_y 、風向直角方向が L_x である。3.2 で L_y の最大値を 1500 [m] と仮定したが Table 2 の様にその周辺の値についても比較計算を行う。Fig. 14, 15 は係留モデルとして 5.2.1 と同じものを用い、風速 65 [m] で浮体幅 500 [m], 1000 [m] のモデルに関して剛体モデルと弾性体モデルについて乱れのスケールを Table 2 の様変化させたものを比較している。凡例の数字は乱れのスケールの大きさを表しており、(R) は Rigid, (E) は Elastic を意味する。弾性体モデル、剛体モデルともに乱れのスケールが小さくなるに従って崩壊時間が長くなる傾向が見られる。特に浮体幅 500 [m] で乱れのスケールを $31.25 * 100$ [m] としたモデル、浮体幅 1000 [m] で乱れのスケールを $156.25 * 500$ [m] としたモデルでは崩壊時間が顕著にのびている。つまり L_y (風向方向の乱れのス

Fig. 14 Comparison of progressive collapse behavior by the difference of scale of turbulence (Breath 500 [m])

Fig. 15 Comparison of progressive collapse behavior by the difference of scale of turbulence (Breath 1000 [m])

Table 2 Scale of turbulence

L_y [m]	100	500	1000	1500	3000
L_x [m]	31.25	156.25	312.5	500	1000

Fig. 16 Comparison of progressive collapse behavior by the difference of mooring model (Breath 500 [m])

Fig. 17 Comparison of progressive collapse behavior by the difference of mooring model (Breath 1000 [m])

Table 3 Effect of modeling of very large floating structure on progressive collapse

			Elastic body	Rigid body
Breath 500[m]	Linear model of mooring	Scale of turbulence is big	Difference is small	
		Scale of turbulence is small	Easy to break	Not easy to break
	Non-linear model of mooring	Scale of turbulence is big	Not easy to break	Easy to break
		Scale of turbulence is small	Not easy to break	Easy to break
Breath 1000[m]	Linear model of mooring	Scale of turbulence is big	Difference is small	
		Scale of turbulence is small	Difference is small	
	Non-linear model of mooring	Scale of turbulence is big	Difference is small	
		Scale of turbulence is small	Not easy to break	Easy to break

ケル) が小さいときには崩壊時間が顕著に長くなり、 L_x (風向直角方向の乱れのスケール) が小さいときには顕著ではないが崩壊時間が長くなる。乱れのスケールが大きい方が風荷重の相殺効果が小さく、動的効果が顕著に現れるため崩壊しやすいということが言える。

さらに浮体幅 500[m]、乱れのスケール $31.25 * 100$ [m] では剛体モデルと弾性体モデルの差が比較的顕著である。乱れのスケールが小さい場合には剛体モデルと弾性体モデルの差が大きくなると言える。

5.2.3 係留のモデル化による影響

係留モデルとして線形ばねを用いた場合と 4 でモデル化した非線形ばねを用いた場合の比較を行う。線形ばねの係留モデルは非線形ばねの係留モデルと同じ破壊点を持つようにばね剛性 411 [tf/m]、限界荷重は 920 [tf]、限界変位は 2.24 [m] とする。Fig. 16, 17 は幅 500 [m] と 1000 [m] の浮体について、風速 65 [m]、乱れのスケール $500 * 1500$ [m] の条件下で剛体モデルと弾性体モデルについて線形ばねと非線形ばねの係留モデルを比較したものである。剛体モデル、弾性体モデルともに係留のモデル化の違いに

よって顕著な差異が認められる。いずれも非線形モデルの方が線形モデルよりも崩壊時間が長くなっているのがわかる。これは非線形係留モデルが、ヒステリシス特性による荷重再配分効果を持つためと考えられる。また、非線形係留モデルを用いた方が線形係留モデルを用いた場合に比べて剛体モデルと弾性体モデルの差が大きいたことが分かる。これもヒステリシス特性による荷重再配分効果を浮体の弾性影響が助けて顕著な差となって現れたものと考えられる。

6. 結 論

本研究において以下の結論を得た。

1. 浮体の面内運動を弾性体としてモデル化し、弾性応答が逐次崩壊に与える影響について調べた。浮体の剛性が小さい場合には動的効果によって崩壊時間が短くなり、また係留として非線形モデルを用いた場合、乱れのスケールが小さい場合には弾性応答の影響が大きくなる。さらに係留装置の崩壊順序は弾性体モデルと剛体モデルで全く異なる。浮体のモデル化が逐次崩壊に与える影響をまとめたの

が Table 3 である。

2. 最近の観測結果から台風時には従来考えられてきたよりも広い範囲で空間相関を考慮する必要が指摘されており、この空間相関規模（乱れのスケール）が逐次崩壊に与える影響について調べた。乱れのスケールの大きい方が崩壊しやすく、これは乱れのスケールの大きい方が風荷重の相殺効果が小さいので、動的効果が顕著に現れるためと考えられる。

3. ドルフィン係留を用いた場合、ヒステリシス効果を考慮した非線形モデルが逐次崩壊に与える影響について調べた。非線形モデルを用いた方が崩壊しにくく、これは非線形係留モデルには、ヒステリシス特性による荷重再配分効果があるためと考えられる。

参 考 文 献

- 1) 斎藤昌勝, 加藤俊司, 安藤裕友: 多点係留系の波浪中漸次崩壊特性, 平成9年秋季造船学会論文集
- 2) 坪郷尚, 岡田博雄: 巨大箱形浮体構造の動的挙動に関する研究—梁モデルによる水平撓み挙動特性の検討
- 3) 日本造船学会海洋工学委員会性能部会編: 超大型浮体式構造物, 成山堂
- 4) 岡内功, 伊藤学, 宮田利雄: 耐風構造, 丸善株式会社
- 5) 海洋工学委員会性能部会: 沿岸海域の自然環境と構造物—沿岸海域における海洋構造物設計上の諸問題—, 日本造船学会, 1992年
- 6) 社団法人日本鋼構造協会: 構造物の耐風工学, 電機大出版局
- 7) 田村幸雄, 嶋田健司, 日比一喜: ハウステンボス ドム・トールンの風・振動観測 その1 台風時の強風の特性, 第12回風工学シンポジウム, 1992年
- 8) 甲斐憲次: 台風8115号の乱流特性について, 風工学シンポジウム, 1982年, pp. 23~29
- 9) 井出太郎: 係留方式の特性評価と新形式海洋構造物への適用可能性, 東京大学修士論文, 1996
- 10) ECOR 日本委員会係留部会: 海洋構造物の係留技術—現状と開発課題—, 1986.8
- 11) 増田光一, 大澤弘敬: 沿岸域に非線形係留された複合外力下の浮遊式建築物の動揺特性に関する研究, 第12回海洋工学シンポジウム, 平成6年1月
- 12) 島田博之, 岡部利正, 藤井斎, 渡辺洋八郎, 村尾尚文: 浅海浮上式備蓄タンクの係留に関する研究 (その1), 第58回西部造船学会会報, 1979年, pp. 111-124
- 13) 珠久正憲, 島田博之, 藤井斎, 豊田昭三, 池上国広, 安藤裕昭: 浅海浮上式備蓄タンクの係留に関する研究, 日本造船学会論文集146号, 1979年, pp. 245~254
- 14) メガフロート技術研究組合: 超大型浮体式海洋構造物 (メガフロート) 平成9年度研究成果報告書, 平成9年
- 15) 気象庁: 日本各地の年最大風速 (1929-1966) 順位と出現確率, 昭和46年1月
- 16) 淵秀隆: 新しい気象読本, 気象協会, 防災科学普及協会
- 17) 和達清夫: 気象の辞典, 東京堂
- 18) 塩谷正雄: 強風の性質—構造物の台風設計に関連して—, 開発社
- 19) M. K. Ochi, Y. S. Shin: Wind Turbulent Spectra for Design Consideration of Offshore Structure, OTC 5736
- 20) 元良誠三: 船体と海洋構造物の運動学, 成山堂