超大型浮体式構造物多点係留システムの定量的リスク解析

加藤俊司*、難波康広*、正信聡太郎*

Quantitative Risk Analysis of VLFS Multiple Mooring System

by

Shunji KATO, Yasuhiro NAMBA and Sotaro MASANOBU

Abstract

Very large floating structures, so-called VLFS or Mega-Floats, are the kind of social infrastructures.They are generally expected to keep their integrity for long period, for example, more than 100 years. So, it is necessary to investigate the reliability of the mooring system for VLFS in the severest condition to confirm their safety.

In this paper, we paid our attention to dolphin-fender type mooring devices that pontoon type VLFS are equipped with. We considered the case that a large typhoon hits VLFS. The quantitative risk analysis was performed with using the results of time domain simulations of VLFS behavior in irregular waves, varying winds, and steady currents. As a method of evaluating slowly varying wave drift forces on VLFS, an integration method of squared relative wave height along the VLFS edges[1)] was used. Non-linear characteristics of fenders and dolphins are also taken into account.

*海洋空間利用研究グループ

原稿受付　平成15年3月26日
審査済　平成15年9月17日

目　次

1. まえがき **3**

2. 係留システムの定量的リスク評価 **3**

2.1. 漂流シナリオ 3

2.2. 漂流（破壊）確率の定義 4

2.3. 破壊確率の推定 4

2.3.1. 最大係留反力の超過確率推定 4

2.3.2. 条件付き破壊確率の推定 . . . 4

2.3.3. 破壊確率の推定 4

2.4. 定量的リスク評価のためのダイレクトシミュレーション 4

2.4.1. 解析対象 4

2.4.2. 仮定 5

2.4.3. 自然条件パラメータ 6

2.4.4. 波力推定 6

2.4.5. 風荷重の推定 6

2.4.6. 流体力の推定 7

2.4.7. 係留反力特性 8

2.5. 評価例 8

2.5.1. 自然環境条件 8

2.5.2. 計算例 8

3. あとがき **11**

記号表

- X：自然条件パラメータ
- T：継続時間
- W_k：k 番目の係留ドルフィンに働く最大係留力の確率過程
- R_k:係留ドルフィンの終局耐力
- P_f:係留ドルフィンの破壊確率
- $f_X(x)$:自然条件パラメータ X の確率密度関数
- $f_R(r)$:係留ドルフィン終局耐力 r の確率密度関数
- Reliability：年あたりの破壊しない信頼度
- Reliability$_Q$：耐用期間 Q 年あたりの破壊しない信頼度
- Prob$[W > w]$：最大係留反力 W が w 以上の確率
- Prob$[A|B = C]$：$B = C$ という条件付きの A の確率
- X_i：浮体の水平面内応答の変位ベクトル
- M_{ij}：浮体の慣性マトリックス
- $m_{ij}(\infty)$：周波数無限大での付加質量マトリックス
- F_V：粘性減衰力ベクトル(線型の場合、$F_{Vj} = N_{Vj}\dot{X}_j$ で表される。N_{Vj} は線型粘性減衰係数)
- $L_{ij}(t)$：メモリー影響関数
- F_M：係留反力ベクトル
- F_{iw}：風荷重ベクトル
- F_{i1}：１次波力ベクトル
- F_{i2}：２次波力ベクトル
- $H_{1/3}$：有義波高
- $T_{1/3}$：有義波周期
- U_{10}：高度 10m における平均風速
- F：有効吹送距離
- $h_{1i}(\tau)$:1次波力のインパルス応答関数ベクトル
- $h_{2i}(\tau_1, \tau_2)$：２次波力のインパルス応答関数ベクトル
- $\zeta(t)$：入射波の水位変動の時系列
- $S(\omega)$：入射波スペクトル
- ϵ：一様ランダム位相
- $w_2(\tau)$：瞬時の水位上昇量の自乗に対するインパルス応答関数ベクトル
- $H_2(\omega_1, \omega_2)$：変動漂流力の伝達関数ベクトル
- σ^2：水面上昇量の分散
- ζ_r：浮体周囲の相対水位の複素振幅
- $\vec{n}$：浮体周辺の方向余弦ベクトル
- $\vec{r}$：浮体周辺の位置ベクトル

- ρ_a: 空気密度
- U: 平均風速
- dA: 浮体表面の面積要素
- C_d:抗力係数
- $S(f)$:変動風のパワースペクトル
- k_1:主流と直角方向の空間相関係数
- k_2:主流方向の空間相関係数
- $f(U_{10})$：年最大平均風速の確率密度関数
- R：リスク
- N_d：係留ドルフィン基数
- A：復旧費用、B：係留ドルフィン1基当たりの建造施工費、C：その他の部分の建造施工費

1. まえがき

超大型浮体式構造物は浮体構造物と係留システム、必要に応じて設置される海域制御システム、上載構造物、陸上連絡施設からなる総合構造システムである。

超大型浮体式構造物の設計の基本的な考え方は、個別に確立された設計法に基づいて設計された各構造システムを組み合わせることにより、安全な超大型浮体式構造物が構成できるというものである。しかしながら、ここで検討の余地が残されているとすれば、それらは各分野で確立された設計法であっても、当然のことながら新形式の構造物である超大型浮体式構造物を前提にしたものではなく、そのため、上記のような個別システムで構成された超大型浮体式構造物が総合構造システムとして所期の性能を達成しているかは、検証の必要性があると考えられる点である。

超大型浮体式構造物（メガフロート）の安全性評価に当たっては、多くの法令や機関が関連しかつ、高度な専門性と多大な解析を必要とするため、国土交通省においても有識者、専門家などから構成されるメガフロート安全性評価会議を設置し、ここで安全性を評価することが決定されている。評価の指針となるメガフロート安全性評価指針[2)]においても、超大型浮体式構造物の特質に着目して総合評価の章を設け、ここにおいてメガフロートの構造システムとしての安全性を評価することとしている。しかしながら、本指針において、定量的な安全性評価手法は明記されていない。

本研究は、超大型浮体式構造物と多点係留ドルフィンシステムとの相互作用を考慮しつつ、超大型浮体式構造物の係留系の安全性を定量的に評価する手法について提案するために実施したものである。

本研究を行うにあたり、係留システム設計の技術基準の調査、係留ドルフィンの起こりうる破壊形態の検討、さらには、係留ドルフィンの損傷が連鎖的に生じて係留系全壊といった重大な帰結に至るシナリオの抽出、シナリオに沿った安全性評価を定量的に行う手法（係留系の破壊確率と破壊後の復旧費用との積をリスクとして定義し、定量的にリスク評価する手法）の検討を行い、最終的に、首都圏第三空港のモデルとして提案されている5000m級の超大型浮体式構造物と多点係留ドルフィンの安全性評価に本手法を適用する。

2. 係留システムの定量的リスク評価

係留システムのリスク評価を行うためには、係留ドルフィンの起こりうる致命的な破壊形態、つまり係留系全壊による漂流シナリオを検討する必要がある。

2.1. 漂流シナリオ

漂流シナリオには、いくつかのケースが考えられるが、本シナリオではもっとも起こりうる以下のケースについて検討する。巨大台風によって防波堤が転倒等の被害を受け、堤内波高が増大し、それに伴い波浪荷重が大きくなる。波浪荷重の増大に伴い、長周期の有意な水平面内運動が誘発され、それにより係留反力が増大する。許容荷重以上の荷重が係留ドルフィンに作用し、杭の塑性崩壊が発生し、杭が破断転倒あるいは引き抜かれ、係留ドルフィンの破壊が起こる。係留ドルフィン1基の破壊に伴い、順次係留系の連鎖崩壊が起こり、最終的に係留系が全壊することで浮体漂流が起こると考えられる。防波堤が転倒してもある程度堤内波高の増大を防ぐ効果があるが、その定量的評価が難しく、ここでは、もっとも厳しい評価として、巨大台風等によって防波堤が全壊し、防波機能が消失されているという条件の

下での係留システムの安全性評価を考える。

2.2. 漂流（破壊）確率の定義

浮体の動揺によって生じる個々の係留ドルフィンの係留反力 がその耐力 を越えてしまった場合その係留ドルフィンは破壊し、全ての係留ドルフィンが破壊した場合、浮体が漂流する。ある係留ドルフィンの破壊とは次式を満たす事象が存在することである。

$$Z_k(t) = W_k(t;X) - R_k > 0 \quad 0 \le t \le T \qquad (1)$$

ただし X は自然条件パラメータ、T はその継続時間、W_k、R_k は、それぞれ k 番目の係留ドルフィンに働く最大係留力の確率過程とその終局耐力を表す確率変数であり、Z_k は、両者の差、つまり係留ドルフィンの破壊をあらわす確率過程である。また、自然条件パラメータ X と R_k は、互いに独立であるとする。

台風時において、低周波同調等により浮体の動揺が過大になり、係留反力 W_k がその耐力 R_k を越えてしまった場合係留ドルフィンは破壊する。海上技術安全研究所（旧国土交通省船舶技術研究所）における大型模型実験[3, 4]や吉田等[5]が行った強風時の多点係留系崩壊シミュレーションによると、係留ドルフィン1基に破壊が生じるような強外力条件下では初期破壊後、台風継続時間（例えば3時間）内に係留系がすべて崩壊する結果が得られている。そこで、多点係留系の内の少なくとも1つの係留ドルフィンが台風で破壊する確率をもって係留系の破壊確率を代表させることは安全側の近似として妥当である。年間に多点係留系が強風波浪によって破壊する確率は次式で与えられる。

$$P_f = \int\int \mathrm{Prob}\left[\bigcup_{k=1}^{m} Z_k(t) > 0; 0 \le t \le T | X = x_i, R = r_k\right] \cdot f_X(x_i) f_R(r_k) dx_i dr_k \qquad (2)$$

ただし、$\mathrm{Prob}[A|B=C]$ は $B=C$ という条件付きの A の確率を意味する。$f_X(x), f_R(r)$ はそれぞれ自然条件パラメータ及び係留ドルフィンの終局耐力の確率密度関数である。自然条件パラメータの分布として、年最大値の極値分布をとれば、年当たりの信頼度は次式で与えられ、

$$\mathrm{Reliability} = 1 - P_f \qquad (3)$$

耐用期間 Q 年間の総信頼度は近似的には次式で求められる。

$$\mathrm{Reliability}_Q = (1 - P_f)^Q \qquad (4)$$

2.3. 破壊確率の推定

2.3.1. 最大係留反力の超過確率推定

最大係留反力の超過確率は、風速・波高の自然環境条件 X の下での継続時間 T に相当する時間領域ダイレクトシミュレーションを必要回数試行し、次式から求める[6]。

$$\mathrm{Prob}\,[W > w|X] = \frac{i_w}{N+1} \qquad (5)$$

ただし、$\mathrm{Prob}[W > w]$ はダイレクトシミュレーションの結果得られた最大係留反力 W が w 以上の確率、N は最大係留反力 W のサンプル総数、i_w は最大係留反力 W が w 以上のサンプル数である。

2.3.2. 条件付き破壊確率の推定

(5) 式から終局耐力 $w = R$ となる点を読みとるか、あるいは、定反力以上の最大係留反力の超過確率分布をワイブル分布等で近似・外挿することで $w = R$ となる位置を求める。

2.3.3. 破壊確率の推定

条件付き破壊確率をワイブル分布等で近似すれば、自然環境条件パラメータの極値分布との積から (2) 式を用いて破壊確率を推定することができる。

2.4. 定量的リスク評価のためのダイレクトシミュレーション

2.4.1. 解析対象

定量的リスク評価の解析対象は、多数の係留ドルフィンで係留された長さ 4770m、幅 1714m、喫水 2m の超大型浮体式構造物である（Fig.1 参照）。係留ドルフィンは浮体側壁に取り付けたガイドフレームでドルフィン上部工を囲い、隙間に緩衝装置としてゴムフェンダーを利用するドルフィン－フェンダー方式であり（Fig.2 参照）、このモデルでは係留ドルフィン1基当りの設計荷重は 9,800kN(1,000tonf) である。

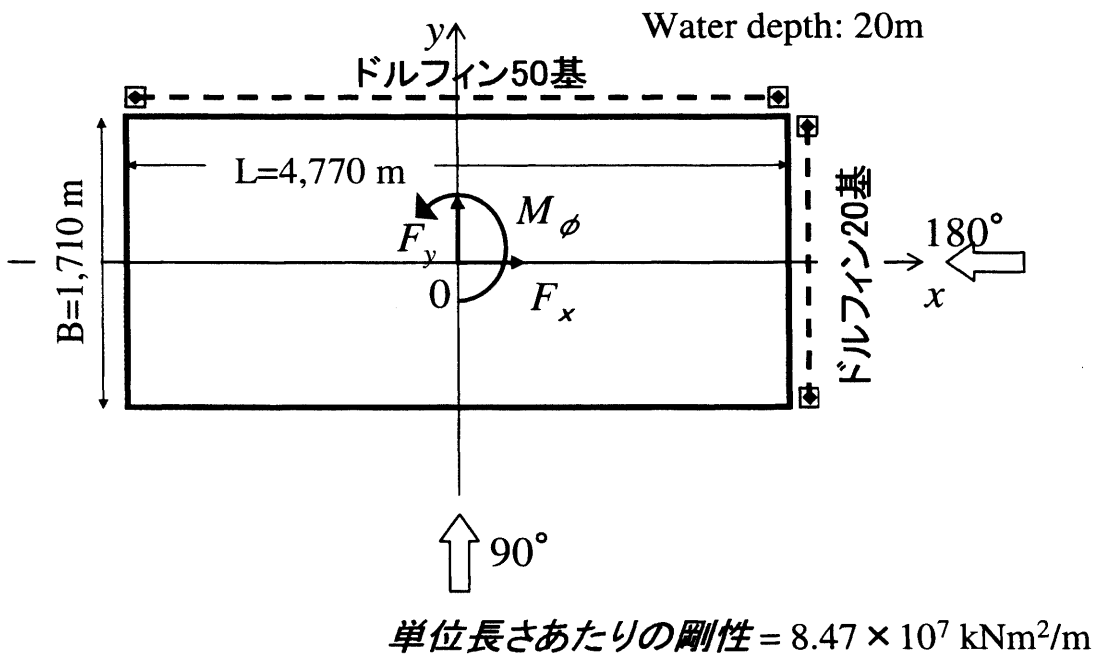

Fig. 1: 解析対象の超大型浮体式構造物

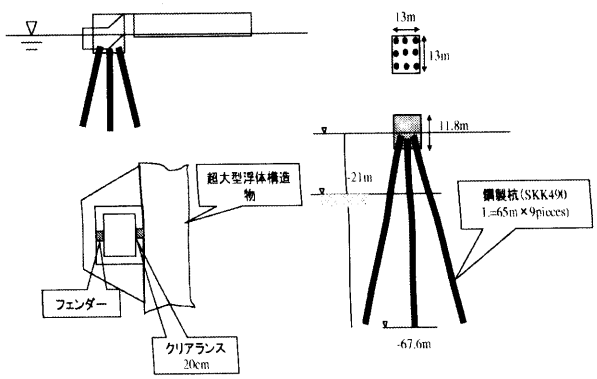

Fig. 2: 係留ドルフィン

2.4.2. 仮定

ダイレクトシミュレーションの実行に当たっては、以下の仮定を設ける。

1. 大型浮体が東京湾内の水深20m海域に設置される。
2. 台風の継続時間は3時間とし、継続時間内では自然環境パラメータは一定とする。
3. 波浪推算には、Wilson IV型モデルを使用する。すなわち、風速から有義波高・有義波周期が一意に決まるとする（2.4.3参照）。また、波は長波頂波不規則波で、波スペクトルはJONSWAP型とする。
4. 変動風スペクトルは、*Ochi-Shin*型スペクトルを使用する。
5. 水平面内は3自由度剛体運動。ただし、波漂流力に関しては弾性影響を考慮する（2.4.4参照）。

以上の仮定の下で浮体動揺の支配方程式を以下の式で表す。

$$\sum_{j=1}^{6}[M_{ij}+m_{ij}(\infty)]\ddot{X}_j+F_{Vi}(\dot{X}_i)$$
$$+\sum_{j=1}^{6}\int_{-\infty}^{t}\dot{X}_j(\tau)L_{ij}(t-\tau)+F_{Mi}(X_i,\dot{X}_i)$$
$$=F_{iw}(t)+F_{i1}(t)+F_{i2}(t)\quad(i,j=1,2,6)\quad(6)$$

ただし、X_i：浮体の水平面内応答の変位ベクトル、M_{ij}：浮体の慣性マトリックス、$m_{ij}(\infty)$：周波数無限大での付加質量マトリックス、F_{Vi}：粘性減衰力ベクトル、$L_{ij}(t)$：メモリー影響関数、F_{Mi}：係留反力ベクトル、F_{iw}：風荷重ベクトル、F_{i1}：1次波力ベクトル、F_{i2}：2次波力ベクトル、t,τ：時間であ

る。また $i=1,2,6$ はそれぞれ前後揺 (Fig.1 の x 軸方向の動揺)、左右揺 (Fig.1 の y 軸方向の動揺)、船首揺 (Fig.1 の z 軸周りの回転動揺) を表す。

2.4.3. 自然条件パラメータ

台風時に考慮する自然条件パラメータとして、風向、平均風速、波向き、有義波高、有義波周期がある。この他、浮体を設置するサイト毎に固定して扱えるパラメータとして風速の空間相関やスペクトル形がある。固定的なパラメータはそれぞれ適切なものを選択する必要がある。一方パラメータを多くすることは係留反力を求める計算時間の上から得策ではないため、風向・波向を同一とし、風向毎の漂流確率を扱うこととする。有義波高と有義波周期は有義波法[7]を用いて推算できると仮定する。有義波法では、Wilson のⅣ型と呼ばれる次式が用いられる。

$$H_{1/3}=0.3\frac{U_{10}^2}{g}\left\{1-\left(1+0.004\sqrt{\frac{gF}{U_{10}^2}}\right)^{-2}\right\} \quad (7)$$

$$T_{1/3}=1.37\frac{2\pi U_{10}}{g}\left\{1-\left(1+0.008\left(\frac{gF}{U_{10}^2}\right)^{1/3}\right)^{-5}\right\} \quad (8)$$

ただし、$H_{1/3}, T_{1/3}$ はそれぞれ有義波高と有義波周期、U_{10} は、高度 10m における平均風速、F は有効吹送距離（湾内などで風域の幅が吹送距離に比べて相対的に小さい場合、吹送距離が対岸距離で決まり、かつわずかな方向の変動に対し対岸距離が大きく変動する場合に用いられる吹送距離[8]）、g は重力加速度である。

2.4.4. 波力推定

波浪外力ベクトルは、通常次式のように波高に比例する線形波力と波高の自乗に比例する変動漂流力の和で表される。

$$\begin{aligned}F_i(t)&=F_{1i}(t)+F_{2i}(t)\\&=\int h_{1i}(\tau)\zeta(t-\tau)d\tau\\&+\iint h_{2i}(\tau_1,\tau_2)\zeta(t-\tau_1)\zeta(t-\tau_2)d\tau_1 d\tau_2 \quad (9)\end{aligned}$$

ここで $i=1,2,6$。$h_{1i}(\tau), h_{2i}(\tau_1,\tau_2)$ は波力のインパルス応答関数のベクトルである。また、$\zeta(t)$ は入射波の水位変動の時系列であり、入射波スペクトル $S(\omega)$ を用いて次式で表される。

$$\zeta(t)=\int_0^\infty \cos(\omega t+\epsilon(\omega))\sqrt{2S(\omega)d\omega} \quad (10)$$

ここで ϵ は一様ランダム位相である。なお、離散化して時系列を上式から求める場合、確率過程の正規性を保証するため、周波数分割数は 400 以上必要である。

加藤等[9]は線形代数における２次形式から標準形式への変換定理より変動漂流力が次式で近似できることを示しており、(9) の第２項を次式で置き換えることにより計算時間の節約が可能となる。

$$F_2(t)\cong\int w_2(\tau)\zeta^2(t-\tau)d\tau \quad (11)$$

$w_2(\tau)$ は瞬時の水位上昇量の自乗に対するインパルス応答関数のベクトルであり、その伝達関数は次式で表される。

$$W_2(\omega)=\frac{1}{\sigma^2}\int_{-\infty}^{\infty}H_2(\omega-\nu,\nu)S(\nu)d\nu \quad (12)$$

ここで、$H_2(\omega_1,\omega_2)$ は変動漂流力の伝達関数のベクトル、σ^2 は水面上昇量の分散である。H_2 は通常、２次までの総ポテンシャルの圧力積分から求められる。しかし、超大型浮体の特徴（長さに比べ喫水が浅い；すなわち浅喫水理論が適用可能）を考慮すると、難波等[1]によりこの関数は、浮体周囲の相対水位の自乗の周積分から次式により求めることが可能である。

$$H_{2i}(\omega_1,\omega_2)=\frac{\rho g}{2}\oint\zeta_r(\omega_1)\zeta_r^*(\omega_2)n_i dl \quad (i=1,2) \quad (13)$$

$$H_{26}(\omega_1,\omega_2)=\frac{\rho g}{2}\oint\zeta_r(\omega_1)\zeta_r^*(\omega_2)[\vec{r}\times\vec{n}]_6 dl \quad (14)$$

ここで、ζ_r は浮体周囲の相対水位の複素振幅で、上付き*は共役複素値をとることを意味する。$\vec{n}$ は浮体周辺の方向余弦ベクトル、$\vec{r}$ は同じく位置ベクトルである。同様の仮定から水平面内の線形波力の伝達関数は次式により近似できる。

$$H_{1i}(\omega)=\rho g d\oint\zeta(\omega)n_i dl \quad (i=1,2) \quad (15)$$

$$H_{16}(\omega)=\rho g d\oint\zeta(\omega)[\vec{r}\times\vec{n}]_6 dl \quad (16)$$

2.4.5. 風荷重の推定

変動風荷重は浮体のデッキに対する摩擦抗力と側壁に対する圧力抗力を考慮する。水平面内の平均風

速分布は一様とし鉛直方向の速度プロファイルを対数則で表す。また、変動風速は主流方向（平均風速方向）のみを考慮する。風速の空間相関を考慮すると変動風荷重のパワースペクトルは次式のように表される。

$$S_{FF}(f) = \rho_a^2 \int\int_A C_{di}(f)C_{dj}(f)U_iU_j\Re[R_{ij}(f)] \cdot \sqrt{S_i(f)S_j(f)}dA_idA_j \quad (17)$$

なお、空間相関関数は次式で与えられる。

$$R_{ij} = \exp\left(-\frac{k_1 f|y_i - y_j|}{\sqrt{U_iU_j}}\right)\exp\left(i\frac{k_2 f(x_i - x_j)}{\sqrt{U_iU_j}}\right) \quad (18)$$

ここで、ρ_a: 空気密度、U: 平均風速、dA: 浮体表面の面積要素、C_d:抗力係数、$S(f)$:変動風のパワースペクトル、x :面要素の主流方向座標、y:面要素の主流直角方向座標、k_1:主流と直角方向の空間相関係数、k_2:主流方向の空間相関係数。

抗力係数は、当所変動風水洞における風洞実験結果[10]から摩擦抗力は $C_d = 0.0025$、圧力抗力は $C_d = 0.425$ を用いる。また、空間相関係数は、海上風に対して一般的に用いられている k_1=7.0,k_2=5.13 とする。変動風スペクトルはメガフロート技術研究組合が行った実験構造物上での計測結果[11]との比較から *Ochi-Shin* のスペクトルを用いる。

2.4.6. 流体力の推定

水平面内運動に対する付加質量及び造波減衰力は、剛体モデルに対するポテンシャル理論値を用いる。粘性減衰力は、一般に速度の自乗に比例するといわれているが、超大型箱形浮体構造物の水平面内の粘性減衰力に対し、浮体の速度に比例する項が速度の自乗に比例する項に比べ卓越する。これは、浮体の寸法に対して動揺の振幅が小さく、クーリガン・カーペンター数（KC数）が小さいため、浮体周囲の流場に対してほぼ層流近似が成り立つためであると考えられる。粘性減衰力は厳密にはKC数とレイノルズ数の関数であるが、ここでは一定値として扱い、箱形多点係留浮体の自由動揺実験による値を用いる。Table 1 は実験における固有周期 T_0 と線形粘性減衰係数 ($N_V T_0/4\pi(M+m)$ で定義。ただし、N_V は線形減衰力、M, m は浮体質量と水平面内動揺の付加質量）である。

Table 1: 水槽模型試験による水平面内動揺の固有周期と線形粘性減衰係数

運動モード	固有周期 (sec.)	線形粘性減衰係数
surge	1.87	0.121
sway	2.11	0.256
yaw	2.32	0.228

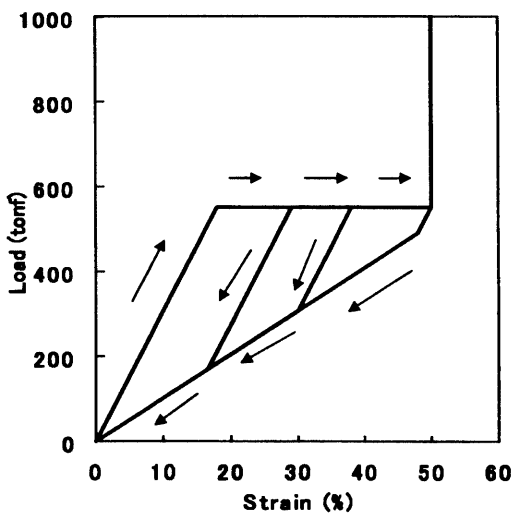

Fig. 3: フェンダーの反力・ヒステリシス特性

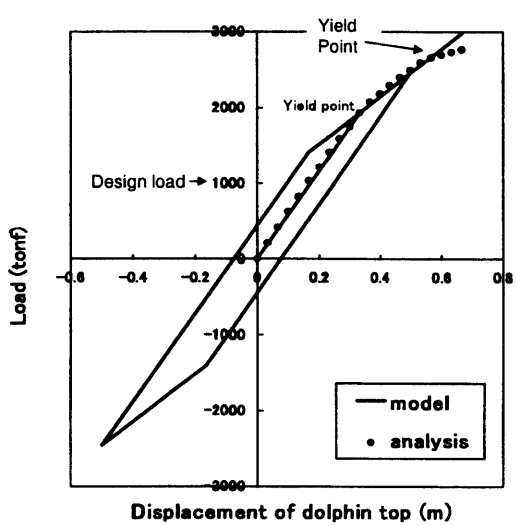

Fig. 4: ドルフィンの反力・ヒステリシス特性

2.4.7. 係留反力特性

(1) フェンダーの反力特性 [12)]

大型の浮体を係留する場合、動揺の初期に比較的小さい変位に抑え、大変位の動揺に対しては少ない反力で大きな運動エネルギーを吸収する事ができる定反力型フェンダーが適しているとされている。定反力フェンダーの変位－反力特性は小変位時の比較的高いばね定数、大変位時の定反力、及び除荷時に加荷時よりも低い反力を示すヒステリシスループで特徴づけられる。ヒステリシスは浮体の力学的エネルギーの散逸項となり係留反力を低く抑えると考えられる。一方、定反力域を越えて更に圧縮すると反力は急激に増加し、正常圧縮の場合 80～85 %歪みで破壊する。係留ドルフィンの安全性を考える場合何処で最終強度を担保するかは議論の分かれるところであるが、ここでは、ドルフィンにより担保する事として 50 %歪み点にストッパーを設けフェンダーを保護する方式を採用する。Fig.3 にフェンダー（高さ 3m、直径 3m の円筒セル型フェンダー）の変位－反力特性のモデルを示す。

(2) ドルフィンの反力特性 [12)]

ドルフィンは組杭式を想定する (Fig. 2 参照)。組杭式ドルフィンの変位－反力特性は弾塑性解析 [12)] によると Fig.4 の黒丸となり、降伏点まで直線で近似することができる。荷重が降伏点を越えると塑性体となり荷重を除いても永久歪みが残る。このヒステリシス特性を図中実線のバイリニアモデルで近似する。

2.5. 評価例

2.5.1. 自然環境条件

東京湾に設置された 5000m 級の浮体空港試設計案（Fig.1 参照）に対し、台風に遭遇した場合の初期破壊確率を指標とする係留系の定量的リスク評価を、2.4 で示したダイレクトシミュレーションに基づき行う。Fig.5 は、東京灯標で観測された 26 年間のデータから求めた年最大平均風速の超過確率である。フィッティングする分布型としては、DnV[13)](ノルウェー船級協会) が推奨している分布型であるグンベル型を用いた。相関係数は 0.99 であった。なお、有義波高及び有義波周期は有義波法 (Wilson IV 型) に基づき決定される。これにより、200 年再現期間に基づく自然環境条件は風速 36m/sec、有義波高は 3.6m となる。この値は、波浪推算した結果とほぼ良く一致することがメガフロート技術研究組合の報告 [12)] より判明している。

2.5.2. 計算例

Fig.6 は、年最大平均風速に対する最大係留反力の超過確率である。各々の風速に対し、2.4 で記述した方法に基づき、乱数を変えて 3000 回～10000 回ダイレクトシミュレーションから求めたものである。フェンダーの定反力特性により 5,390kN(550tonf) で超過確率が一定値を示す。

Fig.7 は、条件付き破壊確率である。ここでは終局耐力 R は、初期降伏荷重 28,028kN(2,860tonf) の一定値とした。

耐力 R が確定値で、波高等が風速の関数として与えられるとすると、式 (2) は次式で表され、条件付き破壊確率の分布と年最大の風速の確率分布から年間の初期破壊確率を算定することができる。

$$P_f = \int_B^\infty \mathrm{Prob}\left[\bigcup_{k=1}^{m} Z_k(t) > 0; 0 \le t \le T | U_{10}\right] f(U_{10}) dU_{10} \tag{19}$$

ここで、$f(U_{10})$ は年最大平均風速の確率密度関数である。積分の下限値 B は条件付き破壊確率をどの極値分布で近似するかによって変わる。この分布関数を (17) 式に代入して数値積分すると対象とした係留浮体システムの年間の初期破壊確率（以後、年破壊確率と称する）は、長辺側 30 基に対し 1.33×10^{-5}、40 基に対して 2.7×10^{-6} 、50 基に対して 5.8×10^{-7} となる。この結果から、長辺側 50 基のドルフィンを用いた場合の超大型浮体係留システムが台風によって漂流しない信頼度は 0.999999 となることがわかる。

次に、長辺側と短辺側の係留ドルフィンの数を同じ割合で減らし、等間隔に配置した場合の年破壊確率の計算結果を Fig.8 に示す。横軸は長辺側の係留ドルフィン基数であり、実線は、それぞれの場合に対するワイブル分布への当てはめ曲線である。係留基数 2 割の増減で破壊確率が 10 倍変化することがわかる。また、入射角 90 ° の方が、破壊確率は大きい。

耐用期間 L 年内の破壊確率と復旧に必要な費用の積に浮体施設の建造施工費用を足したものは総コストの期待値（リスク）と考えられ、次式で表される。

$$R = A \cdot P_f^L + B \cdot N_d + C \cong ALP_f + BN_d + C \tag{20}$$

ここで、R はリスク、P_f は係留ドルフィンの年破壊

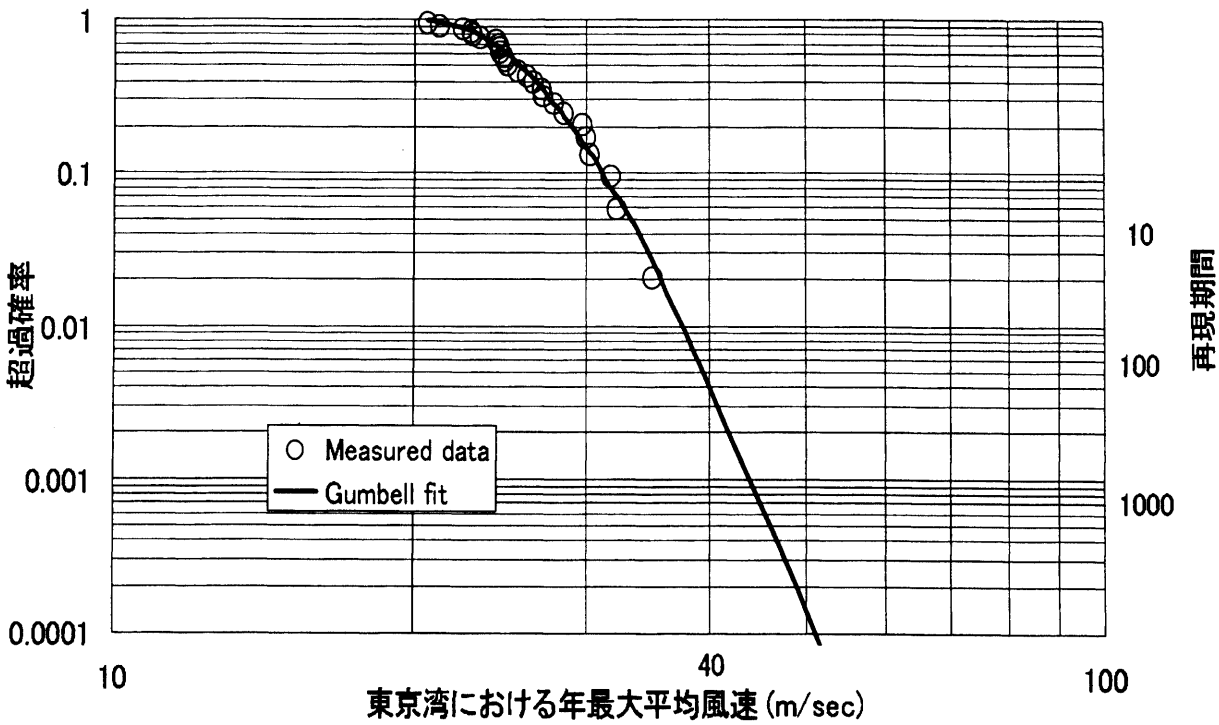

Fig. 5: 東京湾における年最大平均風速の超過確率

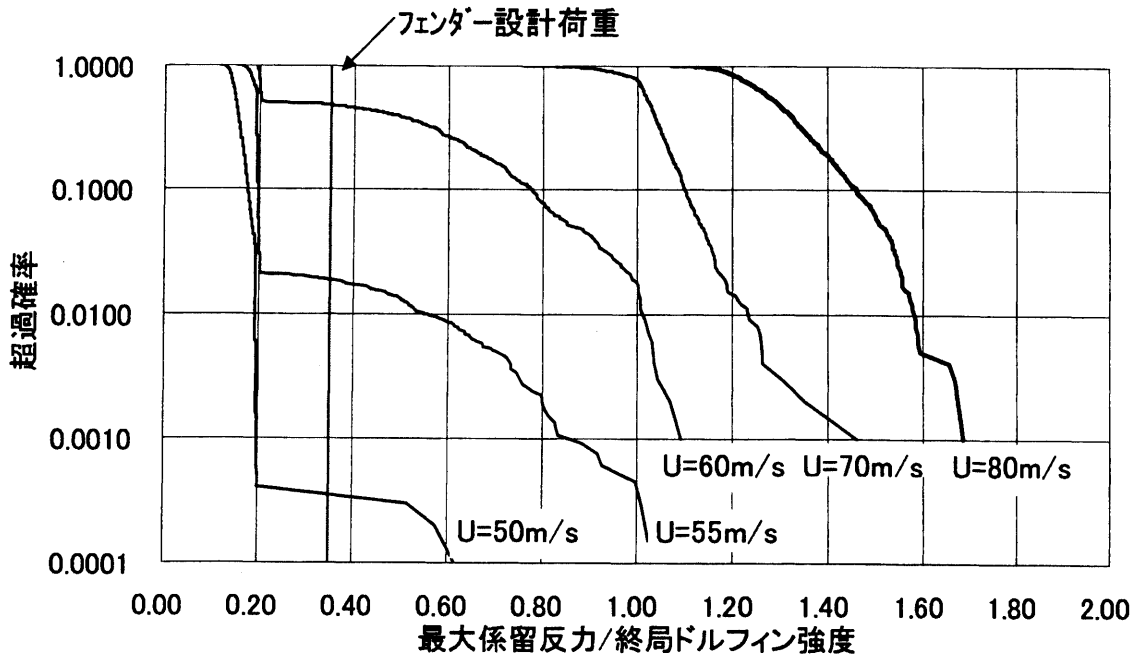

Fig. 6: 年最大平均風速に対する最大係留反力の超過確率

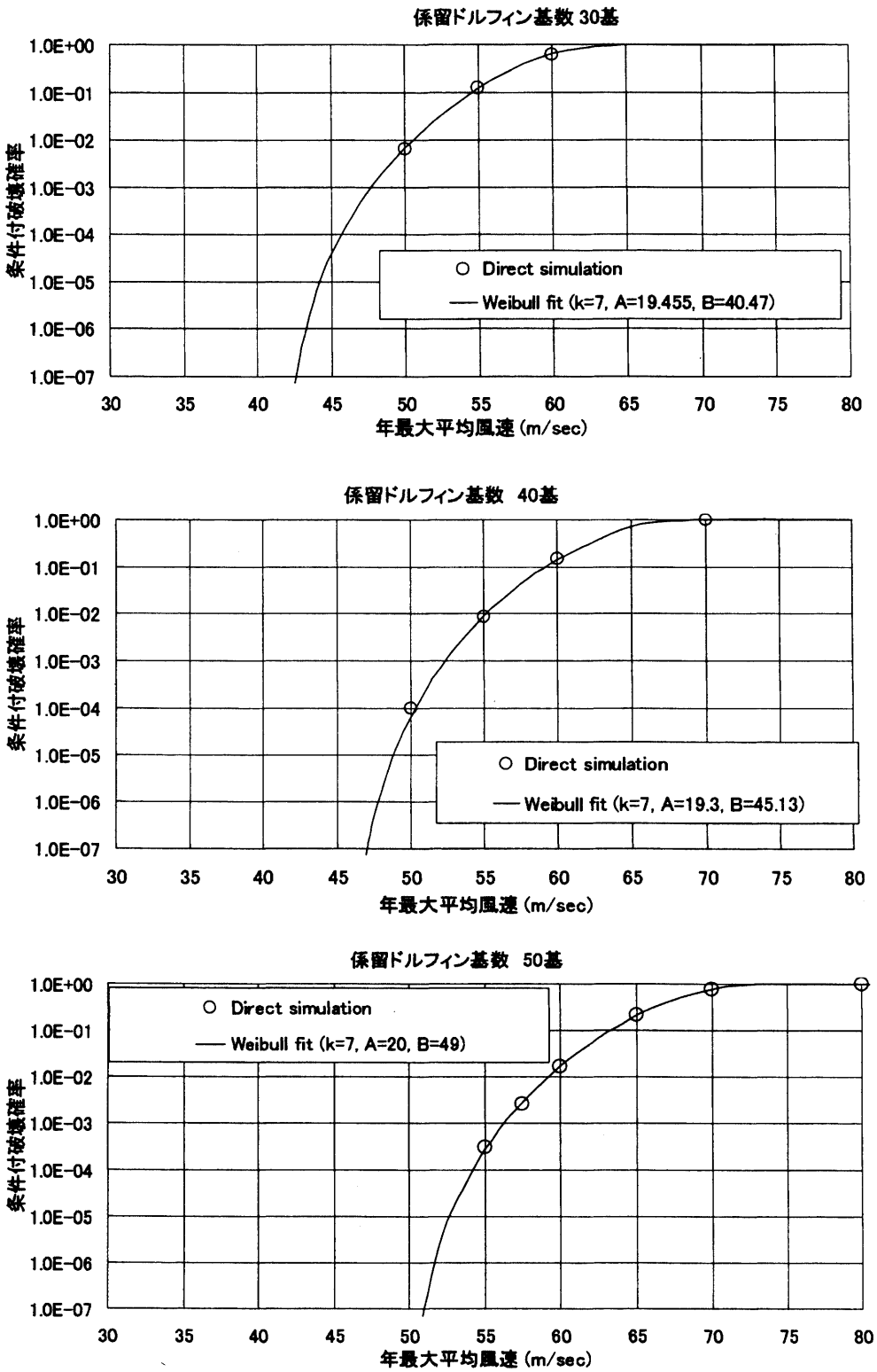

Fig. 7: 最大係留反力の条件付き破壊確率

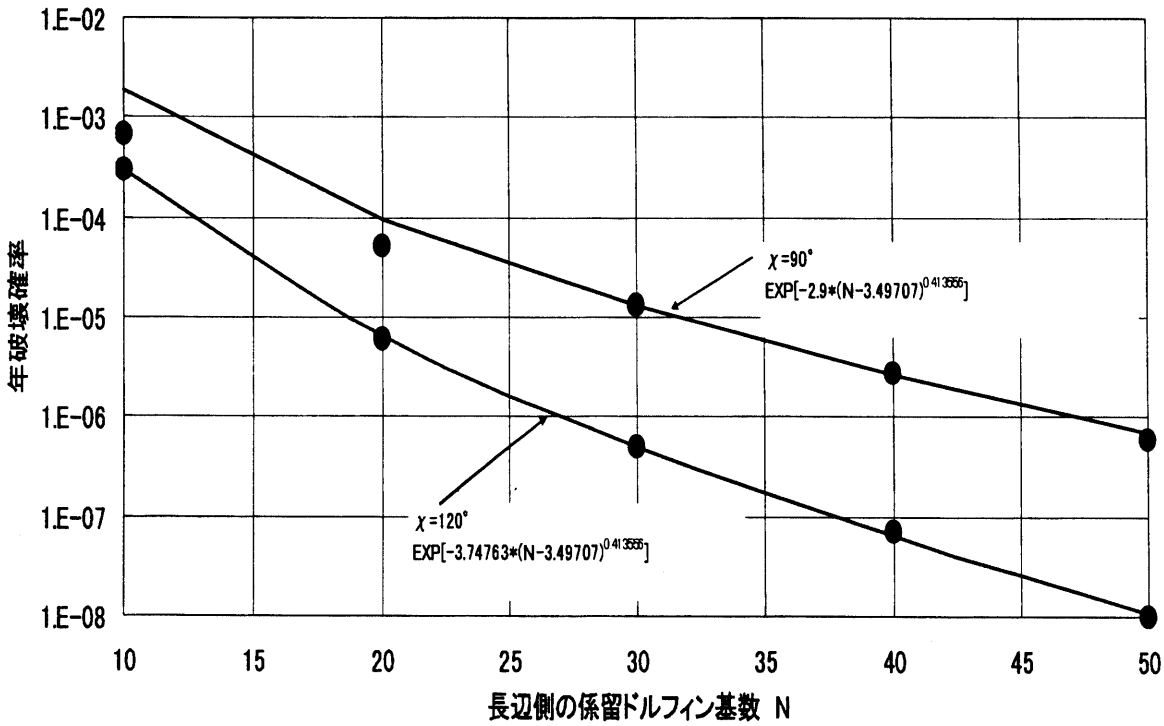

Fig. 8: 係留ドルフィン基数に対する破壊確率の変化

確率、N_d は係留ドルフィン基数、A は復旧費用、B は係留ドルフィン1基当たりの建造施工費、C はその他の部分の建造施工費である。

復旧費用が一定とすると、係留ドルフィンの年破壊確率は係留ドルフィン基数の減少関数であり、建造費用は増加関数であるため、人的損害が極めて軽微であるとした場合、総コストの期待値に対し係留ドルフィン基数の最適数が存在する。

今、仮に復旧費用を建造施工費と同程度として2兆円、係留ドルフィン1基の建造費を4億円とし、Fig.8 の当てはめ関数をそのまま用いると、耐用年数 100 年として、係留ドルフィンの最適数は長辺 30 基 (短辺 6 基) となり、この時の年破壊確率は、1.33×10^{-5}、リスクは Fig.9 から 1.12×10^{11} 円となる。

しかしながら、メガフロート技術研究組合他[14]によれば、超大型浮体式海洋構造物の漂流、崩壊、沈没の年間破壊確率は $1 \times 10^{-6} \sim 1 \times 10^{-7}$ 程度にする必要があると考えられ、年破壊確率を 1×10^{-6} 以内とするのであれば、Fig.10 から係留ドルフィン基数が長辺側 50 基、短辺側 20 基必要である。

今回 Fig.1 の試設計案に対して設計された係留ドルフィンは、Fig.4 に示すように、1基あたりの設計荷重 9,800kN(1,000tonf) に対し、プッシュオーバー解析によって求めた終局耐力 (ドルフィンが塑性変形しても崩壊はしない、限界の荷重) の冗長度 (終局耐力/設計荷重) が、設計荷重の 2.5 以上ある。したがって、今回の定量的リスク評価から判断して、本係留試設計モデルは妥当であることを意味している。

3. あとがき

本報告では、超大型浮体式構造物と多点係留ドルフィンシステムとの相互作用を考慮しつつ、超大型浮体式構造物の係留系の安全性を係留系の破壊確率をベースに定量的に評価する手法を提案し、これを 5000m 級の超大型浮体式海洋構造物の係留系の安全性評価に適用した。その結果、現行の係留設計法で試設計された Fig.1 のモデルは、本稿で提案している定量的リスク評価からも、妥当であることが確認された。また、破壊確率と復旧費用との積は、総コストの期待値（リスク）と考えられ、人的被害が軽微であるとした場合総コストの期待値に対し係留ドルフィンの最適基数が存在することもわかった。

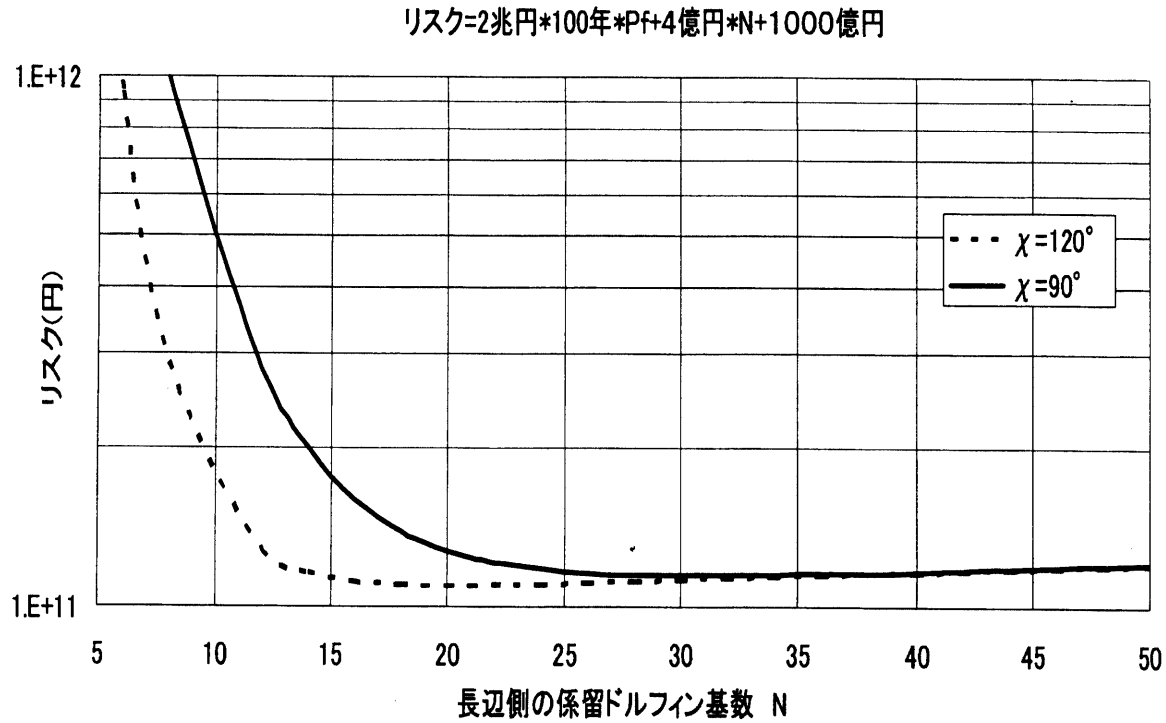

Fig. 9: 係留ドルフィン基数に対するリスク

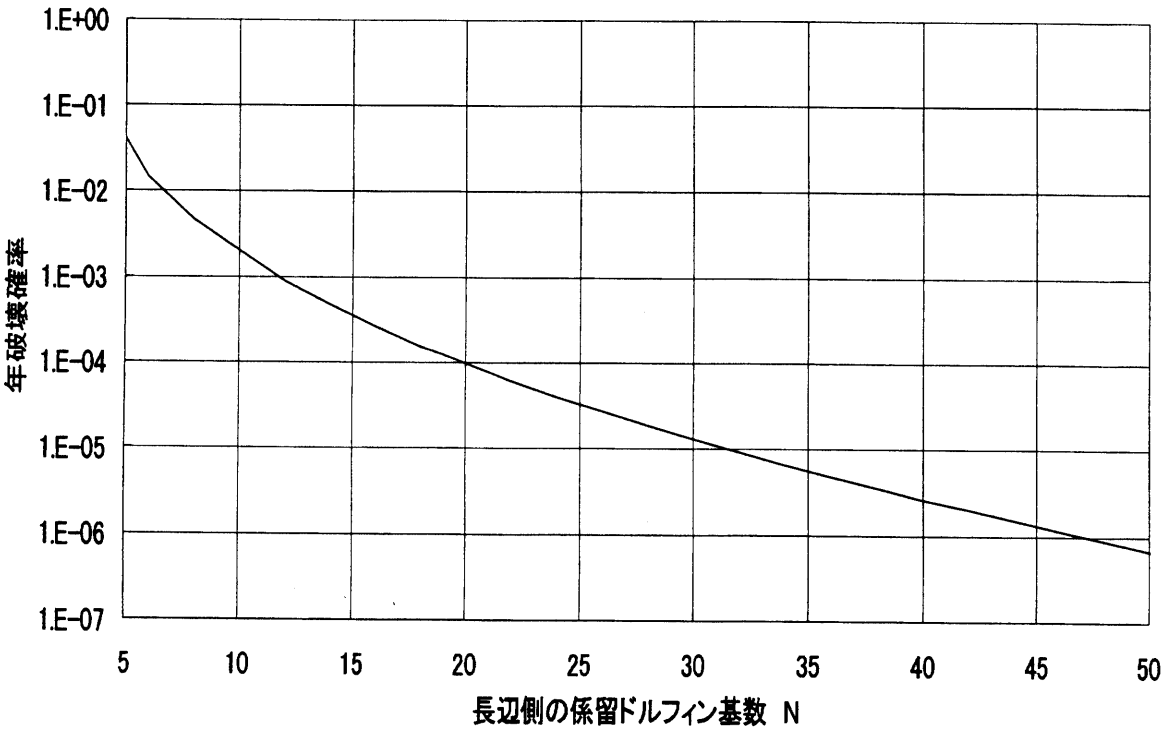

Fig. 10: 係留ドルフィン基数に対する年破壊確率

超大型浮体式構造物の係留システムに対し、定量的に安全性評価を行える手法がなかったため、安全性の担保として経験的な安全率に頼ってきたが、今後は、本手法が係留系の安全性評価に活用されるものと考えられる。

今後の課題として、係留ドルフィンの終局耐力は、確定値ではなく、地盤条件、施工条件等によるばらつきを含むと考えられるので、何らかの確率分布で分布させた場合破壊確率がどの程度変化するか等の感度解析が必要である。

参考文献

[1] 難波他：超大型浮体式構造物に働く変動漂流力の推定法－その２ 短波頂波中模型実験－、日本造船学会論文集 No.187, pp.151-160 (2000)

[2] 国土交通省 メガフロート実用化検討会 安全性・信頼性調査検討会:メガフロート安全性評価指針 (2001)

[3] 加藤俊司他:VLFS の係留力及び安全性評価法、第 70 回船舶技術研究所発表会講演集,pp.249-256(1997)

[4] 斉藤昌勝他:多点係留系の波浪中漸次崩壊特性、日本造船学会論文集 No.182, pp.391-397 (1997)

[5] 吉田宏一郎他:面内弾性応答及び風の空間相関が超大型浮体-係留系の逐次崩壊に与える影響、日本造船学会論文集 No.183, pp.189-198 (1999)

[6] 春日屋伸昌:水門統計学概説、鹿島出版会 (1986)

[7] 光易恒：海洋波の物理、岩波書店 (1995)

[8] 日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説（上巻）(1999)

[9] S.Kato T.Kinoshita :Nonlinear Response of Moored Floating Structures in Random Waves and its Stochastic analysis Part 1. Theory and Model Experiment,Paper of Ship Research Institute Vol27 No.4, pp.389-531 (1990)

[10] 大松重雄他:超大型浮体式海洋構造物に作用する風荷重の推定、第 64 回船舶技術研究所発表会講演集 pp.75-84(1994)

[11] 実証実験計測データの特性解析、メガフロート技術研究組合 (1998)

[12] 実機対応システムの調査－４．浮体と係留装置の異常時安全性検討－、メガフロート技術研究組合 (1997)

[13] DnV:STRUCTURAL RELIABILITY ANALYSIS OF MARINE STRUCTURES: CLASSIFICATION NOTES No.30.6 (1992)

[14] メガフロートの総合安全性評価手法に関する研究: メガフロート技術研究組合、財団法人沿岸開発技術センター p.23 (2001)