

ハイブリッド型シミュレーション法による荒天時船体動揺解析

小田 一紀*・石上 昌男**・秋山 齊***

1. ま え が き

荒天時における大型船舶の港内避泊問題に関する技術的検討が運輸省を中心として昭和54年度から始められ、昭和58年度末に荒天時避泊のための技術基準案¹⁾が取りまとめられている。これらの技術的検討は岸壁係留とブイ係留の両面からなされている。何れにおいても荒天時の強風と波浪に対する船体動揺の予測とこれらに耐えうる係留方法の開発が中心的課題となっているが、実施に至るまでにはまだ解明しなければならない問題が少なからず残されている。

樫木・久保ら^{2)~4)}は従来から荷役限界の観点から岸壁係留船の波浪動揺に関する一連の研究を行っており、また最近では荒天時港内避泊の実現化の観点から船体動揺の低減に有用なダッシュポット係留法を提案⁵⁾するなど、係留問題に関して注目すべき成果を挙げている。

また、上田ら^{6)~8)}は、不規則波と変動風を外力とし、岸壁に非線形係留された船体の荒天時動揺を数値シミュレーションとその結果を検証するための模型実験とによって詳細に解析し、係岸避泊を実施する上で非常に有用な知見を得ている。

しかし、これまでの研究で用いられた数値シミュレーションあるいは模型実験においては、船体の運動方程式中の防舷材反力として圧縮反力のみが、その圧縮たわみとの履歴関係を高次多項式でモデル化して取り入れられているにすぎず、剪断反力は無視されている。また圧縮と剪断変形が同時に生じるような場合の圧縮反力の変化も考慮されておらず、船体動揺に対応した実際の防舷材特性が忠実に再現されているとは言い難い。

このような欠点を補う一つの方法として、本研究では実際の防舷材の模型を用いて、これに船体動揺に応じた多自由度変形を生じさせて得られる各変形モードの防舷材反力をリアルタイムで計算機に取り込んで動揺の時系列解を求めてゆく方法を採用する。この方法は、数値計算と模型実験とをリアルタイムで組み合わせて解析を進

めるので、そのような意味から筆者らはこれをハイブリッド型シミュレーション法と呼ぶ。これに対して、今まで用いられてきた数値計算のみによる方法を従来型シミュレーション法と呼ぶことにする。

本論文では、船体を2次元矩形断面浮体と見なし、これが鉛直壁前面に係留されたときの荒天時動揺をハイブリッド型シミュレーション法によって解析し、その結果を従来型シミュレーション法によって得られた結果と比較してその相違を明らかにするとともに、船体動揺に及ぼす防舷材の剪断反力の影響等を検討する。

2. 2次元矩形断面浮体の運動方程式

一般に、2次元浮体の運動方程式は式(1)のように表わされる。

$$M\ddot{\mathbf{u}} + C\dot{\mathbf{u}} + K\mathbf{u} + \mathbf{N}_L(\mathbf{u}) + \mathbf{N}_F(\mathbf{u}) = \mathbf{F}_E(t) + \mathbf{F}_W(t) \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここに、 M : 質量マトリックス、 C : 造波減衰係数マトリックス、 K : 復原力係数マトリックス、 $\ddot{\mathbf{u}}$: 変位加速度ベクトル、 $\dot{\mathbf{u}}$: 変位速度ベクトル、 $\mathbf{u}$: 変位ベクトル、 $\mathbf{N}_L(\mathbf{u})$: 係留力ベクトル、 $\mathbf{N}_F(\mathbf{u})$: 防舷材反力ベクトル、 $\mathbf{F}_E(t)$: 波強制力ベクトル、および $\mathbf{F}_W(t)$: 風圧力ベクトルで、それぞれ次のように表わされる。

$$\left. \begin{aligned} M &= \begin{bmatrix} m_0 + m_{SS} & m_{SH} & m_{SR} \\ m_{HS} & m_0 + m_{HH} & m_{HR} \\ m_{RS} & m_{RH} & I_0 + I_{RR} \end{bmatrix} \\ C &= \begin{bmatrix} N_{SS} & N_{SH} & N_{SR} \\ N_{HS} & N_{HH} & N_{HR} \\ N_{RS} & N_{RH} & N_{RR} \end{bmatrix}, \quad K = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & C_{HH} & 0 \\ 0 & 0 & C_{RR} \end{bmatrix} \\ \mathbf{u} &= \begin{bmatrix} x \\ z \\ \theta \end{bmatrix}, \quad \mathbf{N}_L(\mathbf{u}) = \begin{bmatrix} N_{LS}(\mathbf{u}) \\ N_{LH}(\mathbf{u}) \\ N_{LR}(\mathbf{u}) \end{bmatrix}, \quad \mathbf{N}_F = \begin{bmatrix} N_{FS}(\mathbf{u}) \\ N_{FH}(\mathbf{u}) \\ N_{FR}(\mathbf{u}) \end{bmatrix} \\ \mathbf{F}_E(t) &= \begin{bmatrix} F_{ES}(t) \\ F_{EH}(t) \\ F_{ER}(t) \end{bmatrix}, \quad \mathbf{F}_W(t) = \begin{bmatrix} F_{WS}(t) \\ 0 \\ F_{WR}(t) \end{bmatrix} \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(2)$$

ここに、 m_0 : 浮体の質量、 I_0 : 浮体の慣性モーメント、また subscript S, H, R はそれぞれ sway, heave, および roll を意味し、例えば SH は heave による sway へ

* 正 会 員 工博 大阪市立大学教授 工学部土木工学科

** 学生会員 工修 大阪市立大学大学院工学研究科

*** 工修 (株)ブリヂストン 工業用品技術・生産本部

の影響項(連成項)を表わす。

なお、式中の付加質量、造波減衰係数、波強制力などの流体力項は井島の領域分割法⁹⁾(ポテンシャル接続法)による、鉛直壁前面に置かれた2次元矩形断面浮体に対する値を用いた。

また、風は定常風と仮定し、風圧力は sway 方向のみ考慮し、式(3)で計算した。

$$F_{ws} = \frac{1}{2} \rho_a C_x A_w U_a^2 \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 ρ_a : 空気密度、 C_x : 風圧力係数、 A_w : 側圧受圧面積、 U_a : 風速。以後計算においては、 $\rho_a=0.125$ kgf・sec²/m⁴ (1.23 kg/m³)、 $C_x=1.2$ の値を採用した。

3. ハイブリッド型シミュレーション法の原理

ハイブリッド型シミュレーション法の基本構成はコンピュータと多軸圧縮試験機からなり、その概念図は図-1に示すとおりである。

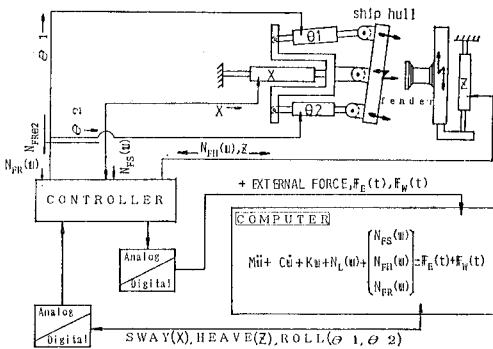


図-1 ハイブリッド型シミュレーション法概念図

概念図中の波強制力ベクトルと風圧力ベクトルを前もって計算しておき、それらの時系列テーブルをコンピュータ内に貯えておく。多軸圧縮試験機の船腹部に働く防舷材の圧縮、剪断および曲げモーメント反力をロードセルで検出し、これを A/D 変換してコンピュータ内に取り込み、前述の時系列テーブルから読み込んだ外力と加え合わせて運動方程式中に代入し、これを数値積分することによって船体変位量 x, z および θ を求める。これらの変位を試験機の各アクチュエータの変位に換算し、D/A 変換器を介してアクチュエータに入力し、圧縮試験機の船腹部を移動させるとそれに応じた反力が防舷材模型から船腹部に働く。このような繰り返しを短時間間隔で実行してゆくことにより係留船体の動揺を再現することができる。

4. 計算方法と計算条件

(1) 計算方法

数値計算方法として、従来型シミュレーション法では

Runge-Kutta-Gill 法を用いた。ハイブリッド型では小さな刻み時間幅で運動方程式を解き、圧縮試験機をリアルタイムで滑らかに動かす必要があり、しかも長時間の振動に対して精度と安定性が要求されるので、無条件安定性を有する Houbolt 法の反復法を採用した。何れの場合も計算の時間刻み幅は $\Delta t=0.2$ sec, 計算時間は 10 min とし、計算はすべて実物値で行なった。したがってハイブリッド型シミュレーションにおいては数値計算から得られる実物の船腹変位の模型換算値を圧縮試験機に与え、逆に模型防舷材から測定される反力は、実物・模型同一材料条件下で与えられる $(N_F)_m/(N_F)_p=n^2$ の関係から実物換算して数値計算に取り込んだ。ここに、subscript m, p はそれぞれの模型および実物を、 n は模型縮尺を表わす。なお、この種の圧縮試験では、応力と歪の関係に歪速度依存性があるので、実物と模型の歪速度を一致させる必要がある。

(2) 計算条件

a) 船体諸元

流体力解析理論は2次元矩形断面浮体を対象としているが、計算では一応 10 000 D.W. 級の貨物船の空載状態を対象とした。その主要寸法および力学的諸条件は表-1に示すとおりである。

表-1 計算に用いた船体の主要諸元

長さ(L)	120 m	重心位置(KG)	7.0 m
幅(B)	20 m	慣動半径(κ_{roll})*	7.0 m
深さ(D)	10.5 m	傾心高(GM)	7.53 m
吃水(d)	2.5 m	側圧受圧面積(A _w)	1 225 m ²

* 付加慣性モーメントの影響を含む。

なお、水深は $h=10$ m, 船体重心の離岸距離は $S=12$ m とした。

b) 係留条件

係留索は直径 45 mm, 長さ 44.7 m のナイロンクロスロープとし、初期張力零状態において船体はこのロープ 12 本によって岸壁法線に直角で、水平に係留されているものとする。このロープの張力と伸びの関係は図-2に示すとおりである。ハイブリッド型、従来型とも、この関係を最小自乗法によって4次多項式で表わして計算に用いた。但し、ロープも若干の履歴特性をもつが、今回の計算ではこれを無視した。

防舷材模型は、定反力型と漸増型の2種類を選び、定圧力型の代表として 2000H タイプA ゴム防舷材の縮尺 1/10 のものと、漸増型の代表として 2250H タイプB ゴム防舷材の縮尺 1/15 のものを実物と同一材料で製作した。その取付位置は船体の重心位置と同じ高さとし、それぞれ2基取付けられているものとした。

それぞれの防舷材模型の単純圧縮載荷試験から得られた性能曲線を実物換算して表わしたものが図-3および

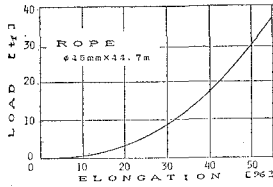


図-2 ロープの張力伸び特性

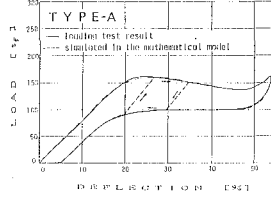


図-3 定反力型防舷材の特性曲線

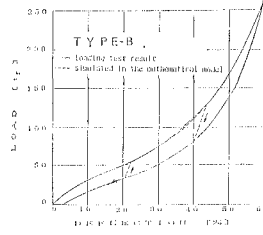


図-4 漸増型防舷材の特性曲線

り小さいことがわかる。この浮体の自由浮体としての roll の固有周期が約 7.5 sec であるので $T=7.0$ sec のときは大きな roll が生じ、防舷材は圧縮変形だけでなく、大きな剪断変形と曲げ変形を

受ける。このように防舷材が剪断変形や曲げ変形を伴いながら圧縮変形を受けるとその圧縮反力は一般に単純圧縮の場合に比べ小さくなる。ハイブリッド型シミュレーション法ではそのような防舷材の反力特性が忠実に再現されており、sway に対する反力の減少によって結果的に sway の変位が小さくなったものと考えられる。しかし、この場合は剪断反力がそれほど大きくないので、heave と roll にはそれほど差は表われていない。

図-4 である。
従来型シミュレーションにおいてはこの性能曲線を、履歴特性を含めて両防舷材とも 6 次多項式で近似し計算に用いた。図中の鎖線はそれを表わしている。なお上限曲線から下限曲線への接続は 10% 歪までの平均反力勾配を有する直線で近似した。

これに対してハイブリッド型シミュレーションでは前述のようにロードセルで測定された防舷材模型の圧縮反力、剪断反力および曲げモーメントをリアルタイムで運動方程式に取り込んだ。

以上の計算条件のうち、幾何学的条件をまとめて示すと図-5に示すとおりである。

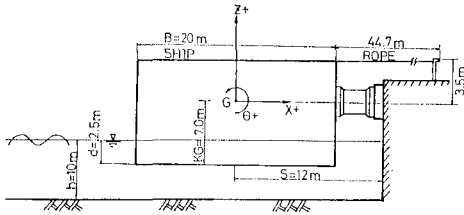


図-5 幾何学的計算条件

c) 波浪・風条件

波浪は規則波を対象し、周期 $T=7.0$ sec~10.0 sec、波高は何れの周期の場合でも $H=0.3$ m および 0.5 m の 2 種類に変えた。風は、風速が $U=30$ m/sec の定常風とし、岸壁に直角に、岸向きに吹くと仮定した。

5. 両シミュレーション法による計算結果の比較

(1) 定反力型防舷材の場合

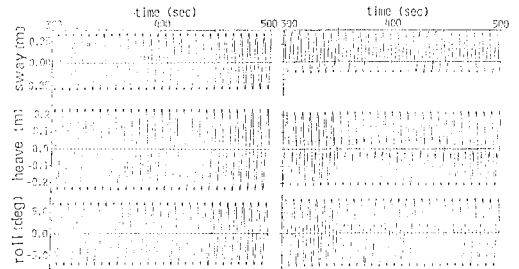
従来型とハイブリッド型の数値シミュレーション法によって得られた矩形浮体の動揺の時系列波形を定反力型防舷材の場合について比較して示したものが図-6および図-7である。前者は入射波の周期が $T=7.0$ sec の場合、後者は $T=9.0$ sec の場合で、何れも波高は $H=0.5$ m である。

図-6 によれば、 $T=7.0$ sec の場合は、heave と roll には僅かな差しかみられないが、sway についてはハイブリッド型による計算結果が従来型のそれに比べてかな

図-6 によれば、 $T=7.0$ sec の場合は、roll は比較的小さいので、防舷材の変形状態は単純圧縮の場合とあまり変わらなくなり、その結果両シミュレーション法による計算結果にほとんど差が見られない。但し、roll についてはハイブリッド型シミュレーション法によって得られた振幅は従来型より若干大きくなっているが、その原因についてはさらに検討を要する。

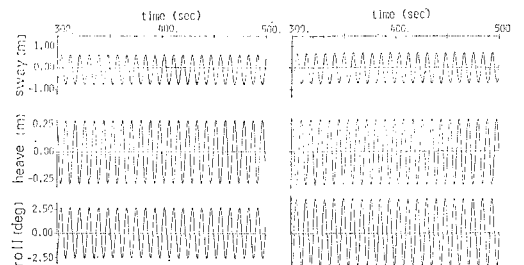
図-7 によれば、 $T=9.0$ sec の場合は、roll は比較的小さいので、防舷材の変形状態は単純圧縮の場合とあまり変わらなくなり、その結果両シミュレーション法による計算結果にほとんど差が見られない。但し、roll についてはハイブリッド型シミュレーション法によって得られた振幅は従来型より若干大きくなっているが、その原因についてはさらに検討を要する。

図-8 は両シミュレーション法によって得られた以上



(a) 従来型 (b) ハイブリッド型

図-6 両シミュレーション法による動揺時系列の比較 (定反力型防舷材, $T=7.0$ sec, $H=0.5$ m)



(a) 従来型 (b) ハイブリッド型

図-7 両シミュレーション法による動揺時系列の比較 (定反力型防舷材, $T=9.0$ sec, $H=0.5$ m)

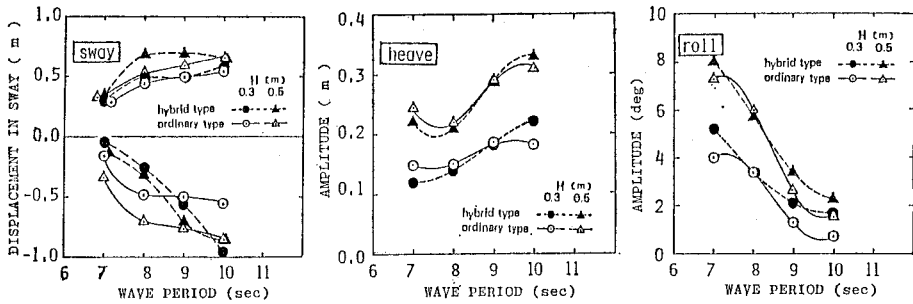


図-8 両シミュレーション結果の比較——動揺振幅(また極大変位)の周期による変化(定反力型防舷材)

のような動揺時系列から各振動モードの定常振幅あるいは極大変位を求め、それらと入射波周期との関係を比較して表わしたもので、波高が $H=0.3\text{ m}$ と 0.5 m の2つの場合について示してある。この図から、 $H=0.5\text{ m}$ の場合は、heave には両シミュレーション法による結果にほとんど差が見られず、roll についても周期の長いときの若干の差を除けば両者に大差はないが、sway に関しては roll が卓越する $T \approx 7\text{ sec} \sim 8\text{ sec}$ の範囲でかなり大きな相違の生ずることが認められる。

両シミュレーション法による計算結果の相違程度が波周期によって異なる傾向は、波高が $H=0.3\text{ m}$ と小さいときでも heave と roll については $H=0.5\text{ m}$ の場合とあまり変わらない。しかし、sway については少し異なった傾向をもつようになり、 $T=10\text{ sec}$ のように周期の長いときでも、図-9 に示すように、 $H=0.3\text{ m}$ のときは弱い subharmonic motion がハイブリット型の計算結果で表われ、大きな sway 変位を生じるようになる。

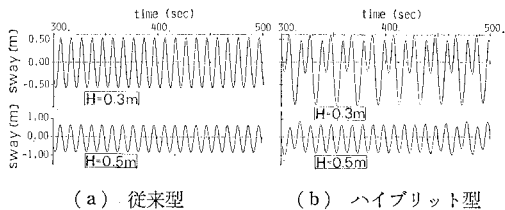


図-9 両シミュレーション結果の比較——波高による相違(定反力型防舷材、 $T=10\text{ sec}$)

(2) 漸増型防舷材の場合

図-10 および 図-11 は漸増型防舷材を用いたときの両シミュレーション法によって得られた動揺の時系列解を比較して表わしたものであり、前者は $T=7.0\text{ sec}$ の場合を、後者は $T=9.0\text{ sec}$ の場合を示す。

これらの図より、roll の卓越する $T=7.0\text{ sec}$ の場合は従来型とハイブリッド型のシミュレーション結果に大きな差が生じるが、 $T=9.0\text{ sec}$ 場合は、時間的にかなり変動しているが、平均的には両者はほぼ一致している。このように、roll が卓越する周期帯では両者の差は大きく、

roll が比較的小さい周期帯では両者の差が小さいという傾向は定反力型防舷材の場合と基本的には類似している。

今回用いた漸増型防舷材は剪断に対して定圧力型防舷材ほどには変形しにくい。したがって、このような特性がシミュレートされているハイブリッド型シミュレーションは、roll が卓越する条件では剪断反力も比較的大きいので heave と roll が減少したものと考えられる。但し、実際の波は不規則波であり、これほど大きな roll が起るとは考えにくく、この点を考慮して更に検討を要すると考えられる。

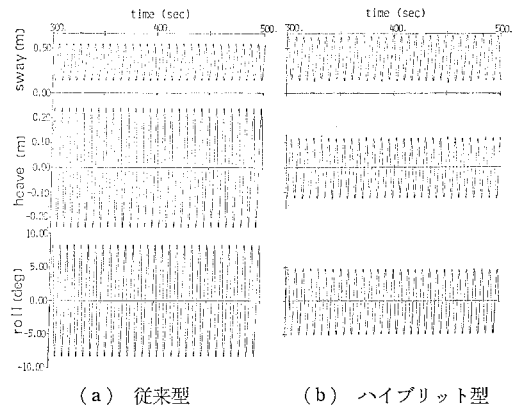


図-10 両シミュレーション法による動揺時系列の比較(漸増型防舷材、 $T=7.0\text{ sec}$ 、 $H=0.5\text{ m}$)

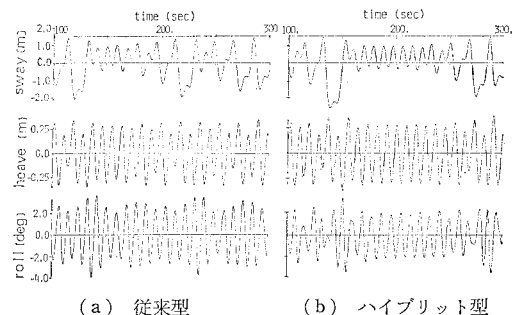


図-11 両シミュレーション法による動揺時系列の比較(漸増型防舷材、 $T=9.0\text{ sec}$ 、 $H=0.5\text{ m}$)

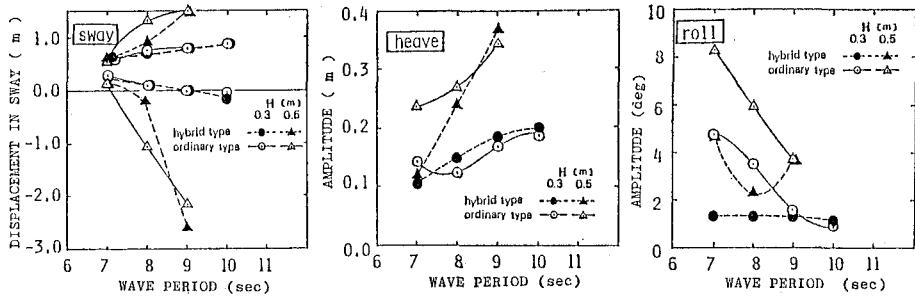


図-12 両シミュレーション結果の比較—動揺振幅(または極大変位)の周期による変化(漸増型防舷材)

図-12 はこれらの時系列波形の計算値から求めた各動揺モードの定常振幅あるいは極大変位と周期の関係を、従来型とハイブリッド型について比較して表わしたものであるが、 $T \approx 7 \text{ sec} \sim 8 \text{ sec}$ においては、特に heave と roll に関して両者の差は大きいことがわかる。しかし、波高が $H=0.3 \text{ m}$ のときは sway と heave について両者の差はほとんどなくなるようである。

(3) 長時間シミュレーション

従来のシミュレーション法では、外力が定常であれば、これをある程度継続して作用させると動揺はほぼ定常に達する。しかし、ハイブリッド型シミュレーション法では実物と同じゴムで作られた防舷材模型を用いているので、長時間の繰り返し変形を受けて次第に防舷材が疲労して反力が減り、したがって動揺振幅も時間とともに変化すると考えられる。図-13 はドルフィン係留の場合の長時間シミュレーションによる動揺波形の変化

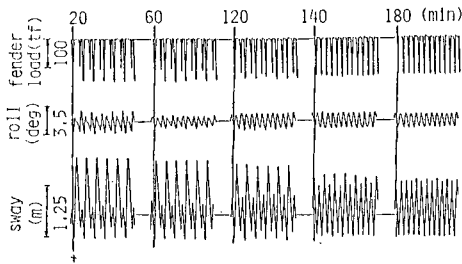


図-13 長時間シミュレーションによる動揺波形の変化 ($T=10 \text{ sec}$, $H=0.5 \text{ m}$)

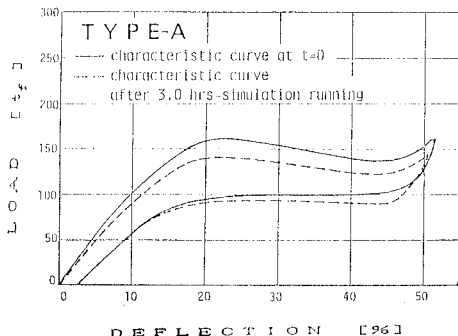


図-14 長時間シミュレーション後の防舷材特性曲線の変化(定反力型防舷材)

合の定反力型防舷材を用いたときのハイブリッド型シミュレーション法による sway と roll の動揺時系列を表わすが、時間の経過とともに sway が漸減して行く傾向が認められる。図-14 はこのときのシミュレーション実施前と3時間後の防舷材の特性曲線を比較したものであるが材質の変化によって両者に差が生じていることがわかる。今後更に検討を要する問題である。

6. むすび

数理モデルと物理モデルを組み合わせた新しいハイブリッド型シミュレーション法によって荒天時岸壁係留船の動揺解析を行ない従来型シミュレーション法では見出し得なかった重要な知見を得た。今後は不規則波と変動風を対象として解析を進めるとともに、係岸遡泊用の防舷材の開発をめざす予定である。終りに、本研究の一部は、(財)日本船舶振興財団の技術開発基金の援助によってなされたことを付記する。

参考文献

- 1) 運輸省港湾局建設課: 荒天時遡泊のための係岸および一点係留ブイの技術基準(案), 1984. 3.
- 2) 榎木 亨・久保雅義: 荷役限界からみた港内静穏度に関する研究(第1報), 第24回海岸工学講演会論文集, pp. 610~614, 1977.
- 3) 榎木 亨・久保雅義・京谷光高: 荷役限界からみた港内静穏度に関する研究(第2報)——特に係留方法による——, 第25回海岸工学講演会論文集, pp. 593~597, 1978.
- 4) 榎木 亨・久保雅義: 荷役限界からみた港内静穏度に関する研究——直線岸壁および Slip 内係留船の運動特性——, 第27回海岸工学講演会論文集, pp. 307~311, 1980.
- 5) 榎木 亨・久保雅義: 荒天時の港内係留船舶の安全向上のための基礎的研究——ダッシュポット係留索による船体動揺低減化について——, 第31回海岸工学講演会論文集, pp. 461~465, 1984.
- 6) 上田 茂・白石 悟: 大型矩形浮体の波浪中の動揺と係留力(第2報), 港湾技術研究所報告, 第19巻, 第3号, pp. 105~143, 1980.
- 7) 上田 茂・白石 悟: 係留船舶の動揺計算法とその評価, 港湾技術研究所報告, 第22巻, 第4号, pp. 181~213, 1983.
- 8) 上田 茂: 係岸船舶と動揺解析手法とその応用に関する研究, 港湾技術資料, No. 504, 1984.
- 9) 井島武士・田淵幹修・湯村やす: 有限水深の波による矩形断面物体の運動と波の変形, 土木学会論文集, 第202号, 1972.