

港 湾 技 研 資 料

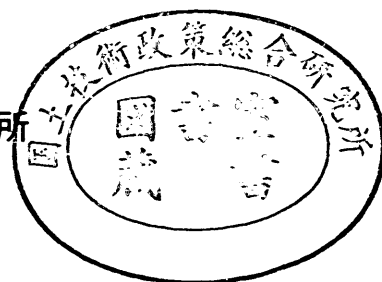
TECHNICAL NOTE OF
THE PORT AND HARBOUR RESEARCH INSTITUTE
MINISTRY OF TRANSPORT, JAPAN

No. 504 Dec. 1984

係岸船舶の動揺解析手法とその応用に関する研究

上 田 茂

運輸省港湾技術研究所



目 次

要 旨	3
1. 序 論	5
1.1 研究の目的	5
1.2 研究の課題	6
参考文献	7
2. 船舶の係留の現況と問題点	8
2.1 概説	8
2.2 船舶の係留の現況	8
2.3 台風等荒天時の港内避泊の現況と問題点	9
2.4 利用時における船舶の動揺と係留の問題点	12
2.5 船舶の係留における問題点の解決の方策	15
2.6 結語	16
参考文献	16
3. 係岸船舶の動揺解析モデルと解法	18
3.1 概説	18
3.2 従来の研究と問題点の整理	18
3.3 係岸船舶の動揺解析モデル	20
3.4 係岸船舶の動揺の数値シミュレーションによる解法	27
3.5 結語	37
参考文献	38
4. 係岸船舶の動揺特性に関する模型実験による動揺解析手法の検討	42
4.1 概説	42
4.2 模型実験の概要	42
4.3 模型実験結果による係岸船舶の動揺特性	50
4.4 模型実験結果と数値シミュレーション結果との比較	98
4.5 数値シミュレーションにおける定数についての考察	132
4.6 結語	137
参考文献	138
5. 実船の係留における動揺解析手法の適用例	139
5.1 概説	139
5.2 四日市港における実船観測と動揺解析手法の適用例	139
5.3 新潟港における実船観測と動揺解析手法の適用例	166
5.4 鹿島港における実船観測と動揺解析手法の適用例	205
5.5 結語	208
参考文献	209

6. 荒天時港内避泊バースの係船付帯設備の設計への動揺解析手法の適用例	210
6.1 概説	210
6.2 係船付帯設備の機能と係岸船舶の避泊の限界条件との関係	210
6.3 港内避泊バース整備の方策	253
6.4 ケーススタディ	259
6.5 結語	264
参考文献	268
7. 係岸船舶の動揺特性からみた港湾荷役可能限界推定問題への動揺解析手法の適用例	269
7.1 概説	269
7.2 港湾荷役からみた船舶動揺量の許容値	269
7.3 港湾荷役の稼働率向上のための係留施設改善の方策	274
7.4 港湾荷役が可能となる限界波高の検討例	275
7.5 結語	303
参考文献	304
8. 浮体式海洋構造物の係留施設設計への動揺解析手法の適用例	305
8.1 概説	305
8.2 洋上石油備蓄基地計画	305
8.3 沖合人工島計画	319
8.4 浮防波堤建設計画	326
8.5 結語	329
参考文献	330
9. 結 論	332
主要記号表	335
付録 A 船舶の係留装置の設備規定	337
付録 B 係岸の係船柱の設置本数と強度の標準値	343
付録 C 船舶の接岸力算定のための諸定数	345
付録 D 主要港における台風警戒態勢	346
付録 E 船舶の荒天時避泊の実態	347
付録 F 多大な船舶被害をもたらした台風の一覧	359
付録 G 港外における大型船の被害状況	360
付録 H 船体に作用する波力	365
付録 I 造波抵抗力	369

係岸船舶の動揺解析手法とその応用に関する 研究

上 田 茂*

要 旨

本論文は港湾の施設整備において係岸船舶の動揺と係留の安全性からみた計画策定の方法論の確立を目的として係岸船舶の動揺解析手法とその応用に関する成果をとりまとめたものである。本論文の内容と主要な成果は以下のとおりである。

1. 船舶の係留の現状と問題点を示し、荒天時の港内避泊対策および利用時の港湾荷役稼働率向上問題の解決が急務であることを示した。そして、そのための港湾の施設整備計画の検討に当たっては、係岸船舶の動揺解析手法を開発し活用する必要があることを示した。
2. 係岸船舶の動揺解析モデルを提示し、その数値シミュレーションによる解法を示した。動揺解析手法は、波と風の不規則性および係留索と防衝工などの非線形な変位復元力特性を考慮して、係岸船舶の動揺と係留力を数値積分によって求める方法である。
3. 水理模型実験を行い、波と風の作用を受け非線形な変位復元力特性を有する係留系に係留された船舶の動揺特性を詳細に検討し、波と風の作用の仕方、防衝工および係留索の特性、係岸の構造、防風壁の設置などと、係岸船舶の動揺特性との関係を明らかにしている。また、動揺解析手法を用いた計算結果と実験結果とを比較し、両者がよく一致していることを示した。
4. 強風下における係留中の実船の動揺を観測し実測値を解析するとともに動揺解析手法による計算値と比較し、実船においても水理模型実験とほぼ同様の係岸船舶の動揺特性であることを示し、かつ、波向および風向、港内の長周期の水面変動の存在、係留索の初期張力およびたるみなどと係岸船舶の動揺特性との関係を明らかにした。
5. 係岸船舶の動揺解析手法を、係岸避泊問題、港内静穏度問題、浮体式海洋構造物の係留施設的设计などに適用することを試み、事例をあげてその方法論を示した。

* 構造部 海洋構造物研究室長

Analytical Method of Ship Motions Moored to Quay Walls and the Applications

Shigeru UEDA*

Synopsis

This paper describes the analytical method of ship motions moored to quay walls and the applications in order to establish the port planning method in taking account the ship motions and the safety of mooring ships.

Followings are conclusions of this paper.

1. Present method of mooring ship and the problems of that method is pointed out and it is suggested to make the measure immediately for harbouring ships in rough weather and the high rate port operation. And, for the examination of those problems, it must be important to establish and to utilize the analytical method of ship motions moored to quay walls.
2. Analytical method of ship motions moored to quay walls is presented. In this method, the irregularities both wind and waves, the non-linear characteristics of the mooring systems are taking account. The solution is obtained in time domain by numerical integration.
3. Model experiments are carried out to make clear the ship motions moored in non-linear mooring systems and subjected to irregular wind and wave forces. Through the model experiment and the analysis, relations between ship motions and those items as wind, waves, characteristics of fenders and mooring ropes, structural type of quay walls and wind screen are cleared. And also, the appropriateness of the presented method is evaluated.
4. Full scale observation of ship motions moored to quay walls in rough weather. Through the analysis of obtained data, it is confirmed that the motions of full scale observation is similar to that of observed in model experiments, and the relation between ship motions and those items as wind and wave directions, long period waves inside the port, initial tension and slakening of mooring ropes.
5. The application of the presented analytical method to those problems to determine the critical wave conditions for harbouring of ships moored to quay walls, method to determine the calmness index for high rate port operation and the design method of mooring systems of floating offshore structures.

* Chief of the Offshore Structures Laboratory, Structures Division

1. 序論

1.1 研究の目的

港湾は有史以前から国家の経済、文化、防衛に係わる重要な施設であった。失われた大陸（B. C. 1万年ごろ）といわれるアトランティス大陸には、王宮を囲む環状の水帯を船舶が行き交い、三つの港湾がにぎわっていたと言われている¹⁾。有史に残る最初の航海人はフェニキア人であるが地中海沿岸を航海した。中世の英国においては重商主義政策のもとに近代的な海運が発展し、カティサーク号に代表される数千トン級の大型帆船がインド洋との間を華々しく航海した。その拠点には東インド会社や西インド会社などのドックで、テムズ川を約80 kmさかのぼったところに建造された。

我が国においても、国家の形成の初期から大陸との交流が行われており、九州の各港を通して大陸の物資や文化が流入した。平安時代には平清盛によって大輪田の泊が修築された。また、鎌倉時代には和賀江島の港湾施設が整備された。豊臣秀吉と徳川家康は御朱印船貿易を推進し堺港がその拠点となった。江戸時代には、鎖国令が敷かれたため一時海外貿易が中断されたが、国内の海運は活況を呈し、樽廻船、菱垣廻船などが江戸と大阪の間を往復し、また、東回り航路、西回り航路、西国航路の開設により日本海側および九州の物資が江戸に送られるようになり、酒田、下関、長崎などの諸港が栄えた。幕末に来航したペリーの要請に応じて鎖国令が解かれ、開国日本の玄関として、まず、横浜港、神戸港が整備された。今日、特定重要港湾18港、重要港湾113港、地方港湾955港が整備され、年間取り扱い貨物量は、外貿7.9億トン、内貿20.3億トン²⁾に達し、港湾はまさに我が国経済の基幹であると言っても過言ではない。

港湾は、天然または人工により外海の波を遮蔽し船舶が安全に停泊できる場所である。また、港湾は海陸輸送の結節点であってここで貨物の輸送形態の転換が行われる。さらに港湾は物資に付加価値を与える生産の場でもある。これらの機能に加えて、最近では港湾を都市機能の一つとしてとらえ、市民が水に親しめる場の提供および震災時の緊急救援活動の場としての役割が重視されてきている。このような港湾の機能のうち、円滑な荷役および安全な停泊といった面を十分に果たすために解決しなければならない技術的課題として

- (1) 利用時の港内静穏度を確保し、船舶が安全に荷役活動ができるように港湾の施設整備を図る。
- (2) 荒天時に船舶が港内においても安全に避泊できるように港湾の施設整備を図る。

- (3) 震災時の緊急救援活動の場としての役割を果たすように耐震バースの整備を図る。

の三つをあげることができる。ここでは最初の二つの技術的課題について考えてみる。

まず、利用時の港内静穏度について考えてみよう。港湾の施設の技術上の基準においては、荷役限界波高として有義波高50~70 cm以下と規定している。この程度の波高であれば船舶の動揺は大きくなく荷役に支障をきたさないという見込みのもとに、係船岸前面でこれ以下の波高になるように防波堤の配置や規模が決められている。しかし、同じ波高50 cmでも周期が5 sと15 sの波とでは船舶の動揺は異なる。また、波向が異なっても、風速や風向が異なっても船舶の動揺は異なる。さらには船舶の大きさや種別によっても船舶の動揺は異なる。波高50~70 cmという漠然とした表現では港内の静穏度を表すのに十分ではない。事実、周期の長い波が侵入する港湾では荷役ができないこともある。このような現象のよく知られた事例として、アメリカのロスアンゼルス港³⁾やケープタウン港のダンカンベイソン⁴⁾、ペルーのマルコナビア⁵⁾における船舶の長周期動揺をあげることができる。

つぎに、台風等荒天時の港内における船舶の避泊について考えてみよう。我が国の港湾において宿命なことは台風の来襲である。記録に残っているだけでも、台風時における港内および港外の船舶の被災は数万件にも及ぶ。それらの中には、台風の接近を知り急ぎ最寄りの港湾に入港しようとしたが間に合わずに高波を受けて沈没したもの、港内にびょう（錨）泊していたところいかりがかりが良くなく突風に押し流されて漂流したもの、港内で避泊していたが強風と高波および高潮を受けて走びょうし、自由を失って圧流され防波堤や係留施設に衝突したものなどがある。過去、台風による港内避泊船舶の被災が最も大きかったものは、昭和24年のキティ台風による横浜港の船舶の被災と、昭和25年のシェーン台風による大阪港内と神戸港内の船舶の被災である。横浜港の被災は沈没した船舶35隻、流失した船舶2隻、衝突した船舶3隻、坐礁した船舶12隻、小破した船舶23隻で、空前の大被害となった。一方、シェーン台風による大阪港の被害は、沈没した船舶4隻、損傷した船舶6隻、坐礁した船舶5隻、また、神戸港では、沈没26隻、大破11隻、小破22隻、流失4隻などと大きな被害をみた。これらの被災事例から、当時、台風時に港内で避泊することの危険性が指摘され、港外で避泊するのが望ましいとされた⁶⁾。以来30有余年の間、我が国の港湾においては、おおむね500~1000トン以上の船舶に対し港外退避して避泊するように勧告し指導している。しかし、今

日船舶の入港隻数が増加しており、これらの内500～1000トン以上の船舶のすべてを港外で避泊させるための避泊水域を湾内に求めることが困難になってきている。そのため、港内での安全な避泊対策の早期実現の要請が高まっており、この問題を解決するための模型実験や理論的な検討が各方面で進められてきた。これらの成果は将来における港内避泊の可能性に道を開いたものと言える。ただし、従来の研究においては、主として波による係岸船舶の動揺の検討がなされており、しかも、その場合係留索や防げん材の変位復元力特性が線形で、規則波に対する検討であった。実際には波と風とを同時に考慮し、非線形な係留系における、不規則波中の船舶の動揺

特性を十分に調べ、その結果を港内避泊の実施方針に反映していくことが必要である。

1.2 研究の課題

以上のような背景から、本研究では港湾における船舶の安全な係留と港湾荷役の稼働率向上の問題を取り上げ、港湾の施設整備において係岸船舶の動揺問題の重要性を指摘し、そのため、波と風的作用を受ける係岸船舶の動揺解析手法を提示し、港湾の施設整備の方策について検討することとし、以下の手順で議論を展開することにする。

図-1.1は本研究における各章の課題とその位置づけを示したものである。まず、1.では序論として研究の目

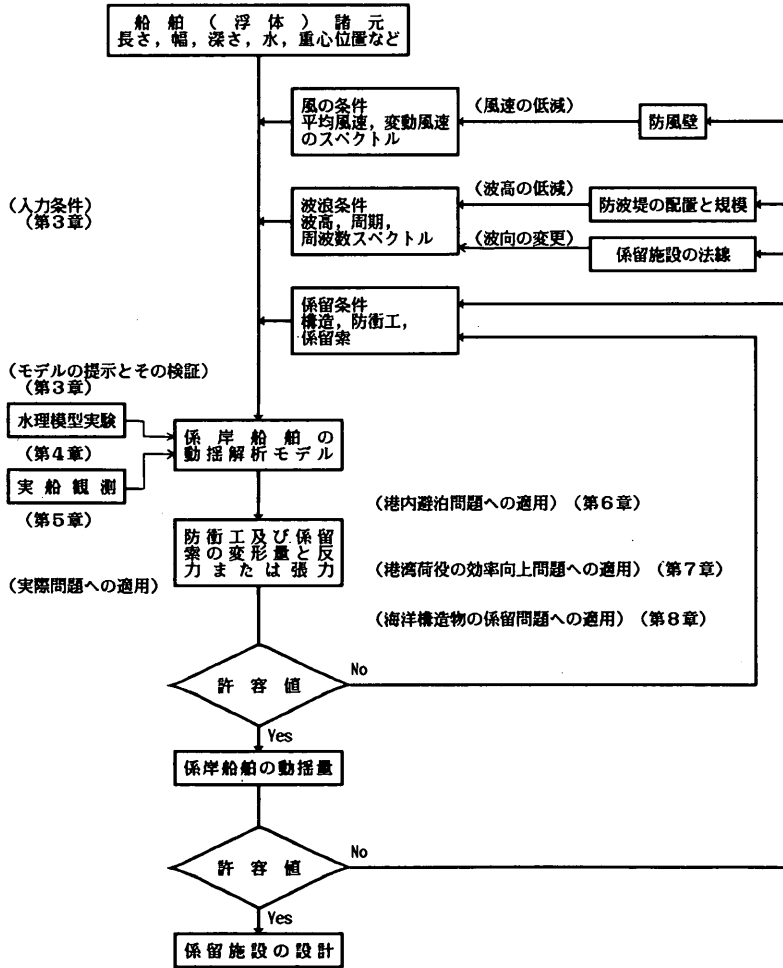


図-1.1 動揺解析手法のフローチャートと各章における課題の位置づけ

的と課題を述べ、2.では、船舶の係留の現況と問題点について述べ、問題の解決の方策を検討する。ついで、3.では、波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺解析モデルを提示し、その数値シミュレーションによる解法について述べる。さらに4.では、その模型実験による検討、5.では、実船観測における動揺解析手法の適用例について述べ、それぞれの章では数値シミュレーション結果との比較を行うことにする。6.では、係岸船舶の動揺解析手法を利用して、台風等荒天時の港内避泊について述べる。また、7.では、港湾荷役可能限界推定問題への動揺解析手法の適用例について述べる。8.では、この動揺解析手法の海洋構造物の係留施設設計への適用例について述べる。それらの事例として、洋上石油備蓄基地計画、沖合人工島計画、浮防波堤建設計画などを取り上げる。

以上の記述において、波と風の作用下における係岸船舶の動揺解析手法および浮体式海洋構造物の係留問題の解析手法の提示を行い、その結果を示すとともに応用について言及する。9.は結論として以上の成果をとりまとめ要約する。

参考文献

- 1) E. B. アンドレーエヴァ著、清水邦生訳：失われた大陸、岩波新書、1963、316p.
- 2) 日本港湾協会：日本の港湾、1983.
- 3) Vanoni, V. A. and Carr, J. H. : Harbour surging, *Proc. of First Conference on Coastal Engineering*, 1950, pp.60~68.
- 4) Wilson, B. W. : Full Scale Observation of the Behavior of Moored Ships, *Proc. of NATO Advanced Study Institution on Analytical Treatment of Problems of Berthing and Mooring Ships*, July, 1965, pp. 117~129.
- 5) Keith, J. M. and Murphy, E. J. : Harbour Study for San Nicolas Bay, Peru, *Proc. of ASCE*, WW2, May, 1970, pp. 251~273.
- 6) 小野寺道敏：気象と海難、第12章、台風によって発生した海難、天然社、1953、pp. 198~226.
- 7) 運輸省第二港湾建設局、日本海難防止協会：東京湾安全対策調査報告書、1971、143p.
- 8) 運輸省第二港湾建設局：東京湾安全対策調査報告書(1)(避泊対策調査)、1977、95p.
- 9) 運輸省第二港湾建設局：東京湾安全対策調査報告書(1)(避泊対策調査)、1978、113p.
- 10) 運輸省第二港湾建設局：東京湾安全対策調査報告書(1)(避泊対策調査)、1979、115p.
- 11) 運輸省第二港湾建設局：東京湾安全対策調査報告書(1)(避泊対策調査)、1982、113p.
- 12) 運輸省第三港湾建設局：大阪湾における台風避泊対策調査、岸壁係留避泊模型実験報告書、1975、135p.
- 13) 運輸省第三港湾建設局：大阪湾港内避泊対策調査研究報告、1979、172p.
- 14) 伊勢湾海難防止協会：伊勢湾、三河湾諸港における台風時船舶の港内避泊可能限度に関する調査研究、1979、164p.
- 15) 運輸省第五港湾建設局、伊勢湾海難防止協会：伊勢湾避泊対策調査報告書、1983.
- 16) 運輸省港湾局建設課：港内避泊対策技術調査報告書、1980、144p.
- 17) 運輸省港湾局建設課：港内避泊対策技術調査報告書、1981、79p.
- 18) 運輸省港湾局建設課：港内避泊対策技術調査報告書、1982、91p.
- 19) 運輸省港湾局建設課：港内避泊対策技術調査報告書、1983、141p.
- 20) 運輸省港湾局建設課：港内避泊対策技術調査報告書、1984、159p.

2. 船舶の係留の現況と問題点

2.1 概説

前章では、本研究においては港湾における船舶の係留問題を取り上げ、港湾の施設整備において係岸船舶の動揺問題の重要性を指摘し、そのため、波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺解析手法を提示し、これを活用して港湾の施設整備の方策について検討することの必要性を述べた。

本章においては港湾における船舶の係留の現況と問題点について述べる。先に課題として取り上げた最初の二つの問題点はいずれも船舶の係留に係わる問題点であるので、まず2.2で船舶の係留の現況として、船舶の係船装置の設計の現況と、係岸における係船付帯設備の設計の現況を述べる。ついで、2.3で台風等荒天時の港内における船舶の避泊の現況と問題点について、過去の台風時における船舶の被災の状況と原因を明らかにするとともに、港内避泊の必要性について述べる。さらに、2.4では港内静穏度に関する問題について、波と風の作用による係岸船舶の動揺が港湾荷役に及ぼす影響について述べ、その中で特にサージングやスウェィングの長周期動揺を引き起こす原因を事例をあげて述べる。

以上のように、船舶の係留の現況と問題点を述べ、その解決の方策について検討する。

2.2 船舶の係留の現況

(1) 船舶の係留装置

港湾における船舶係留および荷役の方式としては、現在、a. いかりおよびびょう鎖による沖がかり、b. 係留索によりブイまたは岸壁・ドルフィンに係留する二つの方式が採用されている。このうち、最も効率良く確実に荷役できる方式は後者のうちの岸壁またはドルフィンに係留する方式である。

船舶には係留のための装置として、ウィンチ、ポラードなどの諸装置が設置されている。日本海事協会の鋼船規則¹⁾によれば、ウィンチ、ポラードなどの船舶に設置される係船装置は錨装数(満載排水量 W (tf)、船幅 B (m)、乾げん f (m)、甲板室の高さ h' (m)、満載喫水線上の側面積 A (m^2)などの関数)によって決められているが、風や流れなどの外力に対する係船装置の安全性が十分に検討されているとは言えない。これに対し、日本造船協会造船設計委員会による大型船の係船装置計画指針には、風や流れの作用を考慮した係船装置の計画手順が示されている。これによると、係留中に船舶に作用する外力としては風と流れを考慮している。しかし、波浪については、これを考慮するものとされてはいるが、実際には波

浪に対する検討が行われていないのが実情である。これらの係船装置の計画手順の詳細は付録Aに示す。

以上に述べた船舶に設置される係船装置の要目計画においては、波の作用については考慮されていないし、また15 m/s以上の風速については考慮されていない。

(2) 係岸の係船付帯設備

係岸には、船舶の係留に要する係船柱(ボラード、ビット)と、船舶の接岸および係留中の船舶の動揺によって生ずる衝撃力を緩和し船舶および係留施設の損傷を防ぐための防衝工(防げん材)が設置されている。ここでは、係岸におけるそれらの係船付帯設備の設置計画について述べる。

a) 係船柱

係岸に設置されている係船柱には曲柱と直柱とがある。大型船の場合には、曲柱は係岸の法線から2 m程度の位置に係岸の法線に平行に一定間隔に設置される。一方、直柱は係岸の法線から数十メートル離れた位置(おおむね船幅の2倍程度)に設置される。後者をとくにストームビットと呼ぶ。ストームビットは1バース当たり2本程度設置されている。

係船柱の強度と1バース当たりの設置本数は対象船舶が装備する係留索の強度と本数、および係留索のとり方を考慮して定められている。係船柱のけん引耐力は、風圧力によって生ずる船舶けん引力と、船舶が装備している係留索の切断荷重をもとに決定されている。²⁾³⁾⁴⁾しかし、直柱についてはおおむね30 m/s程度の風速に対するけん引耐力があるが、曲柱については荒天時の係留に対して十分なけん引耐力がない恐れがある。(付録B参照)

b) 防衝工

係岸の前面には防衝工が取り付けられている。我が国では、防衝工を設置する目的は船舶の接岸エネルギーを吸収し衝撃力を緩和することと考えられている。この点は欧米における防衝工の設置目的とやや異なる点である。欧米では、接岸時の防衝効果の他に、係留中の船舶の動揺による衝撃力を緩和する目的で防衝工が設置されている。しかも、一部には後者だけの目的のために防衝工を設置するものと認識する向もある。エンクロードック内のバースには防衝工が設置されていないことが多いが、その理由は波による船舶の動揺がないためである。

さて、我が国における防衝工の設計は、船舶の有効接岸エネルギーを防衝工の変形によって吸収させるという考え方で⁵⁾⁶⁾行っている。この設計法は諸外国の設計事例を見ても最も一般的なものである。そこで、以下にその概略を示しておく。

船舶の有効接岸エネルギーは次式で表される。

$$E = \frac{W}{2g} V^2 C_m C_e \quad (2.1)$$

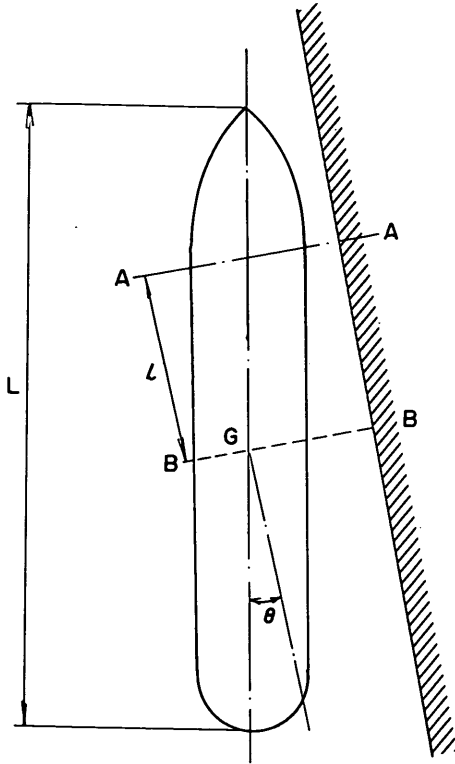


図-2.1 有効接岸エネルギー計算の説明図

ここに E : 船舶の有効接岸エネルギー (tf·m), W : 船舶の排水重量 (tf), g : 重力の加速度 (9.8 m/s²), V : 船舶の接岸速度 (m/s), C_m : 仮想質量係数, C_e : 偏心係数で, $C_e = 1 / \{1 + (l/r)\}$, l : 係岸に平行に測った接触点から船舶重心までの距離 (m), r : 水平面での船舶重心を通る鉛直軸まわりの環動半径 (m) (図-2.1 参照) である。接岸速度, C_m , C_e などの係数の詳細については付録 C に示している。

今日では防衝工としてゴム製の防げん材が多く用いられている。これらの防げん材は船舶の有効接岸エネルギーを効率的に吸収し、かつ単位吸収エネルギー当たりの反力が小さくなるように設計されていて、その変位復元力特性を大別すると図-2.2 に示すように定反力型と反力漸増型の 2 種類になる。従来、防衝工の設計が接岸を対象としていたこともあって、単位反力当たりの吸収エネルギーが大きい防げん材を至向する傾向にあった。つまり、防げん材の変形の初期に反力が急増するタイプのものが望ましいとされていた。しかし、後章で述べるように防げん材のばね定数が大きいと、係留索と防げん材とからなる係留系の非対称性が強くなって、係岸船舶のサブハーモニックモーションが生ずることがあるので、船舶の係留に対しては防衝工の変位復元力特性と係岸船舶の動揺との関係を十分に検討しておく必要がある。また、接岸エネルギーをより多く吸収するためには、防衝工の個数を増加したり、長さを大きくしたりする方法が従来採用されているが、この方法では船舶の動揺量が防衝工の許容変形量を越え、反力だけが増加する結果を招くことになるので、船舶の係留を対象とした防衝工の設計法について検討することが必要である。

2.3 台風等荒天時の港内避泊の現況と問題点

(1) 最近の台風時における船舶の港内避泊実態

a) 主要港における暴風対策と港外退避勧告の実態

現在、我が国の主要港においては、台風時には、おおむね 15 m/s 以上の風速が予想されるとき、大型船に対し港長から港外退避勧告が出される (付録 D⁷⁾)。港外退避勧告発令の対象となる船舶の大きさは港湾によって若干異なるが、多くの場合 500 GT または 1000 GT 以上である。

台風時に大型船に対し港外退避勧告が発令されるようになったのはキティ台風およびジェーン台風によって港内港外の船舶が大きな被害を受けた以降である。これら

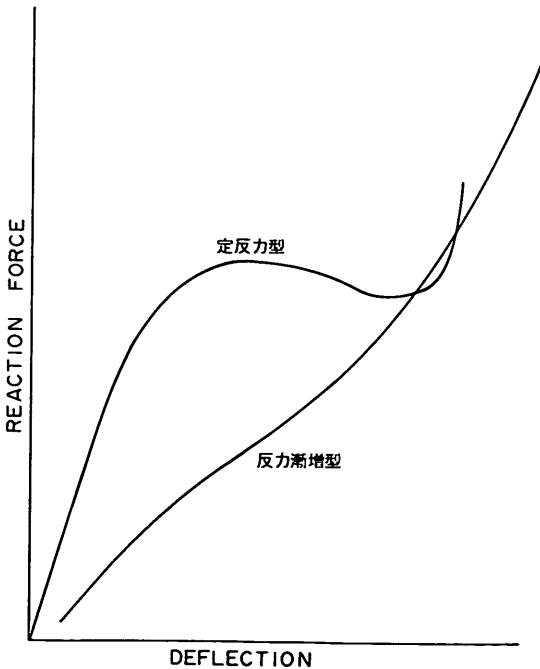


図-2.2 2種類のゴム防げん材の変位復元力特性

の台風による船舶被害の状況から判断して、港内という限られた水域ではいったん船舶が走びょうし圧流されたりすると、他船と接触する機会が増加するため危険性が大きいとの見解が当時示され、その後、今日に至るまで、台風時には大型船に対し港外退避勧告が発令されている。

b) 港内避泊の実態

東京港、横浜港、川崎港、千葉港、名古屋港、四日市港、神戸港、大阪港の各港について、この数年間の台風時の港内避泊船舶の実態を調査した。調査結果の詳細は付録Eに示すが、これから以下のことがわかる。

- ① 大阪港を除く各港には港外退避勧告の有無にかかわらず、500 GT以上の船舶が10～40隻港内避泊している。とくに、東京港、横浜港、神戸港などでは港内避泊船舶が多い。また、それらの避泊船舶の多くは係岸避泊をしている。
- ② 港内避泊船舶の中には10000GT以上の船舶が相当数みられるが、とくに横浜港および神戸港に多い。
- ③ 風速と港内避泊船舶数および船型との相関はみられない。調査した中で、東京湾内の各港で、風速が最も大きかった昭和54年10月の台風20号の際に港内避泊した船舶数は、東京港（風速S 24 m/s）7隻、横浜港（風速S 29.5 m/s）9隻、川崎港（風速S 24 m/s）3隻、千葉港（風速SSW 22.0 m/s）1隻であって、東京港および横浜港における避泊最大船型は、それぞれ、37845 GTおよび41127 GTである。また、神戸港では風速が最も大きかったのは、昭和57年8月の台風10号（風速NNW 18.0 m/s）のときであるが、避泊最大船型は17088 GTであった。
- ④ これらの資料では、船舶の喫水の状況、船舶の係留の状況などが不明であるので、港内避泊の安全性について言及することはできないが、ただ、主要港においては、台風時といえども相当大型の船舶が係岸避泊しており、しかも、とくに大きな事故を起こすことなく避泊し得たということだけは言える。
- ⑤ 各港において、港内避泊船舶の多いふ頭は、表-2.1に示すとおりである。同表には、ふ頭名と係岸避泊船舶の主要船型とを示している。

以上述べたように、台風時の港外退避勧告にもかかわらず、港内避泊する船舶が多いことは、港外避泊に内在する問題を示唆するものである。そこで、以下に、港外避泊容量と避泊需要（在港船舶数）について調べ港内避泊の必要性について述べる。

表-2.1 主要港における港内避泊船が多いふ頭等

	10000GT以下	10000GT以上
東京港	晴神埠頭、品川埠頭 13号地その1、その2埠頭	大井埠頭、13号地その2埠頭 15号地その1埠頭
横浜港	本牧埠頭、新港埠頭、 山下埠頭、高島埠頭	本牧埠頭
川崎港	横浜運河拾い、永江運河拾い、 京浜運河拾い、田辺運河拾い 池上運河拾い	横浜運河拾い、永江運河拾い
千葉港	千葉第1区、中央地区、市原地区 袖ヶ浦地区	千葉第1区、中央地区、市原地区
名古屋港	5、6、7号地、南1区、南2区 金城埠頭	南2区、金城埠頭
四日市港	東防波堤内側（第3区）、 東洋曹達岸壁、大浜町 塩浜町	
大阪港*1	築港中央埠頭、第1～7号岸壁 日立造船ドック、南港内港	
神戸港	新港埠頭、摩耶埠頭 ポートアイランド、 コンテナ埠頭、ライナー埠頭	新港埠頭、摩耶埠頭 ポートアイランド コンテナ埠頭 ライナー埠頭

*1) 大阪港においては昭和53年以降、港内避泊船舶はほとんどない。

c) 港内避泊の必要性

(i) 東京湾における検討

運輸省第二港湾建設局では昭和45年度⁹⁾、昭和51～53年度¹⁰⁾¹¹⁾¹²⁾および56年度¹³⁾の3回にわたって、東京湾における台風避泊調査を行っている。その結果によれば、3000 GT以上の船舶を港外避泊させるものとすれば、約240隻の船舶を避泊させるためのびょう泊地が必要になる。これは、浦賀水道の通航量（5年間の一日平均隻数）の約2倍、東京湾内における各港の一日平均入港船舶隻数の約4倍、東京湾内の最大係留能力別ベース数の約0.6倍である。これに対し、港外の避泊可能量を推定すると、表-2.2に示すように、Case 1の場合約90隻、Case 2の場合約120隻である。ただし船型別避泊所要円の半径と条件は表-2.3に示すとおりである。

表-2.2 東京湾港外避泊可能隻数の推定結果

	隻数	CASEの考え方
CASE 1	約90	A型船：約1/2に見合う5隻を港外避泊 B型船：2/3 港外避泊 C型船：全隻数を港外避泊 D型船：港外避泊できない分は港内へ
CASE 2	約120	A型船：全隻数を港外へ B型船：6割を港外へ C型船：全隻数を港外避泊 D型船：港外避泊できない分は港内へ

表-2.3 船型別避泊所要円の半径

船型	船の長さ(■) (標準船長)	水深(■)		伸出船橋長	避泊所要円の半径(■)
		max	min		
A	300以上	20		10節(275■)	1170
B	200~300 (250)		15	10節(275■)	1070
C	150~200 (175)	30	10	8節(220■)	800
D	100~150 (125)	30	7	8節(220■)	700

これらの結果から、おおむね船長150m以下(3000~10000GT)の船舶100隻を港内に避泊させなければならぬことになる。ただし、航路にも避泊させるとすれば、ここに約60隻収容できるので、残りの約40隻を港内に収容する必要がある。以上のほかに、長さ100m以下の船舶の港内避泊需要隻数は合計1100隻にも及ぶ。かりに3000GT以下の船舶のすべてを岸壁および浮標に係留するものとして収容可能隻数を計算すると、Case 1とCase 2の場合でそれぞれ約330隻および約260隻となった。

㌦) 大阪湾における検討

運輸省第三港湾建設局においては、昭和54年度に港内避泊対策調査を行っている。¹⁴⁾ ジェーン台風当時には、500GT以上の船舶は、大阪、神戸、泉北、尼崎の諸港を合計しても一日平均約50隻入港しているのにすぎなかったが、昭和50年には一日平均入港隻数は約240隻である。したがって、約1500km²ある大阪湾の水域も避泊水域としては決して十分とは言えないし、また、南よりの平均風速40m/sの風が吹いた場合には避泊可能水域はさらに減少するものとみられる。このため、港内避泊対策として、係岸実験¹⁵⁾、ブイ係留実験¹⁶⁾¹⁷⁾¹⁸⁾などが行われている。

㌦) 伊勢湾における検討

伊勢湾、三河湾および周辺海域のびょう泊地については、伊勢湾海難防止協会および第五港湾建設局の調査があるが、昭和53年当時の試算では、避泊対象船型を5000~10000GTとし、水深10m線から余裕距離2海里をとった線以内の水域において1650mを直径とするびょう泊地を設定すると、避泊可能隻数は伊勢湾内で305隻、三河湾で6隻となる。このうち避泊適地は、ある程度の走びょうを考慮し、水深、波高、風下余裕距離などを要因として評価すると、上記のおよそ25%程度で、結局70~80隻とされている。また昭和57年の調査では、湾内避泊容量を約160隻と試算している。これらのいずれもが将来予測される1000GT以上の船舶の避泊需要隻数約220隻を下回る。

㌦) 港内避泊対策

以上述べたように、東京湾、大阪湾、伊勢湾においては、湾内主要港に入港する船舶数の増加によって、これらのうち500~1000GT級以上の船舶のすべてが、湾内に適当なびょう泊地を確保することが困難になっている。そこで、ある程度の船型(当面は5000GT~10000GT)までの船舶を、港内において安全に避泊できるよう対策を講ずることの要請が高まっている。

(2) 台風等の荒天時における船舶の被害

ここでは、過去の台風によって発生した港内港外の船

舶の被災事例とその原因について調べてみる。船舶の被災事例と原因を調査することは、将来、港内避泊対策を講ずる上で重要であると考えられる。

我が国に襲来し、多大な船舶被害をもたらした台風の一覧を付録Fに示している。船舶被害の多くは小型船でとくに漁船の被害が多い。これらの台風のうち大型船の被害が最も大きかったものは、昭和24年のキティ台風のと時の横浜港と、昭和25年のジェーン台風のと時の大阪港および神戸港である。この二つの台風による船舶被害が大きかったことから、その後、在港船に対し台風時には港外退避勧告が発令されるようになった。

このほか、昭和9年の室戸台風、昭和24年のデラ台風、昭和29年の洞爺丸台風、昭和34年の伊勢湾台風、昭和41年の駿河湾台風、昭和47年の台風20号などによる船舶の被害が特記に値する。それらの台風による港内港外の大型船の被害状況の詳細は付録Gに示すが、避泊船舶の被害の形態を分類すると以下のとおりである。

- ① 港外でびょう泊して避泊していたが、強風のため走びょう、漂流し、被災したもの。(走びょうだけのものも含む)
- ② 港内でびょう泊して避泊していたが、強風のため走びょう、漂流し、被災したもの。
- ③ 港内でブイ避泊していたが、ブイのびょう鎖または船舶のびょう鎖が強度不足のため切断し、漂流したもの。
- ④ 港内で係岸避泊していたが、強風のため係留索が切断し、漂流し、被災したもの。
- ⑤ 港内で係岸避泊していたが、船舶の動揺が大きくなり、他船と接触したもの。
- ⑥ 港内で係岸避泊していたが、船舶の動揺が大きくなり、係岸に衝突し損傷したもの。
- ⑦ 他船に衝突されたもの。

ただし、これらの被害状況を見るに当たっては、昭和25年のジェーン台風以降は、台風時には港外避泊をすることが勧告されていることを考慮しておく必要がある。したがって、昭和24年のキティ台風および昭和25年のジェーン台風以前の台風については、係岸船舶の被災事例が含まれているが、同表に示した昭和29年の洞爺丸台風以降の台風によって被災した船舶は、500GT以下の船舶や、袋装船などを除いてほとんどすべて、港外避泊をしたびょう泊船舶である。つまり、昭和29年の洞爺丸台風以降に係岸避泊船舶の被災例がないのは、係岸避泊船舶が激減したためであって、係岸避泊が港外のびょう泊より安全であったということの意味するのではない。しかし、港外避泊船舶が走びょうして被災している事実

をみれば、港外避泊も、決して安全な方法であるとは言えない。今日、東京湾、大阪湾、伊勢湾の各港の出入港船舶数を考えると、もし室戸台風や伊勢湾台風級の台風が来襲すれば港外避泊船舶の多くが走びょうし、大惨事になる危険性をはらんでいると言える。付録Dに示した最近の台風時における港内避泊船舶の実態は、港外避泊を実施することが、容量的にみて、もはや限界に達していることを示しているものと考えられる。

(3) 港内係岸避泊における問題点

前節までにおいて、港内避泊の必要性を示し、また、港内港外の避泊船舶の被災状況とその原因を示したが、ここでは、係岸避泊を行うに当たって、今後、検討を行い解決していかねばならない課題をとりまとめる。それらは以下のとおりである。

- ① 強風対策：とくに係岸側から吹く風に対し、船舶が安全に係留できるよう、係留索配置、強度、などを検討する必要がある。現在の鋼船規則による船舶の係船装置の能力範囲内で、強風時に船舶に係留することが不可能な場合には、防風対策として上屋やウィンドスクリーンによる防風効果を期待しなければならない。
- ② 波浪による動揺対策：波と風の作用を受ける船舶の動揺解析を行い、船体の損傷を防止するための防衝工の配置と強度および係留索の配置と強度について検討する必要がある。その場合、とくに、周期の長い波に対する検討を十分行っておくことが必要であるが、船体動揺に及ぼす波浪の影響が大きい場合には、防波堤を拡充したり、一部の船舶をドック係留するなど、港湾の内港化を図ることも必要であろう。

2.4 利用時における船舶の動揺と係留の問題点

(1) 利用時における船舶の動揺現象とその原因

a) 船舶の長周期動揺

前節においては、台風等強風時における船舶の港内避泊について、その必要性を指摘し、これを実施するために解決すべき技術的課題について検討し、強風時における港内の係岸船舶の動揺解析の重要性を指摘した。しかしながら、船舶の動揺に起因する問題は強風時だけに限らず、風速が小さいいわば通常の状態、つまり、利用時においても生じている。この問題点は総括して港内静穏度問題として取り扱われるが、なかでも係留船舶の長周期動揺問題は港湾計画上で重要である。係留船舶の長周期動揺の原因は複雑であるが、これは、ときに、港湾荷役の稼働率の低下をもたらすので、港湾計画上で重要な課題である。現在、港湾計画においては、泊地は、利用状態に

応じ利用時または異常気象に対する避難時において十分静穏でなければならないとされ、係岸船前面においては年間を通じ90～95%以上の停泊または係留日数を可能にする静穏度を確保することを原則とし、荷役可能限界波高は有義波高で50～70 cm程度とされている。これは運輸省第一港湾建設局による貨物船の荷役限界のアンケート調査の結果にもとづいている。アンケート調査では、300～1000 GTの貨物船では、 $H < 0.3$ m、1000～5000 GTの貨物船では $H < 0.5$ m、5000 GT以上の貨物船では、 $H < 0.7$ mで荷役可能としている。

b) 船舶の長周期動揺の原因

しかし、実際には、係岸船舶の荷役停止は、これより小さい波高のときにも発生している。久保²²⁾は太平洋に面したA港での荷役業務日誌を整理し、荷役中止の原因、荷役中止時間およびそのときの気象条件を調べた結果、荷役中止の原因として、うねり（年間平均中止率4.1%）が雨（年間平均中止率7.6%）について第2位にあることを示している。つまり長周期波の作用によって係留船舶の動揺が大きくなり、荷役停止の止むなきに至ったものである。年間の平均荷役停止率は4.1%であってあまり大きくはないが、長周期波の侵入によって船舶が動揺するようなときの海面の状態は、波高が大きくなり、また、風もほとんどないような状態であるため、港運関係者にとっては不満がうっ積し、港湾施設に対する不評を呼ぶ一因になっていることは否めない。

同様の現象は、日本海側の諸港においてもみられ、N港のRふ頭においては、風速10 m/s たらずの風で係岸船舶が動揺し係留索を切断したことがある。この場合には10 m/s 程度の風が、まる一昼夜吹きつづけており、港外では波浪がかなり発生していたが、港湾の形状からみて副振動が発生していたことも考えられる。筆者が最近調査したところ、北海道の太平洋岸に面する数港において、係岸船舶が動揺して係留施設に接触したことが原因とみられる防げん材の損傷が数多くあることがわかった。また、同じく太平洋岸に面する港湾でドルフィンに係留された20万トンタンカーが数十秒～百数十秒という長周期の動揺をしていることが観測されている。²⁶⁾

海外においても係留船舶の長周期動揺問題が古くから取り上げられていて、後述するように、ケーブタウン港、ロスアンゼルス港、ペルーのマルコナビアー、コスタリカのプンタレナス港などで係留船舶の動揺による係留索の切断や、係留施設の損傷などの事故が生じている。

船舶の長周期動揺の原因は大きく分類して、長周期波の侵入と副振動、波の二次オーダーの力の作用に起因するスロードリフト現象、係留系の非対称性などと考えられる。

(2) 船舶の長周期動揺の事例²³⁾

a) ケープタウン港の事例

ケープタウン港はテーブル湾に面し、テーブル山の北側に抱かれるような位置に建設されている。したがって、北寄りの風が連吹すると、大西洋からのうねりが港内に侵入してきて、これが原因でドック内に副振動が起こる。図-2.3は、1945年にケープタウン港のダンカンベイスンで観測された船舶の動揺と水面変動の時系列を示したものである。図-2.3をみると、水面変動は、両振幅で15 cm程度と小さいが、その周期は1 min前後である。また、Cバースに係留されていた6400 GTおよびDバースに係留されていた13400 GTの船舶の動揺が計測されている。サージング方向の動きは、Cバースでは両振幅で50 cm、Dバースでは75 cm程度である。また、スウェーイング方向の動きは、Cバースでは1 m、Dバースでは50 cmである。このような動揺が生じるために、係岸船舶のロープが切断する事故があいつぎ、図-2.4のA、B、C、DおよびL、Mのバースでは、1940~1946年の間の事故率が20%以上であった。当時、このダンカンベイスンにおける船舶の動揺現象を港内の副振動による現象としてとらえ、長周期波の侵入を防ぐための、防波堤の増強、係留索の増強などの対策が講じられた。

ースに係留されていた13400 GTの船舶の動揺が計測されている。サージング方向の動きは、Cバースでは両振幅で50 cm、Dバースでは75 cm程度である。また、スウェーイング方向の動きは、Cバースでは1 m、Dバースでは50 cmである。このような動揺が生じるために、係岸船舶のロープが切断する事故があいつぎ、図-2.4のA、B、C、DおよびL、Mのバースでは、1940~1946年の間の事故率が20%以上であった。当時、このダンカンベイスンにおける船舶の動揺現象を港内の副振動による現象としてとらえ、長周期波の侵入を防ぐための、防波堤の増強、係留索の増強などの対策が講じられた。

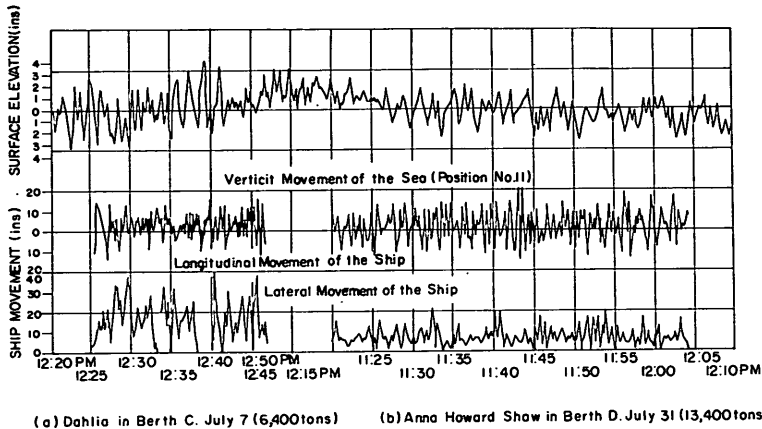


図-2.3 ケープタウン港における水面変動と係岸船舶の動揺の観測値

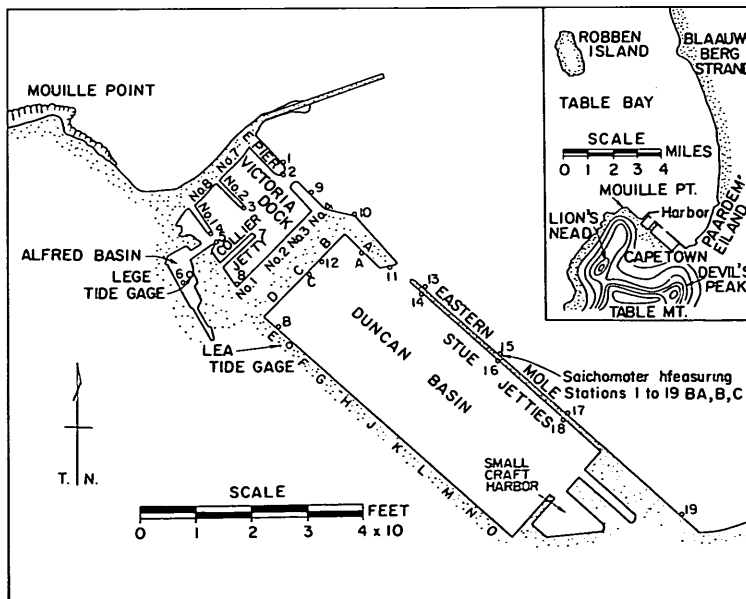


図-2.4 ケープタウン港平面図

b) ロスアンゼルス港²⁴⁾

アメリカの太平洋岸においては、周期が1~60 min くらいの長周期波が存在することが明らかにされているが、とりわけ、ロスアンゼルス港では顕著である。

1944年4月23日から数日にわたって取得された船舶の動揺の記録によると、船舶はサージングの振幅1.8~3.2 m、スウェイングの振幅2.2~2.3 m、また、動揺周期がそれぞれ最大250 s、550 sにもおよぶ長周期動揺をしている^{*)}。

この記録が取得されたのはモールが完成する以前ではあったが、周期15 s および6 minの波の波高がそれぞれ45 cm および6 cmであったとされている。パノニ(Vanoni)とカー(Carr)²⁴⁾はこのような長周期波は、はるかかなたの海洋で発生した暴風によって生じた波のうち、減衰しにくい長周期波成分が放射伝播してくるものであって、この波の周期が泊地の固有周期と一致すると、泊地内では共振現象が起こると説明している。ロスアンゼルス港ではこの長周期波対策として、港口幅を630 m から180 mにすることにした。その結果、約50%長周期波の波高を下げる事ができたとしている。また、係留方法の改善の必要性を述べてはいるが、その時点では、具体的な結論は得られていない。

c) ベルーのマルコナピア²⁵⁾

ベルーのサンニコラス湾の鉄鉱石積み出し施設のマルコナピアでは、係留船舶の長周期の動揺が観測されている。マルコナピアは15万DWT級の鉄鉱石船を係留できる施設で、プレストレストコンクリート製の棧橋である。水深は17.1 mでバースは南岸から真北の方向に建設

されている。防げん材は外径8 in、内径9 in、長さ21 inの円筒状のゴム防げん材である。

サンニコラス湾では冬季に南方の低緯度で発生する嵐によって発生した長周期波が侵入してきて、この期間には、3~4日沖待ちすることがある。その周期は16 s程度である。そして、係岸船舶は50~150 sのさらに長周期のスウェイング運動をし、係留索を切断したり、防げん材を損傷したり、また棧橋を損傷したりすることなどがあった。

当初は、港のサージ^{**)}が原因していると考えられた。なぜなら、船体動揺の周期が1~3 minと非常に長かったことと、検潮記録に最長20 minの長周期波成分が認められたからである。しかし、パイロットの中にはサージよりむしろ長周期波(うねり)ではないかという意見が多かったので、この点を明らかにするために観測と模型実験が行われている。マルコナピアに係留された14730 DWTの鉄鉱石船の船首の動揺は、図-2.5に示すように時計回りに約16 sの周期で円を描き、これを4~5回繰り返す間に、棧橋から離れてまた戻ってくるという100 s近い長周期の運動をしていることが観測されている。この現象は模型実験でも確認されている。これは、防げん材と係留索とからなる係留系の非対称性に起因する現象であるが、当時は、この現象については十分に究明されてはいない。

以上の結果、マルコナピアの船舶の長周期動揺は周期16 s程度のうねりが主たる原因で、防げん材と係留索の非対称性が周期100 sにもなる長周期の、しかも棧橋から1.5 mも離れる運動を引き起しているものと考えられることができる。

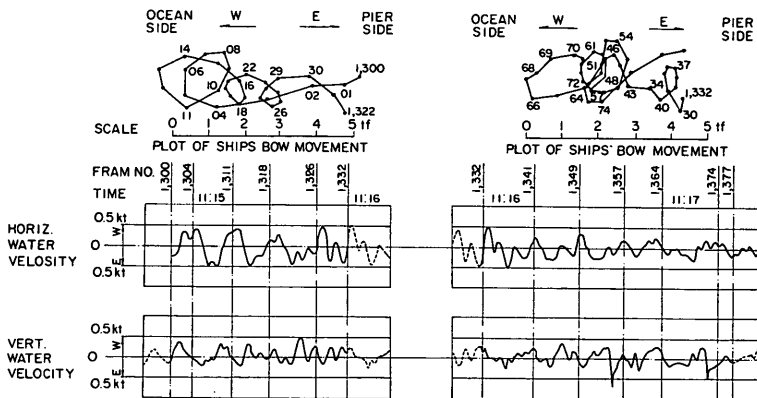


図-2.5 マルコナピアにおける係岸船舶の動揺と流速の観測値

*) ただし、記録にはやや理解し難い部分がある。たとえば、観測の日時が中断しているにもかかわらず記録は連続的であること、スウェイングが7.5 ftもあるのにロープ張力が顕著でないなど。

***) サージという用語はときに副振動という意味を含めて使われている。

ただし、周期100s程度の波が全く存在しなかったわけではないが、観測されたような現象はそのような長周期波成分がなくても生じることが判明している。

d) 鹿島港における事例²⁶⁾²⁷⁾

鹿島港の20万トンタンカーバースは、鹿島港南防波堤の隅角部から500mの位置に防波堤と平行に設置されている。鹿島港は年間を通して極めてよく遮蔽されているが、冬季の季節風や春先の台湾坊主などの影響でN系統の風が数時間吹き続けると鹿島港外の波向がN40°~70°Eとなり、南防波堤を回折して侵入してくる波と北海浜で反射された波との合成波が生じ、係岸船舶には船尾側から約20~30°の角度をもって作用する。そのため係岸船舶は波の作用を受けて動揺する。筆者ら²⁶⁾大型タンカーの動揺観測をしたところ、サージングおよびスウェィングについては100~200sの長周期動揺が観測された。観測時の波の周期は5sから10sであったので、船舶の動揺周期は20倍にもなる。船舶の動揺量はサージングで両振幅2.4m程度、スウェィングで両振幅2m程度であった。

鹿島港の同じバースで、別の機会に防げん材の変形量を観測したところ、最大でも20cm以下であり、また、その変形時間は、20~30sであった²⁷⁾。したがって、船舶の動揺はほとんどが係岸から離れていた状態で、全体の運動周期の十分の一程度の時間だけ防げん材に接触していたことになる。この事例の場合も、動揺の主たる原因は周期10s程度の波であると思われる。ただし、スウェィングについては係留系の非対称性に起因する運動であると思われるが、サージングについては係留索がほぼ対称であることを考えると長周期波、波漂流力、風の変動性などがその原因と考えられる。

(3) 問題点の整理

以上に述べた事項をとりまとめ、利用時における船舶係留上の問題点をあげると以下のとおりである。

- イ. 港内静穏度としての荷役限界波高は、係留船舶の荷役限界動揺量を考慮して決定されるべきである。係留船舶の動揺は、船種、船型、係留の状態、波周期、風の条件などによって異なる。
- ロ. 港湾荷役の稼働において、とくに問題になるのは、風もなく波高が小さいにもかかわらず、船舶が長周期の動揺をする場合があることである。この原因としては、長周期波、副振動、波漂流力、風の変動性、係留系の非対称性などが考えられるが、この現象の解明が必要である。

* 防げん材が旺盛されている時間

2.5 船舶の係留における問題点の解決の方策

以上述べた、船舶の係留における問題点の解決の方策としては、以下の諸点が考えられる。

(1) 係岸船舶の動揺計算法の確立

係岸船舶に作用する波と風による不規則な荷重、防衛工や係留索などの非線形な変位復元力特性を考慮した動揺計算法を確立することが必要である。この種の問題は、解析的に解くことがはなはだ難しく、規則荷重が作用する双一次の系の場合にも、その解は複雑であり、ましてや不規則荷重が作用する場合には、いまだその解析解は得られていない。したがって、この問題は電子計算機を用いた数値シミュレーション手法を用いて解くのがよい。その場合、線形解の重ね合わせ手法が適用できないので、得られた結果の統計処理の方法および期待最大値の推定方法などについて検討する必要がある。これらについては3.で述べる。

(2) 港内静穏度の新しい考え方

港内静穏度は狭義には、港内波高と港外波高との比、いわゆる波高比、または、港内の波高などで表される。また、広義には、波浪、風、潮流などの強さを総括的に表示し、静穏性指標として表される²⁸⁾。しかし、港湾の主たる機能の一つが、荷役を安全にしかも確実に行うことにあることを考えると、係岸船舶の荷役が可能であるかどうかを示す量で表示するのが妥当である。そのためには、前項で述べた係岸船舶の動揺解析手法を用いて船舶の動揺計算を実施し、その結果得られた船舶の動揺量が当該船舶の荷役に支障があるかないかを判断して静穏度を評価する必要がある。新しい静穏度は、係岸船舶の種別、荷役方式に対し、作用する波の周期と波高との関係で与えられるものである。したがって、従来波高のみで判定された港湾荷役の稼働率は改められることになる。荷役の可否を判定する動揺量は船舶の種類および大きさ、荷役方式によって異なるであろうから、この値を今後十分に調査する必要がある。また、この値は、荷役方式の改良に伴って変化するものであるから、かりにここで当面の値を決めたとしても、将来は変更される可能性がある。そこで、ここでは主として方法論を提示するにとどめる。その適用例については7.で述べる。

(3) 外郭施設および係留施設の整備

台風時の係岸船舶の動揺については、すでに波と風の影響があることを指摘し、この点については、のちにより詳細に述べることにしている。係岸船舶を安全に係留するためには、これらの外乱の作用をできるだけ抑えることが必要である。防波堤における波の回折、港口幅と侵入波との関係についてはすでに多くの研究があるが、

係留船舶の動揺を抑えるために、防波堤の法線、開口幅、また係船岸の法線、構造などについて検討を加える必要がある。これらについては、6.および7.で述べる。

(4) 係船付帯設備

a) 防衝工の性能と配置

防衝工は文字通り船舶と係留施設との間にあって、動揺する船舶の衝撃力を柔らげ、船舶および係留施設の損傷を防止する役目を果たす。船舶の衝撃力を柔らげるためにはできるだけ柔らかい防衝工を用いるのがよいが、それでは防衝工が大きくなりすぎ係船岸から相当突出する。逆に防衝工の変形を抑えようとすれば、硬い防衝工を用いることになるが、その場合には衝撃力が大きくなるので、船舶および係船岸を損傷する危険がある。また船舶の動揺は周期的に変動する外力の作用によって生ずるものであるから、防衝工の硬さは、動揺の増幅に影響を及ぼす。硬い防衝工の場合には反発力が大きいために、船舶が係船岸から離される方向の動揺量が大きくなる。したがって、最適な特性の防衝工を選定する必要がある。また防衝工の配置についても配慮する必要がある。

b) 係留索の性能と配置

係留索は、船舶が定常力や漂流力などの作用を受けてドリフトしないようにする目的で用いられる。今日多くの船舶で用いられる係留索は伸びの大きい繊維索である。したがって、風や流れによる定常力や波漂流力が大きい場合には、係船船舶のドリフトが大きくなる。また、係留索のみかけの固有周期が長いので、船舶は長周期の動揺を起こすことになる。いま、係船船舶のドリフトを抑えようとする、伸びが小さく強度の大きいワイヤロープを用いればよいが、いったん、船舶が動揺を始めると伸びが小さいために、動揺量を吸収しきれず張力が切断荷重を上回り切断する。したがって、係留索の選定および配置に対し十分な配慮が必要となる。以上の係船付帯設備についても6.および7.で述べる。

2.6 結語

本章では、船舶の係留における問題点を例示しその解決の方策を示した。

2.1においては港湾の機能を十分に果たすために船舶の係留に関する研究が重要であることを述べ、本章の研究の目的と内容を明確にした。2.2では船舶の係留の現況とその問題点を述べ、2.3においては、台風等荒天時における港内避泊対策問題を取り上げ過去の港内避泊船舶の被災の実態および港内避泊船舶の実態などを取りまとめ、東京湾、大阪湾、伊勢湾の三大湾においては、入港船舶数の急増と船型の大型化ならびに港内の避泊容量が

不足している今日、港内避泊問題は最も解決が急がれる課題であることを指摘し、この問題の解決のための方策を述べた。また2.4では、港湾における荷役効率の向上の問題を取り上げ、とくに冬季における日本海側の港湾や、太平洋側において夏季にうねりが侵入する港湾にとって解決が望まれる課題であることを指摘し、その解決の方策を述べた。

これらの問題点の解決においては、波と風の作用を受ける係船船舶の動揺解析手法を開発することが重要であり、また、船舶を安全に係留するために港湾の施設整備を一層進める必要があることを示した。

以上の内容から本章の主要な成果を要約し結語とする。

- (1) 東京湾、大阪湾、伊勢湾の各港においては、おおむね3000～5000GT級の船舶が台風時に港内で避泊するための港湾の施設整備を推進する必要がある。
- (2) 冬季における日本海側の港湾や、太平洋側において夏季にうねりが侵入するおそれがある港湾においては、荷役の効率を高めるための港湾の施設整備を推進する必要がある。その場合、港内の静穏度を評価するに当たっては、荷役が可能となる限界の係船船舶の動揺量を考慮する必要がある。
- (3) 港湾の施設整備の具体的事項は、外郭施設を拡充し、港内の波浪を抑えること、防風壁などの設置により風荷重を抑えること、船舶の係留を安全に行うために防衝工および係留索を増強し、かつ適切な係留系を選定することなどである。
- (4) 以上の事項の検討に当たっては、波と風の作用を受ける係船船舶の動揺解析手法を開発することが必要である。

参考文献

- 1) 日本海事協会：鋼船規則集，1978，pp.176～178.
- 2) 稲垣紘史，山口考市，片山猛雄：係船柱の標準設計，港湾技研資料，No.102，1970，117p.
- 3) 日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準，同解説1979.
- 4) 福田功，柳生忠彦：係船柱にかかるけん引力について，港湾技研資料，No.427，1982，57p.
- 5) 上田茂：大型タンカーの接岸力に関する研究，港湾技術研究所報告，第20巻第2号，1981，pp.169～209.
- 6) 運輸省港湾局建設課：係船岸の防衝システムの設計，1980，149p.
- 7) 日本海難防止協会：海と安全，No.260，261，263，271，273，1980～1981より抜粋.
- 8) 小野寺道敏：気象と海難，第12章，台風によって

- 発生した海難，天然社，1953，pp. 198～226.
- 9) 運輸省第二港湾建設局，日本海難防止協会：東京湾安全対策調査報告書，1971，143 p.
 - 10) 運輸省第二港湾建設局：東京湾安全対策調査報告書（避泊対策調査），1977，95 p.
 - 11) 運輸省第二港湾建設局：東京湾安全対策調査報告書（避泊対策調査），1978，133 p.
 - 12) 運輸省第二港湾建設局：東京湾安全対策調査報告書（避泊対策調査），1979，115 p.
 - 13) 運輸省第二港湾建設局：東京湾安全対策調査報告書，1982，113 p.
 - 14) 運輸省第三港湾建設局：大阪湾港内避泊対策調査研究報告書，1979，172 p.
 - 15) 運輸省第三港湾建設局：大阪湾における台風避泊対策調査，岸壁係留避泊模型実験報告書，1975，135 p.
 - 16) 運輸省第三港湾建設局：大阪湾における台風避泊調査，港内避泊模型実験，1976，52 p.
 - 17) 運輸省第三港湾建設局：大阪湾における台風避泊模型実験，1977，148 p.
 - 18) 運輸省第三港湾建設局：大阪湾における台風避泊調査，港内避泊模型実験，1978，52 p.
 - 19) 伊勢湾海難防止協会：伊勢湾，三河湾諸港における台風時船舶の港内碇泊可能限度に関する調査研究.
 - 20) 運輸省第五港湾建設局，伊勢湾海難防止協会：伊勢湾避泊対策調査報告書，1983.
 - 21) 運輸省第一港湾建設局：安全荷役限界分析調査報告書，1980，160 p.
 - 22) 久保雅義：荷役限界からみた港内静穏度に関する基礎的研究，1987，241 p.
 - 23) Wilson B. W. : Full Scale Observation of the Behavior of Moored Ships, *Proc. of NATO Advanced Study Institution on Analytical Treatment Problems Berthing and Mooring Ships*, July 1965, pp. 117～129.
 - 24) Vanoni V. A. and Carr J.H. : Harbor Suring, *Proc. of First Conference on Coastal Engineering*, pp. 60～68, 1950.
 - 25) Keitkh J. M. and Murphy E. J. : Harbor Study for Son Nicolas Bay, Peru, *Proc. of ASCE, WW 2*, May 1970, pp. 251～273.
 - 26) 上田茂，白石悟，柳沢雄博：超大型タンカーの係留時動揺特性，第25回海岸工学講演会論文集，1978，pp. 602～606.
 - 27) 上田茂，佐藤喜一：係留中の大型タンカーの衝突力，港湾技術研究所報告，第19巻第2号，1980，pp. 67～114.
 - 28) 長尾義三，森杉寿芳，黒田秀彦：外港計画のシステムズ・アプローチに関する考察，土木学会論文集，第198号，1972，pp. 83～95.

3. 係岸船舶の動揺解析モデルと解法

3.1 概説

前章においては、台風等強風時における港内避泊の要請が高まっていることを述べた。そして、これらの問題を解決するためには、係岸船舶の波と風による動揺解析を行い、係岸船舶の動揺特性を明らかにし、安全な係留を行うための対策を講ずる必要性を指摘した。そこで、本章では係岸船舶の動揺解析モデルを提示し、その数値シミュレーションによる解法を示すことにする。

3.2 従来の研究と問題点の整理

航行船舶に作用する波力と船舶の動揺に関する研究については、造船工学の分野において数多くの成果が得られており、今日、ストリップ法として体系化され、実用化されている。ストリップ法は、船体を剛体と考え、かつ船体が薄または細い（船長と船幅との比 L/B が 8 程度以上）という条件を設定し、図-3.1 に示すように、船体断面に作用する流体力すなわち波強制力（以下波力という）と造波抵抗力を二次元的に求め、船長方向に積分して三次元の流体力を求める方法である。実際にはストリップ法は、アンダンキールクリアランスが小さい場合や、船首尾部の形状が複雑な場合などには、理論的に無理がある等の不備な点があるが、実用上は良好な結果を与えている。

ストリップ法には、コルビン (Korvin) - クロコフスキー (Kroukovsky)¹⁾ や渡辺²⁾ によって開発された OSM (Ordinary Strip Method)、高木と田才によって開発

された NSM (New Strip Method)³⁾⁴⁾⁵⁾、サルベッセン (Salvesen)、タック (Tuck)、ファルティンセン (Faltinsen)⁶⁾ によって開発された STFM などがあるが、現在では NSM が最もよく用いられている。

上述したストリップ法は、航行中の船舶に対する波力と船舶の動揺を計算する手法であるので、そもそも無係留船舶の進行波中の動揺解析手法であり、かつ、規則波に対する周波数応答を求めるものである。したがって、ここで課題としている不規則な波と風的作用を受ける非線形な系に係留された係岸船舶の動揺問題には直接適用することができない。ただし、係留中の船舶の動揺が微小であり、かつ、運動方程式の解が周波数領域で求まるものと仮定すれば、船体に作用する波力と造波抵抗力をストリップ法の考え方に基いて求めることができる。このようにして、係岸船舶に作用する波力と造波抵抗力をあらかじめ求めておけば、風的作用を受け、かつ不規則波中において、非線形な系に係留された船舶の動揺解析を行うことができる。ただし、実際には、係留系の非線形性や動揺の増幅現象によって、上の仮定が、いつでも成立するわけではないので、この点については、模型実験等により検証をする必要がある。

以上述べたように、この方法は、論理的には多少の無理はあるが、このようにして計算すれば、係岸船舶に限らず、種々の浮体式構造物の動揺量と係留力とを推定することができる。筆者らは、大型のく(矩)形の断面を有する浮体の動揺量と係留力を同様の方法で求めている。また、多列円柱支持浮体の動揺量と係留力についても検

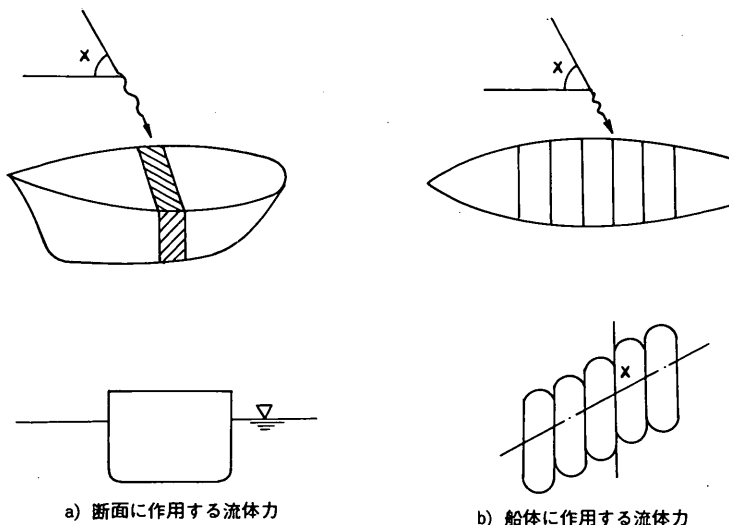


図-3.1 ストリップ法の考え方

検している。⁸⁾それらの妥当性は、同時に実施された模型実験結果と比較することによって確認されている。⁹⁾¹⁰⁾なお、大型く形浮体については、ほかにも珠久¹¹⁾や北沢¹²⁾らが同様の検討を行っている。この手法を用いることの利点は、形状の異なる種々の浮体であっても、あらかじめその浮体に作用する波力や造波抵抗力を求めておいて、これを、運動方程式の中に組み入れて数値シミュレーションを行うことによって、非線形な系に保留された浮体の動揺と保留力を求めることができることである。種々の形状の浮体に作用する波力と造波抵抗力の計算については、多くの研究成果があるので、以下に略述することにする。

船舶に対して造波抵抗力を求める場合には、船体断面をルイスフォーム近似するいわゆるアーセル¹³⁾¹⁴⁾¹⁵⁾田才法¹⁶⁾や、それと等価なグリム(Grim)法¹⁹⁾などが用いられている。これは、アーセルが円形断面に対して求めたものを、田才がルイスフォーム断面に拡張したもので、計算時間が短くて済むので最も実用的な方法とされている。しかし、任意形状断面に対しては、パラメーターの項数が増えるので、計算時間が長くなり実用的でなくなる。

このほか、浮体表面または浮体内部に周期的吹き出しを設けて、グリーン関数を用いて浮体表面に分布させた特異点の強さを未知数とする積分方程式を解く、いわゆる特異点分布法¹⁷⁾¹⁸⁾¹⁹⁾²⁰⁾²¹⁾²²⁾²³⁾があるが任意形状浮体に適用できるといいう長所を有するが、やや時間がかかりすぎるきらいがある。また、有限要素法²⁴⁾²⁵⁾も任意形状浮体に適用できるが、やや技巧を要する。

浮体形状がく形断面であるとか、円柱や楕円体などのように単純である場合には、領域分割法(図-3.2)を

関数を用いて変換し、その結果得られた積分方程式を物体の境界線上の N 個のセグメントに対して求め、速度ポテンシャルの連続条件を満たすようにして解く方法が提案されている。²⁶⁾²⁷⁾²⁸⁾²⁹⁾³⁰⁾³¹⁾これらもまた、実用的な方法であるが、浮体が大きい場合には計算機の限界容量を越えることがある。

以上の解法は、いずれも進行波中におかれた浮体の動揺解析手法についてであるが、船舶の保留の場合には、直立壁前面における重複波中の浮体の動揺解析を行う必要がある。重複波中の船舶および浮体に作用する造波抵抗力および波力を求めた例は少ないが、井島³⁶⁾、伊藤³⁷⁾、オルトメルセン(Oortmerssen)²⁰⁾、樫木、久保らの研究がある。井島の研究は、重複波中のく形浮体の規則波応答を領域分割法によって検討したもので、先に示した進行波中における一連の研究成果と同様の手法を用いて解を求めている。伊藤の研究は、井島の研究と外力や保留系の特性の取り扱いと同じであるが、速度ポテンシャルの無限級数項を無視した簡便な取り扱いとなっている。オルトメルセンの研究は、重複波中の船舶の応答を三次元特異点分布法を用いて鏡像法により解いたものである。³⁷⁾³⁸⁾³⁹⁾⁴⁰⁾また、樫木、久保らの研究は、井島による領域分割法による解法を用い、く形断面形状の三次元浮体の流体力を鏡像法によって求めたものである。これらの研究のいずれもが、流体力に及ぼす岸壁の影響があることを指摘している。オルトメルセンによれば、船舶と岸壁との距離が小さい場合、その影響が大きいが、造波抵抗力から求められる付加質量係数と減衰係数は、いずれも進行波中のそれより大きくなる。また、極値を与える船体の動揺周期は、岸壁と船舶との距離が大きいほど長くなることが指摘されている。しかしながら、このようにして求めた規則的周期運動に対する付加質量係数と減衰係数は、手法によって若干異なるものの、波周期によっては極端に大きくなったりして、波周期に対する変化が大きいため、後述するように、不規則波中の不規則な浮体の運動を解析する場合には、やや取り扱いが難しくなる。また、オルトメルセンの方法は三次元的に解を求めているが、特異点分布法は計算に多くの時間を要し、必ずしも実用的ではない。

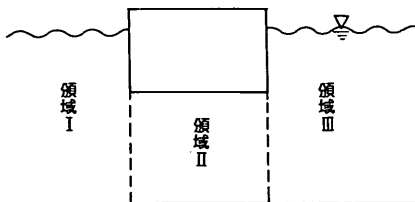


図-3.2 領域分割法の考え方

用いて自由表面と水底の境界条件から定まる固有値に対する固有周期によって速度ポテンシャルを展開する方法があり、井島、伊藤、合田、木原らによって解法が与えられている。²⁶⁾²⁷⁾²⁸⁾²⁹⁾³⁰⁾³¹⁾この方法は有限水深に適用でき、かつ計算時間も短く実用的である。また、三次元浮体、任意形状断面に対しては、速度ポテンシャルの高次項をグリーン

関数を用いて変換し、その結果得られた積分方程式を物体の境界線上の N 個のセグメントに対して求め、速度ポテンシャルの連続条件を満たすようにして解く方法が提案されている。²⁶⁾²⁷⁾²⁸⁾²⁹⁾³⁰⁾³¹⁾これらもまた、実用的な方法であるが、浮体が大きい場合には計算機の限界容量を越えることがある。

波辺によれば、漂流力は入射波による波強制力が動揺

抵抗のため船体運動との間に位相差を持つために生ずるものであるとされている。⁴²⁾⁴³⁾⁴⁴⁾これに対し、丸尾は、⁴⁵⁾漂流力は入射波の船体からの反射波に基づくものであるとして、入射波の進行方向と反対方向に進む反射波が求められれば計算できることを示した。丸尾の理論によれば、漂流力係数は1以下にならなければならないのであるが、たとえば、円柱に対する近似計算値はかなり大きな漂流力係数を与える。⁴⁶⁾田才はこの原因が反射波係数にあることを示し、より厳密に反射波係数を求める方法を示した。しかしながら、漂流力に関する実験の中には、漂流力係数が1よりも大きく、しかも、運動の同調点付近で大きな値を与える例がある。この点を明らかにするために野尻らが、⁴⁷⁾丸尾理論に浅海影響を加味した理論式を求めるとともに、実験的裏付けを行い、その範囲内では、丸尾の理論が漂流力の良い推定値を与えることを示した。以上述べたように、現段階では多少の問題はあるものの、丸尾の理論に従って計算すれば、漂流力の良い推定値を与えるものと考えられている。

不規則波においては、漂流力は、波の十数倍の長さで変動する。これをスロードリフト力と呼ぶ。スー(Hsu)⁴⁸⁾は不規則波を、周期および波高の変化する規則波の連りとみなし、半波長ごとに漂流力を求めその時間的变化から長周期成分を求めて長周期漂流力とした。また、ザーニック(Zarnick)⁴⁹⁾とピンクスター(Pinkstar)⁵⁰⁾はそれぞれ独立に長周期漂流力のスペクトルを求めている。これらは、不規則波が狭帯域で隣接周波数の差が小さいとして得られた近似計算法であるが、ニューマン(Newman)⁵¹⁾やパウワー(Bowers)⁵²⁾は、このような近似計算法が正しいかどうかを、入射波のセカンドオーダープレッシャーを数学モデルに選び、数値シミュレーションを行って検討している。

つぎに、船舶の係留について係留系の非線形性を考慮して動揺解析を行った研究としては、ラッセル(Russel)⁵³⁾、リーン(Lean)⁵⁴⁾、³⁸⁾榎木・久保ら、および筆者らが、⁵⁵⁾⁵⁶⁾⁵⁷⁾図-

3.3に示すように防げん材と係留索の非対称性から生ずるサブハーモニックモーションについて検討している。ウィルソン(Wilson)⁵⁸⁾は、係留索の非線形な特性について着目し、セッシュによるサージングの解析を行っている。

以上に述べたように、係岸船舶の動揺解析に関する波力や造波抵抗力については、規則波に対する解、つまり周波数応答値が求められていて、不規則波に対する解は周波数スペクトルを用いて、線形重ね合わせによって求められている。また、係留系の非線形性を考慮した動揺解析においても、規則波を対象としており、かつ、係留系の非線形性のモデルも比較的単純な双一次型や指数型などが用いられていた。さらに、係岸船舶の動揺解析のすべてが、波浪外力の作用のみを受ける船舶の動揺特性を検討して、風荷重に対する配慮がない。これは従来、係岸船舶の動揺による問題が生じた事例の原因のほとんどが、セッシュであると考えられていたためである。従来は、風の変動特性が係岸船舶の動揺に及ぼす影響は小さいとされていたが、とくに非線形な係留系においては、風外力の大きさや変動性が、係岸船舶の動揺特性に及ぼす影響が大きいものと考えられる。そこで、本研究においては、波と風の作用を受ける非線形な系に係留された係岸船舶の動揺解析モデルを提示し、その数値シミュレーションによる解法を示すこととする。

3.3 係岸船舶の動揺解析モデル

(1) 動揺解析モデルの基本的条件

係岸船舶の動揺解析モデルは、以下の仮定のもとに設定される。

船舶に作用する波力と造波抵抗力はストリップ法に基づき、以下の①～⑤の仮定のもとに計算する。

- ① 船舶は剛体と考える。一般には、船体振動の周波数は高く、波の周波数とは離れているので、このようにしても問題はない。⁵⁹⁾⁶⁰⁾
- ② 海水あるいは淡水の粘性と圧縮性を無視する。ただし、ローリングの減衰力については粘性の影響

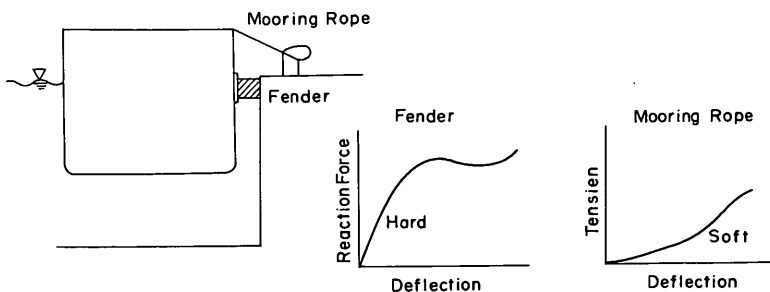


図-3.3 係留系の非対称性

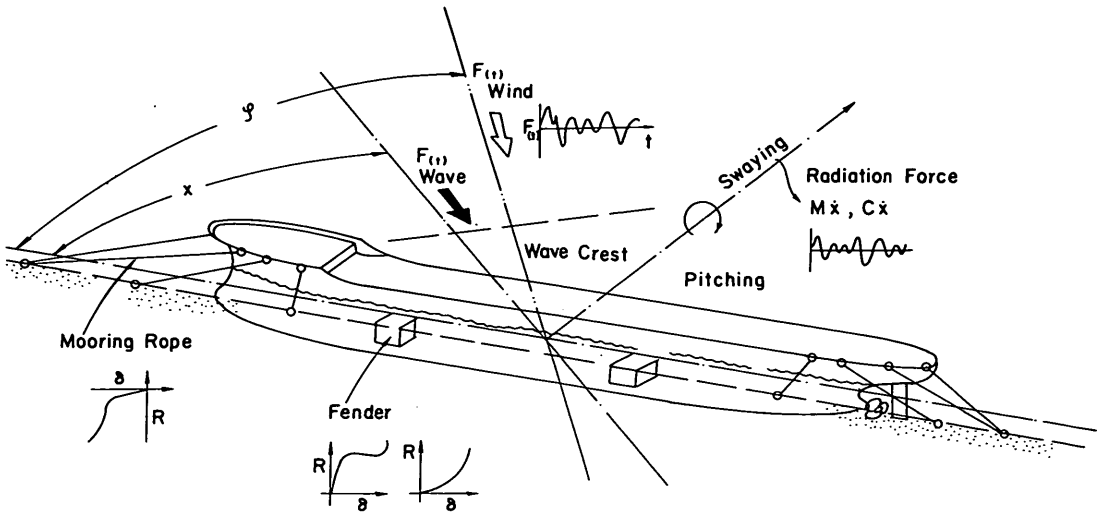


図-3.4 係岸船舶の動揺解析モデル

が大きいのので別途考慮する。

- ③ 船舶の動揺は微小とする。
- ④ 波は微小振幅波とし、砕波による変形が生じないものとする。
- ⑤ 波はロングクレスト波とし、単一方向波とする。ただし、切れ波を考える必要がある場合には、方向分散を考え、合成する。したがって、回折波に対しては、港湾の形状および船舶の係留位置を勘案し、適切な波向を選定する。

また、本研究においては、以下の仮定のもとに非線形な係留系に係留された係岸船舶の動揺解析モデルを設定する。

- ⑥ 係岸による反射波による波力は、適切な反射率を用い鏡像モデルにより求める。
 - ⑦ 不規則波による波力は、規則波の波力を波の周波数スペクトルを用いて合成して求める。
 - ⑧ 係岸船舶は、動揺することによって造波抵抗力を受けるが、造波抵抗力は慣性力および減衰力として取り扱い、それぞれ付加質量係数、減衰係数として与える。
 - ⑨ 船舶に作用する風荷重は、風の変動特性を考慮して求める。この場合、船舶の動揺によって風向などが若干変化するが、抗力係数などの値は変更しないものとする。
 - ⑩ 船舶は係留索および防衝工などから構成される系に係留されるが、その特性は非線形とし、ヒステリシス効果も考慮する。
 - ⑪ 動揺解析は数値シミュレーションによって行う。
- 以上のことを考慮して、係岸船舶の動揺解析を振動問

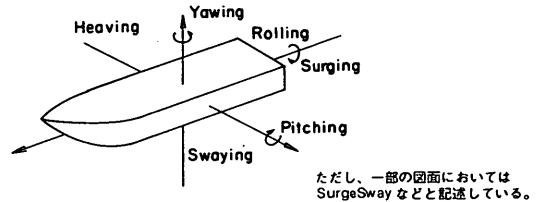


図-3.5 船舶の運動成分

題に置き換えると、図-3.4に示すようになる。

船舶は図-3.5に示すように、六つの運動成分を持っている。すなわち、各軸方向の並進運動として、サージング、スウェイング、ヒービングの3成分、また、各軸回りの回転運動として、ローリング、ピッチング、ヨウイングの3成分がある。先に述べた仮定から、係岸船舶の動揺解析モデルを運動方程式に書き直そうとすると、係岸船舶の六つの運動成分について定式化する必要がある。すなわち、仮定より、各運動成分ごとに波と風による強制力を求めること、船体運動によって生ずる造波抵抗力を求め、これから付加質量係数、減衰係数を求める。また船舶の復元力を与える式を求める。さらに、防衝工や係留索の変位復元力特性を求め、係岸船舶の動揺によって生ずる係留系の反力が計算できるようにする。なお、船舶の六つの運動成分には連成が強い成分がある。とくに、スウェイング、ローリングとヨウイング、ヒービングとピッチングの連成が強いので、運動方程式においてはその影響を考慮しておく必要がある。このような手順をブロックチャートに示すと、図-3.6のようになる。図-3.6のフローチャートは大きく五つのブロックに

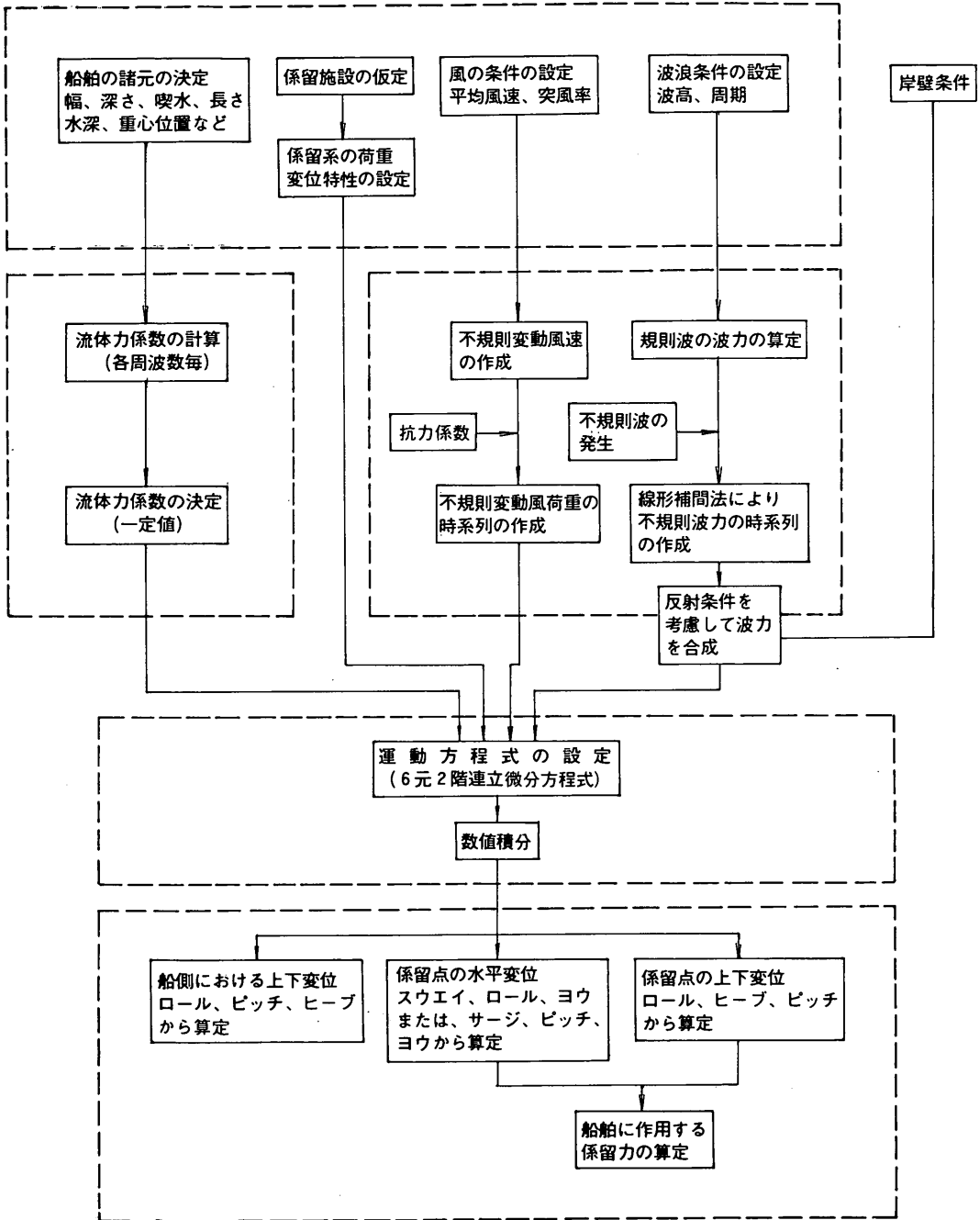


図-3.6 係岸船舶の動揺解析手法のブロックチャート

分けられる。すなわち、① 入力条件の設定、② 荷重の計算、③ 造波抵抗力の計算、④ 運動方程式の解（数値積分）、⑤ 船舶の動揺量および係留系の反力、張力の計算である。以下に、このブロックチャートに従

って、船舶に作用する風圧力、係留船舶に作用する波力、造波抵抗力、流れによる荷重、漂流力、係留系の変位復元力特性などについて記述する。

(2) 係岸船舶に作用する風圧力

船舶に作用する風圧力は一般に次式で与えられる。

$$F_w = \frac{1}{2} \rho^* C_D A U^2 \quad (3.1)$$

ここに、 F_w ：風圧力(kgf)、 C_D ：風抗力係数、 A ：投影面積(m^2)、 U ：風速(m/s)、 ρ^* ：空気の密度($\rho^* = 0.125 \text{ kgf} \cdot \text{s}^2 / \text{m}^4$)である。

風抗力係数は船舶の形状および寸法、載貨状態およびレイノルズ数などの関数となっているので、風洞実験によって求めることが望ましい。

しかし、船舶に作用する風圧力を計算する際に、対象船舶について風洞実験を実施して風抗力係数が求められていない場合には、以下に述べる辻らの実験結果を参考にすることができる。ただし、この実験における対象船型は限られているので、使用する際には同型船に対する値を慎重に選定する必要がある。

船舶関係では風圧力の式として、式(3.2)のヒューズ(Hughes)⁽⁶¹⁾の実験式を用いることが多いので、本研究においても式(3.2)を用いて風圧力を計算する。

$$F_w = \frac{1}{2} \rho^* C_D U^2 (A_f \cos^2 \varphi + A_s \sin^2 \varphi) \quad (3.2)$$

ここで、 A_f ：正面投影面積(m^2)、 A_s ：側面投影面積(m^2)、 φ ：相対風向(deg)、 U ：相対風速(m/s)(ただし、本研究では、基準高度10mにおける風速と同等)である。

辻らは⁽⁶²⁾、タンカー、コンテナ船、カーキャリアー、漁船などに対して風圧合力係数 C_R 、横方向抗力係数 C_Y 、ミッドシップ回りのモーメント係数 $C_{M\phi}$ および風圧合力角 α_w を以下のように求めている。

$$C_R = \frac{R}{\frac{1}{2} \rho^* U^2 (A_f \cos^2 \varphi + A_s \sin^2 \varphi)} \quad (3.3)$$

$$C_Y = \frac{Y}{\frac{1}{2} \rho^* U^2 A_s} \quad (3.4)$$

$$C_{M\phi} = \frac{M_\phi}{\frac{1}{2} \rho^* U^2 A_s L_{pp}} \quad (3.5)$$

$$\alpha_w = \tan^{-1}(Y/X) \quad (3.6)$$

ここに、 R ：風圧力合力(kgf)、 X ：風圧合力の船体の長軸方向成分(kgf)、 Y ：風圧合力の船体の短軸方向成分(kgf)、 M_ϕ ：ミッドシップ回りのモーメント(kgf·m)、 L_{pp} ：船舶の垂線間長(m)である。

つぎに、風速は時間的にも空間的にも変動しているの、本研究における動揺解析手法においては、変動風としての取り扱いを行う。時間的な変動風速の周波数スペクトルとし

ては、ダーベンポート⁽⁶³⁾や日野⁽⁶⁴⁾が提示したのものがある。ダーベンポートおよび日野の周波数スペクトルはそれぞれ式(3.7)、式(3.8)で与えられる。

$$f S_w(f) = 4 K_r U_{10}^2 \frac{X^2}{(1+X^2)^{4/3}} \quad (3.7)$$

$$X = 1200 f / U_{10}$$

$$S_w(f) = 2.856 \frac{K_r U_{10}^2}{\beta} \left[1 + \left(\frac{f}{\beta} \right)^2 \right]^{-5/6} \quad (3.8)$$

$$\beta = 1.169 \times 10^{-3} \frac{U_{10} \alpha}{\sqrt{K_r}} \left(\frac{z}{10} \right)^{2m\alpha-1}$$

ここに、 U_{10} ：基準高度10mにおける平均風速(m/s)、 K_r ：基準高度の風速で定義した表面の摩擦係数で、海上では $K_r = 0.003$ が適当であるとされている。 α ：風速の鉛直分布をべき法則で表したときのべき指数、 $[U \propto (z/10)^\alpha]$ 、 z ：地表面または水面上の高さ(m)、 m ：大気の安定度に関する修正係数、暴風雨に対しては $m = 2$ とされている。

風速の時間的な変動とそれに対する浮体の応答について、清宮ら⁽⁶⁵⁾が、長さ5000m、幅750m、高さ30m、喫水4.7m、および長さ400m、幅100m、高さ20m、喫水4.8m、ならびに長さ20m、幅20m、高さ20m、喫水3.2mの3種類のく形状の三次元浮体を対象として、ダーベンポートのスペクトルと日野のスペクトルとによる計算結果の比較検討を行っている。それによると、ダーベンポートのスペクトルを用いた浮体の動揺計算結果と、日野のスペクトルを用いた浮体の動揺計算結果との間に大きな差異がないことが示されている。したがって、船舶に対しても、時間的な変動風については、ダーベンポートのスペクトルを用いて計算してよいものと思われる。ただし、風速の空間的な変動について、上記の浮体に対する清宮らの検討結果によれば、風の空間変動を考慮した場合の浮体の動揺は、風速を空間的に一様とした場合の浮体の動揺と比較して小さくなることが示されている。したがって、本研究で検討の対象としている船舶程度の規模の浮体では、風の空間変動を考慮しなくてもよいと思われる。

(3) 係岸船舶に作用する波力

a) 重複波および進行波の波形

いま、船舶が直立壁前面またはドルフィンや棧橋などに係留されるものとする。前者の場合には重複波中の船舶の動揺問題として、また、後者の場合には進行波中の船舶の動揺問題として取り扱われる。ただし、ここでは係岸の波の反射率 $K_R (= 0 \sim 1.0)$ を用いて一般的に

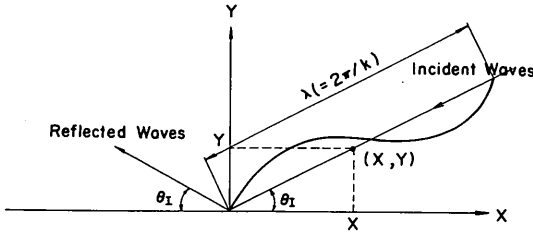


図-3.7 係船岸による波の反射

表示することにする。

係船岸の固定座標を $O-XYZ$ とし、いま図-3.7 のように XY 平面を考える。係船岸の法線は X 軸、すなわち $Y=0$ とする。入射波は X 軸と θ_I の角度をなすものとする。^{*}

係船岸の波の反射率を K_R とすれば、係船岸前面の重複波の波形は、図-3.7 の関係より次式のように表される。⁶⁶⁾

$$\begin{aligned} \eta &= \eta_I + \eta_R \\ &= a \cos(kX \cos \theta_I + kY \sin \theta_I + \omega t + \varepsilon) \\ &\quad + K_R a \cos(kX \cos \theta_I - kY \sin \theta_I + \omega t + \varepsilon) \end{aligned} \quad (3.9)$$

ここに、 η_I 、 η_R ：入射波および係船岸による反射波の水面変動、 a ：入射波の振幅、 k ：波数 ($k = 2\pi/\lambda$ 、 λ ：入射波の波長)、 θ_I ：入射波と X 軸とのなす角度、 ω ：入射波の角振動数、 K_R ：係船岸の波の反射率、 t ：時刻、 ε ：位相である。なお、式(3.9)で、 $K_R=0$ とすれば進行波の波形表示となる。

b) 速度ポテンシャル

入射波によるポテンシャルを式(3.10)のように表す。

$$\phi_{wI} = ia \frac{\omega}{k} \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \exp \{ i \{ kX \cos \theta_I + kY \sin \theta_I + \omega t \} \} \quad (3.10)$$

ここに、 i ：虚数単位、 a ：入射波の振幅、 ω ：入射波の角振動数、 k ：波数、 θ_I ：入射波と X 軸とのなす角、 h ：水深、である。

一方、係船岸によって反射された波の速度ポテンシャルは式(3.11)で表される。

$$\phi_{wR} = iK_R a \frac{\omega}{k} \frac{\cosh(z+h)}{\sin kh} \exp \{ i \{ kX \cos \theta_I - kY \sin \theta_I + \omega t \} \} \quad (3.11)$$

^{*}) ただし、船舶に対する入射角 χ は船首から時計回りに測った角度を用いるので、この場合には $\chi = 2\pi - \theta_I$ となる。

ここに、 K_R ：係船岸の波の反射率である。

c) 船舶に作用する規則波の波力

船舶に作用する波力は、フルードクリロフの力(Froude - kriloff Force) と、船舶による反射波の力(Diffraction Force) の和として与えられる。これらの詳細は付録Hに記述する。ただし、サージングの波力については元良の方法によって求める。⁶⁷⁾

d) 船舶に作用する不規則波の波力

不規則波の波力は、不規則波の成分波による波力を位相を考慮して加算することによって求めることができる。なぜなら、ここでの方法では、船舶に作用する波力は入射波および係船岸による反射波のいずれに対しても、静止している船舶に対して求めているので、不規則波に対しては、その成分波による波力を重ね合わせて求めることが可能である。 \underline{x} 軸、 \underline{y} 軸を船舶に固定した座標軸、 $\theta_I = (2\pi - \chi)$ を入射角、 \underline{x} 軸と \underline{x} 軸との距離を \underline{y}_B としていま不規則波を、

$$\begin{aligned} \eta &= \sum_i a_i \cos \{ k_i x \cos(2\pi - \chi) \\ &\quad + k_i (y - y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t + \varepsilon_i \} \end{aligned} \quad (3.12)$$

とすると、不規則波の波力は、前項で求めたフルードクリロフ力およびディフラクション力に、成分波間の位相を考慮して、つぎのように表される。

$$\begin{aligned} \mathbf{F} &= \mathbf{F}_d + \mathbf{F}^{F \cdot K} \\ &= \sum_i \{ (\mathbf{F}_{Ii}^{F \cdot K} + \mathbf{F}_{dIi}) + (\mathbf{F}_{Ri}^{F \cdot K} + \mathbf{F}_{dRi}) \} \exp(i\varepsilon_i) \\ \mathbf{F} &= (F_x, F_y, F_z, M_x, M_y, M_z) \end{aligned} \quad (3.13)$$

ここに \mathbf{F} ：船舶に作用する不規則波の波力のベクトル表示、 F_x, F_y, F_z はサージング、スウェイング、ローリングの波力、 M_x, M_y, M_z はローリング、ピッチング、ヨウイングの波力モーメントである。 $\mathbf{F}_{Ri}^{F \cdot K}$ ： i 番めの角振動数成分の入射波の船舶に作用するフルードクリロフ力のベクトル、 $\mathbf{F}_{Ii}^{F \cdot K}$ ： i 番めの角振動数成分の係船岸による反射波の船舶に作用するフルードクリロフ力のベクトル、 \mathbf{F}_{dIi} ： i 番めの角振動数成分の入射波の船舶に作用するディフラクション力のベクトル、 \mathbf{F}_{dRi} ： i 番めの角振動数成分の係船岸による反射波の船舶に作用するディフラクション力のベクトル、 a_i ： i 番めの角振動数成分の入射波の振幅、 k_i ： i 番めの各振動数成分の入射波の波数 ($k_i = 2\pi/\lambda_i$)、 λ_i ： i 番めの角振動数成分の入射波の波長。

不規則波の波力を求める場合には、まず、波の周波数スペクトルを用いて不規則波の成分波の振幅を求め、つぎに、それぞれの成分波に対する波力を、成分波間の位相を考慮して合成する。

本研究に示す動揺解析手法では、不規則波の周波数スペクトルとして、風波の周波数スペクトルとしてよく用いられているブレットシュナイダー⁶⁸⁾・光易⁶⁹⁾の周波数スペクトル(式(3.14))、およびJONSWAPの周波数スペクトル(式(3.15))を用いることとする。なお、船舶が係留される港内や海域における波の周波数スペクトルが実測されている場合には、この周波数スペクトルを用いることも可能である。

$$S(f) = 0.257 H_{1/3}^2 T_{1/3}^{-4} f^{-5} \exp[-1.03 (T_{1/3} f)^{-4}] \quad (3.14)$$

$$S(f) = \alpha^* H_{1/3}^2 T_p^{-4} f^{-5} \exp[-1.25 (T_p f)^{-4}] \cdot \gamma \exp[-(T_p f - 1)^2 / 2\sigma^{*2}] \quad (3.15)$$

$$\sigma^* = \frac{0.0624}{0.230 + 0.0336\gamma - 0.185(1.9 + \gamma)^{-1}}$$

$$\sigma^* = \begin{cases} 0.07 : f \leq f_p \\ 0.09 : f \geq f_p \end{cases}$$

ここに、 $S(f)$ ：周波数スペクトル($\text{m}^2 \cdot \text{s}$)、 f ：周波数(Hz)、 $H_{1/3}$ ：有義波高(m)、 $T_{1/3}$ ：有義波周期(s)、 T_p ：スペクトルのピーク周期(s)、($\gamma=1$ のとき $T_p=1.05 T_{1/3}$ とすると、JONSWAPの周波数スペクトルはブレットシュナイダー・光易の周波数スペクトルと同一となる。) γ ：スペクトルのピークの鋭さを表すパラメーター、 f_p ：スペクトルのピーク周波数(Hz)、($f_p=1/T_p$)である。

(4) 造波抵抗力

a) 造波抵抗力の意味

船舶が静水中で、スウェイング、ヒービング、ローリングなどの運動をすると、船体周辺に造波が生ずる。船舶は造波により抵抗力を受けるが、これを造波抵抗力という。造波抵抗力は船体運動との間に位相差があるので、これを船体運動の加速度に比例する成分、つまり付加慣性力と、速度に比例する成分、つまり減衰抵抗力とに分離することができる。付加慣性力の係数は付加質量に相当し、これを、船舶の質量 M で除したものは付加質量係数となる。また、後者の減衰抵抗力の係数は減衰係数となる。付加質量係数や減衰係数は流体力係数とも言われる。

このほか、減衰抵抗に相当する造波抵抗力には、速度の自乗に比例するいわゆる抗力が存在する。抗力は理論的に求めることができないので、実験などにより求める。抗力は非線形項であるが、線形減衰力が非線形減衰力よりも卓越する場合には、非線形減衰力を近似的に線形減衰力として取り扱うことができる。非線形減衰力とはとくにローリングの成分に現れる。造船工学の分野では、ロ

ーリングの減衰係数は通常実験によって得られた数値を用いることが多い。⁶⁰⁾⁷¹⁾ここに示す動揺計算法においても、ローリングの減衰係数は原則として実験によって得られた数値を用いることとする。なお、ローリングの減衰係数の実験値が得られない場合には、高石ら⁷²⁾が種々の船型の船舶に対して減衰係数の実験値を示しているのを、これを参考にして対象船舶に対する値を決めることができる。また、文献(60)にも数種の船舶に対して減衰係数の値が示されている。

b) 造波抵抗力の計算

船舶の造波抵抗力を求める方法としては、船体断面をルイスフォーム近似し、ストリップ法によって求めるのが、いまのところ最も実用的とされている。そこで、本研究においても造波抵抗力をストリップ法で求めることにする。造波抵抗力の計算法の詳細は付録1に示す。

(5) 流れによる荷重および波漂流力

a) 流れによる荷重

船舶に作用する流れによる荷重は、主として潮流や潮汐によるものである。潮流は流れの速さがほとんど一定とみなせる。また、潮汐流は干満によって生じるものであるが、その周期は数時間に及ぶので、船舶の動揺に影響を及ぼす効果は小さい。したがって、流れによる荷重は定常力と考え、港湾の技術上の基準などに示されている方法で計算する。⁷³⁾

(i) 船首方向からの流れによる力

$$F_{cf} = 0.14 S V^2 \quad (3.16)$$

ここに、 F_{cf} ：船首方向からの流圧力(kgf)、 S ：浸水面積(水面下正面投影面積)(m^2)、 V ：潮流の流速(m/s)である。

これらは、次式のフルードの式に ρ_w (海水の比重)=1.025、 $t = 15^\circ$ 、 $\lambda = 0.14$ を代入して簡略化したものである。

$$F_{cf} = \rho_w \lambda \{1 + 0.0043(15 - t)\} S V^{1.825} \quad (3.17)$$

(ii) 船側方向からの流れによる流圧力

$$F_{cs} = \frac{1}{2} \rho C V^2 B \quad (3.18)$$

ここに、 F_{cs} ：船側方向からの流圧力(kgf)、 ρ ：海水の密度($104.5 \text{ kgf} \cdot \text{s}^2/\text{m}^4$)、 C ：流圧係数、 V ：潮流の流速(m/s)、 B ：水面下側面投影面積(m^2)である。流圧係数としては、図-3.8に示す値が用いられる。

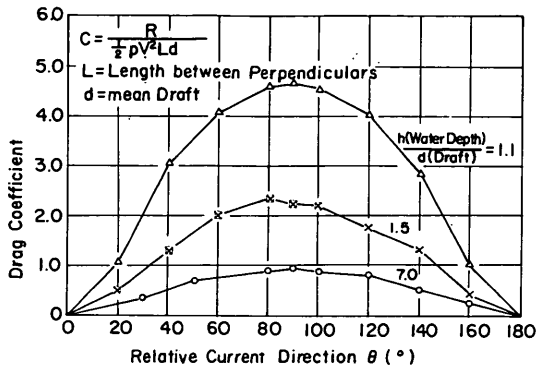


図 - 3.8 流圧係数

b) 波漂流力

丸尾によれば⁴⁵⁾、規則波中の波漂流力は反射波の振幅の自乗に比例し、二次元問題では水深の影響を考慮して、次式で表される。

$$F_D = \frac{1}{2} \rho g a_R^2 \left(1 + \frac{2kh}{\sinh 2kh} \right) \quad (3.19)$$

ここに、 F_D : 単位長さ当たりの波漂流力、 a_R^2 : 反射波の振幅、 k : 波数、 h : 水深、である。

ピンクスター (Pinkstar)⁵⁰⁾によれば、狭帯域不規則波中の長周期波漂流力のスペクトル密度関数は、次式で与えられる。

$$S_F(u) = 2\rho^2 g^2 \int_0^\infty S(f)S(f+u)R^4 \left(f + \frac{u}{2} \right) df \quad (3.20)$$

ここに、 $S(u)$: 長周期波漂流力のスペクトル密度関数、 $S(f)$: 不規則波の周波数スペクトル、 $R(f)$: 定常波漂流力係数である。

$R(f)$ は、入射波の振幅 a_I なる規則波の定常波漂流力を F_D とすると、

$$R(f) = \sqrt{\frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho g a_I^2}} = \sqrt{\frac{a_R^2}{a_I^2} \left(1 + \frac{2kh}{\sinh(2kh)} \right)} \\ = K_R \sqrt{1 + \frac{2kh}{\sinh(2kh)}} \quad (3.21)$$

である。

また、浮体に作用する不規則波の波漂流力の単位長さ当たりの平均値は、

$$\bar{F}_D = \rho g \int_0^\infty S(f)R^2(f) df \quad (3.22)$$

と表される。

なお、長周期漂流力に関する実験が、スー (Hsu)⁴⁸⁾

レメリー (Remery)⁷⁴⁾ やライ (Rye)⁷⁵⁾ らによって行われており、上記の方法で求めた漂流力と実験値とが一致することを確認している。

(6) 係留系による反力

係岸船舶は係留索および防衛工で係留されるので、船舶の動揺によって、係留索および防衛工が変形し、そのため、係留索および防衛工からの反力を受ける。

係留索と防衛工の変位復元力特性は、図 - 3.9 に示すように非線形であるし、また、ものによってはヒステリシスを有するものがある。この係留系の非線形な変位復元力特性は、係岸船舶の動揺特性に大きな影響を及ぼす。とくに、係岸船舶に作用する荷重が不規則である場合には、係岸船舶の動揺特性を正しく把握するためには、係留系の非線形特性を考慮することが重要である。そこで、本研究では係留系の非線形性を考慮して、係岸船舶の動揺解析モデルを作成する。

(7) 運動方程式

以上に述べた力のつり合いから運動方程式を作る。その際船舶の運動に伴って生ずる力を左辺に、それ以外の力を右辺にまとめると、次式のように書ける。

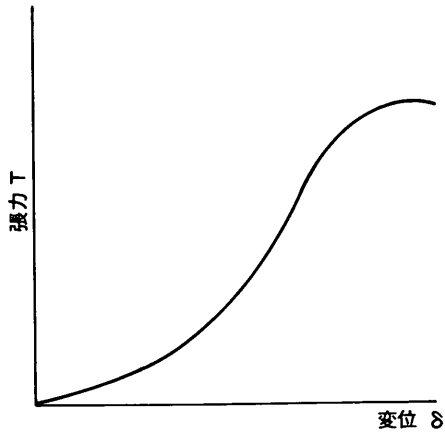
$$[\text{慣性力}] + [\text{減衰力}] + [\text{静水圧的復元力}] + [\text{係留系による反力}] = [\text{波による力}] + [\text{風による力}] + [\text{流れによる力や漂流力}] \quad (3.23)$$

式 (3.23) を数式表示すると、式 (3.24) のようになる。

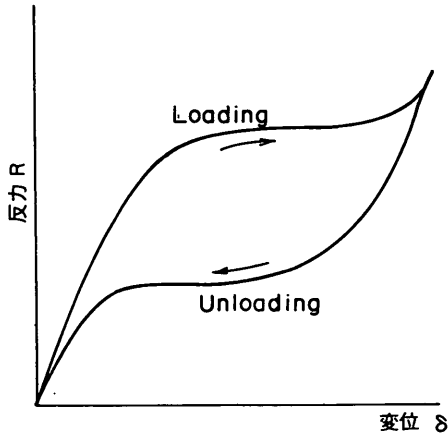
$$(M+K)\ddot{x} + N\dot{x} + C\dot{x} | \dot{x} | + B(x) + R(x) = F_0 + F \quad (3.24)$$

ここに、 M : 船舶の質量および慣性モーメントマトリックス (要素の単位は $\text{kgf} \cdot \text{s}^2/\text{m}$ または $\text{kgf} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^2$)、 K : 付加質量および付加慣性モーメントマトリックス (要素の単位は kgf または $\text{kgf} \cdot \text{m} \cdot \text{s}^2$)、 N : 線形減衰マトリックス (要素の単位は $\text{kgf} \cdot \text{s}/\text{m}$ または $\text{kgf} \cdot \text{m} \cdot \text{s}$)、 C : 非線形減衰マトリックス (要素の単位は $\text{kgf} \cdot \text{s}^2/\text{m}^2$ または $\text{kgf} \cdot \text{s}^2$)、 B : 静的復元力マトリックス (要素の単位は kgf/m または $\text{kgf} \cdot \text{m}$)、 R : 係留系の剛性マトリックス (要素の単位は kgf/m または $\text{kgf} \cdot \text{m}$)、ただし、非線形)、 F_0 : 定常荷重を含む高次の荷重 (定常風圧力、流れによる力など) のベクトル (要素の単位は kgf または $\text{kgf} \cdot \text{m}$)、 F : 変動荷重 (波力および変動風圧力) のベクトル (要素の単位は kgf または $\text{kgf} \cdot \text{m}$)、 x : 変位ベクトル (要素の単位は m または rad)、 \dot{x} : 速度ベクトル (要素の単位は m/s または rad/s)、 $|\dot{x}| \dot{x}$: 速度の自乗のベクトル、 \ddot{x} : 加速度ベクトル (要素の単位は m/s^2 または $\text{rad}/$

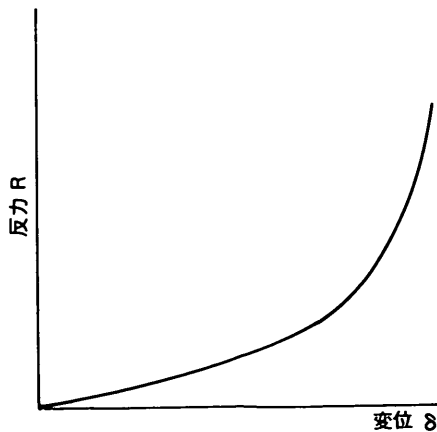
*) モーメントに対する単位を示す。



a) 係留索



b) 定反力型防舷材



c) 反力漸増型防舷材

図-3.9 係留索と防舷工の変位復元力特性

s^{2*}), ただし, $\underline{x} = (x, y, z, \varphi, \theta, \phi)$ であり, $x = \text{サージング}$, $y = \text{スウェイング}$, $z = \text{ヒービング}$, $\varphi = \text{ローリング}$, $\theta = \text{ピッチング}$, $\phi = \text{ヨウイング}$ である。

式(3.24)は六元二階微分方程式である。本研究においては, 係留索や防舷工の係留系の変位復元力特性が非線形である場合の船舶の動揺問題を取り扱うので, 次節で述べる数値積分によって式(3.24)の解を求める。

3.4 係岸船舶の動揺の数値シミュレーションによる解法

(1) 数値シミュレーションの概要

前節では, 波と風的作用を受ける係岸船舶の動揺解析モデルを提示したが, ここでは, その数値シミュレーションによる解法について述べる。その手順はすでに図-3.6のブロックチャートに示している。このような方法をとる主な理由は, 船舶に作用する外力が不規則な変動荷重であることと, 係留系の変位復元力特性が非線形であるために, 式(3.24)の運動方程式の解を解析的に求めることが困難であるためである。つまり, 不規則波の成分波に対する周波数応答関数を求めて, 線形重ね合わせをすることができないためである。数値シミュレーションにおいては, あらかじめ船体に作用する波や風による荷重と造波抵抗力を求めておいて, これを運動方程式の中に組み入れていくが, その理由は, この作業を逐次積分の各ステップで行うと, 計算機の処理時間を大幅に増加させることになるためである。また, 造波抵抗力は船体運動に起因する抵抗力であり, 船体運動の周波数の関数であるから, 船体運動が不規則である場合には造波抵抗力を一義的に決めることが困難である。このため, 本研究で示す数値シミュレーションにおいては, 不規則波中の船体運動による造波抵抗力を後述するように一定値にする。このようにして, 不規則な荷重を受け, 非線形な係留系に係留された船舶の動揺計算を行う。以下に, 図-3.6のフローに従って概略を述べる。

(2) 荷重の算定

船舶に作用する荷重としては, 波による荷重, 風による荷重, 流れによる荷重などがあるが, ここでは, 波と風による不規則変動荷重の時系列の作成について述べる。

不規則波の波力を求める際には, まず, 3.3で述べた波の周波数スペクトルを用いて不規則波の成分波の振幅を求める。つぎに, 不規則波のそれぞれの成分波に対する波力を成分波間の位相差を考慮して合成する。実際には, あらかじめ任意に20~50の周波数の波を選定して, 個々の規則波に対して波力を計算し, いわゆる波力テーブルを作成する。波力テーブルを作成する際には, 計算しようとする不規則波のスペクトルの周波数帯域に

よっては、船長が波長の整数倍になるような周波数の波に対しては、船舶全体に作用する波力がゼロとなるので、船長と波長との関係などに留意して周波数を選定する。

波力テーブルが作成されたなら、ブレッダシュナイダー・光易の周波数スペクトル、JONSWAPの周波数スペクトル、または任意の周波数スペクトルを用いて不規則波の成分波の波高を求める。ついで、波力テーブルと各成分波の波高とから、各成分波に対する波力を求める。そして、前述の周波数スペクトルを用いて発生させた不規則波の時系列に対応して、各成分波に対する波力を位相差を考慮して合成し波力の時系列を作る。なお、発生させた不規則波の成分波の周波数が、先に選定した波の周波数と一致しない場合には、波力テーブルにおいて当該周波数の前後の周波数の波に対する波力を用いて線形補間することにする。

風荷重の時系列を求める場合も、上述の方法とほぼ同様である。まず、ダーベンポートまたは日野の周波数スペクトルを用いて、変動風速の時系列を作成する。ついで、式(3.2)～(3.6)を用いて、船体に作用する風抗力とモーメントの時系列を作成する。

(3) 流体力係数

流体力係数は船体運動の周波数の関数であるので、あらかじめ20～50の周波数に対して計算しておく。規則波中においては、船舶が波と同一周期で動揺するとして、波の周波数に対する流体力係数を用いて船舶の動揺を計算する。不規則波中の係岸船舶の動揺計算においても、係留系が線形であれば、船舶の動揺には波周期と同一周期の動揺成分が含まれるので、まず、不規則波の成分波に対する船舶の動揺量を求め、これを線形重ね合わせの原理に従って合成すればよい。その場合の流体力係数は、成分波の周波数に対する値を用いればよい。しかしながら、係留系の変位復元力特性が非線形であり、かつ不規則荷重が作用する場合には、船舶の動揺の周波数成分には、不規則波にはなかった周波数成分が含まれることがある。多くの場合、非線形な係留系に係留された船舶の動揺周期は、不規則波の代表周期より長くなる。したがって、不規則波の成分波に対する応答を重ね合わせすることはできない。そこで、本研究では、数値シミュレーションにおいて、まず、流体力係数を一定にして計算を進め、船舶の動揺の周波数特性が、不規則波の周波数特性または実際現象の周波数特性と異なれば、流体力係数を修正して、改めて計算を行うことにする。係岸船舶の動揺が実際現象と適合するか否かは、実船による動揺観測結果や模型実験結果などと対比して判断することにする。

流体力係数の決め方には種々の方法が考えられる。たとえば、不規則波の成分波の重みづけ平均をとる方法や、不規則波の代表周期(たとえば有義波の周期)に対する流体力係数を用いる方法などがある。本研究に示す事例では、これら2方法による比較を行った。これについては4.で述べるが、流体力係数の値を2方法で比較すると、長周期波に対して両者の差異が大きい。とくに、スウェーピングとヨウイングの減衰係数については、重みづけ平均によって求めた減衰係数は、代表周期に対して求めた減衰係数の数倍である。また、それらの流体力係数を用いて、係岸船舶の動揺計算を行った結果をみると、不規則波の代表周期に対する流体力係数を用いた場合のほうが、動揺量および動揺周期のいずれについても、実験値とよく一致することがわかっている。したがって、ここでは流体力係数としては、一応、波の代表周期に対する値を用いることとする。

ただし、後述するように、防衝工の変位復元力特性が係留索の変位復元力特性に比べて硬く、いわゆる係留系の変位復元力特性の非対称性が強く、かつ無風状態^{*}の場合には、船舶が係岸から大きく離されて、波周期よりかなり長い周期のスウェーピングが生ずることがある。この場合には、流体力係数の定義からみて、不規則波の代表周期に対して求めた流体力係数を用いて数値シミュレーションを行うのは適当ではないと思われる。不規則波の代表周期に対する流体力係数を用いて行った船体動揺の計算値と、4.で述べる実験値とを比較すると、船舶が係岸から離れる側の動揺量と動揺周期については、計算値と実験値とが異なっている。しかし、船舶が防げん材を圧縮する側の動揺量については一致している。以上のように、流体力係数の選定についてはやや問題があるものの、ここでは一応、不規則波の代表周期に対する流体力係数を用いて計算を進めることにする。

(4) 係留索と防げん材の変位復元力特性のモデル化

a) 係留索

係留索の変位復元力特性は、係留索の強伸度曲線を用いて作成する。図-3.10は各種ロープの強伸度曲線である。たとえば八つ打ちのφ50mmのナイロン索の変位復元力特性を作る場合には図-3.10(b)の②の曲線を用い、切断時の伸びを51%として、そのときの強伸度曲線の切断強度とφ50mmのナイロン索の切断強度42.1tfとが対応するようにして、強伸度曲線とφ50mmのナイロン索の変位復元力特性とが比例するものとして求めればよい。数値シミュレーションにおいては、係

* 定常力が小さいということの意味する。

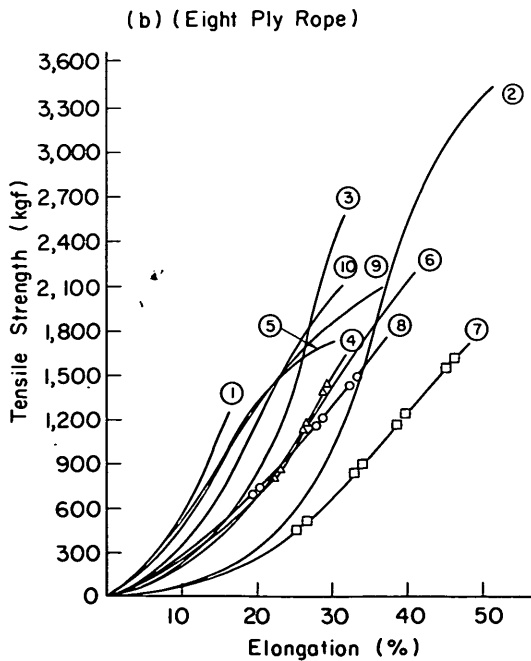
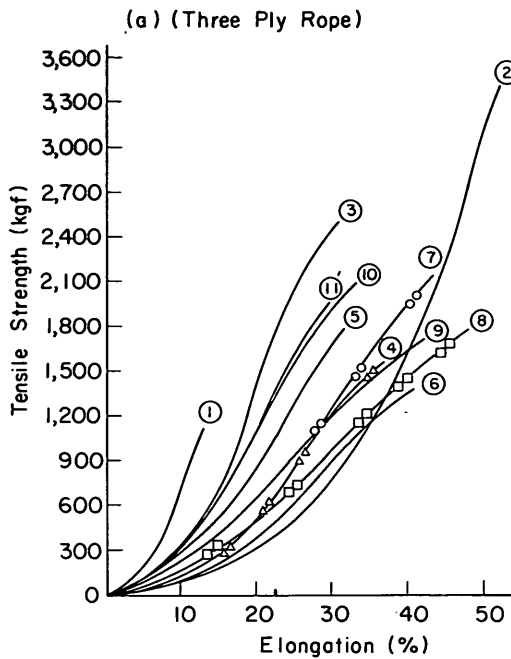


図-3.10 各種ロープの強伸度曲線

留索のすべてについてそれぞれ変位復元力特性を求める。ただし、計算時間を短縮するために、パウライン、プレストラインなどのように同系統の係留索については、数本を束ねてモデル化する。入力に際しては、得られた変位復元力特性を図-3.11に示すように15~20に分割し、各分割点における復元力と変形の配列(復元力, 変形)として入力する。各分割点間の変形に対しては線形補間して荷重を求める。

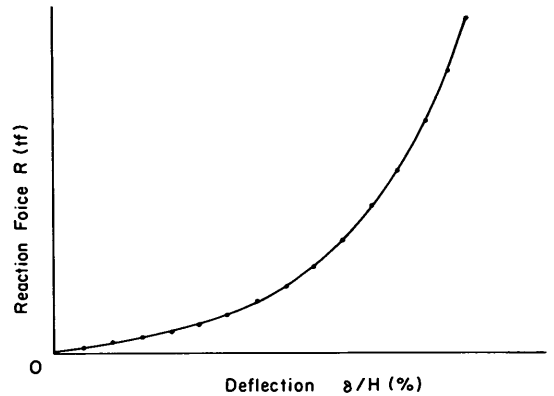


図-3.11 係留索および反力漸増型防げん材の変位復元力特性のモデル化

b) 防衝工

防衝工としてはゴム防げん材を考えるが、これは図-3.9に示したように、その変位復元力特性の異なる2種がある。一つは定反力型とよばれるタイプで図-3.9(b)に示すように、変形の初期に反力が急増するが、変形が防げん材の高さの15%程度になるとバックリングをし反力がほぼ一定になる。そして、さらに変形が進んで防げん材の高さの約45%以上になると反力が再び急増するものである。このタイプの防げん材のもう一つの特徴は、除荷の際に大きなヒステリシスを有する点である。いまひとつのタイプは反力漸増型とよばれるもので、図-3.9(c)に示すように、指数曲線状の変位復元力特性をもつものである。

防げん材の変位復元力特性のモデル化は、以下のように行う。

(1) 定反力型防げん材

図-3.12に示すように、まず、防げん材の変位復元力曲線の取荷時の曲線上で、防げん材の変形量が防げん材高さの10%の点Dをとり、これと原点Oとを結ぶ。この直線の勾配を α_1 とする。つぎに、直線OD上で、防げん材の変形量が防げん材高さの14%の点をと、これをA点とする。防げん材の変位復元力曲線上で、最大反力を示す点をE点とし、線分A-Eを引く、線

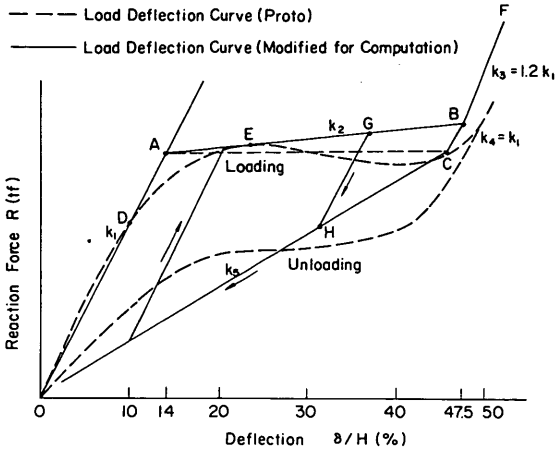


図-3.12 定反力型防げん材の変位復元力特性のモデル化

分 A E の勾配を k_2 とするが、 $k_2 > 0$ とする。そして線分 A E の延長上で、定格変形量^{***)}に対する点を取り、これを B 点とする。B 点からは変形量の増加する方向に、勾配が $k_3 = 1.2k_1$ なる線分 B F と、勾配が $k_4 = k_1$ なる線分 B C を引く。後者は除荷時の特性を与える。この除荷時の線分上で、反力が A 点の反力と等しい点を取り、これを C 点とする。C 点と O 点とを結び、この勾配を k_5 とする。線分 B C および C O は除荷時のヒステリシス特性を示すことになる。

数値シミュレーションにおいては、変形が O 点から始まって増加する過程では、変位復元力特性は線分 O A に従う。変形が A 点に達しさらに増加する場合には、線分 A B に従う。さらに引き続き変形が増加し B 点に達した後は、その後の変形の増減に応じて、線分 B F または B C に従う。しかし、A B 間の途中の G 点で変形が減少し始める場合には、その点から勾配 k_4 の線分を引いてこれに従うものとする。そして、変形がさらに減少して線分 O C 上の H 点に達した場合には、それ以降の変形の減少に対しては線分 O C に従うものとする。しかし、線分 G H 上の途中、または線分 O C 上の途中で変形量が再び増加する場合には、その点において勾配 k_1 の直線を引き、これに従うものとする。このように、O A B C で囲まれた中では上述のルールに従って変位復元力特性を作成するものとする。

*) 半端な数値であるが、15%とすると後述する線分 A B の勾配が負になることがあるためである。したがって 14%として A 点を定めても、線分 A B の勾配が負であれば、この規定にとらわれず修正する必要がある。

**) 変形量が、防げん材高さのおよそ 24~26% の点である。

***) 防げん材高さのおよそ 47.5% の変形量をいう。

(2) 反力漸増型

このタイプの防げん材の場合には、係留索の変位復元力特性のモデルと同様にして、防げん材の変位復元力特性を 15~20 点に分割し、各分割点において復元力と変形の配列 (復元力, 変形) を作成し入力する。各分割点間の変形に対しては線形補間する。

(5) 数値積分

二階微分方程式の数値積分法には、ニューマーク (Newmark) の β 法、ルンゲクッタギル (Runge-Kutta-Gill) 法などがある。

本研究では、数値積分を行う際の時間間隔 (タイムステップ) を、比較的大きくとすることができ、しかも精度が良いとされているウイルソン (Wilson) θ 法⁷⁶⁾を用いる。ウイルソン θ 法の計算手順は、線形加速度法とほぼ同一である。線形加速度法では、ある時刻 t の次のステップの積分を行うのに、時間間隔 (タイムステップ) を Δt とするのに対して、ウイルソン θ 法では $\theta \Delta t$ ($\theta > 1$) とする。また、 t と $t + \theta \Delta t$ の区間では加速度が線形に変化するものとする。

いま、式 (3.25) に示す二階微分方程式の解の変位を $x(t)$ 、速度を $\dot{x}(t)$ 、加速度を $\ddot{x}(t)$ とする。

$$M\ddot{x}(t) + N\dot{x}(t) + Rx(t) = F(t) \quad (3.25)$$

ここに、 M : 質量マトリックス、 N : 減衰マトリックス、 R : 剛性マトリックス、 F : 外力ベクトル、 x : 変位ベクトル、 \dot{x} : 速度ベクトル、 \ddot{x} : 加速度ベクトルである。

ウイルソン θ 法では、 $x(t + \theta \Delta t)$ を式 (3.26) で、また $\dot{x}(t + \Delta t)$ を式 (3.27) で求める。

$$x(t + \theta \Delta t) = x(t) + \theta \Delta t \dot{x}(t) + \frac{(\theta \Delta t)^2}{3} \ddot{x}(t) + \frac{(\theta \Delta t)^2}{6} \ddot{x}(t + \theta \Delta t) \quad (3.26)$$

$$\dot{x}(t + \theta \Delta t) = \dot{x}(t) + \theta \Delta t \frac{\ddot{x}(t) + \ddot{x}(t + \theta \Delta t)}{2} \quad (3.27)$$

式 (3.26)、式 (3.27) とつぎの式 (3.28) とを連立させて解き、 $\ddot{x}(t + \theta \Delta t)$ を求める。

$$M\ddot{x}(t + \theta \Delta t) + N\dot{x}(t + \theta \Delta t) + Rx(t + \theta \Delta t) = F(t + \theta \Delta t) \quad (3.28)$$

得られた $\ddot{x}(t + \theta \Delta t)$ を

$$\ddot{x}(t + \Delta t) = \frac{(\theta - 1)\ddot{x}(t) + \ddot{x}(t + \theta \Delta t)}{\theta} \quad (3.29)$$

によって補間して、 $\ddot{x}(t+\Delta t)$ を求める。

$\ddot{x}(t+\Delta t)$ が求まれば、これを式(3.30)と式(3.31)に代入することにより、 $x(t+\Delta t)$ 、 $\dot{x}(t+\Delta t)$ を求めることができる。

$$x(t+\Delta t) = x(t) + \Delta t \dot{x}(t) + (\Delta t)^2 \ddot{x}(t)/3 + (\Delta t)^2 \ddot{x}(t+\Delta t)/6 \quad (3.30)$$

$$\dot{x}(t+\Delta t) = \dot{x}(t) + \Delta t \{ \ddot{x}(t) + \ddot{x}(t+\Delta t) \} / 2 \quad (3.31)$$

ウィルソン- θ 法では、 θ を1.37以上にとれば、解の無条件安定性が得られることが知られている。このことは数値積分を行う際に生じやすい解の発散現象を防止することになる。時間間隔 Δt は、通常は周期の1/6以下が目安となる。ただし、不規則波の場合には最短周期の1/6以下とする。

また、外力 $F(t)$ は直接運動方程式に代入せず、

$$(1 - e^{-\alpha t}) \times F(t) \quad (3.32)$$

のようにして入力するものとする。この操作により過渡状態において発生する自由振動が積分値に及ぼす悪影響を防止することができる。ただし、 α は300ステップ程度で $e^{-\alpha t}$ が0に漸近するように適当に定める。

(6) 数値シミュレーション結果の安定性と、期待最大値の推定

a) 検討の概要

数値シミュレーション結果は確率変数である。したがって、数値シミュレーションにおける初期値が変われば、その結果は異なる。また、数値シミュレーションの継続時間、つまり標本数によってもその結果は異なる。

そこで、本節では以下の事項について検討する。

① 初期値を変えて行った数値シミュレーション結果の安定性

② 継続時間を変えて行った数値シミュレーション結果の安定性

さらに、

③ 一定時間内の数値シミュレーション結果から期待最大値を求める方法

について述べる。期待最大値は、防衝工の最大変形量または最大反力、係留索の最大変形量または最大張力、および係岸船舶の動揺量の各成分の最大値などについて求める必要がある。

本研究で示した数値シミュレーションの継続時間は、実時間で約20 min程度を目安としている。かりに係岸船舶の動揺周期が10 s前後であれば、約100程度の標本

値が得られる。しかし、実際の暴風雨の継続時間は、台風の場合2~3時間であるし、また、冬季風浪の場合にはこれよりさらに長く、12時間以上になることもある。したがって、動揺量等の最大値を標本値として得るためには、20 min間のシミュレーション時間では十分であるとは言いがたい。また、シミュレーションにおける不規則波や変動風は、乱数表を用いて発生させているが、初期値のとり方によって最高波高や有義波高が異なる。したがって、数値シミュレーションの結果も、初期値のとり方によって異なる。これらの問題を解決するためには、数値シミュレーション時間を十分長くとり、あるいは、初期値を変えて何回も数値シミュレーションを実施し、それらの最大値を求めればよいが、計算機の容量上の制約があることと、相当の労力と時間を要するので困難である。

以上の理由から、本節では、数値シミュレーション結果の安定性を検討する。検討に当たっては、係留系の非線形性と数値シミュレーション結果の安定性との関係を調べることを主眼とする。したがって、船体のモデルは簡単にすることとする。ここでは、船体中央断面の形状をもつ断面浮体について検討する。また、動揺量のうち、係留系の非線形性の影響を最も大きく受けるのはスウェーピングの動揺量であるので、ローリングおよびヒービングの成分は無視し一自由度の系として取り扱う。なお、計算是10000 DWT級の船舶の1/30モデルについて行う。

係留系の特性は図-3.13に示す5種類とし、それぞれの呼称をつぎのようにする。原点に対し、左右の係留系の変位復元力特性が対称になっているものを対称型とする。また、そうでないものを非対称型とする。さらに、第一および第三象限の中で、係留系の特性が線形であるか否かによって線形または非線形と呼ぶ。それらの組み合わせにより、線形対称、非線形対称、線形非対称、非線形非対称などの係留系の型に分類できる。また、非線形の型としては、変位復元力特性が双曲線型のもの、定反力型のものを取り扱う。

以上の係留系に対し、荷重条件として、有義波周期1.83 s(実物では10 s)、有義波高2.33 cm(実物では70 cm)の不規則波(プレットシュナイダー・光易型周波数スペクトルにより発生させる)を作用させた場合の動揺量を、数値シミュレーションによって求める。

基本とする計算時間は1/30モデルに対し約300 s(実時間にして約28 min)、逐次積分を行うタイムステップは0.1 sとした。ただし、結果を統計処理する際には、最初の30 s間の標本値は無視した。解の安定性を検討するために、まず、初期値を変えて演算時間約300 sの計

Case		k_1	k_2	R_1	$H_{1/3}$	$T_{1/3}$
I		200kgf/m/m (6tf/m/m)	2kgf/m/m (60kgf/m/m)	∞	2.33cm (0.7m)	1.83s (10s)
II		200kgf/m/m (6tf/m/m)	200kgf/m/m (6tf/m/m)	2kgf/m (1.8tf/m)	2.33m (0.7m)	1.83s (10s)
III		200kgf/m/m (6tf/m/m)	2kgf/m/m (60kgf/m/m)	2kgf/m (1.8tf/m)	2.33cm (0.7m)	1.83s (10s)
IV		—	—	—	2.33cm (0.7m)	1.83s (10s)
V		—	2kgf/m/m (60kgf/m/m)	—	2.33cm (0.7m)	1.83s (10s)

注) () 内は実物換算値

図-3.13 検討ケースの係留系の諸元

算を30ケース実施し、結果を比較した。つぎに、演算時間を約1800s(実時間にして約165min)としたケースの計算を行い、演算時間が動揺量の最大値に及ぼす影響を調べた。この場合にも、結果を統計処理する際には、最初の約30s間の標本値は無視した。

b) 数値シミュレーション結果の安定性

(1) 初期値と解の安定性

図-3.13に示した5種類の係留系に対して、初期値を変更して、それぞれ30ケースの計算を行った。その結果を示したものが表-3.1である。表-3.1には各係留系ごとに計算された動揺両振幅の平均値、分散、変動係数、標本数、および動揺両振幅について30ケースの計算結果の平均値と分散をとりまとめている。この計算結果からつぎのことが言える。

① 動揺両振幅の平均値を30ケースの計算結果について比較する。非対称性が強い係留系I、IIIについては、

やや変動が大きい。これは、係留系の非対称性に起因する長周期動揺(サブハーモニックモーション)が生じていることによるもので、そのため、標本数が係留系IV、Vに比べて約1/3程度になっている。しかしながら、変動係数は6%以下である。したがって、係留系の非対称性が強い場合においても、標本数が40前後であれば、解の安定性は良いと言える。また、係留系IIでは、非対称性は強いが、全体的には対称であるので、変動が少なく、解の安定性が良い。同じことが、係留系IV、Vについてもいえる。すなわち、動揺両振幅の平均値の30ケースの計算例における変動は少なく、解の安定性は極めて良いと言える。ただし、ケース20、24などのように、変動の大きいケースが数例みられる。

② 実時間で30minに相当する演算時間では、各ケースごとの変動係数は、非対称性の強弱にかかわらず50%

表-3.1 初期値を変更して計算した動揺同振幅の平均値と標準偏差

	係留系 I				係留系 II				係留系 III				係留系 IV				係留系 V			
	\bar{A}	σ	σ/\bar{A}	N	\bar{A}	σ	σ/\bar{A}	N	\bar{A}	σ	σ/\bar{A}	N	\bar{A}	σ	σ/\bar{A}	N	\bar{A}	σ	σ/\bar{A}	N
1	2.98	1.80	0.82	35	3.36	1.57	0.47	128	2.98	1.80	0.60	35	1.33	0.61	0.46	141	1.41	0.57	0.40	115
2	2.94	1.50	0.51	35	3.26	1.67	0.51	131	2.62	1.54	0.59	40	1.29	0.67	0.52	141	1.52	0.60	0.39	99
3	2.72	1.73	0.64	37	3.33	1.50	0.45	131	2.67	1.73	0.65	38	1.28	0.60	0.47	148	1.45	0.52	0.36	110
4	2.90	1.77	0.61	39	3.36	1.57	0.47	130	2.91	1.80	0.62	39	1.32	0.56	0.42	141	1.43	0.52	0.36	113
5	2.92	1.70	0.58	34	3.36	1.57	0.47	130	2.93	1.67	0.57	34	1.28	0.63	0.49	145	1.43	0.54	0.38	115
6	2.99	1.45	0.48	35	3.74	1.49	0.40	123	3.15	1.47	0.47	35	1.37	0.58	0.42	137	1.49	0.51	0.34	108
7	2.54	1.59	0.63	41	3.29	1.47	0.45	133	2.51	1.50	0.60	40	1.30	0.63	0.48	144	1.46	0.62	0.42	103
8	2.61	1.54	0.59	40	3.48	1.59	0.46	126	2.71	1.52	0.56	37	1.29	0.64	0.50	142	1.44	0.61	0.42	106
9	2.72	1.68	0.62	38	3.29	1.72	0.52	127	2.69	1.66	0.62	39	1.30	0.65	0.50	139	1.41	0.62	0.44	108
10	2.94	2.05	0.70	37	3.44	1.53	0.44	127	3.06	2.19	0.72	39	1.31	0.62	0.47	141	1.46	0.60	0.41	102
11	2.86	1.58	0.55	35	3.51	1.58	0.45	123	2.75	1.66	0.60	39	1.35	0.57	0.42	138	1.52	0.47	0.31	105
12	3.33	1.92	0.58	33	3.42	1.67	0.49	126	3.33	1.97	0.59	33	1.29	0.67	0.52	140	1.47	0.64	0.44	101
13	3.57	2.00	0.56	32	3.23	1.62	0.50	130	3.57	2.00	0.56	32	1.30	0.61	0.47	141	1.46	0.59	0.40	103
14	2.37	1.20	0.51	42	3.27	1.56	0.48	131	2.89	1.63	0.56	37	1.30	0.62	0.48	141	1.41	0.59	0.42	113
15	2.68	1.38	0.51	34	3.16	1.67	0.53	135	2.87	1.53	0.53	34	1.33	0.61	0.46	139	1.47	0.60	0.41	103
16	2.57	1.50	0.58	42	3.37	1.69	0.50	127	2.89	1.52	0.53	35	1.30	0.60	0.46	143	1.39	0.53	0.38	118
17	3.00	1.93	0.64	37	3.26	1.53	0.47	131	2.67	1.48	0.55	38	1.28	0.63	0.49	146	1.48	0.56	0.38	104
18	2.56	1.38	0.54	43	3.40	1.45	0.43	131	2.56	1.43	0.56	42	1.29	0.59	0.46	147	1.47	0.50	0.34	109
19	3.09	1.89	0.61	34	3.51	1.54	0.44	122	3.09	1.88	0.61	34	1.27	0.67	0.53	143	1.38	0.66	0.48	113
20	4.54	2.13	0.47	27	3.49	1.57	0.45	127	4.54	2.13	0.47	27	1.37	0.61	0.45	139	1.57	0.52	0.33	100
21	2.31	1.44	0.62	42	3.48	1.56	0.45	129	2.51	1.52	0.61	41	1.28	0.59	0.46	144	1.42	0.51	0.36	115
22	2.75	1.51	0.55	35	3.41	1.51	0.44	127	2.69	1.48	0.55	36	1.30	0.62	0.48	144	1.48	0.53	0.36	109
23	3.03	1.68	0.55	37	3.66	1.55	0.42	118	2.94	1.57	0.53	37	1.33	0.58	0.44	138	1.43	0.53	0.37	110
24	2.44	1.20	0.49	41	3.58	1.53	0.43	123	2.42	1.46	0.60	41	1.32	0.61	0.46	139	1.47	0.56	0.38	110
25	3.19	1.68	0.53	32	3.35	1.45	0.43	129	3.18	1.68	0.53	32	1.24	0.61	0.49	147	1.38	0.54	0.39	114
26	2.80	1.75	0.56	38	3.52	1.43	0.41	127	2.89	1.49	0.52	37	1.33	0.59	0.44	141	1.46	0.56	0.38	104
27	2.97	1.74	0.59	35	3.40	1.68	0.49	126	3.09	1.75	0.57	34	1.33	0.61	0.46	140	1.49	0.55	0.37	102
28	3.29	1.96	0.60	32	3.68	1.60	0.43	120	3.29	1.96	0.60	32	1.34	0.60	0.45	140	1.44	0.58	0.40	109
29	3.29	1.92	0.58	32	3.39	1.53	0.45	127	3.29	1.92	0.58	33	1.30	0.64	0.49	141	1.47	0.58	0.39	105
30	3.12	1.79	0.57	33	3.42	1.48	0.43	130	3.12	1.79	0.57	33	1.32	0.60	0.45	144	1.45	0.55	0.38	113
平均	2.93				3.41				2.96				1.31				1.45			
分散	0.175				0.018				0.160				0.001				0.002			
標準偏差	0.418				0.133				0.400				0.029				0.042			

程度である。これは、不規則波の波高の頻度分布に対応しているものと考えられる。したがって、各ケースの動揺量の変動係数が大きいことは、解の安定性と直接関係しない。解の安定性に関しては、各ケースにおける変動係数の相違が問題になるが、その差は小さいので、解の安定性が良いものといえる。

(iv) 演算時間と解の安定性

図-3.13に示した5種類の係留系に対し、初期値を同一にして、演算時間を変えて計算を行った。演算時間は約300s(実時間約28min)と約1800s(実時間約165min)。その結果を示したものが表-3.2である。各係留系ごとに計算された動揺両振幅の平均値、有義値、分散、動揺周期、標本数などをとりまとめている。

表-3.2 動揺両振幅の期待値
($x_N = A_N/A_{1/3}, \mu_N$)

N	100	200	500	1000	10000
レーリー分布 x_N	1.52	1.63	1.76	1.86	2.14
正規分布 μ_N	2.33	2.58	2.88	3.09	3.96*

* 近似値

表の最後の欄の $A_{1/1000}$ は、次項で述べる 1/1000 最大期待値である。この計算結果からつぎのことが言える。

- ① 演算時間を長くすると数値シミュレーション中の最大振幅 A_{max} は大きくなっているが、とくにケースⅢ, Ⅳ, Ⅴにおいては演算時間約300sと約1800sのときの数値シミュレーション中の最大振幅 A_{max} の差がやや大きい。
- ② しかし、有義値 $A_{1/3}$ や平均値 \bar{A} 、分散 σ などの値の数値シミュレーションの演算時間の相違による差は小さく、標本数が40程度以上になる演算時間に対し安定していると言える。

以上のことから、演算時間としては長いほうが良いが、非対称係留系の場合にも、標本数が40程度でも比較安定した解が得られているので現状でも良いものと思われる。しかし、できれば、100程度以上の標本が得られるようにするのが良いと考える。

c) 動揺量の統計的評価

(i) 不規則変動過程の様式化

ここでは、不規則な変動量から、極大値の分布を求め、係留系の安全性を検討する方法について述べる。その場合には、まず、不規則変動過程を様式化する必要がある。不規則変動過程の様式化には、一元様式化法、二元様式化法などがあるが、⁷⁷⁾ここでは一元様式化法によって解析する。

一元様式化法は、一つの不規則変動量の変動振幅Aの分布関数を求めるものである。この場合、基準値は任意に決めてよいが、船舶の動揺両振幅の最大値を求める場合には、全動揺量の平均値とする。また、防げん材や係留索の最大変形量を求める場合には、それぞれの変形量が0(ゼロ)の点を基準値とする。なぜなら、防げん材は圧縮材として作用し、係留索は引張材としてのみ機能するからである。また、防げん材と係留索の変位復元力特性が著しく異なり係留系全体としてみると非線形性が強い場合には、動揺全体としては長周期動揺となり、しかも、船体の動揺両振幅に対する防げん材の変形量は小さいので、様式化の方法によっては、防げん材の変形を正しく評価し得ない場合があるので注意を要する。

全動揺量の平均値を基準値にする方法は、変動範囲法の一つでゼロアップクロス法の一つであって、波高記録の解析にはこの方法が用いられている。

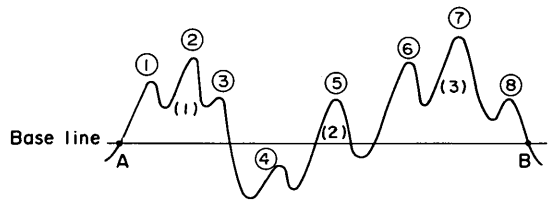


図-3.14 一元様式化法による振幅の定義

また、それぞれの変形量が0の点を基準値とする方法は極大値法の一つで、厳密には、『平均レベルと二つの隣接する交点の間の一つの極大値を考える方法』という。図-3.14に示すように、極大値法ではA~Bの間で八つの極大値を考えるのに対し、この方法では三つしか考えない。極小値についても同様である。

いま、動揺量のスペクトルが、狭帯域で極大値と極小値とが全く対称である場合には、上に述べた二つの方法で求めた動揺量の分布形は同一となる。しかし、係留系の非線形性が強い場合には極大値と極小値は非対称であって、動揺の平均値が動揺前の0点と一致しないので一般に上述の二つの方法で様式化して求めた分布形は一致しない。図-3.15は、Case Iについて、図-3.16はCase IVについて、全動揺量の平均値を基準にして求めた動揺両振幅、0点を基準にして求めた極大値と極小値の相対度数分布を示したものである。Case Iは非線形非対称系、Case IVは非線形対称系である。同図には分布形に正規分布およびレーリー分布をあてはめた曲線をあわせて記入している。図中の縦軸は確率密度、横軸は相対度数である。これを見ると、全動揺量の平均値を基準

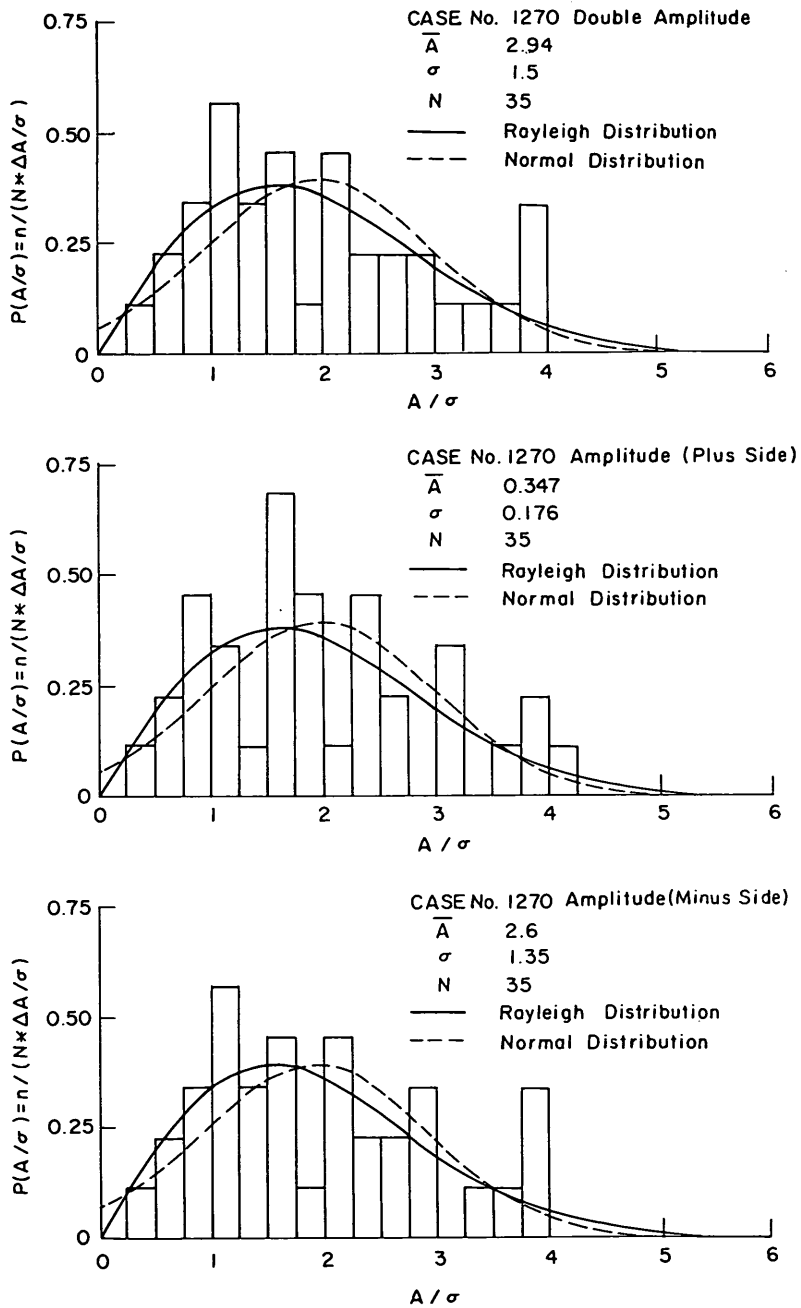


図-3.15 動揺両振幅，極大値，極小値の分布 (Case I)

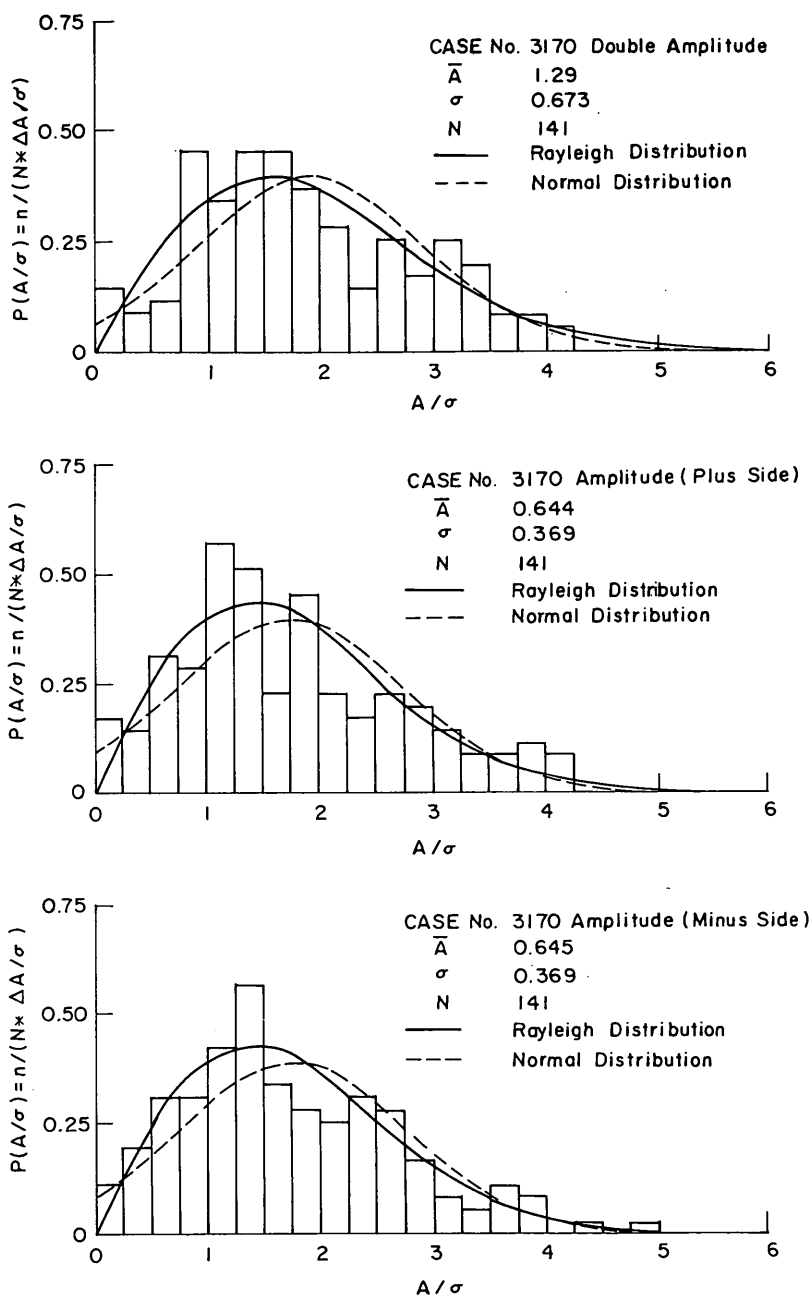


図-3.16 動揺両振幅，極大値，極小値の分布 (Case N)

表-3.3 シミュレーションの動揺両振幅の最大値と演算時間の関係

	計算時間	動揺両振幅 (cm)				動揺周期 (S)			N	A _{1/1000}		
		A _{max}	A _{1/3}	\bar{A}	σ	T _{max}	T _{1/3}	T		$\alpha A_{1/3}$	A _{max}	$\bar{A} + 3.09 \sigma$
I	300 S	8.45	5.00	2.98	1.80	9.60	8.79	5.99	35	9.28	8.84	8.54
	1200 S	8.52	4.88	2.89	1.70	9.61	8.79	5.77	257	9.06	8.56	8.14
II	300 S	8.06	5.11	3.36	1.57	1.24	1.09	0.91	128	9.48	9.96	8.21
	1200 S	8.06	5.17	3.39	1.54	1.21	1.10	0.94	851	9.60	10.05	8.14
III	300 S	8.45	5.00	2.98	1.80	9.60	8.79	5.99	35	9.28	8.84	8.54
	1200 S	9.15	4.83	2.87	1.71	8.93	8.66	5.90	252	8.96	8.51	8.15
IV	300 S	3.04	2.03	1.33	0.61	0.79	0.87	0.81	141	3.77	3.94	3.21
	1200 S	3.39	2.01	1.30	0.62	0.89	0.89	0.85	942	3.73	3.85	3.21
V	300 S	2.96	2.06	1.41	0.57	0.92	0.87	0.81	141	3.82	4.18	3.17
	1200 S	3.44	2.09	1.45	0.56	1.02	1.96	1.71	714	3.88	4.30	3.18

にして求めた動揺両振幅。0点を基準にして求めた極大値と極小値の相対度数分布の形状はほぼ同形で、レーリー分布または正規分布に近いことがわかる。

(iv) 動揺両振幅の最大値^{7b)}

前述のことから、動揺両振幅の分布形が次式のレーリー分布または正規分布に従うものとする。

$$P(x) dx = 2 a^2 \exp(-a^2 x^2) dx \quad (3.33)$$

$$P(A) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma} \exp\left[-\frac{1}{2}\left(\frac{A-\bar{A}}{\sigma}\right)^2\right] \quad (3.34)$$

ここに、 $x = A/A_*$ (動揺両振幅比)、 A : 動揺両振幅、 A_* : 任意基準動揺両振幅、 $a = A_*/(8m_0)^{1/2}$ 、 $8m_0 = A_{rms}$ (動揺両振幅の自乗平均である。)

a の値は任意基準動揺両振幅の値によってつぎの数値をとる。

$$\begin{aligned} A_* \text{が有義値 } A_{1/3} \text{ に対し } a &= 1.416 \\ A_* \text{が平均値 } A \text{ に対し } a &= \sqrt{\pi}/2 \end{aligned} \quad (3.35)$$

つぎに、 N を期待最大値に対する標本数として、超過確率が $1/N$ になる動揺両振幅比 x_N は次式で表される。

$$x_N = \frac{1}{a} (l_n N)^{1/2} \quad (3.36)$$

また、正規分布に対し超過確率が $1/N$ となる動揺両振幅 A_N は次式で表される。

$$A_N = \bar{A} + \mu_N \sigma \quad (3.37)$$

x_N と μ_N を計算すると表-3.2のようになる。

先に示した5種類の非線形な変位復元力特性の係留系について、式(3.35)および式(3.36)を用いて動揺両振幅の1/1000期待値を求めると先に示した表-3.3のようになる。

これらを見ると、分布形をレーリー分布と仮定した場

合の1/1000期待値はシミュレーション中の動揺両振幅の最大値を上回ることが多く、またその差も比較的大きい。これに対し、分布形を正規分布と仮定した場合の1/1000期待値は、演算時間が約300sの場合にはシミュレーション中の動揺両振幅の最大値 A_{max} を上回るが、演算時間が約1800sの場合には逆に A_{max} を下回る。これは、シミュレーションの演算時間が長い場合には平均値や分散の値が、演算時間が短い場合よりやや小さくなっているためである。

これらのことから、安全側にみれば分布形をレーリー分布と仮定して1/1000期待値 $A_{1/1000}$ を推定するのが良いと考える。

3.5 結語

本章では、直立壁前面および透過性係船岸に係留された船舶が、波と風の作用を受けて動揺する場合の計算法について、その解析モデルを示し、かつ、数値シミュレーションによる解法を示した。まず、3.1では本章における研究の目的と内容を明確にし、3.2では従来の研究についてとりまとめを行い、解決すべき問題点を指摘した。3.3では係岸船舶の動揺解析手法を提示した。ここで示した動揺解析法においては、波や風の不規則性、および係留索と防衝工などの係留系の非線形な変位復元力特性が考慮されている。3.4においてはその数値シミュレーションによる解法を示した。また、数値シミュレーションによる動揺計算結果は確率変数であるので、その安定性を検討するために、数値シミュレーションにおける初期値や演算時間を変えた計算を行い比較検討した。さらに、一定時間内における数値シミュレーション結果から、期待最大値を求める手順を示した。なお、後章で示すように、数値シミュレーションによる動揺計算結果は、実験値とよく一致することが確認されている。

以上の内容から本章における主要な成果を要約し結語

とする。

- (1) 波と風による不規則変動荷重を受ける係岸船舶の動揺計算手法を提示した。この動揺解析手法においては、直立壁または透過性係船岸に、非線形な変位復元力特性をもつ係留系に係留された船舶の動揺を、精度良く推定できる。
- (2) 不規則波中における係岸船舶の動揺計算を行う場合に用いる流体力係数(付加質量および減衰係数)としては、有義波周期に対する値を用いることとする。その妥当性は後章において確認される。
- (3) ただし、係留系の非対称性が強い場合、つまり、係留索のばね定数が防衝工のばね定数に比べて著しく小さいときで、しかも無風状態のときには、船舶が係船岸から大きく離され、かつ、周期の長いスウェーイング運動が生じることがある。このような場合には、上記(2)で求めた流体力係数を用いて動揺計算を行うことは適当でないと考えられる。しかし、後章に示す実験結果と比較すると、船舶が係船岸から離れる側の動揺量と動揺周期には差異があるものの、船舶が防衝工を圧縮する側の動揺量については一致している。しかも、この場合の係岸船舶の安全性は、防衝工の変形量と反力とによって判定されるのであるから、動揺に若干の差異があっても実用上差し支えないと思われるので、一応、このようにして計算を行う。
- (4) 係岸船舶の動揺量の数値シミュレーション結果の安定性を、初期値および演算時間を変えて検討したが、その結果は良好であった。

参 考 文 献

- 1) Korvin-Kroukovsky, B. V. : Investigation of Ship Motions in Regular Waves, *TSNAME*, Vol.63, 1955.
- 2) 渡辺恵弘：船の上下動及び縦揺れの理論に就いて、九州大学工学集報，31巻1号，1958.
- 3) 田才福蔵・高木又男：規則波中の応答理論及び計算法，耐航性に関するシンポジウム，1969，pp.1～52.
- 4) 高石敬史・黒井昌明：波浪中船体運動の実用計算法：第2回耐航性に関するシンポジウム，1977，pp.109～133.
- 5) 小林正典ほか：船舶の耐航性に関する理論計算プログラム，三井造船技報，第82号，1973，pp.18～51.
- 6) Salvesen, N., E. O. Tuck and O. Faltinsen: Ship Motions and Sea Load, *TSNAME*. Vol.78 (1970)
- 7) 上田茂・白石悟：大型矩形浮体の波浪中の動揺と係留力に関する研究(第2報)，港湾技術研究所報告，第19巻第3号，1980，pp.105～143.
- 8) 上田茂・白石悟：多列円柱支持浮体のシミュレーションによる動揺特性の検討，港湾技研資料，No.339，1980，39p.
- 9) 高山知司・永井紀彦・菊池治・諸石一幸：大型矩形浮体の波浪中の動揺と係留力に関する研究(第1報)，港湾技術研究所報告，第19巻3号，1980，pp.71～104.
- 10) 運輸省船舶技術研究所：関西国際空港計画に係わる浮体工法評価のための調査報告書，1979.
- 11) 珠久正憲ほか：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，第146号，1979，pp.257～266.
- 12) 北沢考宗・山本茂・新井新一・高木又男：洋上備蓄基地における貯蔵船のシミュレーション，第27回海岸工学講演会論文集，1980，pp.298～301.
- 13) Ursell, F. : On the Heaving Motion of a Circular Cylinder in the Surface of a Fluid, *Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, 2-2, 1949.
- 14) Ursell, F. : On the Rolling Motion of Cylinders in the Surface of a Fluid, *Quarterly Journal of Mechanics and Applied Mathematics*, 2-3, 1949.
- 15) 田才福造：船の上下動ならびに縦運動における減衰力および付加質量について，日本造船学会論文集，105号，1959.
- 16) Grim O. : A Method of a more Precise Computation of Heaving and Pitching Motions both in Smooth Water and in Waves, *Proc. of 3rd Symposium of Naval Hydrodynamics*. Scheveningen, 1960.
- 17) 前田久明：任意船型に及ぼす波の強制力について，日本造船学会論文集，126号，1969.
- 18) Ohmatsu S. : On the Irregular Frequencies in the Theory of Oscillating Bodies in a Free Surface, *Papers of Ship Research Institute*, No.48, 1975.
- 19) Ogilvic, T.F. and Shin V. S. : Integral Equation Solution for Time-Dependent Free-Surface Problems, 日本造船学会論文集，143号，1978.
- 20) 高木幹雄：浅海域における船体運動について(その

- 1), 西部造船学会報, 第50号, 1975, pp. 29~63.
- 21) 高木幹雄: 浅海域における船体運動について(その2), 西部造船学会報, 第52号, 1976, pp. 59~72.
- 22) Kim, D. M.: On the Harmonic Oscillations of a Rigid Body on a Free Surface, *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 21, part 3, 1965, pp. 427~451.
- 23) Oortmerssen G. Von: The Motions of a Ship in Shallow water, *Paper presented at the meeting of the Chesapeake Section of the SNAME (Society of Naval Architects and Marine Engineers)*, 1975, 35 p.
- 24) 瀬戸秀幸・山本善之: 有限要素法による定常波問題の基礎的研究, 日本造船学会論文集, 136号, 1974.
- 25) Black J. L., Mei C. C. and Bray M. C. G.: Radiation and Scattering of Water Waves by Rigid Bodies, *Journal of Fluid Mechanics*, 46-1, 1971.
- 26) 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, 土木学会論文報告集, 第202号, 1972, pp. 33~48.
- 27) 伊藤喜行・千葉繁: 浮防波堤の水理に関する近似理論と応用, 港湾技術研究所報告, 第11巻第2号, 1972, pp. 141~166.
- 28) 木原力・轟正彦: 矩形断面浮体の波浪動揺に関する研究, 港湾技術研究所報告, 第14巻第2号, 1975, pp. 47~77.
- 29) 井島武士・田淵幹修・湯村やす: 有限水深の波による円柱状浮体の運動, 土木学会論文報告集, 第206号, 1972, pp. 71~84.
- 30) 伊藤喜行・木原力: 円柱の動揺に伴う造波抵抗, 港湾技術研究所報告, 第11巻3号, 1972, pp. 37~58.
- 31) 合田良実・吉村知司・笹田正: 楕円体近似による固定船体に働く波力の理論および実験, 港湾技術研究所報告, 第12巻第2号, 1973, pp. 23~73.
- 32) 井島武士・吉田明徳・湯村やす: 有限水深域における楕円体浮体の3次元運動, 第21回海岸工学講演会論文集, 1974, pp. 499~506.
- 33) 井島武士・吉田明徳・湯村やす: 有限水深域の波による楕円および矩形浮体の運動と波の変形, 土木学会論文報告集, 第244号, 1975, pp. 91~105.
- 34) 井島武士・吉田明徳: 有限水深域における矩形浮体の3次元係留運動, 九大工学集報, 第49巻2号, 1976, pp. 83~86.
- 35) 井島武士・吉田明徳・山本督夫: 任意断面浮体の2次元係留問題と波の変形, 土木学会論文報告集, 第272号, 1978, pp. 53~63.
- 36) 井島武士・田淵幹修・湯村やす: 矩形断面をもつ浮体の浅海波による自由運動, 九大工学集報, 第45巻第1号, 1972, pp. 35~43.
- 37) 樫木亨・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.
- 38) 樫木亨・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), 第25回海岸工学講演会論文集, pp. 593~597.
- 39) 樫木亨・久保雅義: 荷役限界からみた港内静穏度に関する研究, 第27回海岸工学講演会論文集, 1980, pp. 307~311.
- 40) 樫木亨・久保雅義・青木伸一: 係留システムの改善による船体運動および船舶の接岸エネルギーの低減化, 1983, pp. 460~464.
- 41) 高木又男: 浮体に作用する漂流力について, 第2回海洋工学シンポジウム, 1976, pp. 20~37.
- 42) 末広恭二, 佐藤賢, 成毛実: 波蕩中における横動揺のために誘起せらるる船舶の横漂流, 造船協会会報, 第31号, 1922.
- 43) Watanabe, Y.: Some Contributions to the Theory of Rolling, *TINA*, Vol. 80, 1938.
- 44) 田才福造: Beam Seaにおける船体運動, 西部造船協会会報, 第30号, 1965.
- 45) Maruo, H.: The Drift of a Body Floating on Waves, *Journal of Ship Research*, Vol. 4, No. 3, 1960.
- 46) 田才福造: 規則波中の二次元物体に働く漂流力について, 関西造船協会誌, 第152号, 1974, pp. 69~78.
- 47) 野尻信弘ほか: 規則波中の二次元浮体に働く漂流力に関する研究, 西部造船協会会報, 第51号, 1976.
- 48) Hsu, F. A. and Blenkarn, F. A.: Analysis of Peak Mooring Forces by Slow Vessel Drift Oscillations in Random Seas, *2nd Offshore Technology Conference*, 1970, #1159. pp. I 135~I 146.
- 49) Zarnick, E. E. and Casarell, M. J.: The Dynamics of a Ship Moored by a Cable System Under Sea State Excitation, Institute of

- Ocean Science and Engineering School of Eng. and Arch., *The Catholic University of America*, Report 72-5, 1972.
- 50) Pinkstar, J. A. : Low Frequency Phenomena Associated with Vessels Moored at Sea, *Society of Petroleum Engineers of AIME, SPE*, 4837, 1974.
 - 51) Newman, J. N. : Second Order, Slowly Varying Forces on Vessels in Irregular Waves, *International Symposium on the Dynamics of Marine Vehicles and Structures in Waves*, 1974.
 - 52) Bowers, E. C. : Long Period Oscillations of Moored Ships Subject to Short Wave Seas, *The Royal Institution of Naval Architects* W4, 1975.
 - 53) Russel, R. C. H. : A Study of the Movement of Moored Ships Subjected to Wave Action, *Proc. of Inst. of Civil Engineering*. Vol. 12, 1958, pp. 379~398.
 - 54) Lean, G. H. : Subharmonic Motions of Moored Ships Subjected to Wave Action, *Trans. Royal Inst. of Naval Architects*, London, No. 113, 1971, pp. 387~399.
 - 55) 上田茂・白石悟・出路康夫・小島晃：係岸船舶の動揺計算法と動揺の特性，第30回 海岸工学講演会論文集，1983，pp. 455~459.
 - 56) 上田茂・白石悟・出路康夫・小島晃：波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺特性について（その1）-係留系（防衝工）の特性について-，土木学会第38回年次講演会講演概要集，第2部，1983，pp. 217~218.
 - 57) 白石悟・上田茂・出路康夫・小島晃：波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺特性について（その2）-風速と風の変動性の効果-，土木学会第38回年次講演会講演概要集，第2部，1983，pp. 219~220.
 - 58) Wilson B.W. : A Case of Critical Surging of a Mooring Ship, *Proc. of ASCE, WW 4*, 1959, pp. 157~176.
 - 59) Bishop R. E. D. and Price W. G. : Hydrostaticity of Ships, *Cambridge University Press*, 1979.
 - 60) 元良誠三監修：船体と海洋構造物の運動学，成山堂，1982，362 p.
 - 61) Hughes, G. : Model Experiments on the Wind Resistance of Ships, *TINA Vol LXXII*, 1930.
 - 62) 辻豊治・高石敬史・管信・佐藤辰二：船体に働く風圧力に関する模型実験，船舶技術研究所報告，第7巻第5号，1972，pp. 13~37.
 - 63) Davenport, A. G. : Gust Loading Factors, *Journal of the Proc. of ASCE, ST3*, June, 1967, pp. 11~34
 - 64) 日野幹雄：瞬間最大値と評価時間の関係-とくに突風率について-，土木学会論文集，第117号，1965，23~33.
 - 65) 清宮理：海上風の性質とそれによるく（矩）形浮体の動揺解析，港湾技術研究所報告，第19巻第2号，1980，pp. 49~101.
 - 66) 佐藤昭二・合田良実：海岸，港湾，彰国社，1968，372 p.
 - 67) 元良誠三：Gravity Dynamometer による波浪中抵抗試験および Surging について，造船協会論文集，94号，1963，pp. 43~52.
 - 68) Bretschneider, C.L. : Significant Waves and Wave Spectrum, (Fundamental of Ocean Engineering - Part 7), *Ocean Industry*, Feb. 1968, pp. 40~46.
 - 69) 光易恒：風波スペクトルの発達②-有限な吹送距離における風波のスペクトル形について-，第17回海岸工学講演会論文集，1960，pp. 1~7.
 - 70) Hasselman, K. et al : Measurements of Wind Growth and Swell Decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP), *Deutsche Hydr. Zeit Reihe A*, No. 12, 1973.
 - 71) 姫野洋司：横揺れ減衰力，第2回耐航性シンポジウム，日本造船学会，1977，pp. 199~209.
 - 72) 高石敬史・猿田俊彦・吉野良枝：船体に働く横揺れ減衰力について（第1報）-自由横揺れ試験結果-，船舶技術研究所報告，第16巻第45号，1979，pp. 13~28.
 - 73) 日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説，1979.
 - 74) Remery, G.M. F and Hermans A. J. : The Slow Drift Oscillations of a Moored Object in Random Seas, *3rd Offshore Technology Conference*, 1971, # 1500, pp. II 830~II 838.
 - 75) Rye, H., Rynning, S. and Moshagen, H. : On the Slow Drift Oscillations of Moored Ship, *6th Offshore Technology Conference*, 1975,

2366, pp. 299~310.

76) 戸川隼人：有限要素法による振動解析，サイエンス社，1975，pp. 40~50.

77) コガエフ. V. P. 著. 大橋義夫訳：信頼性設計の基

礎，森北出版，1982，230 p.

78) 合田良実：港湾構造物の耐波設計，鹿島出版会，1977，237 p.

4. 係岸船舶の動揺特性に関する模型実験による動揺解析手法の検討

4.1 概説

前章においては、波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺解析モデルを提示し、その数値シミュレーション手法による解法を示した。本章においては、10000DWT級の貨物船の1/30模型に対し、波と風の作用下において、係岸船舶の動揺の模型実験を行い、その動揺の特性を把握するとともに、模型実験の条件に対応する数値シミュレーションを実施し、模型実験結果と数値シミュレーション結果とを比較検討し、動揺解析手法の妥当性を明らかにする。

係岸船舶の動揺に関する模型実験の事例は、イギリスやオランダなどに多い。これらの実験は、英国国立水理研究所 (Hydraulics Research Station)¹⁾や、オランダ船舶研究所 (Netherland Ship Model Basin)²⁾で実施されているものであるが、港湾計画において外郭施設や水域施設の配置を決める際に、係岸船舶の動揺を一つの判定基準としているためである。実験においては模型船舶を、その諸元、慣性モーメントなどを合わせて製作し、係留索や防衝工などの係留系の模型の非線形な変位復元力特性をできるだけ実物に合わせている。

実験は不規則波中で行われているが、外郭施設による波の回折、水深変化による屈折なども考慮されている。このような係岸船舶の動揺実験は各港の港湾計画に際して行われているので、その数は相当数に上るが、それらの多くは港湾管理者等からの委託業務であるため公表されているものは少ない。しかし、それらの実験を通して、係岸船舶の動揺問題に対するいくつかの重要な性質が明らかにされている。ラッセル (Russel)³⁾やリーン (Lean)⁴⁾は、スウェイング運動に対し、非対称な係留系においては、サブハーモニックモーションが生ずることを示している。キース (Kieth)⁵⁾はペルーのマルコピアアにおいて、オアキャリアの動揺を観測しており、これがサブハーモニックモーションであることを確認し、実験室内でもこれを確認している。これより先、南アフリカのケープタウン港やロスアンゼルス港において、副振動が原因と思われる係岸船舶の動揺が観測されていて、これに対応する実験が、ウィルソン (Wilson)⁶⁾、パノニ (Vanoni)⁷⁾などによって行われている。

以上に述べた実験が対象としている係岸船舶に作用する波の状態は、いわゆる港湾施設の利用時であって、荷役が実行しようと思われる波の状態に対してである。これに対して本研究では、荒天時の船舶の係岸避泊の問題

を取り扱うが、その場合には港内といえども、周期が長く波高が1mに近い波の侵入が予想される。このような条件下での係岸船舶の動揺に関する模型実験の例は少なく、以下に示す実験例があるのみである。本田⁸⁾は、一般貨物船の1/50模型を用いて、係岸船舶の模型実験を行い、波周期、波向と係岸船舶の動揺特性との関係を明らかにし、また、荒天時の係岸係留における係留索配置について、実験的に検討を行っている。このほか、荒天時の係留問題ではないが、永井らは、横波を受ける20万DWT級タンカーの動揺問題を実験的に検討している。また、伊藤らは横波を受ける10000DWT級の貨物船の1/10の模型について動揺と係岸への衝突力について検討している。これらのいずれもが、長周期の波が船舶に対して60°~120°の範囲で作用すると船舶のスウェイングが増大することを指摘している。このことは、係留施設における防衝工の設計を、接岸エネルギーの吸収だけではなく、係留中の船舶の動揺をも考慮して行う必要があることを示唆している。

ここに述べた過去行われた係岸船舶の動揺に関する実験と、筆者らが行おうとする実験の基本的な相違は、風の作用の有無である。また、過去の実験例のなかには、係留系の非線形な変位復元力特性を模型において十分に再現していないものがある。なかには、係留索として相当剛性の大きい素材を用いている実験例があり、係岸船舶の動揺の特性を把握することで、誤った結論を導き出す恐れもある。本研究の模型実験においては、この点に十分な注意を払うことにした。すなわち、荒天時に係岸船舶に作用する荷重として、波と風の両方を考え、かつ、係留索や防衝工の非線形な変位復元力特性を、模型においてできるだけ再現させることができるよう配慮した。そのために、後述する送風機を製作し、かつ、模型係留索および模型防衝工を考案した。そして、これらの実験前の準備段階に十分な時間を掛けている。その結果、後述する実験結果の中で述べるように、係岸船舶の動揺特性に及ぼす波と風の作用と、係留系の変位復元力特性との関係がかなり明確になってきて、荒天時の係岸避泊に対する施設整備の方策を立案する上で有効な成果を得ることができた。

本章においては、以下に、模型実験の概要、模型実験の結果、および、模型実験結果と数値シミュレーション結果との比較検討について述べることにする。

4.2 模型実験の概要

(1) 実験の目的と実験条件

ここでは、係岸船舶の動揺に関する水理模型実験を実施し、係岸船舶の動揺量、防げん材の反力、係留索の張

表-4.1 実験条件

		現 地	模 型 (1/30)
水 深		1.12 m	0.37 m
波浪条件	波高	0.25 m, 0.5 m, 0.75 m	0.83 cm, 1.67 cm, 2.5 cm
	周期	4 s ~ 14 s	0.73 s ~ 2.56 s
	波向	30°, 60°, 90°	30°, 60°, 90°
風 条 件	風速	20 m/s ~ 35 m/s	3.65 m/s ~ 6.39 m/s
	風向	90°, 120°, 240°, 270°	90°, 120°, 240°, 270°
対象船舶	L_{PP}	121 m	4.03 m
	B	18.2 m	0.60 m
	D	12.3 m	0.41 m
係 留 索		φ75×6本×6LINE	図-4.7
防 げ ん 材		TYPE I (定反力ヒステリシス有)	図-4.5
		TYPE II (定反力ヒステリシス無)	
		TYPE III (双曲線型)	
岸 壁 構 造		直立, 斜面, 透過(岸壁高 現地 12.6 m, 模型 0.42 m, 斜面のこう配 1 : 2)	

表-4.2 実験ケースの詳細

シリーズ名	波 向	風 向	載 貨 状 態	岸 壁 構 造	防げん材	係留索	風 速 (m/s)	波 高 (m)	波周期(実機) (s)	ケース番号	
A	ABQH	90°	90°	B	Q	H	S	0	0.51 ~ 0.61	R 4 ~ 14	ABQHR
		90°	90°	B	Q	H	S	0	"	IR "	ABQHIR
		90°	90°	B	Q	H	S	C20	"	IR "	ABQH CIR20
		90°	90°	B	Q	H	S	C25	"	IR "	ABQH CIR25
		90°	90°	B	Q	H	S	C30	"	IR "	ABQH CIR30
		90°	90°	B	Q	H	S	V30	"	IR "	ABQH VIR30
		90°	90°	B	Q	H	S	C35	"	IR "	ABQH CIR35
	ABQC	90°	90°	B	Q	C	S	C30	0.51 ~ 0.61	IR "	ABQCCIR30
	ABQA	90°	90°	B	Q	A	S	0	0.51 ~ 0.61	R "	ABQAIR
		90°	90°	B	Q	A	S	C30	"	IR "	ABQACIR30
	AHQH	90°	90°	H	Q	H	S	C30	0.51 ~ 0.61	IR "	AHQH CIR30
	AFQH	90°	90°	F	Q	H	S	C30	0.51 ~ 0.61	IR "	AFQH CIR30
	ABTH	90°	90°	B	T	H	S	C30	0.51 ~ 0.61	IR "	ABTH CIR30
	ABTA	90°	90°	B	T	A	S	C30	0.51 ~ 0.61	IR "	ABTACIR30
ABSH	90°	90°	B	S	H	S	C30	0.51 ~ 0.61	IR "	ABSH CIR30	
ABSA	90°	90°	B	S	A	S	C30	0.51 ~ 0.61	IR "	ABSACIR30	
B	BBQH	90°	120°	B	Q	H	S	V30	0.51 ~ 0.61	IR "	BBQH VIR30
C	CBQH	60°	120°	B	Q	H	S	V30	0.51 ~ 0.61	IR "	CBQH VIR30
	CBQA	60°	120°	B	Q	A	S	V30	0.51 ~ 0.61	IR "	CBQAVIR30
D	DBQH	30°	120°	B	Q	H	S	V30	0.51 ~ 0.61	IR "	DBQH VIR30
E	EBQH	90°	240°	B	Q	H	S	V30	0.51 ~ 0.61	IR "	EBQH VIR30
F	FBQH	90°	270°	B	Q	H	S	V30	0.51 ~ 0.61	IR "	FBQH VIR30
G	GBQH	60°	240°	B	Q	H	S	V30	0.51 ~ 0.61	IR "	GBQH VIR30S
		60°	240°	B	Q	H	H	V30	"	IR "	GBQH VIR30H
H	HBQH	30°	240°	B	Q	H	S	V30	0.51 ~ 0.61	IR "	HBQH VIR30
I	IBQH	180°	180°	B	Q	H	S	V30	0.51 ~ 0.61	IR "	JBQH VIR30
			B=空載 H=半載 F=満載	Q=直立 T=透過 S=斜面	H= I型 C= II型 A= III型	S=軟 H=硬	C=定常 V=変動	周期によっ て若干異なる。	R=規則波 IR=不規則波		

力などと、波や風の条件、防げん材の変位復元力特性、係留索の変位復元力特性、係船岸の性状、船舶の載貨状態などの条件との関係を調べるとともに、3.で述べた数値シミュレーション結果との比較を行い、動揺解析手法の評価を行う。

模型実験は港湾技術研究所の平面水槽で実施した。この水槽には、3台の不規則波造波装置と9台の送風機が配置されており、不規則波中および変動風中の係留船舶の動揺に関する実験を行うことができる。

模型船は10000 DWT級の貨物船の1/30模型を用いた。実験における条件は、係岸船舶に作用する波および

風の条件、防げん材の変位復元力特性、係留索の変位復元力特性、係船岸の性状、船舶の載貨状態などとした。

表-4.1は実験条件の一覧である。また、表-4.2はこれらの実験条件を組み合わせ得られた実験ケースの一覧である。実験番号の意味は図-4.1に示すとおりであるが、まず最初に波向と風向の組み合わせを表すA~Iまでの9シリーズを示す記号があり、ついで、載貨状態、係船岸の構造、防げん材のタイプ、風の変動性、波の不規則性、風速、係留索の性質などの条件を示す記号が順に並べられている。FおよびGシリーズでは防風壁を設置した場合の実験も行っているが、末尾に防風壁の

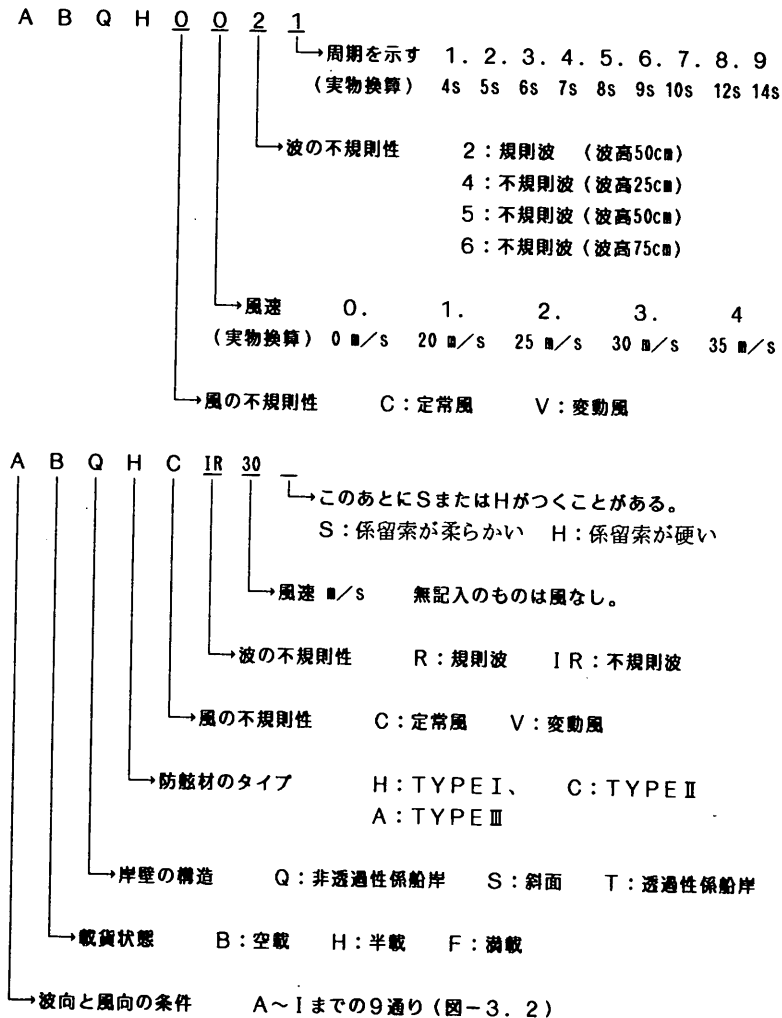


図-4.1 実験番号の説明図

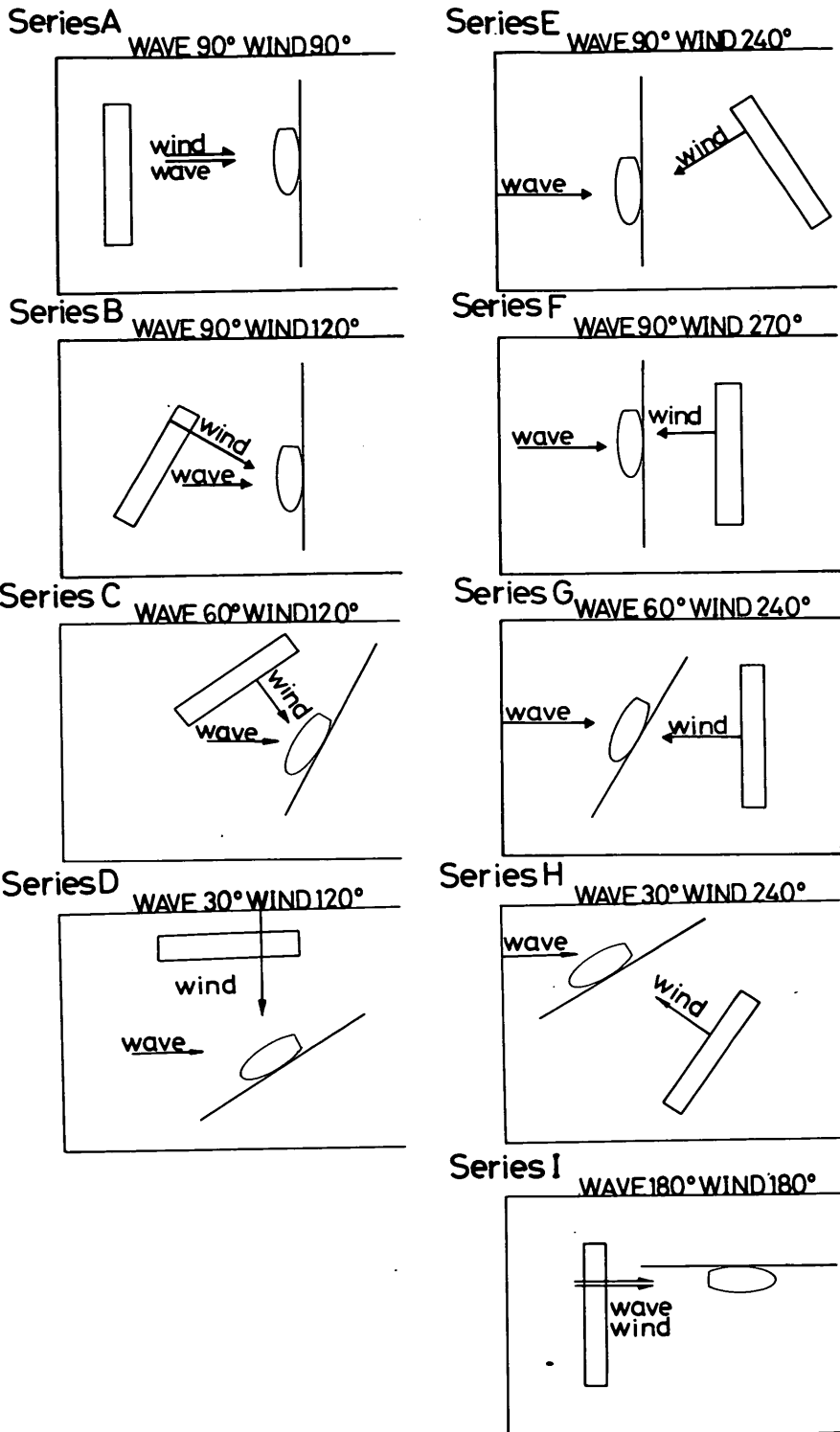


図-4.2 各実験ケースにおける風向と波向

高さを示すHigh, またはLow の記号をつけている。

(2) 模型の諸元

a) 模型船

模型船は10000 DWT級の貨物船の1/30模型で、その諸元は表-4.3に示すとおりである。全長440 cm,

型深さ41 cm, 型幅61 cmで、喫水は満載時27.7 cm, 半載時26.6 cm, 空載時14.4 cmである。模型船の概略は図-4.3に示すとおりである。重心の調整は図-4.4に示すように、模型船をブランコの上に乗せて行う。

表-4.3 模型船の諸元

			満 載	半 載	空 載
全 長	L_{OA}	(cm)	440.0	440.0	440.0
垂線間長さ	L_{PP}	(cm)	403.0	403.0	403.0
型 深 さ	D	(cm)	41.0	41.0	41.0
型 幅	B	(cm)	61.0	61.0	61.0
喫 水	d	(cm)	27.7	22.6	14.4
排 水 量	W	(kgf)	476.8	366.8	226.8
	G	(cm)	4.0	5.2	5.0
	KG	(cm)	17.1	19.8	24.0
ブロック係数	C_B		0.700	0.660	0.641

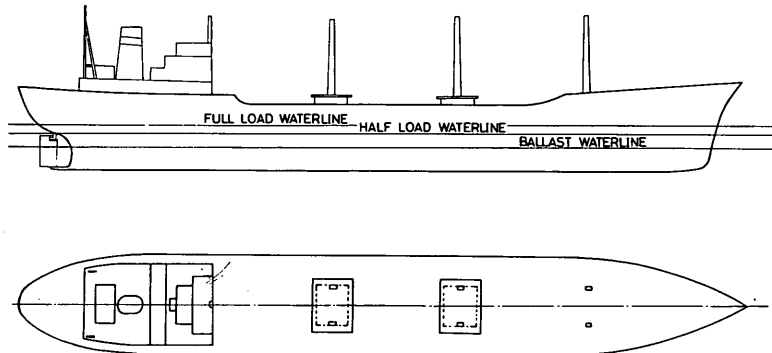


図-4.3 模 型 船



図-4.4 ブランコによる重心の調整

b) 模型防げん材

係船岸に用いられる防げん材には、前述したように、大別して定反力型と反力漸増型の2種類がある。そこで、本実験では、以下に示す2種類の模型防げん材を用いて実験を行った。

- ① タイプI (定反力型でヒステリシスがあるもの。実物は高さ1600 mm程度の定反力型防げん材に相当する。)
- ② タイプIII (反力漸増型、実物は直径2500 mm, 長さ5500 mm程度の防げん材に相当する。)

これらの模型防げん材を実物と同様にゴム材を用いて製作しようとする、変位復元力特性が硬めになって不

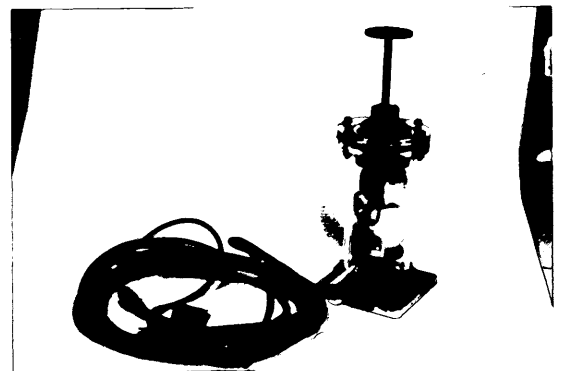
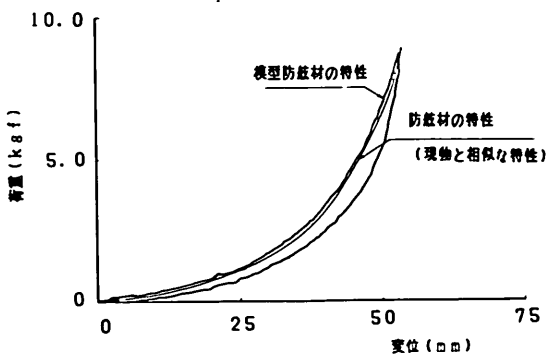
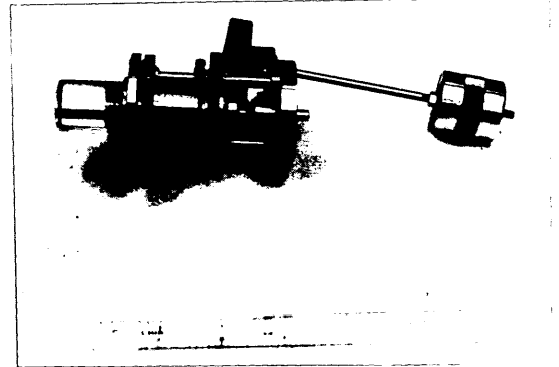
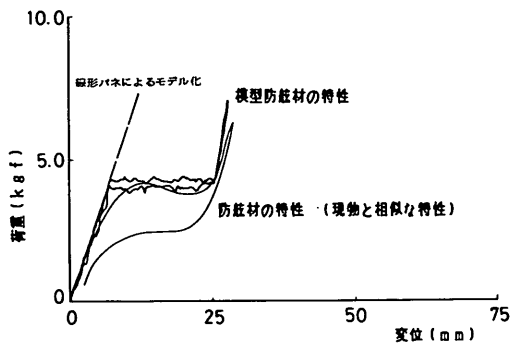
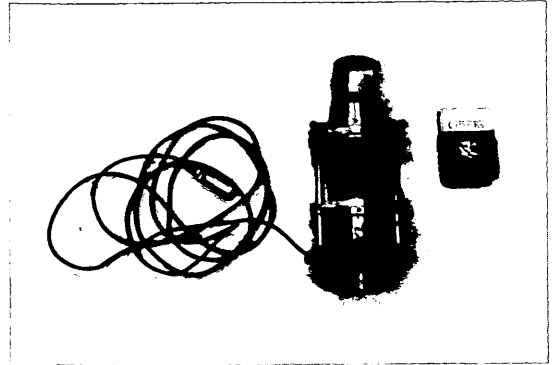
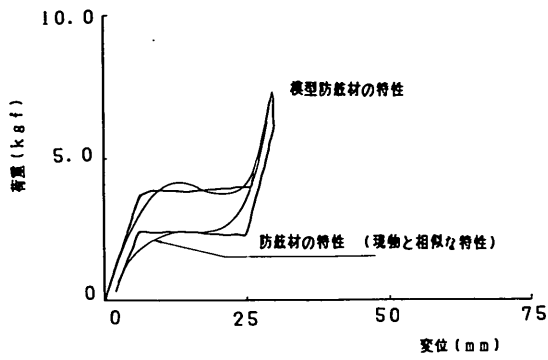


図-4.5 模型防げん材とその変位復元力特性

適当であるので、本実験においては、コイルばねと空気圧、コイルばねと重錘、ゴムボールなどを用いて製作した。図-4.5は、模型防げん材の概観とその変位復元力特性とを示したものである。同図に実線で記入している曲線は、実物大の模型防げん材の変位復元力特性の1/30縮尺の特性である。タイプIとタイプIII模型防げん材の変位復元力特性は、実物の変位復元力特性とよく合っている。ただし、タイプIIIの防げん材の実物ではヒステリシスが小さく無視することができるほどであるのに対し、模型防げん材ではゴムボールのゴム材の伸び特性の関係で、除荷時に若干のヒステリシスが残ることを避け得なかった。なお、このほか、タイプIIの防げん材として定反力でヒステリシスがないもので1600mm程度の定反力型防げん材に相当するものを用いた実験を行っているが、模型防げん材の変位復元力特性は定反力部でややノイズが大きく不安定であったので実験ケースも少数とし、参考データとしている。したがって本研究では、タイプIIの防げん材を用いた実験結果については記述しない。

以上のように、実物と多少の相違はあるにしても変位復元力特性がほぼ相似である模型防げん材を製作することができた。このことは、つぎに示す実物に相似な非線

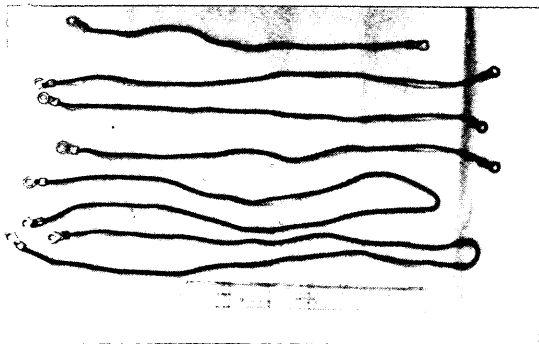


図-4.6 模型係留索

形な変位復元力特性をもつ模型係留索が製作できたこととあわせて、非線形な係留系に係留された船舶の動揺特性をより正しく把握する上で極めて重要である。

c) 模型係留索

前述したように、船舶の係留に用いられる模型係留索は双曲線型の変位復元力特性を有する。模型防げん材の場合と同様に、模型係留索で実物に相似な変位復元力特性を発揮させようとする実物に用いられている素材をそのまま

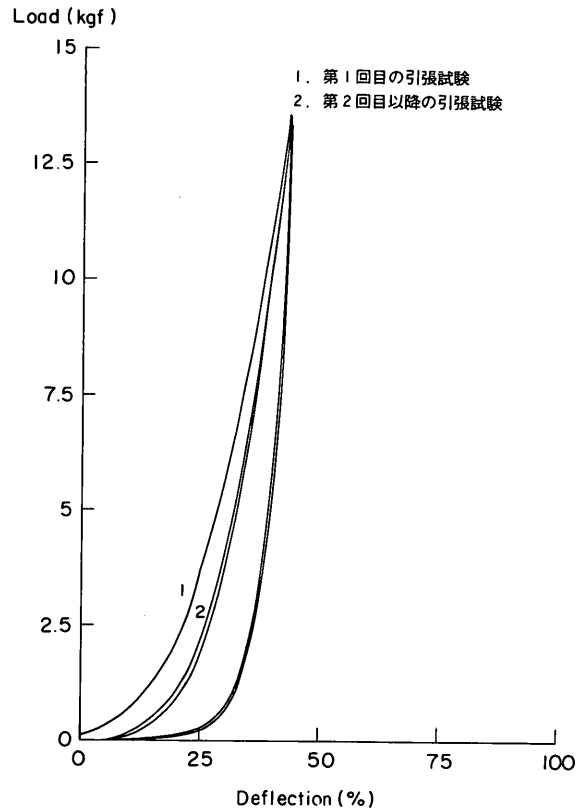


図-4.7 a) 係留索模型の特性(1回~10回の繰り返し载荷)

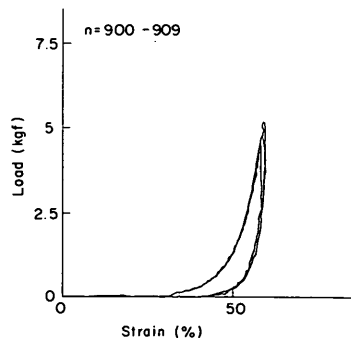
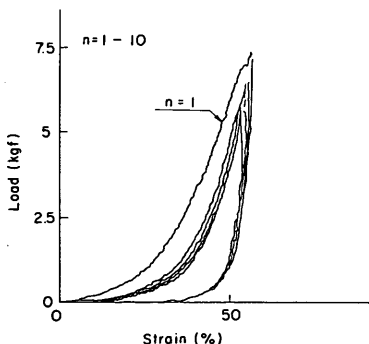


図-4.7 b) 模型係留索の特性(約1000回の繰り返し载荷)

模型に用いたのでは不可能である。そこで、種々の素材（ナイロン製靴下、糸ゴム、コイルばねなど）で試験をした結果、ナイロン製靴下を一定の張力をかけながらより合わせて図-4.6に示すような模型係留索を製作した。その場合、種々の品番について模型係留索を製作し、そのうち実船に用いるナイロン索と相似な変位復元力特性を示す品番を選定した。図-4.7(a)は模型係留索の変位復元力特性を示したものである。ただし、実験に用いた模型係留索の変位復元力特性は $\phi 80$ mmのナイロンエイトロープ6本を合成した特性の1/30縮尺の特性である。より合わせて製作した直後の模型係留索は素線のなじみが十分でなく、引張った後には大きなヒステリシスが生じ残留変形が残る。したがって、第2回めの載荷時には第1回めの載荷時とは異なった変位復元力特性が得られる。しかし、第2回めの除荷以降はほぼ同一の変位復元力特性が得られている。図-4.7(b)は、約1000回の繰り返し載荷後の変位復元力特性であるが、第2回めのそれと比べても、特性の変化が少なく依然として安定していると言える。なお、実験においては、おおよそ1000回の繰り返し載荷を受けたと思われる時点で、模型係留索をすべて取り替えている。

(3) 模型船等の配置

a) 模型船の係留

模型船は図-4.8に示すように、6本の模型係留索と2個の模型防げん材で係留されるものとする。後に6.で検討

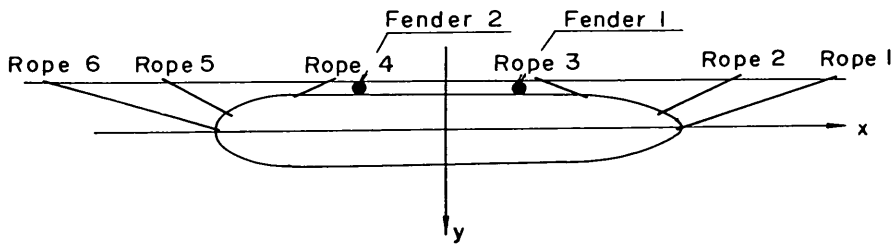
した結果によれば、荒天時の係留では、係船岸側からの風に対してはストームビットに取ったプレストラインで抵抗することになるが、ここでの検討では図-4.8に示す係留索配置について検討する。模型防げん材が2個であるのは、船体中央付近に位置する防げん材は船舶がヨウイングをし始めるとあまり効果を発揮しないので、これらの防げん材を設置せず、船体の平行げん側の両端付近に位置する防げん材のみを配置した結果である。なお、図-4.8には、各動揺成分の正負の方向を明示している。

b) 造波装置、送風機、係留施設等の配置

模型船を平面水槽(25m×15m×1m)のほぼ中央になるように設置し、造波装置、送風機、係留施設等との位置関係は波向および風向を考慮して決めた。図-4.9はAシリーズ(波高90°, 風向90°)の場合の各装置の配置である。造波装置は固定されているので、波向および風向が変わる場合には、送風機および係留施設を移動して配置した。

c) 計測項目

計測項目は、波高(3ch)、風速(2ch)、船体運動(6ch)、防げん材反力(2ch)、防げん材設置点の船体変位(2ch)、係留索張力(6ch)の合計21点である。取得記録は動みずみアンプで増幅し、データレコーダで収録した。



	正の値	負の値
サージング	船首方向の動揺量	船尾方向の動揺量
スウェイング	係船岸から離れる方向の動揺量	係船岸に押しつけられる方向の動揺量
ヒーピング	上方への動揺量	下方への動揺量
ローリング	右舷が下降する方向の動揺量	右舷が上昇する方向の動揺量
ピッチング	船首が下降する方向の動揺量	船首が上昇する方向の動揺量
ヨウイング	船尾が係船岸から離れる方向の動揺量	船首が係船岸から離れる方向の動揺量

図-4.8 船舶の係留方法および動揺量の正負

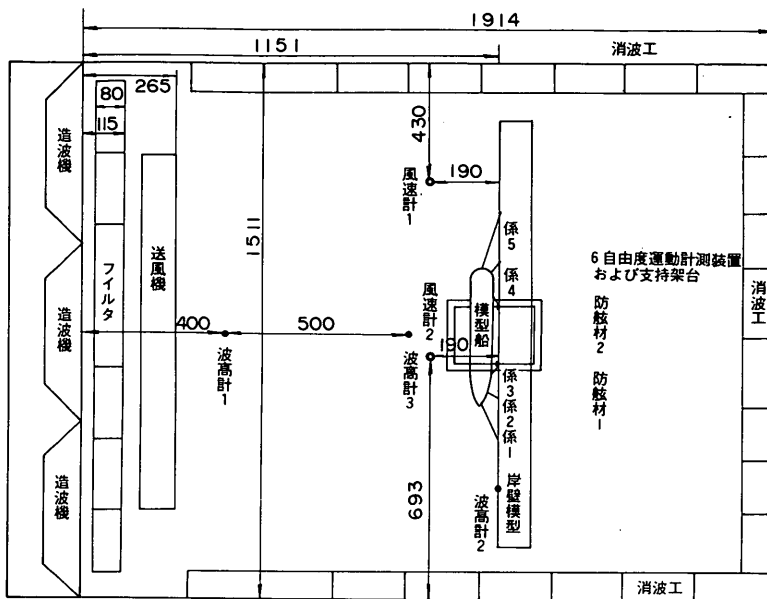


図-4.9 模型の配置 (Aシリーズ)

4.3 模型実験結果による係岸船舶の動揺特性

(1) 結果のとりまとめの概要

表-4.2に示した実験ケースのうち、ここでは主要なケースについてとりまとめる。検討する項目は、イ. 波の不規則性、ロ. 波高、ハ. 風速、ニ. 風速の変動性、ホ. 防げん材の性質、ヘ. 係岸の構造、ト. 波向、チ. 風向、リ. 係留索の硬軟、ヌ. 防風壁の効果の10項目である。

実験条件の相違が係岸船舶の動揺に及ぼす影響は、主として係岸船舶の動揺成分を比較して調べた。ただし、一部の項目については防げん材の反力の比較も行っている。動揺成分を比較する際には、図-4.10に示すよう

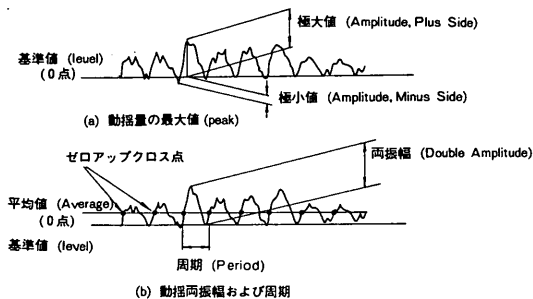


図-4.10 動揺波形の処理方法

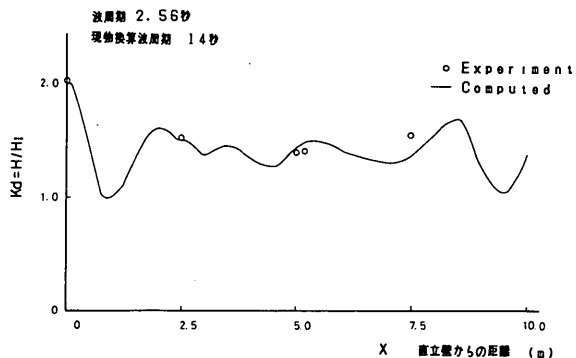
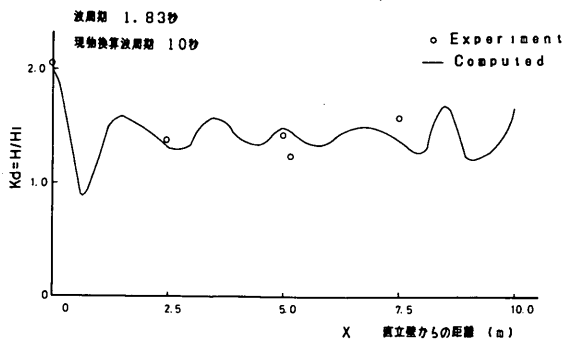


図-4.11 実験における波高の測定値 (波向90°)

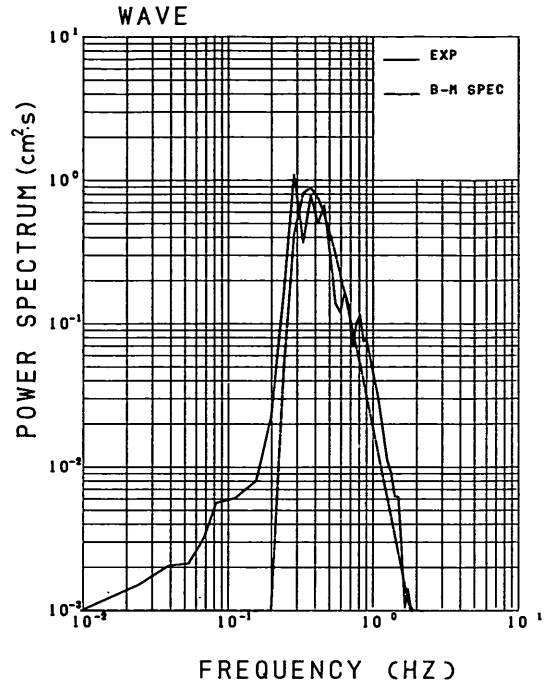
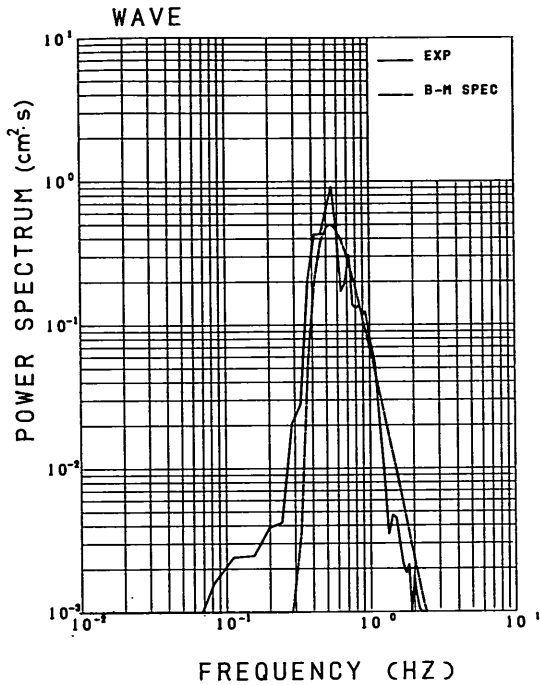


図-4.12 実験に用いた不規則波の周波数スペクトル

に動揺波形を処理して得られた各動揺成分の動揺量の極大値の最大値と、極小値の最小値（以下最大値および最小値とし、図中ではMax, Minとする）。ゼロアップクロス法によって処理して求めた動揺両振幅の1/3最大平均値（以下有義値とし図中ではDouble Amplitudeとする）などの諸値を実験ケース相互で比較した。また、実験ケースによっては、動揺量の頻度分布、周波数スペクトルなども比較した。なお、図-4.11は実験時に係船岸前面で測定した波高の有義値（波向90°の場合）と入射波の有義波高との比、すなわち波高比を示したものである。計算値と比べるとほぼ設定値どおりの値が得られていることがわかる。

図-4.12(a), (b)はこの実験に用いた不規則波の周波数スペクトルである。不規則波はブレットシュナイダー・

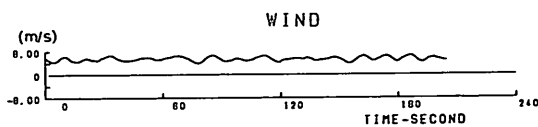


図-4.13 実験に用いた風速の時系列

光易の周波数スペクトルに合わせて発生させたが、実験波には若干長周期成分が含まれている。この成分は平面

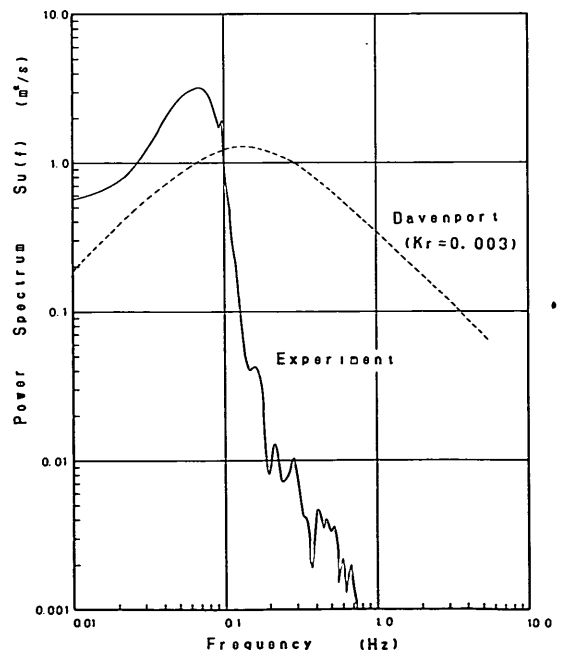


図-4.14 実験に用いた風速の周波数スペクトル

* 係船岸の反射率 K_R はほぼ1.0であるので、入射波の波高はこの1/2である。

水槽の特性上除去することが困難であったが、エネルギーが小さく、実験に支障をきたすほどのものではない。

図-4.13は実験に用いた変動風速の時系列、また、図-4.14は風速5.47 m/sのときの実験に用いた変動風速の周波数スペクトルとダーベンポートの周波数スペクトルを比較したものである。

(2) 波の不規則性の影響

a) 検討する実験ケース

波の不規則性の影響を知るには、波のみが作用している実験ケースのデータを比較するのがよい。風が作用している場合には、波だけが作用している場合とは異なった動揺をするが、とくに変動風の場合には、波と風の作用の影響を分離することがやや難しい。したがって、こ

こでは、風が作用している場合の波の不規則性の影響は、定常風が作用しているケースについて比較検討することにする。

b) 規則波中と不規則波中のスウェイングの動揺量の比較

図-4.15～図-4.19はABQHシリーズとABQAシリーズについて、規則波中と不規則波中のスウェイングの動揺波形を波周期別に対比したものである。波高はいずれも模型で1.67 cm (実物で50 cm)である。各図とも左側が規則波実験結果、右側が不規則波実験結果である。図中の0点は船舶の静止位置(基準値)である。

たとえばスウェイングについてみれば、船舶のげん側が防げん材の前面(法線)と一致するような状態にあるときである。正方向は船舶が係船岸から離れる方向、負方

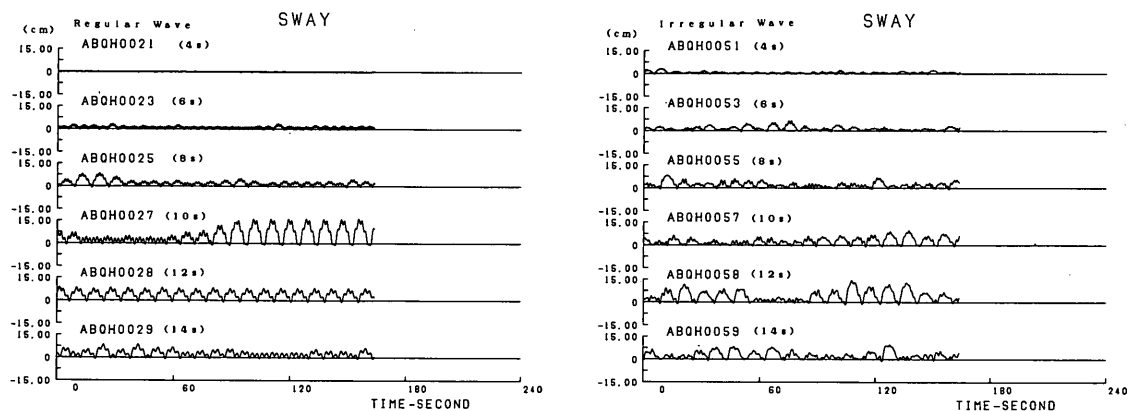


図-4.15 スウェイングの動揺波形(規則波または不規則波, 定反力型)

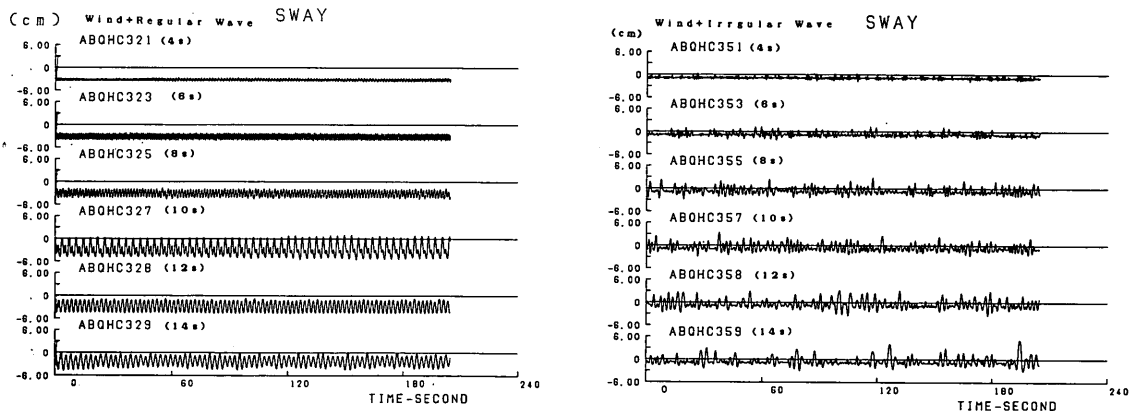


図-4.16 スウェイングの動揺波形(定常風+規則波または不規則波, 定反力型)

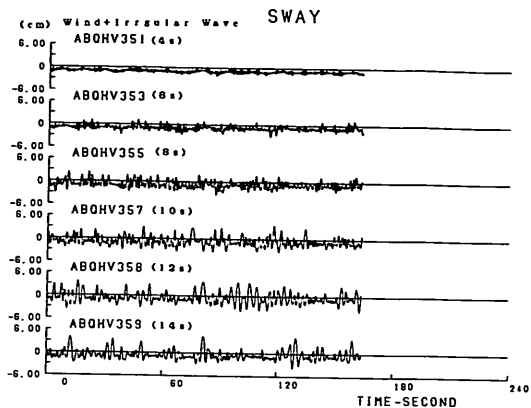
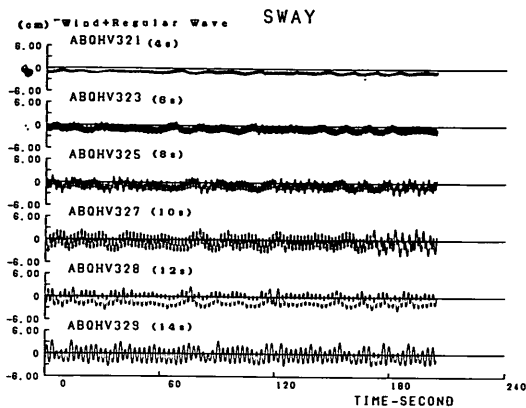


図-4.17 スウェイの動揺波形(変動風+規則波または不規則波, 定反力型)

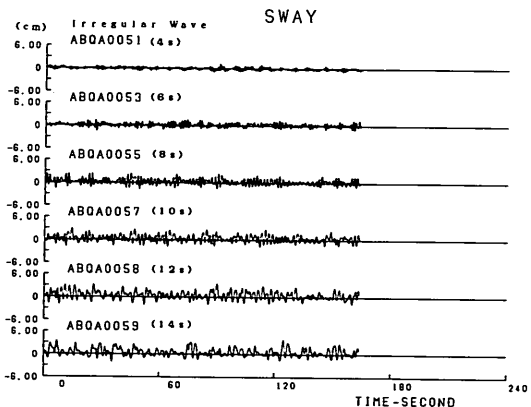
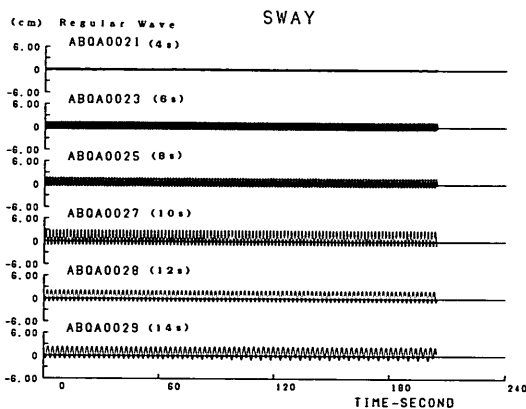


図-4.18 スウェイの動揺波形(規則波または不規則波, 反力漸増型)

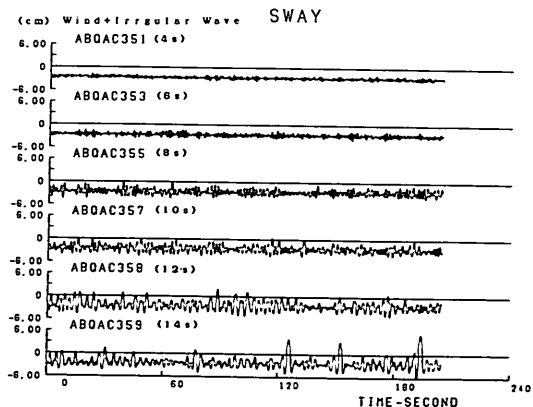
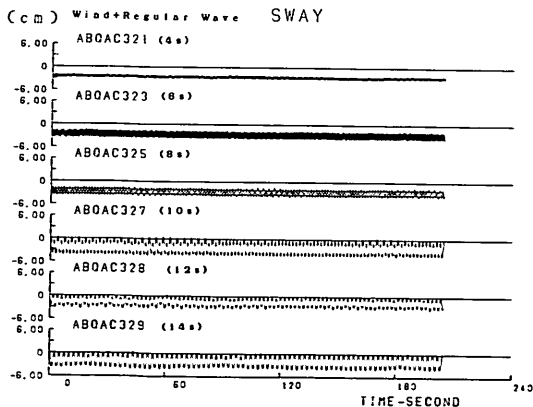


図-4.19 スウェイの動揺波形(定常風+規則波または不規則波, 反力漸増型)

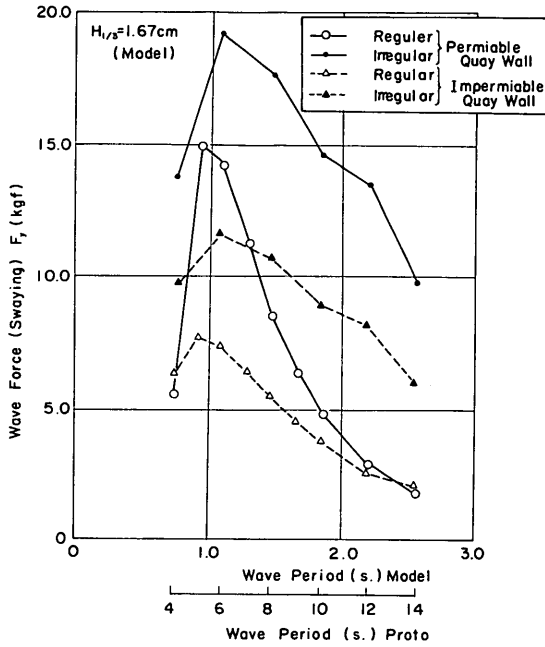


図-4.20 規則波と不規則波の波力の比較

向は船舶が防げん材を圧縮する方向に移動することを意味する。

いずれのケースについても、二、三の例を除いて、周期が長くなるにつれて動揺量が増加する。ただし、ABQHシリーズでは、波周期1.83s（実物換算10s）または2.19s（実物換算12s）のときに動揺量が多い。

これらの図をみると不規則波の場合の動揺量が規則波の場合の動揺量よりやや大きい。その比率は波周期やその他の実験条件によって若干異なるが、おおむね1.5～1.8程度である。これは、図-4.20に示すように不規則波の場合の作用外力の最大値が規則波の場合の作用外力の最大値より大きいためで、動揺量もほぼそれに対応しているからである。しかし、単純に波力に対応して動揺量が大きくなっているのではなく、周期1.83s、または2.19s（実物では10s、または12s）付近における動揺量が多い。これは、とくに防げん材としてタイプIを用い、風がない場合の結果に現れている。

c) スウェイングの動揺波形

図-4.21はABQHシリーズのスウェイングの動揺量の最大値と最小値を示したものである。各波周期に対し、船舶が係船岸に寄せられる方向と係船岸から離される方向のそれぞれについて最大値を図示している。

* 4.の以下の記述についても同様である。ただし、動揺量の正負は4.においては図-4.8に示したとおりとする。

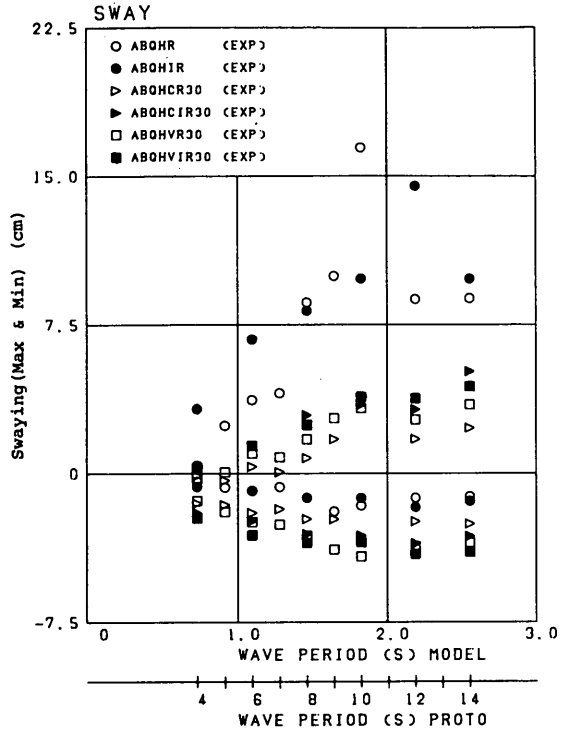
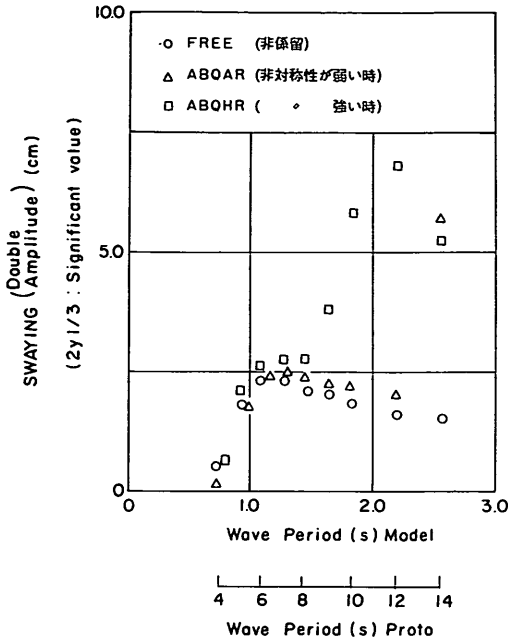


図-4.21 スウェイングの動揺量（最大値）（ABQH）

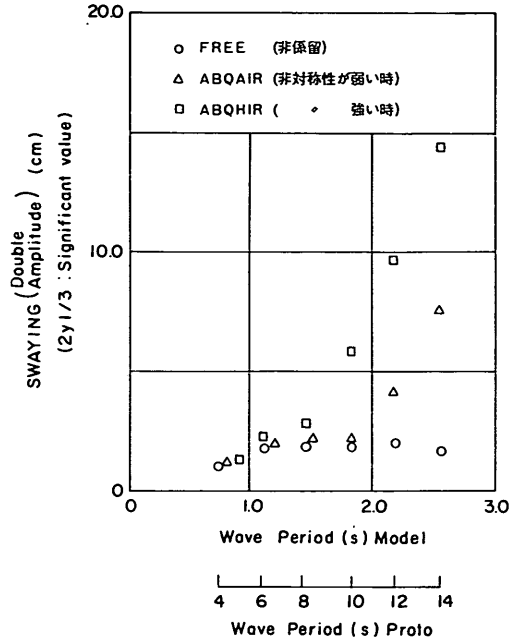
波周期1.83s、または2.19s（実物換算10s、または12s）における動揺量の増幅が最も大きいことがわかる。その他の波周期においても、船舶が係船岸から離される動揺が生じているし、また、波周期の数倍の長周期運動もみられるが、波周期1.83s、または2.19sにおいて動揺量が極だって増幅されるのは興味深いことである。そこで、この点について若干の考察を行う。

図-4.22(a)、(b)は無係留船舶の規則波中および不規則波中の動揺両振幅を示したものである。無係留船舶の動揺両振幅は波周期0.91～1.83sで最も大きく波高1.67cmに対し2cm前後である。これに対し、図-4.20に示した規則波および不規則波によるスウェイング成分の波力を見ると、波力は波周期0.73～0.91sで最も大きく、波周期1.83sおよび2.19sのところでは逆に小さい。波周期1.83sおよび2.19sのところでは無係留船舶の動揺が大きいのは、無係留船舶の動揺振幅が周期の自乗にほぼ比例するためである。

再び図-4.15をみると、動揺波形には振幅の大きな波の上に振幅の小さな波が重畳している。小さな波は波力の作用による船舶の動揺振幅である。この小さな波の振幅は、図-4.22に示した無係留船舶の動揺振幅にほぼ等しい。したがって、増幅されている動揺量は、



a) 規則波



b) 不規則波

図-4.22 無係留船舶と係留船舶のスウェイングの動揺両振幅の差異

波力の作用による強制動揺成分ではなく、船舶が防げん材から受ける反力によって係船岸から離される動揺量と言えらる。

ここでは、防げん材の変位復元力特性を仮に線形形として、船舶が線形なばねに係留されていると考える。その場合の線形化されたばねは、船舶の質量からみると相当柔らかいので、その系の固有周期は相当長くなる。したがって、係留船舶の動揺が防げん材のばね特性にあまり影響されないとすると、係船船舶の動揺による防げん材の圧縮量は、無係留船舶の動揺振幅にほぼ等しいと考えることができる。したがって、無係留船舶の動揺振幅が大きい波周期に対しては、船舶が係船岸に衝突して防げん材を圧縮する量は大きいものと考えられる。以上のことから、波周期 1.83 s のときに、防げん材の反力によって係船岸から離される動揺量が増幅される現象は、係留系の非対称性に原因があると言える。そのことは、タイプⅢの防げん材を用いた場合には、同じ波周期のときでも船舶が係船岸から離される動揺量が大きくないことから明らかである。防げん材の変位復元力特性の差による係船船舶の動揺特性の差異は後に実験例を示して詳述するが、以下に若干の考察を行う。

d) 非対称係留系におけるスウェイングの動揺振幅

非対称係留系における正負の動揺振幅の比、および動

揺の固有周期を調べてみよう。図-4.23 に示すように原点の両側で非対称なばねを考え、それぞれの象限での勾配を $x > 0$ で k_1 、 $x < 0$ で k_2 とする。ただし、 k_1 、 $k_2 \neq 0$ である。いま、定常力が作用していないときは、図-4.23 に示す系の非減衰自由振動を考えれば、原点の両側の振幅の絶対値は、

$$|x_2| / |x_1| = \sqrt{k_1 / k_2} \quad (4.1)$$

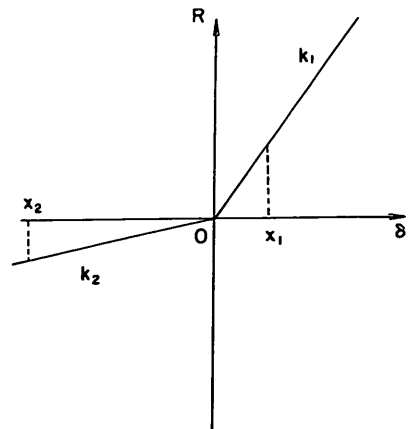


図-4.23 単純な非対称ばね

となるから、ばね定数の比が大きいほど物体は係留ばねの弱い方向へより多く移動することになる。船舶の係留系においては、船舶は係船岸から遠くへ離されることになる。タイプⅠの防げん材を用いた場合には、防げん材の変位復元力特性の最初の立上り部のばね定数が 625 kgf/m であるから、2 個分として、 $k_1 = 1250$ kgf/m、また、係留索全体の法線直角方向のばね定数はほぼ $k_2 = 10.5$ kgf/m であるから、振幅比は 7.7 となる。また、タイプⅢの防げん材を用いた場合には、 k_1 は変形に応じて、 $k_1 = 100 \sim 300$ kgf/m であるから、振幅比は 2.2 ~ 3.8 となる。実際には粘性減衰があるので、模型実験の結果はこれより小さな振幅比である。たとえば、ABQHR の記録では、波周期 1.83 s のときに振幅比が 7.1、波周期 2.19 s のときに 6.1 である。これに対し、ABQAR の記録では、振幅比は波周期 1.83 s のときに 1.15、波周期 2.19 s のときに 1.30 であって、ABQHR のそれと比べてかなり小さい。

また、船舶の質量を M とすると、係留系の非減衰固有周期 T_n は

$$T_n = \pi \left(\sqrt{\frac{M}{k_1}} + \sqrt{\frac{M}{k_2}} \right) \quad (4.2)$$

と表される。

ここで、 $k_2 = \alpha k_1$ とすれば、

$$T_n = \pi \left(\frac{1 + \sqrt{\alpha}}{\sqrt{\alpha}} \right) \sqrt{\frac{M}{k_1}} = \beta \pi \sqrt{\frac{M}{k_1}} \quad (4.3)$$

となる。 β は係留系の非対称性による固有周期の増幅率と言えらる。

線形な系では、 $\alpha = 1.0$ であるから $T = 2\sqrt{M/k_1}$ となる。ただし、上式は原点の両側で物体の運動エネルギーが等しいという仮定、つまり、周期的に変動する外力以外に定常力が作用していないという条件で成立している。風荷重などの定常力が作用して運動の平衡点が移動すればその状況によって固有周期が増減する。このことは振幅比についても言える。

模型実験の系では、船舶の質量 $M = 40$ kgf·s²/m であるから、タイプⅠの防げん材を用いた場合には、 $T_{1/8} = 13.4$ s (実物換算 73 s) となる。またタイプⅢの防げん材を用いた場合 $T_{1/8} = 20.2 \sim 14.6$ s (実物換算 110 ~ 80 s) となり、いずれの防げん材を用いた場合でもみかけの固有周期は波周期に比べはるかに長い。したがって、図-4.21 にみられるような周期 1.83 s 付近における動揺量の増幅現象は、波周期と係留系のみかけの固有周期が一致していたために生じた現象ではなく、係留系の非対称性による現象であると言えらる。

e) ローリング、ヒービングの動揺量

ABQHR, ABQHIR, ABQAR, ABQAIR について、動揺特性をもう少し詳細にみてみよう。図-4.24 および 4.25 はローリングとヒービングについて動揺量の最大値および最小値をプロットしたものである。図中の符号は、ローリングでは右げん側に傾く方向(海側に傾く方向)が、また、ヒービングでは上方が正である。ローリングは波周期 1.83 ~ 2.19 s (実物換算 10 ~ 12 s) でやや大きい。スウェイングのように極端ではない。またヒービングは周期が長くなるにつれて増加する。ローリングでは規則波中と不規則波中とで動揺量にあまり差がないが、ヒービングでは不規則波中の動揺量が規則波中の動揺量よりやや大きい。

f) スウェイング、ローリング、ヒービングの動揺両振幅

図-4.26 ~ 4.28 は、スウェイング、ローリング、ヒービングについて、動揺両振幅の有義値 (1/3 最大平均値) をプロットしたものである。スウェイングとローリングは波周期 1.83 ~ 2.19 s (実物換算 10 ~ 14 s) 付近では動揺両振幅が大きい。不規則波中の動揺両振幅と規則波中の動揺両振幅とを比較すると、ABQH シリーズのスウェイングでは波周期 1.83 ~ 2.19 s を除けば

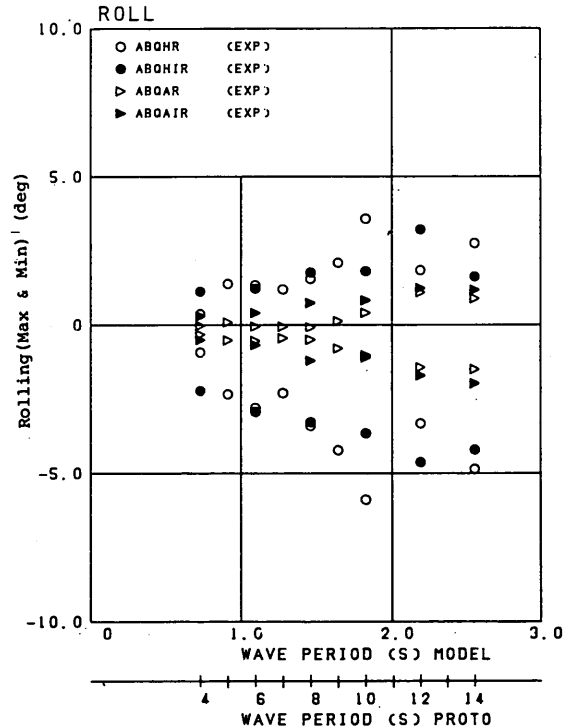


図-4.24 ローリングの動揺量(最大値)

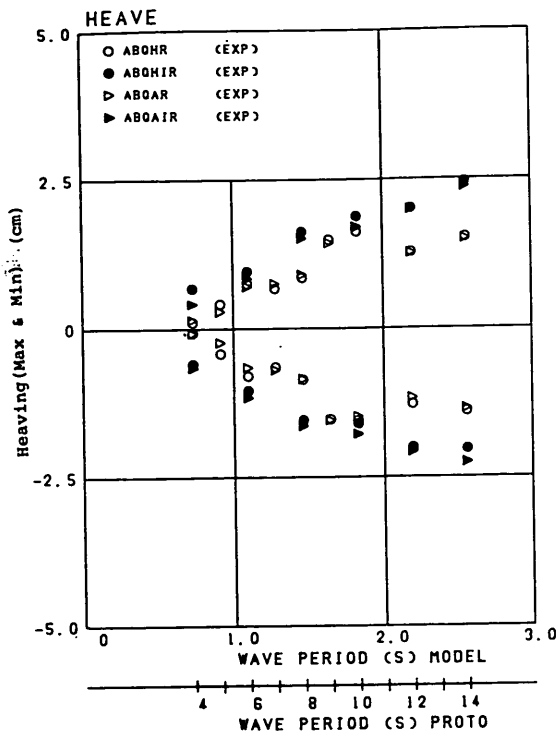


図-4.25 ヒービングの動揺量(最大値)

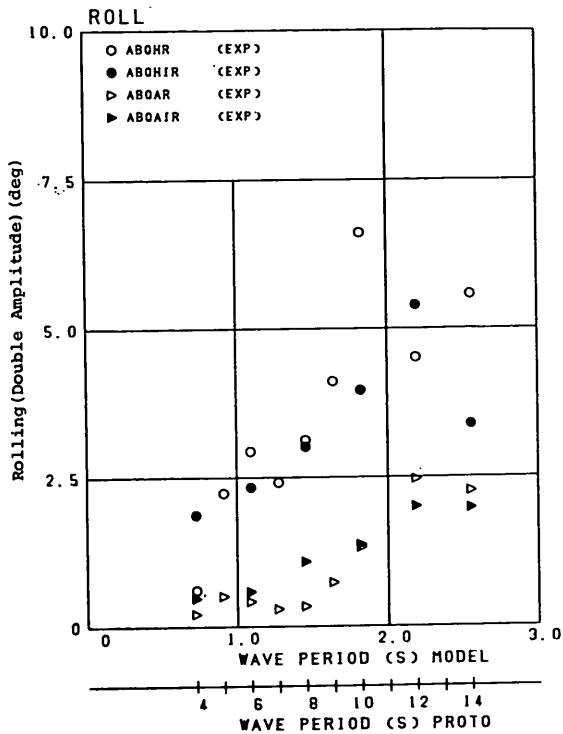


図-4.27 ローリングの動揺両振幅(有義値)

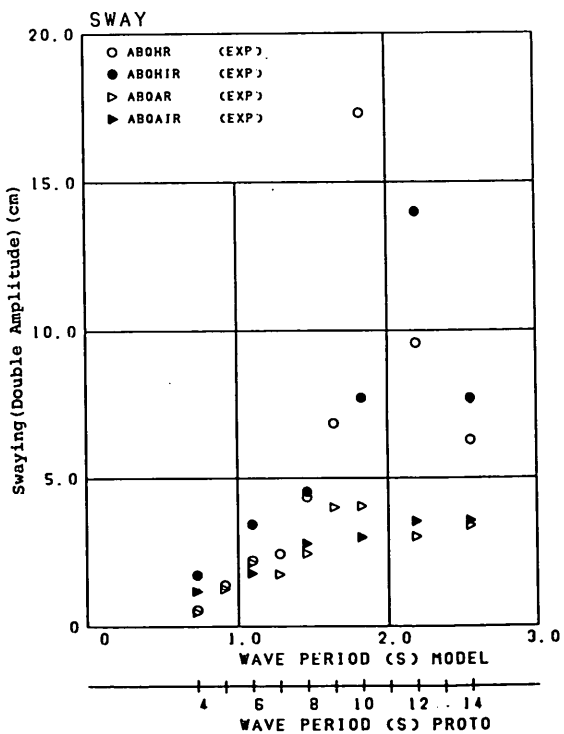


図-4.26 スウェイングの動揺両振幅(有義値)

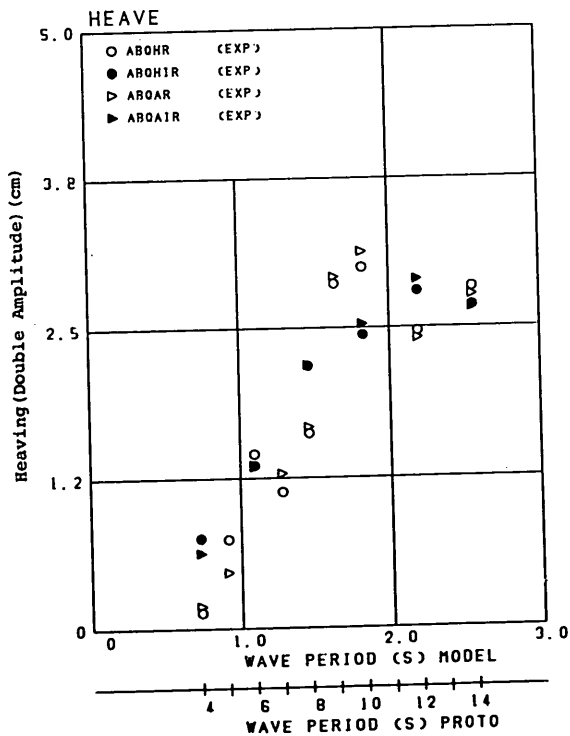


図-4.28 ヒービングの動揺両振幅(有義値)

不規則波中の動揺両振幅が大きい、それ以外の波周期に対するスウェイング、ローリング、ヒービングの動揺両振幅、およびABQAシリーズのスウェイング、ローリング、ヒービングでは、両者の差は小さい。これは、スウェイングについてはABQHシリーズで係留系の非対称性による動揺量の増幅があるためである。

ABQHシリーズの動揺量が大きいケースについて動揺波形を比較してみよう。図-4.29は波周期1.83sと

2.19sに対するABQHRとABQHIRのスウェイングの動揺波形を対比したものである。規則波の場合には各波形の形状および振幅はほとんど同一であって定常状態にある。これに対し、不規則波の場合には、全体としては定常状態にあるとみなせるものの振幅には強弱がある。不規則波の場合には波力に強弱があるためである。

g) 動揺両振幅の頻度分布

図-4.30(a)は図-4.29に示したABQHIRの動揺波形から求めたスウェイングの動揺両振幅の頻度分布である。この場合には、動揺両振幅の分布は係留系の非線形性が強いために特定の形状にあてはまらない。しかし、図-4.30(b)に示す風荷重が作用した場合の動揺両振幅の分布形は、レーリー分布に従うことがわかる。図-4.31は動揺波形をゼロアップクロス法で処理して得られた有義周期である。

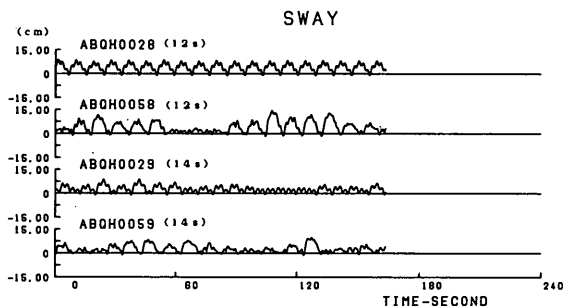


図-4.29 スウェイングの動揺波形

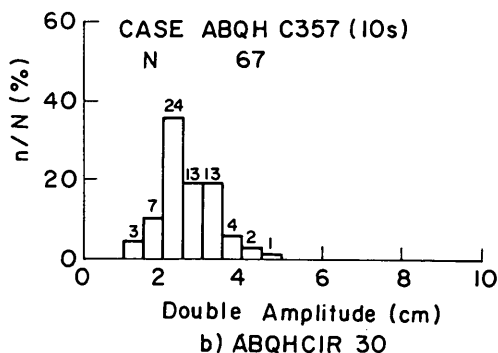
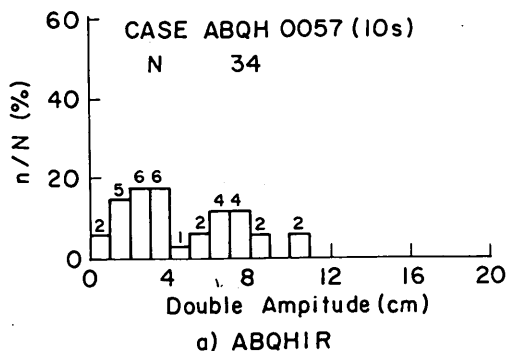
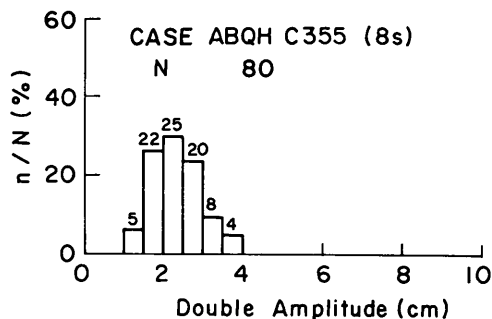
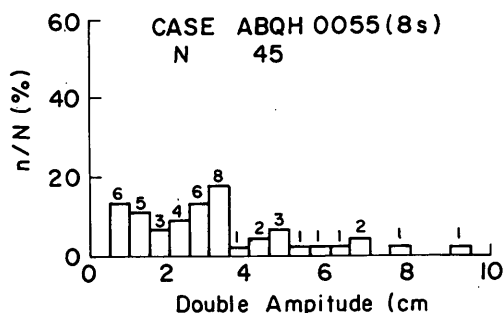


図-4.30 スウェイングの動揺両振幅の頻度分布

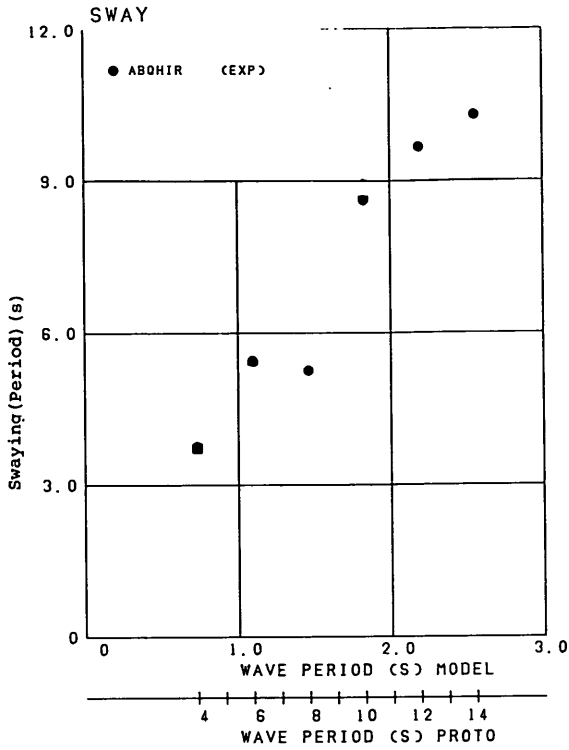


図-4.31 スウェイングの動揺周期(有義値)

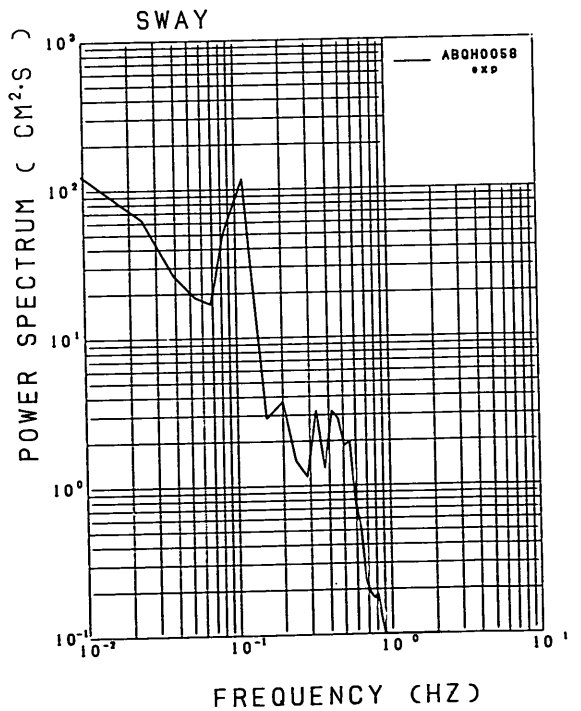
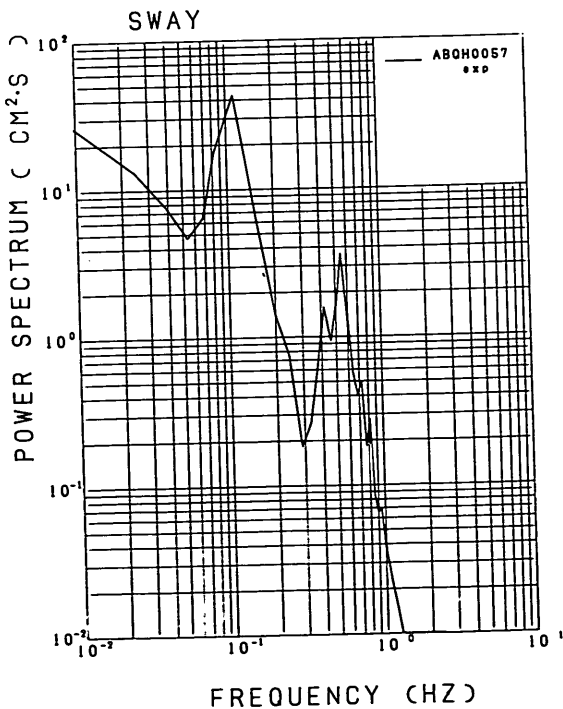


図-4.32 スウェイングの周波数スペクトル

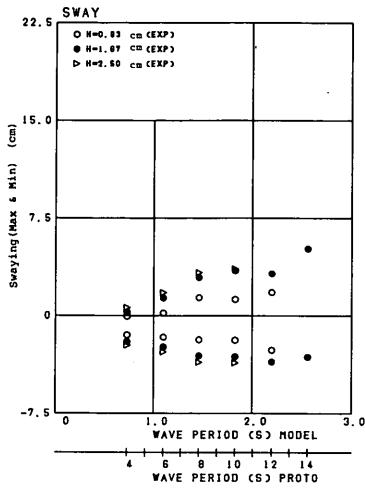
h) 動揺の周波数スペクトル

図-4.32 (a), (b)は同じく周波数スペクトルである。入射波の周波数スペクトルと比べると低周波側にもピークが現れ、しかも、波周期に相当する周波数に対するピークより大きいことがわかる。この低周波側のピークは造波水槽の特性上発生している長周期波成分に対応するものではない。このことは後に示す反力漸増型防げん材を用いた場合の係岸船舶の動揺特性と比較することにより明らかである。

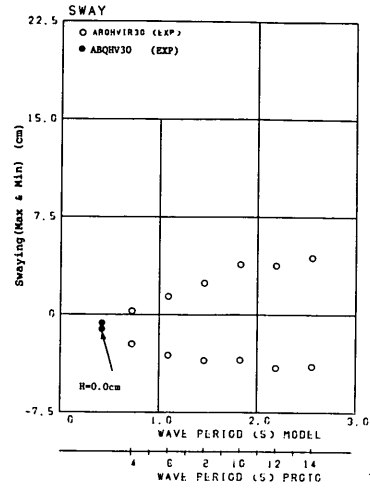
(3) 波の作用の影響

a) 検討する実験ケース

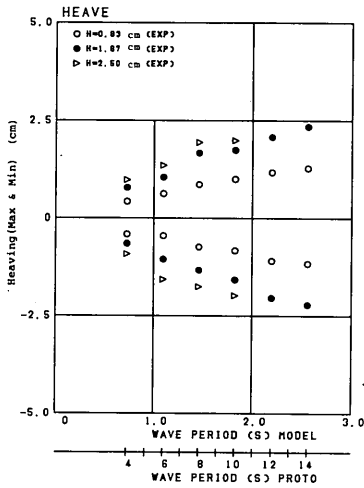
ここでは主として、ABQH CIR30 (波高 0.83 cm, 1.67 cm, 2.50 cm) について検討する。また、風だけを作用させて実験したケースが数例あるので、この結果と波と風とを作用させた結果との比較を行い、波の影響についても検討する。ここでは、次のケースについて比較する。ABQH V 30 および ABQH V I R 30, FBQH V 30 および FBQH V R 30 ならびに FBQH V I R 30, GBQH V 30, および GBQH V R 30 ならびに GBQH I R 30 (波高 1.67 cm, 2.50 cm) の実験ケースである。ABQH シリーズの各ケースでは、防げん材の変位復元力特性の影響が動揺量に現れてくるが、FBQH および GBQH シリーズでは、風が係岸側から吹くので船舶が防げん材に



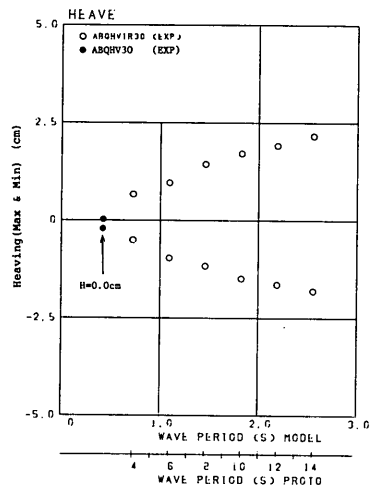
a) スウェイング ($H = 0.83, 1.67, 2.50$ cm)



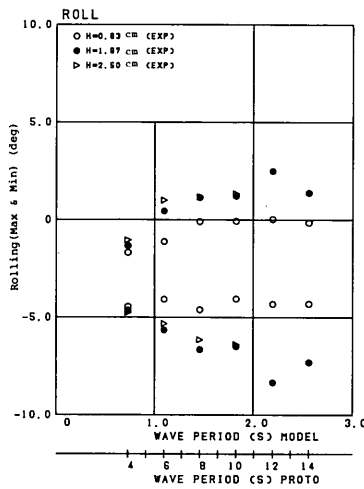
d) スウェイング (ABQHVIR30, ABQAV30)



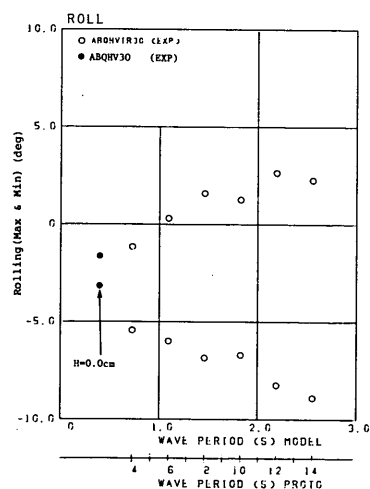
b) ヒーピング ($H = 0.83, 1.67, 2.50$ cm)



e) ヒーピング (ABQHVIR30, ABQAV30)



c) ローリング ($H = 0.83, 1.67, 2.50$ cm)



f) ローリング (ABQHVIR30, ABQAV30)

図-4.33 スウェイング, ヒーピングおよびローリングの動揺量(最大値)

接触しないのでその影響が現れない。このほかにも、B, C, D, E系の各シリーズにおいて、風のみを作用させた実験を行っているが、大方はABQHシリーズの結果と大差ないので割愛する。

b) スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量

図-4.33は(a)~(f)はABQH CIR30とABQH IR30で波高を変えて実験を行った結果得られたスウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量を比較したものである。ただし、波高2.50 cmについては実験を行っていない。図-4.33をみると、スウェイング、ヒービング、ローリングのいずれの成分についても、波高0.83 cmと1.67 cmについては動揺量は波高に比例していない。また、波が作用していない場合の動揺量は、波が作用している場合の動揺量に比べてかなり小さく、とくにスウェイングとヒービングについては両者の差が大きい。動揺量に及ぼす波の影響が大きいことがわかる。

ABQHシリーズで風のみが作用した場合、つまり、波が作用しない場合(ABQHV30)は風速5.48 m/s(実物では30 m/s)の変動風に対し、スウェイングの動揺量は係船岸の方向に最大0.521 cm, 最小0.054 cmであって、船舶は防げん材から離れることはない。また、このときの動揺両振幅は最大0.36 cmである。ところが、波が作用する(ABQH IR30)と図-4.33(d)に示したように動揺振幅が大きくなる。同じような現象はFBQHおよびGBQHシリーズでもみられる。図-4.34および図-4.35はそれぞれのケースの風だけが作用した場合と風と波とが作用した場合のスウェイングの動揺量を比較したものである。波の作用によって動揺量が大きくなっていることがわかる。以上述べたように、風だけの作用では、船舶は係船岸に押し付けられるか、あるいは離されはするが、動揺両振幅は波が作用する場合に比べて大きくはない。

c) スウェイングとローリングの動揺の周波数特性

つぎに、動揺の周波数特性をみてみよう。図-4.36(a)~(d)はABQH VIR30およびFBQH VIR30シリーズで、波高0 cmで風速5.48 m/sの変動風が作用した場合と、波高1.67 cm, 周期1.10 s, 1.46 s, 1.83 s, 2.19 s, 2.65 sの不規則波と風速5.48 m/sの変動風が作用した場合のスウェイングとローリングの動揺波形を順に並べたものである。ABQHシリーズとFBQHシリーズとでは、風向が正反対であるから動揺特性に差があり、とくにスウェイングについては両者の間に大きな差がある。すなわち、ABQH VIR30では短周期成分の動揺両振幅が大きく波周期が長くなるにつれて動揺両振幅が大きくなっているのに対し、FBQH VIR30で

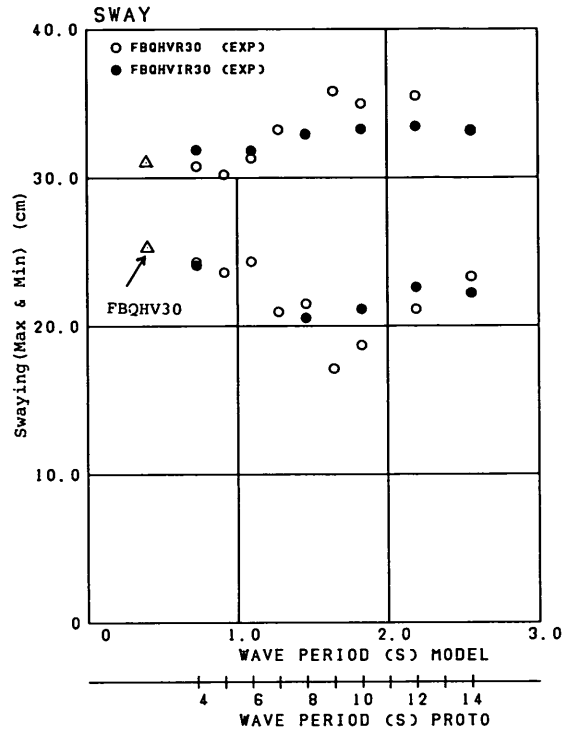


図-4.34 スウェイングの動揺量(最大値)
(FBQHVR30, FBQHVR30)

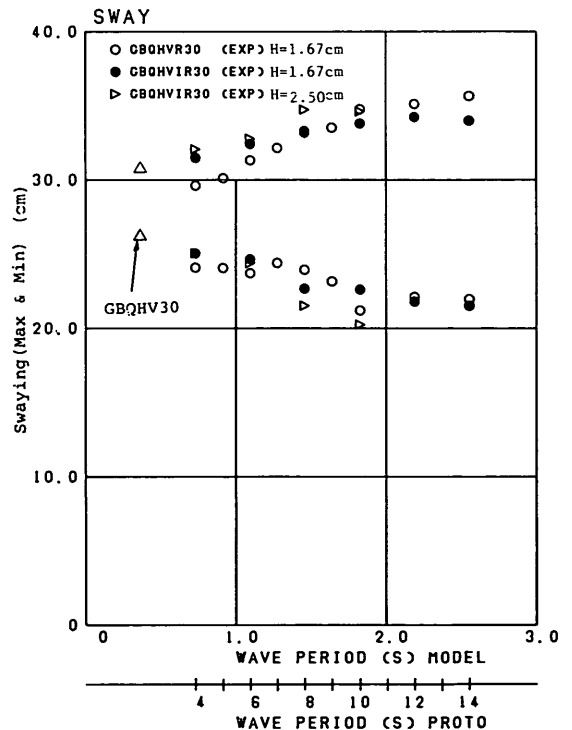
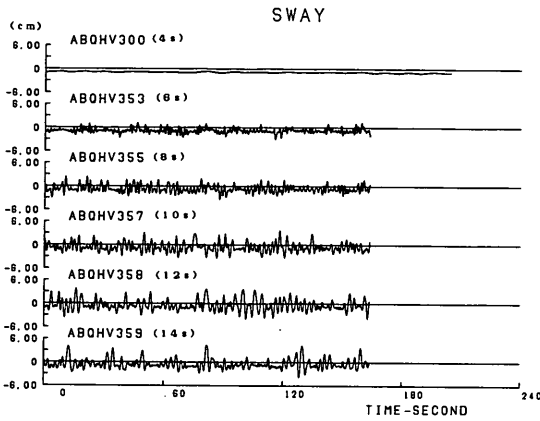
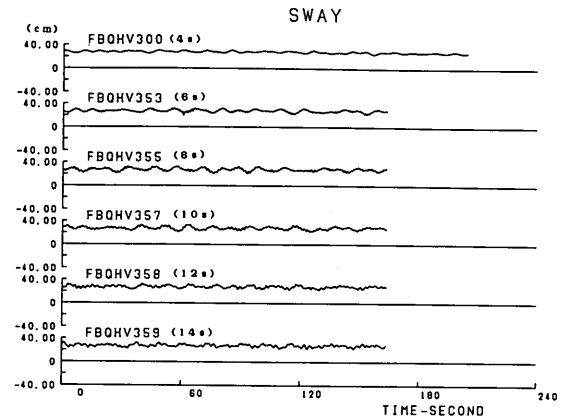


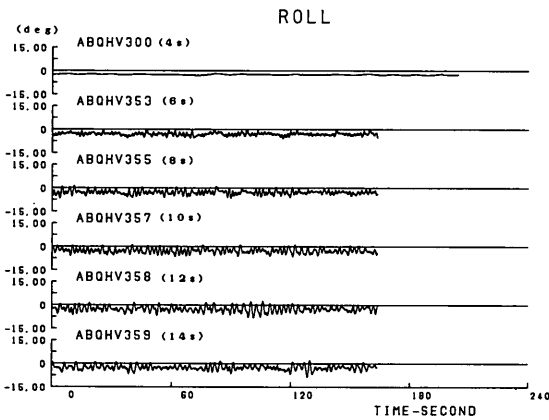
図-4.35 スウェイングの動揺量(最大値)
(GBQHVR30, GBQHVR30)



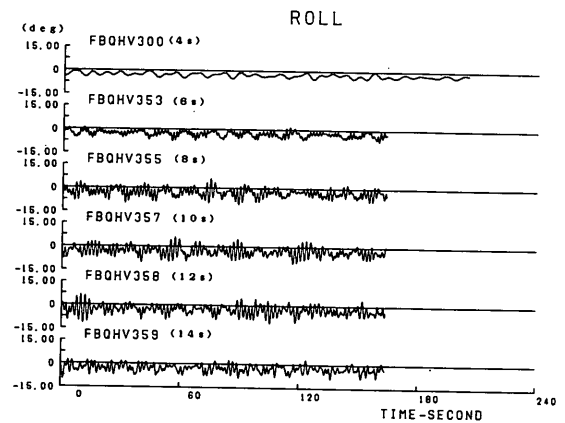
a) スウェイング (ABQHVR30, ABQHV30)



c) スウェイング (FBQHVR30, FBQHV30)



b) ローリング (ABQHVR30, ABQHV30)

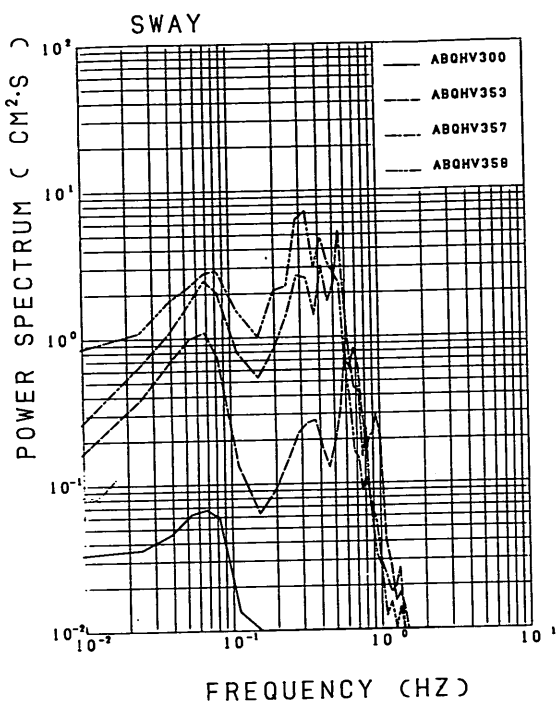


d) ローリング (FBQHVR30, FBQHV30)

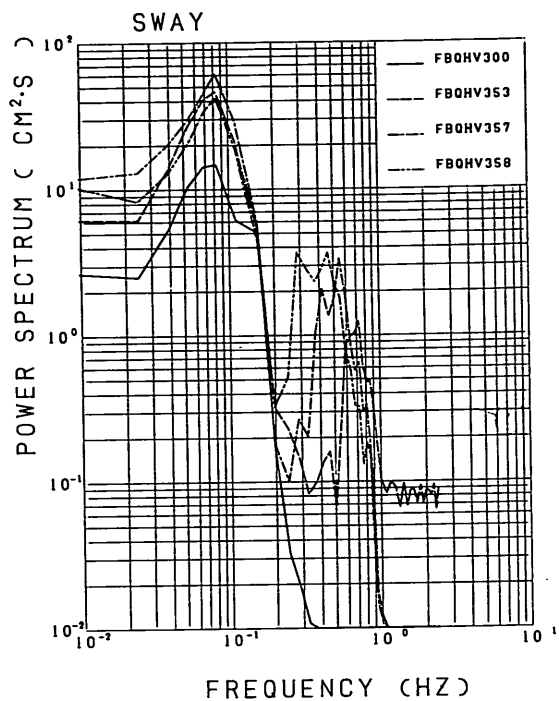
図-4.36 スウェイングおよびローリングの動揺波形

は動揺の短周期成分の振幅はABQHVR30ほど大きくなく長周期成分に短周期成分が乗っているような波形で、波周期が長くなるとその周期成分の動揺が大きくなる傾向である。しかし、ローリングについては、FBQHVR30の場合に短周期成分の動揺振幅が大きい。図-4.37(a)~(d)はこれらの動揺波形のうち、波高0 cm、風速5.48 m/sと、風速5.48 m/sでかつ波高1.67 cmで周期1.10 s、1.83 s、2.19 sの波が作用している場合のスウェイングとローリングについて周波数スペクトルを描いたものである。長周期側のピークは変動風の卓越周期またはサブハーモニックモーションの周期に対応し、また、短周期側のピークはスウェイングでは波周期に、ローリングでは固有周期に対応する。ABQHシリーズとFBQHシリーズとを比べると、スウェイングでは、長周期成分のパワーはFBQHシリーズのほうがABQHシリーズより大きい、短周期成分のパワーはほぼ同じである。長周期成分のパワーがFBQHシリーズのほうが大きいのは、ABQH

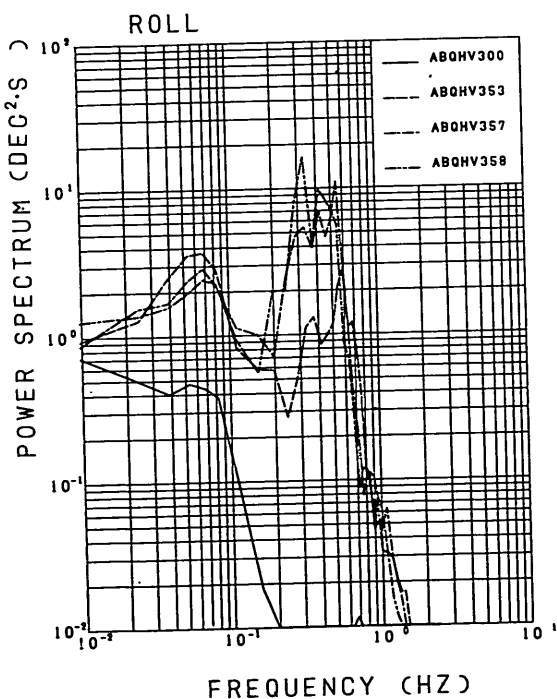
シリーズでは風が海側から吹いて防げん材が効くのにに対し、FBQHシリーズでは、風が係船岸側から吹いて係留索が効くというように、係留系の特性が異なり、その結果動揺の応答特性が異なっているためである。また、ローリングについては、長周期成分のパワーはFBQHシリーズがABQHシリーズより大きい、短周期側のパワーは両ケースでほぼ同じである。ただし、FBQHシリーズの短周期側のピークは波周期が異なってもローリングの固有周期付近に集中している。波がある場合とない場合とで比較すると、波がない場合にはスウェイングもローリングも短周期成分のパワーが小さいのに対し、波が作用するとそのパワーが大きくなっている。これは、船舶の動揺に波の影響が大きいことを示している。しかも波が作用すると、長周期成分のパワーも大きくなっていることが注目される。これは、係留系の特性の影響の現れであるが、とくにABQHシリーズに顕著であるのは、ABQHシリーズでは係留系の非対称性が強いためである。



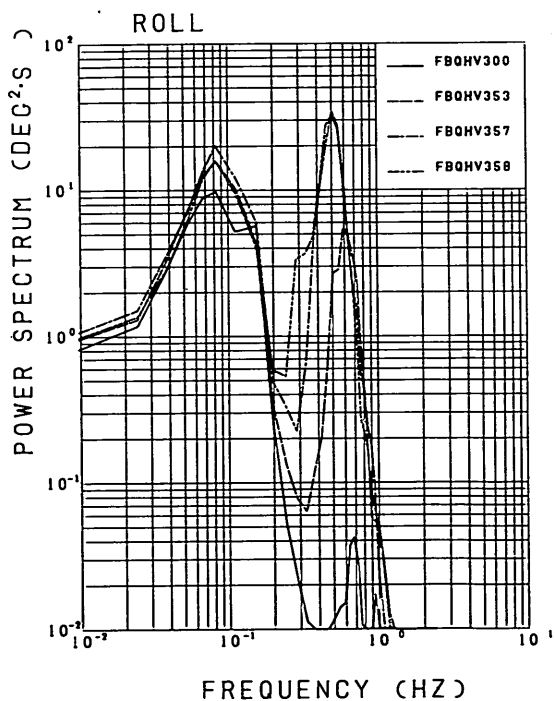
a) スウェイ (ABQHVIR30, ABQH30)



b) ローリング (ABQHVIR30, ABQH30)

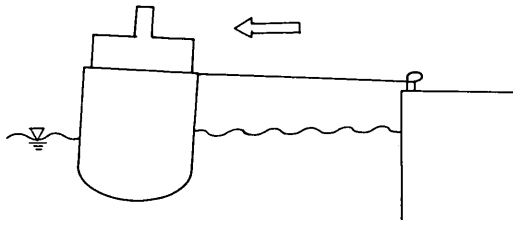


c) スウェイ (FBQHVIR30, FBQHB30)

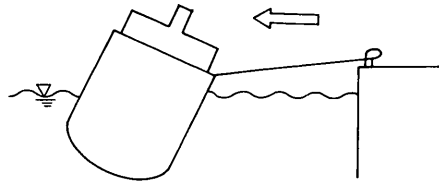


d) ローリング (FBQHVIR30, FBQH30)

図-4.37 スウェイおよびローリングの周波数スペクトル



(a) 風速が大きい時



(b) 風速が小さくなったとき(風の息)

図-4.38 係船岸側から風が吹くときの船舶のローリングの状態

FBQHシリーズの場合に、ローリングの短周期成分に固有振動成分が卓越するのはつぎの理由による。風向が 270° のとき、船舶は変動風圧が作用することにより、風圧力のピークでは図-4.38(a)に示すような姿勢でつり合っているが、風圧力が小さくなると波力の作用と係留索の復元力(張力)の作用を受けて係船岸側に移動を始める。このときの姿勢が図-4.38(b)である。つまり、変動風が作用しているときに風荷重が弱まると、一時的ではあるが船舶は無係留状態に近くなる。したがって、ローリングの自由振動が引き起こされる。ABQHシリーズとFBQHシリーズのローリングの動揺波形と周波数スペクトルを比較してみると、FBQHシリーズのローリングに固有周期の成分が卓越していることがわかる。

d) サージングの動揺特性

つぎに、IBQHシリーズについて、サージングの動揺量と周波数特性を調べてみよう。図-4.39はIBQHV30、IBQHVR30、IBQHVR30のサージングの動揺量を比較して示したものである。風のみが作用した場合の動揺量より風と波とが同時に作用した場合の動揺量が相当大きいことがわかる。図-4.40はIBQHV30、IBQHVR30、IBQHVR30の周期2.19sの波が作用しているときのサージングの動揺波形を比較したものであるが、波が作用しているときの動揺には波周期と一致する成分が卓越している。規則波中と不規則波中の動揺を比較すると、不規則波中の動揺が大きく、また、その動揺周期は若干長めである。しかも、振幅が大きいことがわかる。

e) 波高の影響のまとめ

以上述べたように、波高1.67cm(実物では0.5m)までは動揺に及ぼす波高の影響はほぼ線形であることと、船舶の動揺には波の影響が大きく動揺振幅を増大させることが明らかになった。風の作用は船舶をドリフトさせるが、動揺振幅にはさほど大きな影響を及ぼしてい

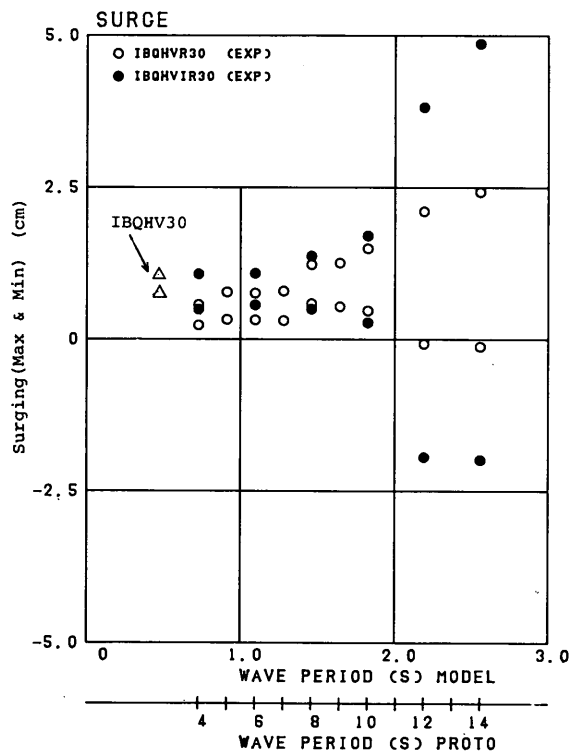


図-4.39 サージングの動揺量(最大値)(IBQH)

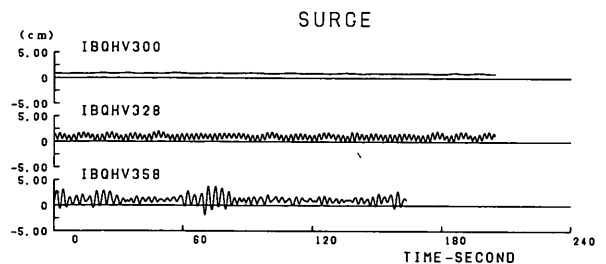


図-4.40 サージングの動揺波形(IBQH)

ない。結局、動揺振幅は波の作用によって引き起こされていることになる。また、船舶の動揺振幅は、実験の範囲内の0.73～2.56 s（実物で4～14 s）に対しては長周期波ほど大きいので、係岸船舶の動揺を抑えるためには、港内への長周期波の侵入を防ぐことが重要であることがわかる。

(4) 風速の影響

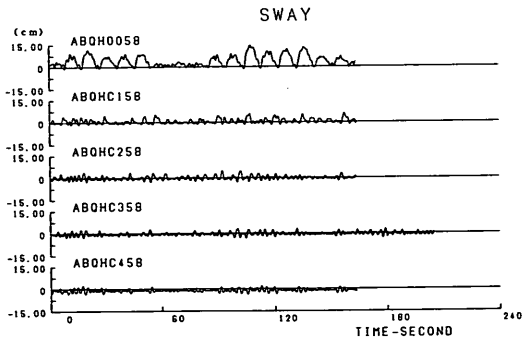
a) 検討する実験ケース

ここでは同一の波浪条件で風速が変化した場合の係岸船舶の動揺特性について調べる。検討するケースは主としてABQHシリーズとABQAシリーズ、IBQHシリーズである。

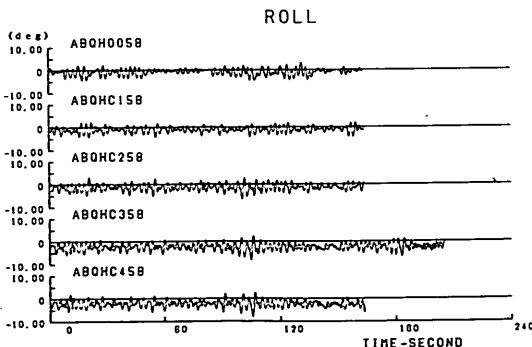
ABQH CIRでは風速を3.65 m/s, 4.56 m/s, 5.48 m/s, 6.39 m/s（実物換算20 m/s, 25 m/s, 30 m/s, 35 m/s）と変化させて実験を行っている。その他のケースでは風速0 m/s および5.48 m/s のケースのみ行っている。

b) スウェイングとローリングの動揺波形

図-4.41 (a)・(b)はABQH CIRにおいて、風速が動揺量に及ぼす影響を比較するために、スウェイングと



a) スウェイング

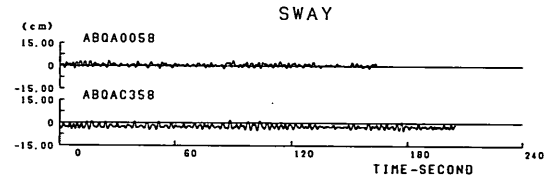


b) ローリング

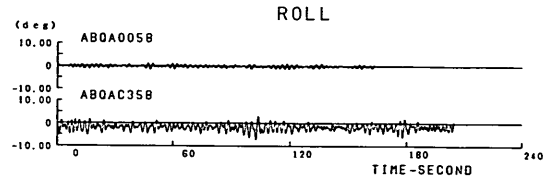
図-4.41 スウェイングおよびローリングの動揺波形 (ABQH CIR, ABQH CIR)

ローリングの動揺波形を示したものである。波周期2.19 s, 有義波高1.67 cmの不規則波と, 6.39 m/s（実物換算0 m/s, 20 m/s, 30 m/s）の定常風が船舶に対し90°に同時に作用する実験ケースのものである。

まず、スウェイングについてみる。タイプIの防げん材を用いた場合 (ABQH) では、風速0 m/s のときには、全体として係岸から大きく離されるような動揺をしている。このときの動揺周期は波周期の3～4倍である。これに対し、風速が大きくなると動揺周期がしだいに短くなって波周期に近づき、しかも動揺振幅が減少してくる。この現象はタイプIの防げん材を用いた場合に特有の現象である。タイプIIIの防げん材を用いた場合 (ABQA) の動揺は、図-4.42 (a) に示すように風速0 m/s のときも5.48 m/s のときにも短周期の動揺成分が卓越している。



a) スウェイング

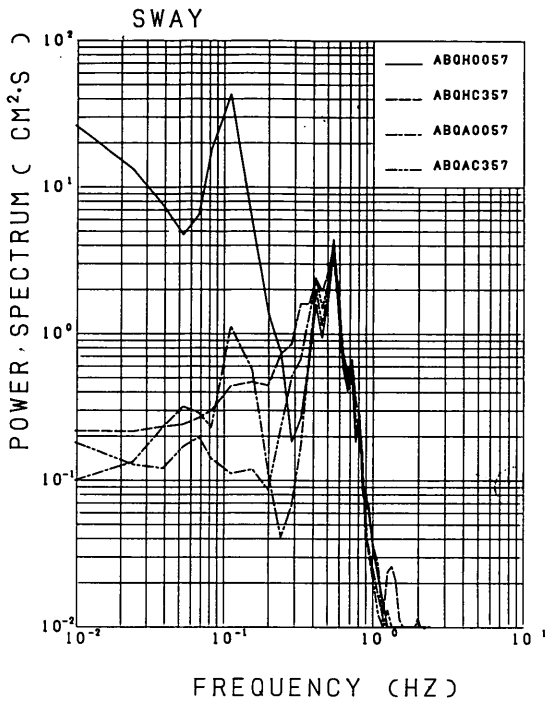


b) ローリング

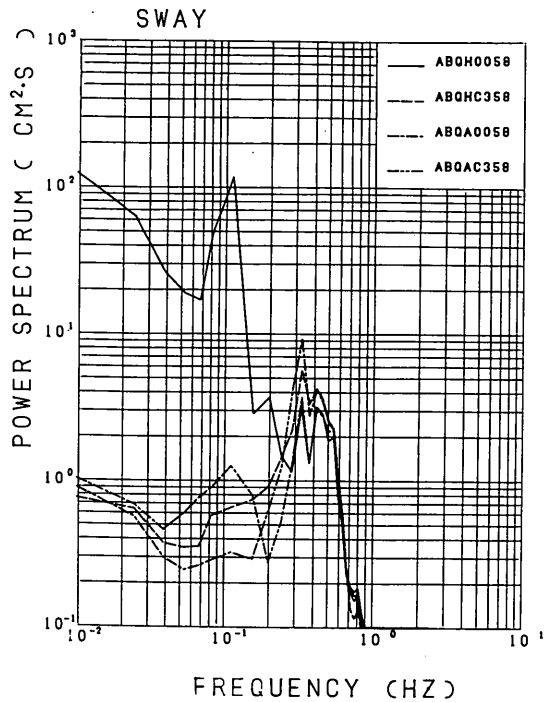
図-4.42 スウェイングおよびローリングの動揺波形 (ABQA CIR, ABQA CIR)

c) スウイングの周波数スペクトル

図4.43 (a)・(b)はそれらの周波数スペクトルを、波周期1.83 sと2.19 s（実物で10 sと12 s）について示したものであるが、周波数特性の相違が明確にわかる。すなわち、ABQHシリーズおよびABQAシリーズのいずれについても短周期側のピークはほぼ同じパワーであるが、長周期側のピークについては、タイプIの防げん材を用いて風がない場合のABQH 0057およびABQH 0058の動揺のパワーが大きい。タイプIIIの防げん材を用いて風がない場合のABQA0057およびABQA0058にも長周期側のピークがあるが、ABQHと比べると動揺のパワーが小さい。



a) 有義波周期 $T_{1/3} = 1.83$ s (ABQH, ABQA)



b) 有義波周期 $T_{1/3} = 2.19$ s (ABQH, ABQA)

図-4.43 スウェイング周波数スペクトル

d) スウェイングの動揺量

図-4.44 はタイプ I の防げん材を用いたときに風が作用している場合 (ABQH CIR) についてスウェイングの動揺量を比較したものである。また、図-4.45 はその動揺両振幅を示したものである。風速が増加すると、負の方向の動揺量、すなわち防げん材を圧縮する方向の動揺量は増加するが、動揺両振幅は風速 3.65 m/s (実物換算 20 m/s) 以上では、波周期 2.19 s と 2.56 s (実物 12 s と 14 s) を除くいずれの波周期に対してもほぼ同一である。しかも、風速 0 m/s のときに見られるような動揺量の増幅現象は見られない。ただし、風速が小さいと、風速が大きい場合より動揺両振幅が大きい。このような現象は係留系の非対称性に起因するものであることはすでに述べた。タイプ I の防げん材を用いると、定常圧縮力が作用しない状態では周期的変動外力を受ける船舶の動揺量が大きい、定常圧縮力が作用している状態では船舶の動揺量はむしろ小さくなる。

これに対し、タイプ III の防げん材を用いた場合 (ABQA) シリーズでは、図-4.46 (a)・(b) に示すように、風圧力の変化によって防げん材を圧縮する方向の動揺量が大きくなり、風速が大きい場合にはスウェイングの動揺の平衡点がかなり係船岸側に移動した状態で動揺する。

また、風速 0 m/s と風速 5.48 m/s (実物換算 30 m/s) のときの動揺量は波周期 0.73 ~ 1.83 s (実物換算 4 ~ 10 s) の間ではほとんど同一である。周期 2.19 s と 2.56 s (実物で 12 s と 14 s) では、風速 5.48 m/s (実物で 30 m/s) のときの動揺両振幅が風速 0 m/s のときの動揺両振幅より大きい。これは動揺量の増大により防げん材が圧縮され、非線形性の強い領域に入るためである。

e) ローリングの動揺量の周波数特性

つぎにローリングについてみる。まず、タイプ I の防げん材を用いた場合 (ABQH) であるが、図-4.41 (b) に示した動揺波形は風速のいかんにかかわらずほぼ同形である。図-4.47 (a), (b) に示す周波数スペクトルを見ると、ABQA0057 および ABQA0058 を除いて、いずれの特性もほぼ同じであって、ローリングの固有周期が卓越した運動性状である。ABQA0057 と ABQA0058 の場合には、長周期成分のパワーが、他のケースに比べて小さい。これは、タイプ III の防げん材では変形が小さい間は防げん材の反力が小さいので、係留系の非対称性が弱いためにスウェイングの長周期動揺が生じていないことと関連している。ABQA シリーズにおいても、風が作用し防げん材が圧縮されると反力が大きくなり、係留系の非対称が強くなるので、やはり長周期成分のパ

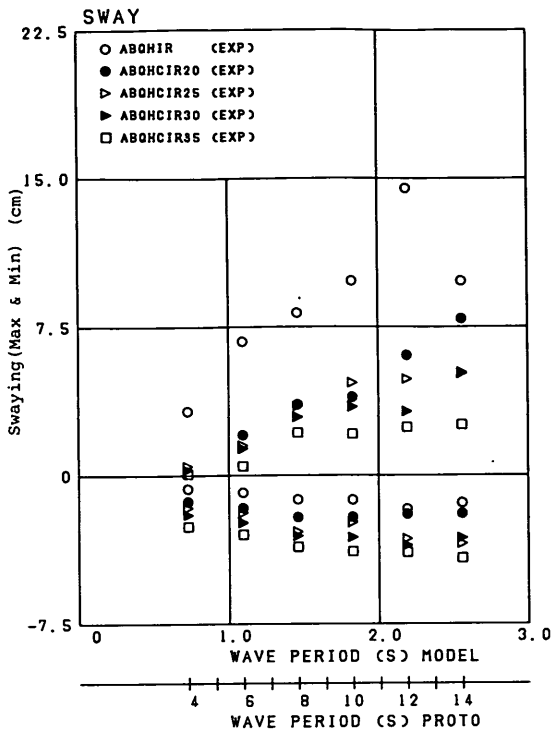


図-4.44 スウェイニングの動揺量(最大値)
(A B Q H)

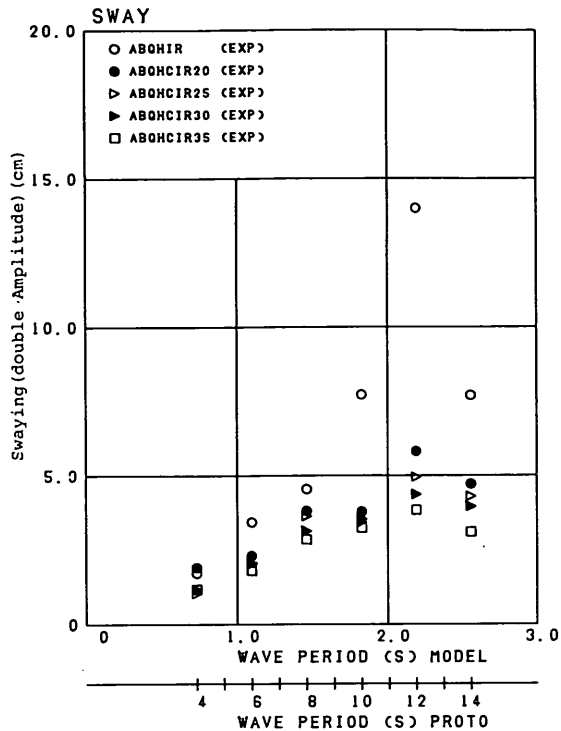
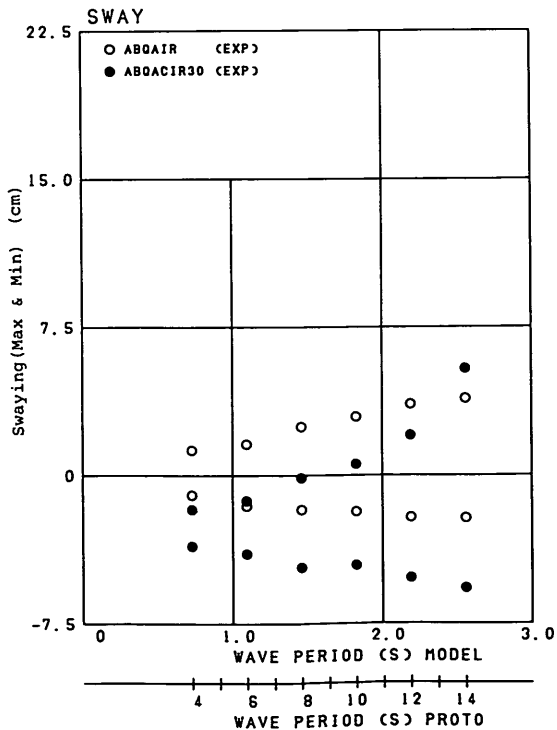
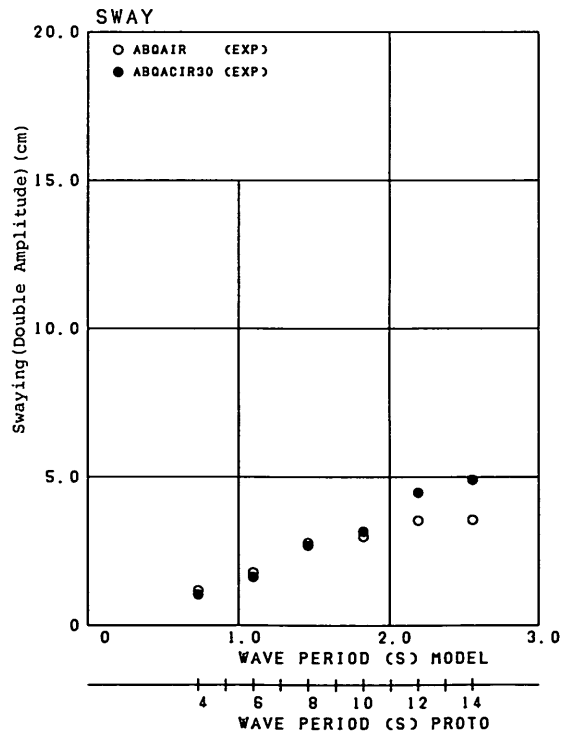


図-4.45 スウェイニングの動揺両振幅(最大値)
(A B Q H)

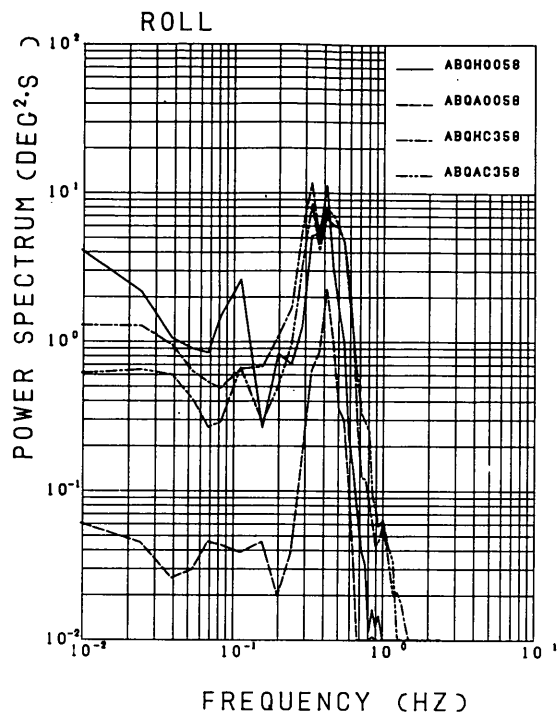
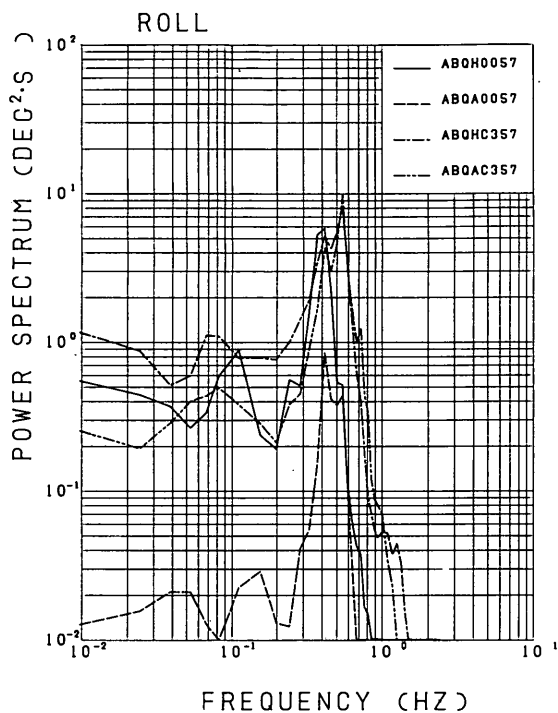


a) 動揺量(最大値)



b) 動揺両振幅(有義値)

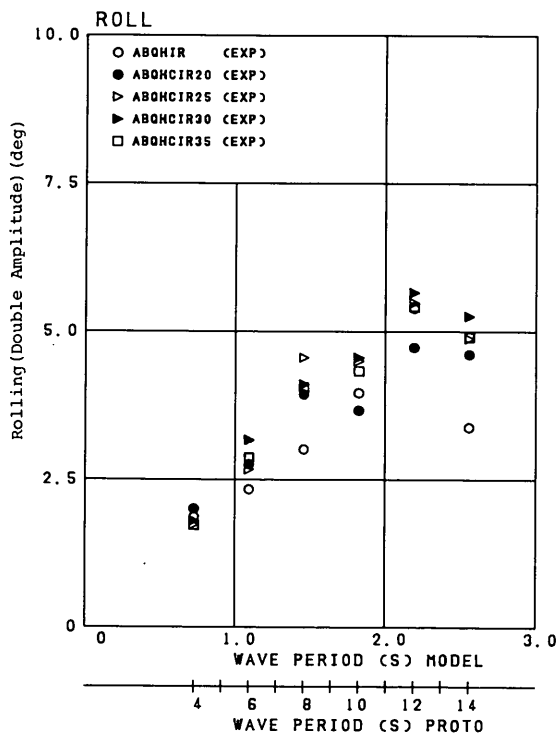
図-4.46 スウェイニングの動揺量(最大値)および動揺両振幅(有義値)
(A B Q A)



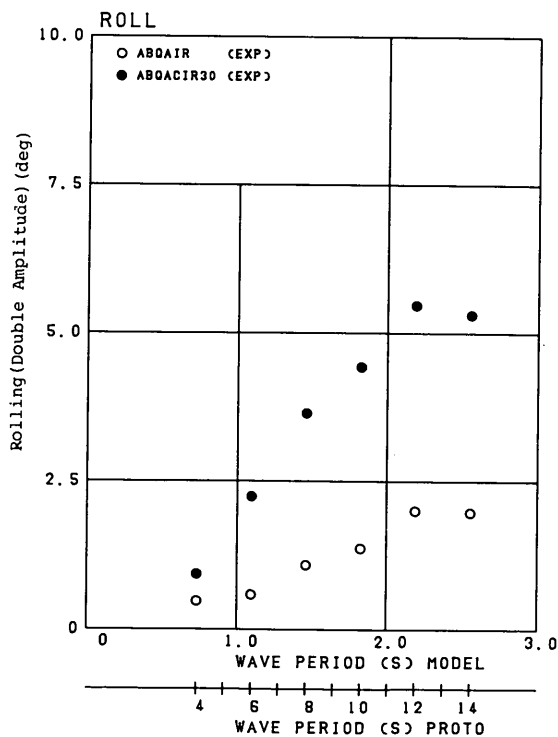
a) 有義波周期 $T_{1/3} = 1.83$ s (ABQH, ABQA)

b) 有義波周期 $T_{1/3} = 2.19$ s (ABQH, ABQA)

図-4.47 ローリングの周波数スペクトル



a) ABQH1R, ABQHC1R



b) ABQA1R, ABQAC1R

図-4.48 ローリングの動揺両振幅(有義値)(ABQH, ABQA)

ワーが大きくなる。

図-4.48 (a)・(b)はローリングの動揺両振幅を示したものである。ABQHシリーズでは、風速による動揺量の差がほとんどないことがわかる。つまりABQHではローリングの動揺には波の影響が大きいことがわかる。これに対し、ABQAシリーズでは、ABQACIR30の動揺両振幅はABQH CIR30のそれとほぼ同一であるが、ABQAIRの動揺両振幅はABQH CIR30に比べてかなり小さい。このように、ABQAIRの動揺両振幅が小さい原因も係留系の非対称性が弱いことによる。

f) サージングの動揺特性

図-4.49はIBQHシリーズ(波向, 風向ともに180°)のサージングの動揺波形をIBQHRとIBQHVR30について比較したものである。ここには、波周期1.10s, 2.19sの規則波中の動揺を比較して示した。風が作用していない場合の船舶のサージングの動揺周期は波周期とほぼ同一である。これに対し、風が作用する場合には、船舶は風下側へドリフトする。そして短周期波に対しては、動揺量は小さいものの風の変動成分の周期に対応する長周期の船体動揺がみられる。また、長周期波に対しては風の変動成分の周期に対応する長周期の船体動揺よりは、波周期に対応する周期成分が増大するので、動揺量の長周期成分は相対的に小さい。以上のことからIBQHシリーズでは、風の作用の影響は主として船舶をドリフトさせることに現れていて、動揺量を増大させるというものではない。

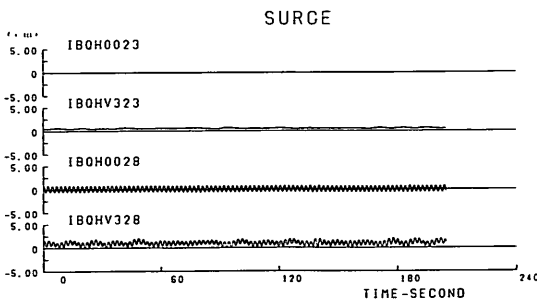
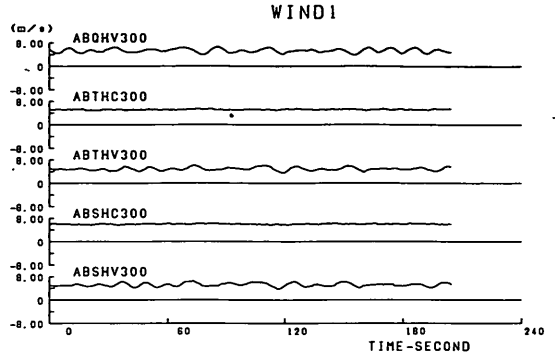


図-4.49 サージングの動揺波形 (IBQHR, IBQHVR30)

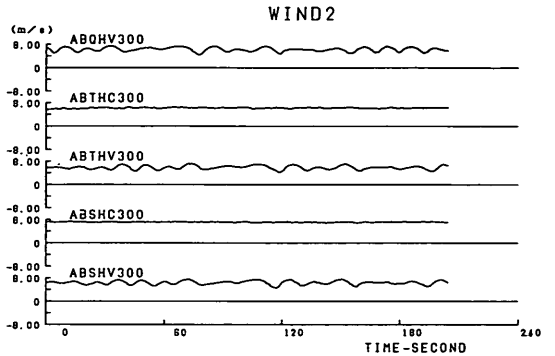
(5) 風速の変動性

a) 変動風について

ここでは、同一の波浪条件, 係留条件, 載貨条件で定常風または変動風を作用させた場合の実験ケースの結果を比較し、風速の変動性が係岸船舶の動揺に及ぼす影響を調べる。送風機は前述のとおり9台のユニットを横に並べたもので、サイリスタを用いて電圧を調整して定



a) WIND 1



b) WIND 2

図-4.50 風速の時系列 (ABQH, ABTH, ABSH)

常風および変動風を発生させる。図-4.50 (a)・(b)は風速計1および2で測定された風速の時系列を示したものである。変動風と定常風について、平均風速5.48m/s (実物で30m/s)の風速の時系列を、数ケースの実験例について示している。また、図-4.51はその周波数スペクトルを示したものである。周期16.7s (実物では、91s)付近にピークがある。ただし、送風機の性能および実験場内の諸設備の配置の影響などにより、定常風として発生させた風速にも若干の変動があるし、変動風の振幅もケースごとに若干のばらつきがある。このばらつきは現有の装置では止むを得ないものであるので、実験結果の解析においてはこの点について留意することとする。

b) スウェイングの動揺波形

図-4.52はABQHシリーズ, ABTHシリーズ, ABSHシリーズで、風速5.48m/s (実物換算30m/s)の定常風または変動風が作用しているが波は作用していない実験例について、スウェイングの動揺波形を比較して示したものである。ただし、ABQHシリーズについ

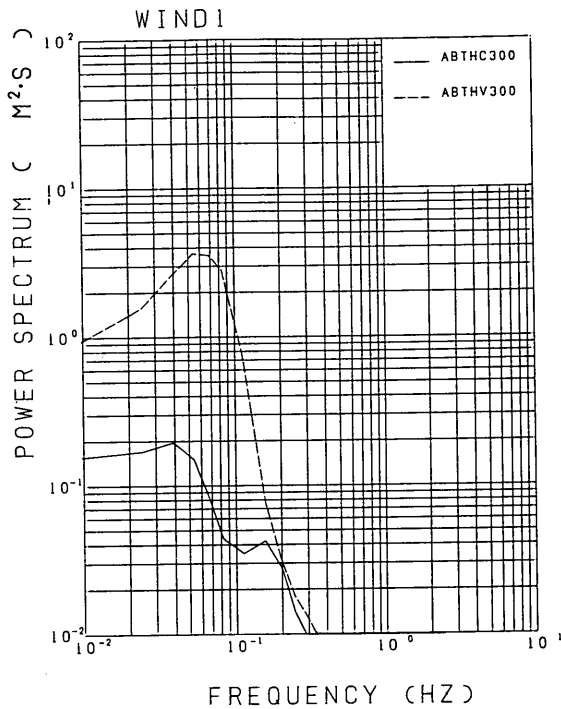


図-4.51 変動風の周波数スペクトル (ABTH)

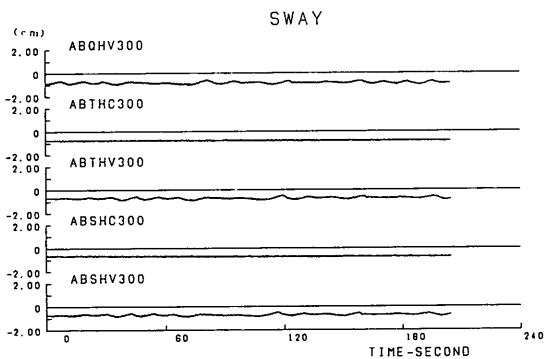


図-4.52 スウェイングの動揺波形 (ABQH, ABTH, ABSH)

ては定常風だけが作用している実験例がない。風向は 90° で船舶を係船岸に押し付ける方向に作用している。動揺波形を見ると、定常風を受けた場合にも動揺に周期的変動があるが、これは、前述した送風機の性能等に起因する風速のばらつきと、送風によって水槽内に発生する風波 (周期 0.5 s 程度) の影響を受けて船舶が動揺しているものである。風波の影響によると思われる動揺成分は変動風を作用させた場合にも見られる。

c) スウェイングの周波数スペクトル

変動風を作用させた場合には、スウェイングとローリングには、周期約 16.7 s (実物換算 91 s) 程度の長周期動揺成分が含まれているが、これは、変動風の周期成分と一致するものである。このことは図-4.51の変動風の周波数スペクトルと図-4.53に示すスウェイングの動揺の周波数スペクトルとを比較するとよくわかる。図-4.53をみると、変動風を作用させた場合には、 16.7 s と 1.25 s のところにピークがあるのに対し、定常風の場合には、 1.25 s のところにだけピークがある。この 1.25 s のピークは風を発生させることによって生じた風波の影響によって生じた動揺によるものである。ただし、図-4.37に示した波と風とを作用させた場合の動揺の周波数スペクトルと比べると、このピークのパワーはかなり小さい。したがって、解析上、問題になることはないと思われる。

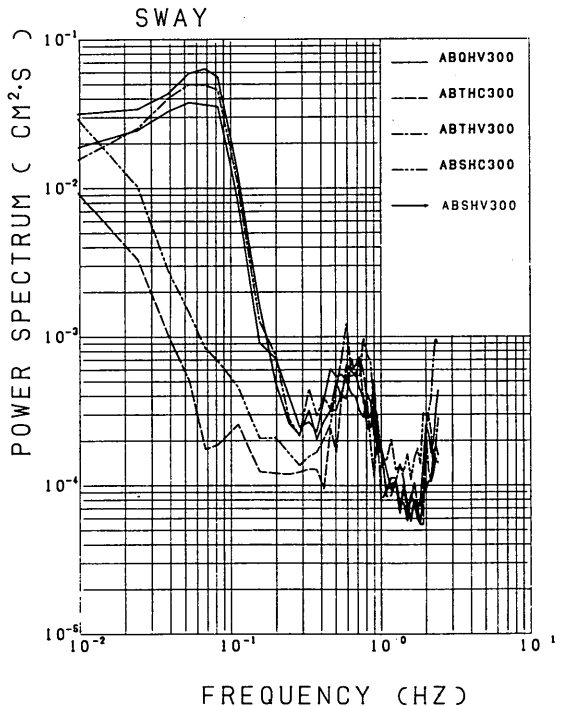
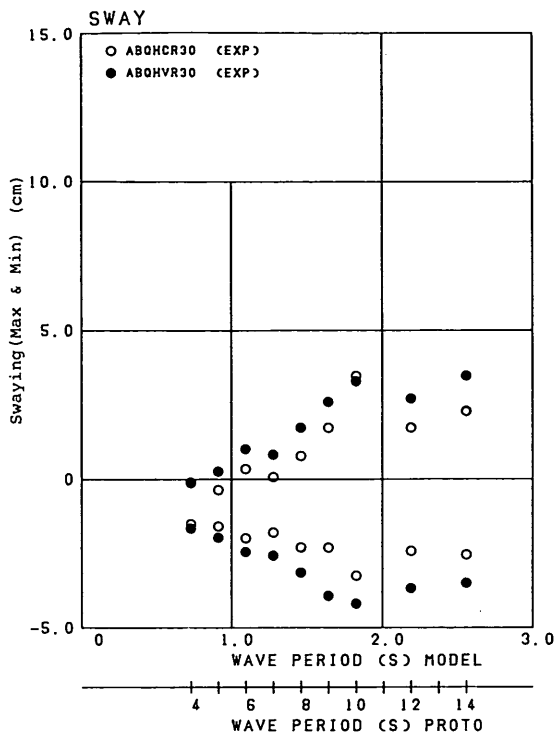


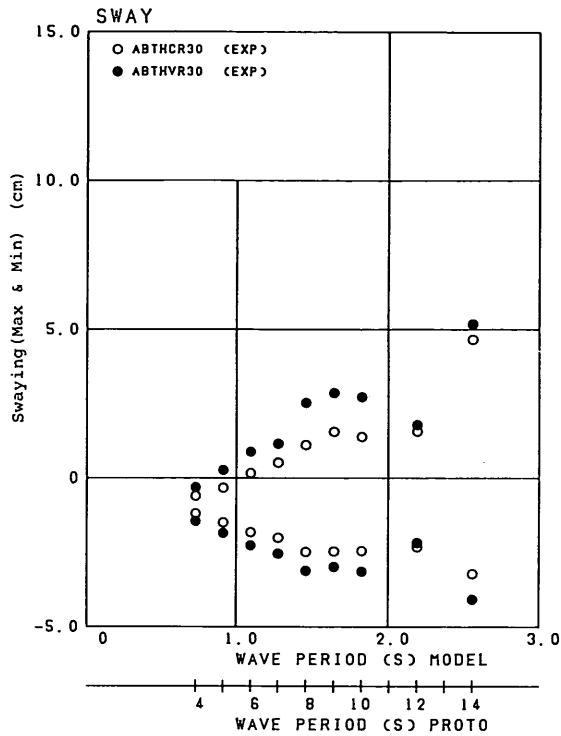
図-4.53 スウェイングの周波数スペクトル (ABQH, ABTH, ABSH)

d) スウェイングの動揺

つぎにスウェイングの動揺量と動揺両振幅について調べてみる。係船岸の構造の差によって動揺量と動揺両振幅には若干の差異があるが、変動風の場合の動揺両振幅は定常風の場合の約3倍である。また、変動風による動揺量



a) ABQHCR30, ABQHVR30



b) ABTHCR30, ABTHVR30

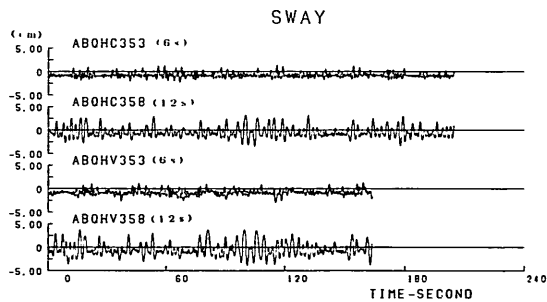
図-4.54 定常風と変動風によるスウェイングの動揺量の相違

は6~11mmの範囲にあるが風速の変動成分の周期が16.6s程度であって、係留系のみかけの固有周期(防げん材のみを考えた場合1.1s)に比べて長いので、防げん材の変形が線形領域にある間は、船舶は風圧力の変動に対してもほぼ静的にตอบสนองしているものと考えてよい。

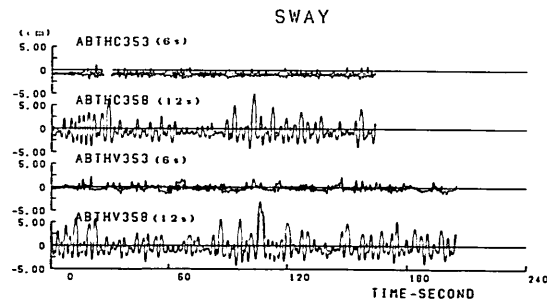
このことは風が係船岸側から吹く場合にも言える。FBQHV30では、風速の変動幅が3.8~6.7m/sに対し、船舶のスウェイングの動揺量は25.4~31.0cmである。この船舶の動揺の範囲内では係留索のばね定数は約186kgf/mと推定されるので、みかけの固有周期は約2.9s程度であって、風速の変動周期に比べてかなり短い。したがって、風荷重の変動性が係岸船舶の動揺に及ぼす動的な影響は小さいものといえる。

e) 動揺に及ぼす波と風の相乗効果

つぎに、波と風とを同時に作用させた場合について調べてみる。図-4.54はABQH, ABTHシリーズについて、規則波と定常風、または、規則波と変動風を作用させた場合のスウェイングの動揺量を比較したものである。いずれのシリーズでも変動風を作用させた場合の動揺量が大きく、たとえば防げん材を圧縮する方向の動揺では定常風を作用させた場合の値の1.3~1.5倍程度であ

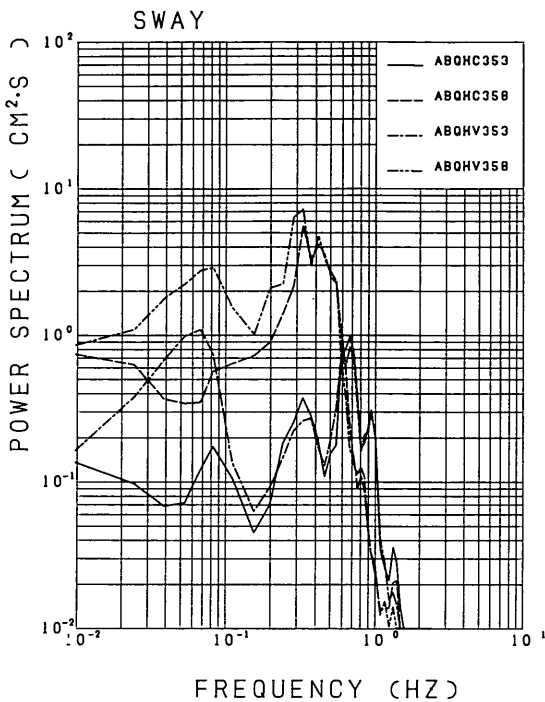


a) ABQHCIR30, ABQHVIR30

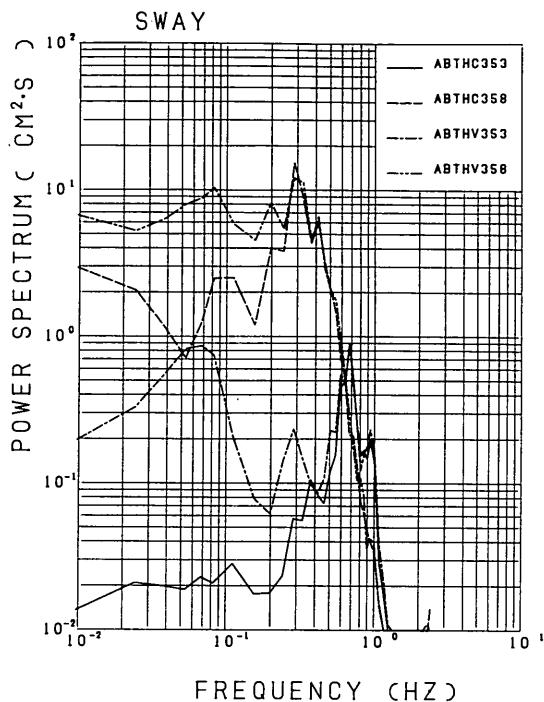


b) ABTHCIR30, ABTHVIR20

図-4.55 スウェイングの動揺波形



a) ABQHCIR30, ABQHVIR30



b) ABTHCIR30, ABTHVIR30

図-4.56 スウェイングの周波数スペクトル

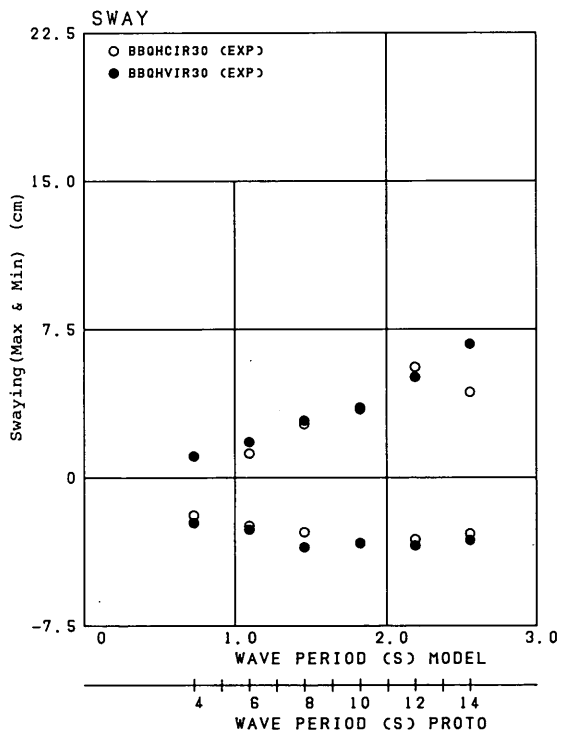


図-4.57 スウェイングの動揺量(最大値)
(BBQHCIR30, BBQHVIR30)

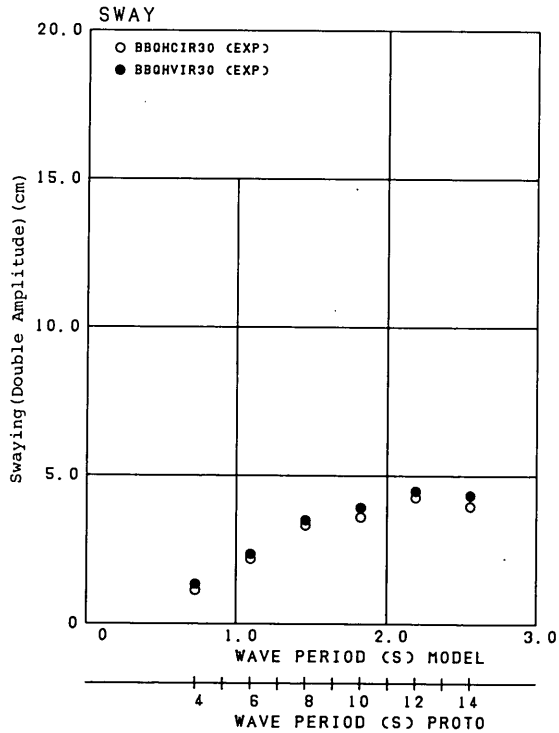


図-4.58 スウェイングの動揺両振幅(有義値)
(BBQHCIR30, BBQHVIR30)

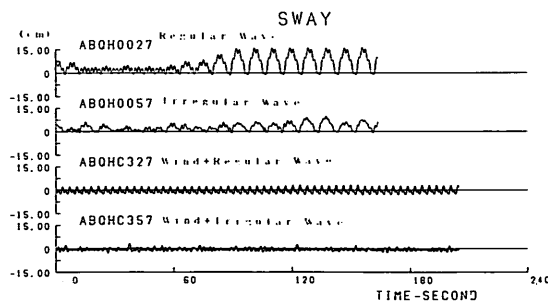
る。係岸岸から離される方向の動揺量については、波周期によっては定常風を作用させたときのほうが動揺量が多い場合があるが、全般的にみて変動風の場合の動揺量が定常風の場合より大きい。スウェイの動揺両振幅は、波と風を同時に作用させた場合には、風のみを作用させた場合に比べてかなり大きい、これは動揺に及ぼす波の作用の影響が大きいことを示している。このことは、図-4.55 (a), (b) のスウェイの動揺波形と図-4.56 (a), (b) の周波数スペクトルを見るとよくわかる。動揺波形には風荷重に応答している長周期成分と波浪荷重に定常風または変動風を作用させた場合のスウェイの動揺量および動揺両振幅の相違を示したものである。ABQHシリーズなどと同様の傾向を示していることがわかる。

図-4.57 および 4.58 はBBQHシリーズについて、定常風または変動風を作用させた場合のスウェイの動揺量および動揺両振幅の相違を示したものである。ABQHシリーズなどと同様の傾向を示していることがわかる。

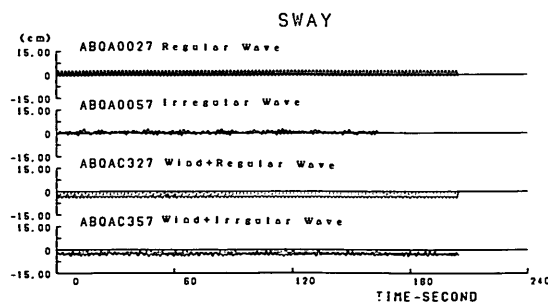
(6) 防げん材の性質の影響

a) 検討の概要

いままで述べた中でも再三触れたが、係留系の性質とくに防げん材の性質によって、係岸船舶の動揺性状が異なる。図-4.59 (a), (b) はABQHシリーズとABQAシリーズについて、規則波、不規則波、規則波+定常風、



a) ABQH



b) ABQA

図-4.59 スウェイの動揺波形

不規則波+定常風のケースの動揺波形を比較して示したものである。ただし、波周期1.83s、波高1.67cm、風速5.47m/sの条件である。防げん材の性質の相違によって、係岸船舶の動揺特性が異なることがよく理解できる。すなわち、ABQHシリーズでは風が作用していない状態では、係岸船舶は係岸岸から離されるスウェイの動揺が顕著になっている。その原因は、タイプIの防げん材を用いた場合の係留系の非対称性の強さにあるが、もちろん、船舶の大きさ、波周期、波高にも関連する現象である。本研究に示す実験例ではABQHシリーズで波周期0.91s(実物換算5s)以上の周期の波を作用させたときに、係岸岸から大きく離される動揺(これをサブハーモニックモーションという)が現れる。規則波中では図-3.59に示すように、周期1.83sで最大の動揺を示している。しかし、船型、波高、防げん材の特性などが異なれば、サブハーモニックモーションを生ぜしめる波周期が異なるはずである。しかし本研究の実験の範囲では、要因相互の関連については明らかではない。サブハーモニックモーションの定量的な取り扱いは相当困難ではあるが、今後解明していかなければならない課題である。

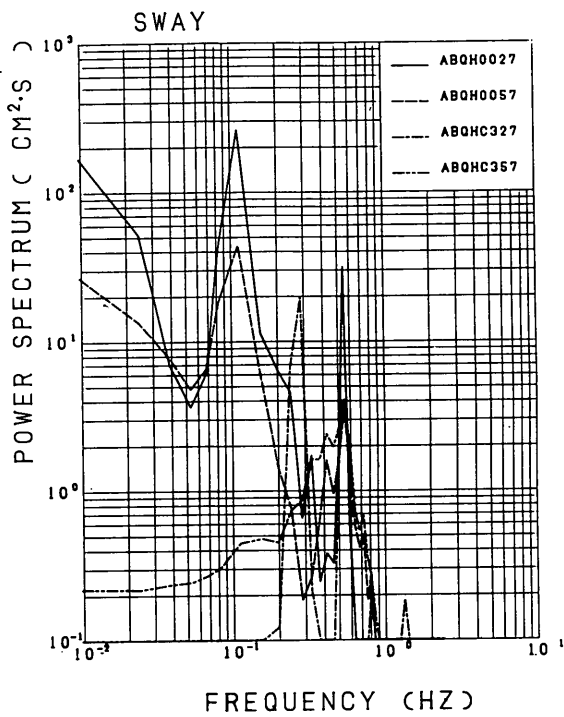
b) スウェイの動揺の周波数特性

図-4.60 (a), (b) は図-4.59に示した動揺波形から求めた周波数スペクトルであるが、ABQHシリーズとABQAシリーズの動揺の周波数特性の相違がよくわかる。ABQHでは風がない場合に周期10sと1.83s付近にピークがあって、波周期10sのピークのほうが大きいのにに対し、ABQAでは規則波の場合波周期1.83s付近にピークがあるのみで、また、不規則波の場合には波周期10sと1.83s付近にピークがあるが、波周期10sのピークのパワーは、ABQHシリーズのときほど大きくない。

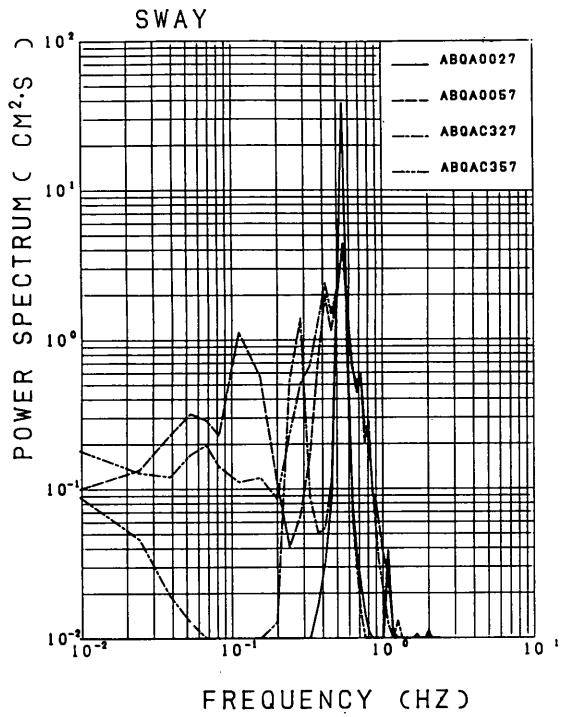
つぎに、風速0m/sのABQHIRについて、波周期別に周波数スペクトルを計算すると図-4.61のようになる。周波数スペクトルの短周期側のピーク周波数は波周期に対応して変化しているが、長周期側のピークはほぼ10s付近にあり、また、ピークの大きさは波周期が長いほど大きい。

c) スウェイの動揺量

図-4.62はABQHR, ABQAR, ABQHCR30, ABQACR30の各ケースについて、また、図-4.63はABQHIR30, ABQAIR, ABQHCR30, ABQACR30について、スウェイの動揺量を比較したものであるが、風速0m/sではABQHシリーズとABQAシリーズの動揺量に差があり、ABQHシリーズの動揺量



a) ABQH



b) ABQA

図-4.60 スウェイの周波数スペクトル

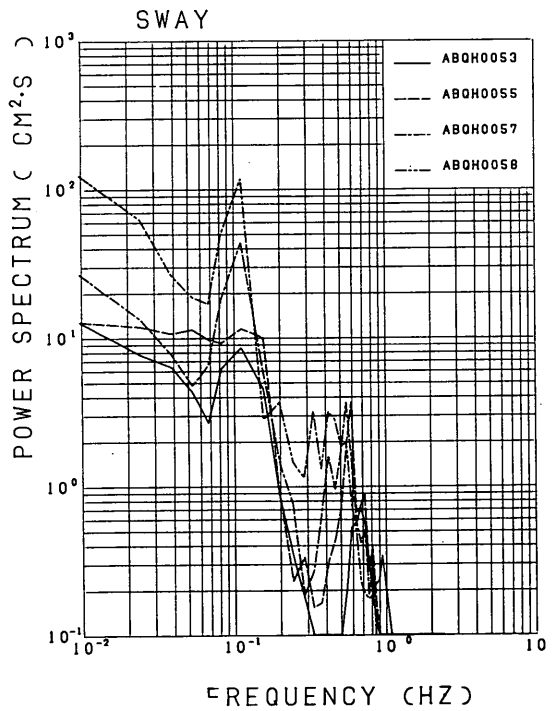


図-4.61 スウェイの周波数スペクトル (ABQHIR)

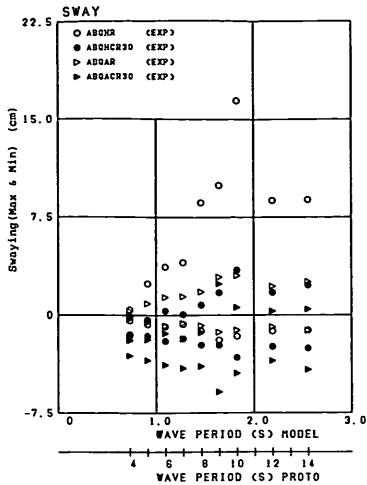


図-4.62 スウェイングの動揺量(最大値)(規則波)(ABQH, ABQA)

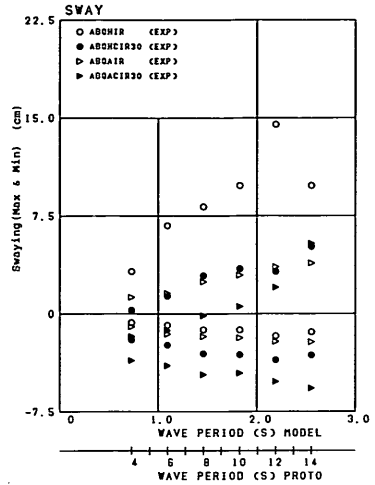


図-4.63 スウェイングの動揺量(最大値)(不規則波)(ABQH, ABQA)

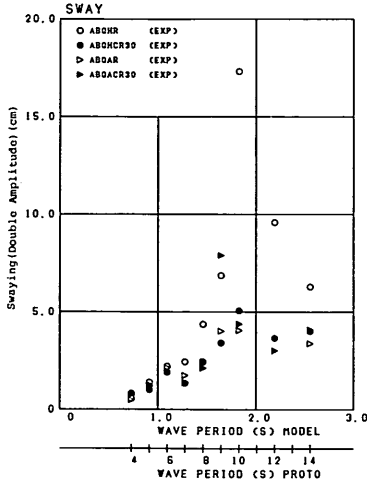


図-4.64 スウェイングの動揺両振幅(有義値)(規則波)(ABQH, ABQA)

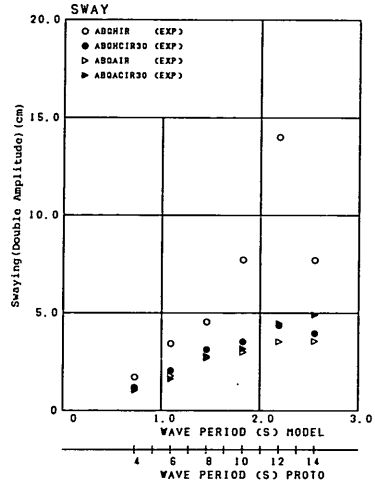


図-4.65 スウェイングの動揺両振幅(有義値)(不規則波)(ABQH, ABQA)

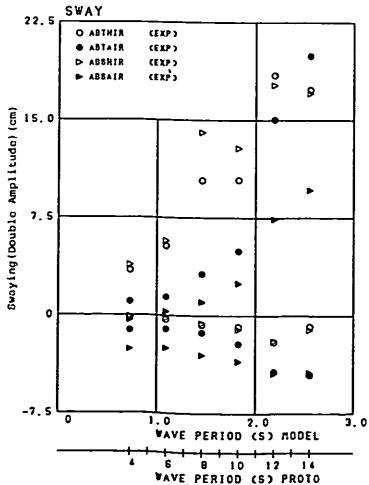


図-4.66 スウェイングの動揺量(最大値)(不規則波)(ABTH, ABTA, ABSH, ABSA)

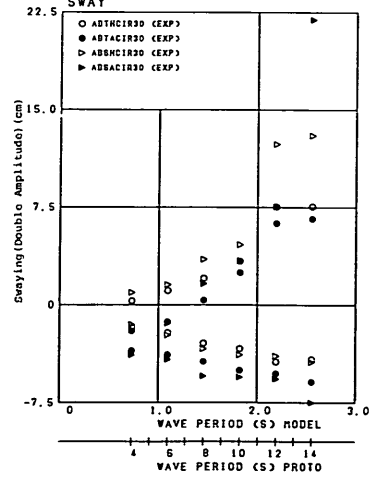


図-4.67 スウェイングの動揺量(最大値)(不規則波+定常風)(ABTH, ABTA, ABSH, ABSA-CIR30)

が大きいのに対し、風速 5.48 m/s (実物では 30 m/s) では両者の動揺量にはあまり差がない。ただし、防げん材が圧縮される方向の動揺量は ABQA シリーズのほうが大きい。

d) スウェイングの動揺両振幅

図-4.64 は ABQHR, ABQAR, ABQHCR30, ABQACR30 の各ケースについて、また、図-4.65 は ABQHR, ABQAIR, ABQHCR30, ABQACR30 についてスウェイングの動揺両振幅を示したものである。風速 0 m/s のときには ABQH の動揺両振幅が大きい、風速 5.48 m/s (実物では 30 m/s) では両者の動揺両振幅はほぼ同じであることがわかる。

e) 透過性係船岸および斜面の場合

以上に述べた防げん材の特性の相違による係船船舶の動揺特性の相違は、係船岸の構造が異なる場合にも生じており、その傾向はほぼ直立岸壁の場合の結果と同じである。図-4.66 は ABTHIR, ABTAIR, ABSHIR, ABSAIR, また、図-4.67 は ABTHCIR30, ABTACIR30, ABSHCIR30, ABSACIR30 の動揺量を比較したものである。ABQH シリーズの場合と同様に、風速 0 m/s の ABTHIR, ABSHIR では、係船岸から離れる方向のスウェイングの動揺量が大きくなっている。しかし、ABTAIR, ABSAIR の場合には、係船岸から離れる動揺量はさほど大きくない。風速 5.48 m/s (実物換算 30 m/s) になると、係船岸から離れる動揺量は小さくなっている。しかし、ABSH の係船岸構造が斜面の場合には、周期 2.19 s (実物換算 12 s) 以上となると、係船岸から離れる動揺量が大きくなっている。

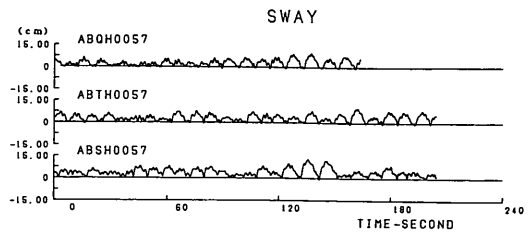
(7) 係船岸の構造の影響

a) 検討の概要

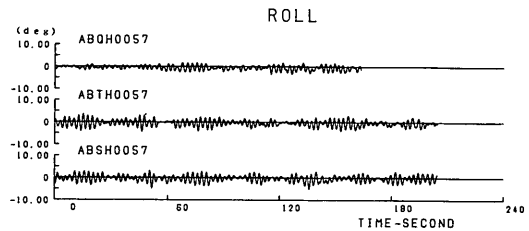
ここでは ABQH, ABTH, ABSH および ABQA, ABTA, ABSA の各シリーズについて動揺特性を比較し、係船岸の構造の相違による動揺量の相違を調べる。

b) 不規則波のみを作用させた場合

図-4.68 (a)・(b) は ABQH シリーズ, ABTH シリーズ, ABSA シリーズで、周期 1.83 s の不規則波を作用させた場合の係船船舶のスウェイングとローリングの動揺波形を比較したものである。また、図-4.69 (a)・(b) はその周波数スペクトルを比較したものである。係船岸の構造の相違があっても、動揺量の周期特性はピークのパワーが若干異なるもののほぼ同じである。すなわち、ABQH (非透過性係船岸) と ABTH (透過性係船岸) の周波数スペクトルは長周期側のピークについては、スウェイングおよびローリングとも全く一致してい



a) スウェイング



b) ローリング

図-4.68 スウェイングおよびローリングの動揺波形 (ABQHIR, ABTHIR, ABSHIR)

る。短周期側のピークについては、ピークの周波数はほぼ一致しているが、パワーが若干異なる。しかし、ABSH シリーズ (斜面) では、ピークの周期は、ABQH シリーズと ABTH シリーズと一致しているが、長周期側のピークのパワーがやや小さい。また、スウェイングの短周期側のピークの周期は ABQH が波周期に一致しているのに対し、ABTH シリーズと ABSH シリーズでは波周期よりやや長い。

c) 不規則波と定常風を作用させた場合

つぎに、不規則波と定常風を同時に作用させた場合について調べてみる。図-4.70 はスウェイングの動揺波形を比較したものである。図-4.71 はスウェイングの動揺両振幅を比較したものであるが、波周期が 1.83 s (実物では 10 s) 以上では、斜面、透過性係船岸、非透過性係船岸の順に船舶の動揺両振幅が大きい。図-4.72 はその周波数スペクトルであるが、ピークの周期は ABTH シリーズでは波周期にほぼ等しいが、ABTH シリーズおよび ABSH シリーズでは波周期よりやや長い。また、ABSH シリーズでは長周期側のパワーが ABQH シリーズ, ABTH シリーズよりやや大きい。したがって、斜面の場合に長周期波に対して動揺量が大きくなった原因は、斜面での反射波が戻り流れとなって船舶に作用した結果ではないかと考えられる。

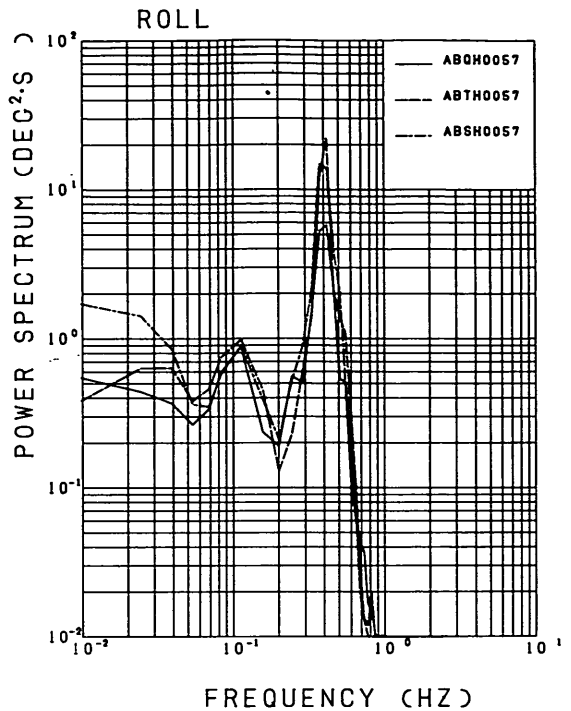
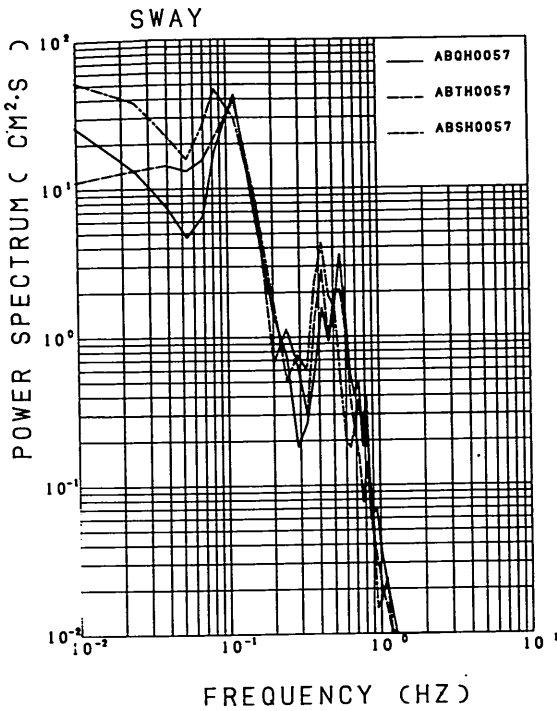


図-4.69 スウェイングおよびローリングの周波数スペクトル
(有義波周期 $T_{1/3} = 1.83$ s)
(ABQH, ABTH, ABSH-IR)

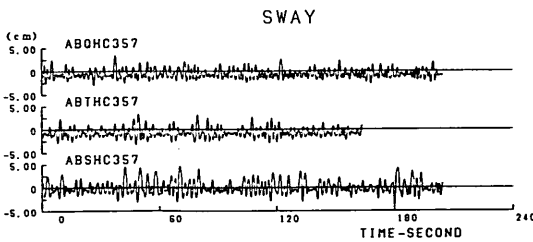


図-4.70 スウェイングの動揺波形
(有義波周期 $T_{1/3} = 1.83$ s)

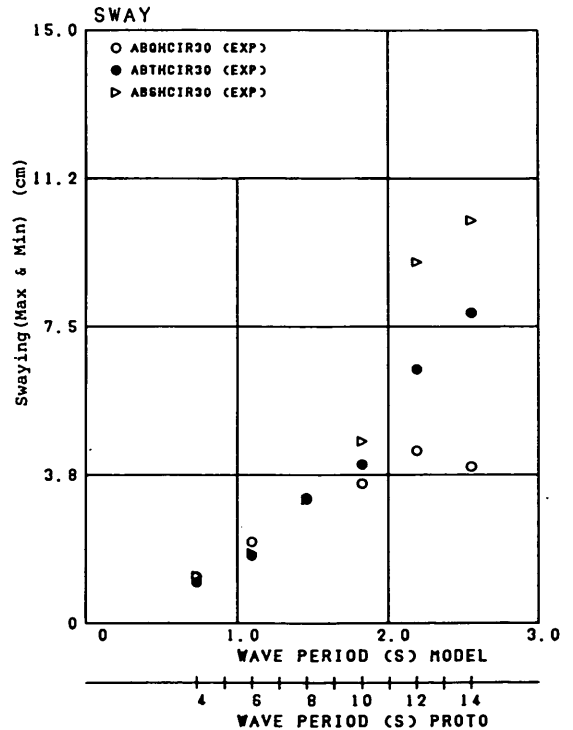


図-4.71 スウェイングの動揺両振幅 (有義)
(有義波周期 $T_{1/3} = 1.83$ s)
(ABQH, ABTH, ABSH-CIR30)

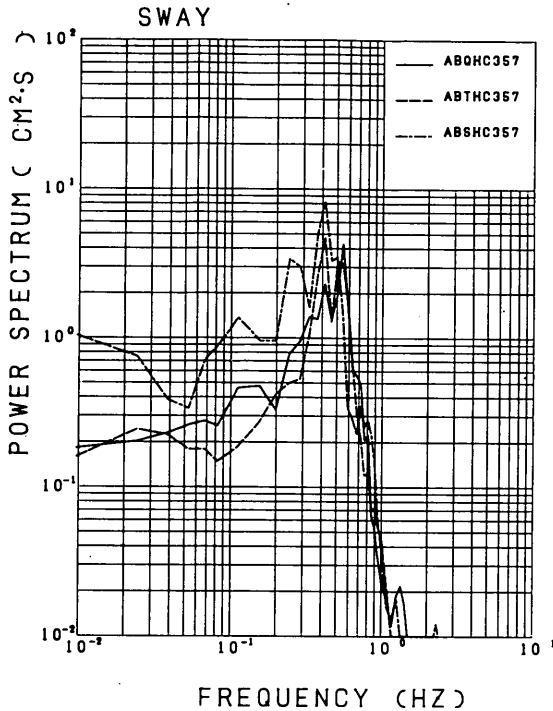


図-4.72 スウェイの周波数スペクトル
(有義波周期 $T_{1/3} = 1.83$ s)
(ABQH, ABTH, ABSH-CIR30)

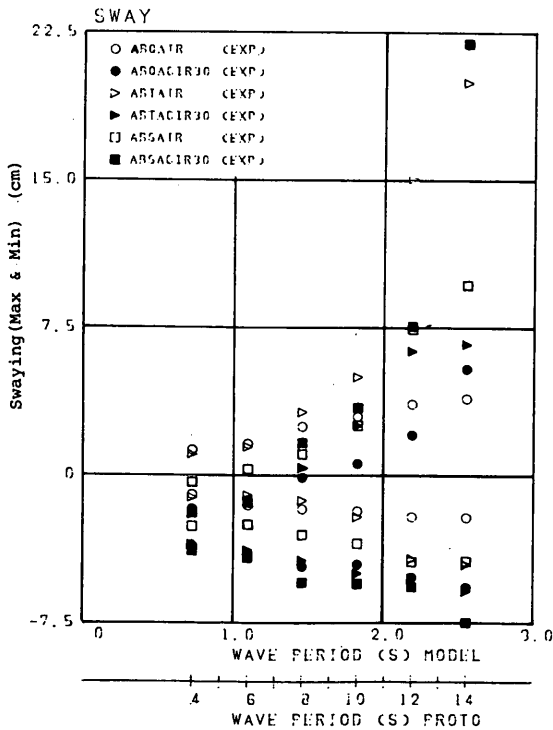


図-4.73 スウェイの動揺量(最大値)
(ABQA, ABTA, ABSA)

d) タイプⅢの防げん材を用いた場合

図-4.73は、タイプⅢの防げん材を用いた場合の ABQA, ABTA, ABSAの各シリーズについて、不規則波のみを作用させた場合、および、不規則波と定常風を作用させた場合のスウェイの動揺量を比較したものである。周期1.4 s以上で斜面の場合(ABSA)の動揺量が多い。

(8) 波向の影響

a) 検討の概要

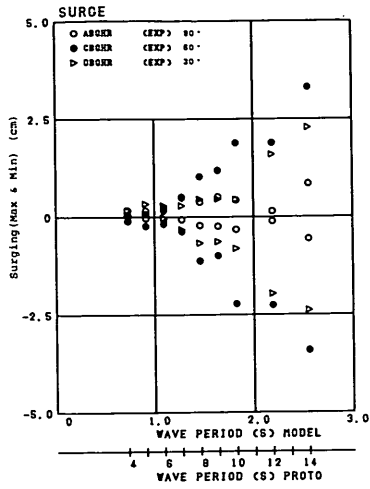
ここでは、風速0 m/s, 5.48 m/sの場合に、波向が船舶の動揺に及ぼす影響を調べる。波向は90°, 60°, 30°の3方向について、風向は120°および240°の2方向について検討する。

b) 風がない場合

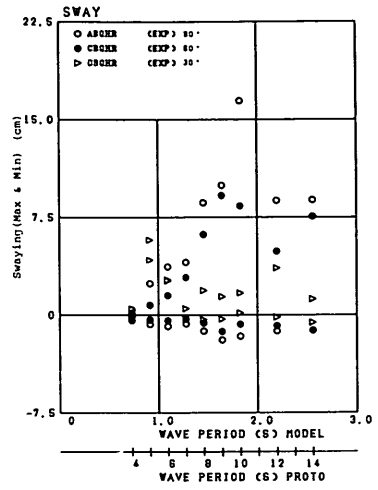
まず、風速0 m/sのときの動揺量に及ぼす波向の影響を調べる。図-4.74(a)~(e)は、ABQHR, CBQHR, DBQHR(規則波, 波向, 90°, 60°, 30°)のケースのサージング, スウェイ, ヒービング, ローリング, ヨウイングの各成分の動揺量の最大値と最小値をプロットしたものである。また、図-4.75(a)~(e)は動揺両振幅をプロットしたものである。波向が90°から60°, 30°と減少するにつれて、スウェイ, ヒービング, ローリングの値が減少していく傾向がみられる。これに対し、サージングとヨウイングは波向60°のときの動揺量が最も大きい。図-4.76(a)~(d)は、スウェイ, ヒービング, ローリング, ヨウイングの波向別の波力を示したものであるが、これと図-4.74および図-4.75とを比較すると、動揺量は波力の大きさに対応していると言える。

c) 変動風が作用する場合(風向120°)

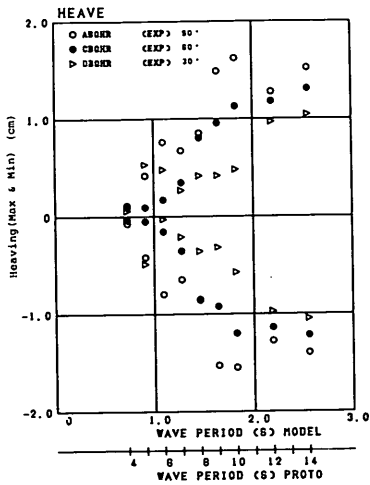
つぎに、風向120°で、風速5.48 m/sの変動風が作用した場合に、動揺量に及ぼす波向の影響を調べてみる。図-4.77(a)~(e)はBBQHVR30(波向90°, 風向120°), CBQHVR30(波向60°, 風向120°), DBQHVR30(波向30°, 風向120°)のケースのサージング, スウェイ, ヒービング, ローリング, ヨウイングの各成分の動揺量の最大値と最小値を示したものである。また、図-4.78(a)~(e)は動揺両振幅を示したものである。スウェイ, ヒービング, ローリング, ヨウイングは波の入射角度が小さくなると減少する傾向にあるが、サージングは波向が60°のときに動揺量が多い。風的作用による動揺への影響は、サージング, ローリング, ヨウイングでは風下側へのドリフトに現れている。また、スウェイでは風がないときより動揺が減少しているが、これは風的作用により係留系の非対称性が緩和され



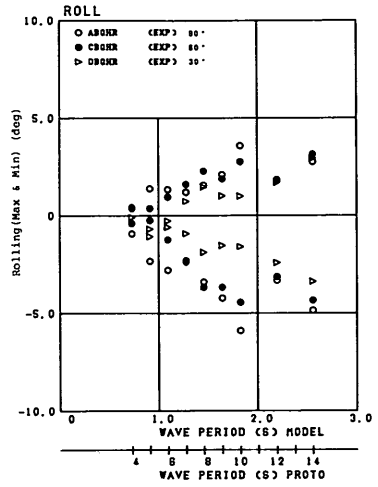
a) サージング



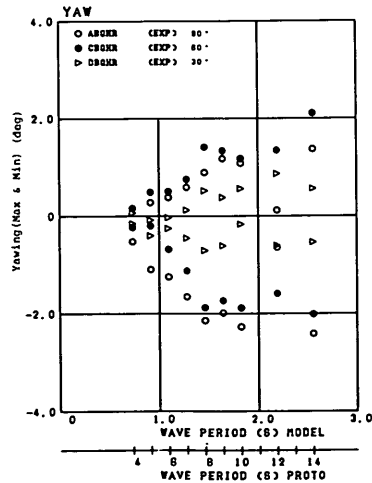
b) スウェイング



c) ヒービング

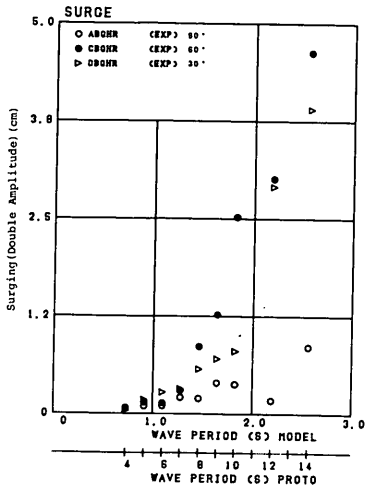


d) ローリング

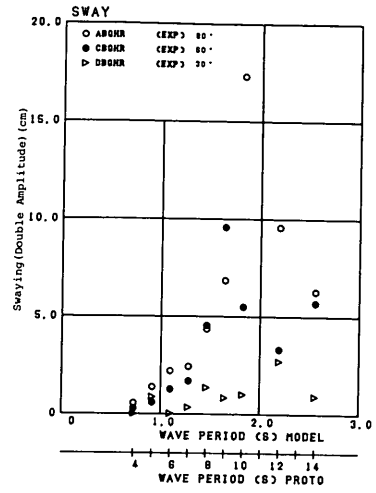


e) ヨウイング

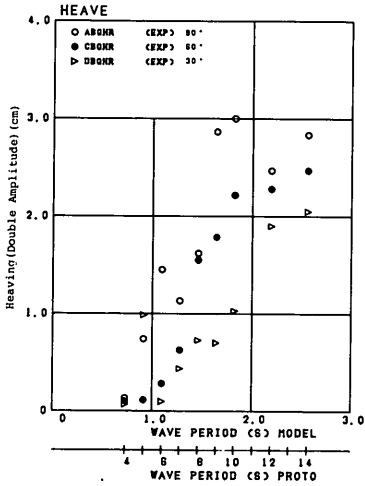
図-4.74 動揺量(最大値)(規則波)(ABQHR, CBQHR, DBQHR)



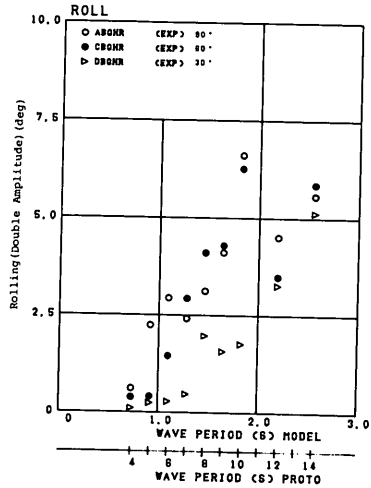
a) サージング



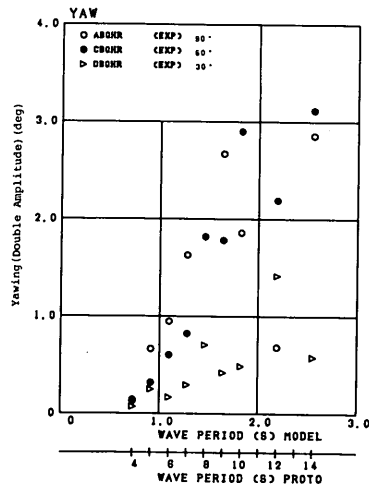
b) スウェイング



c) ヒービング

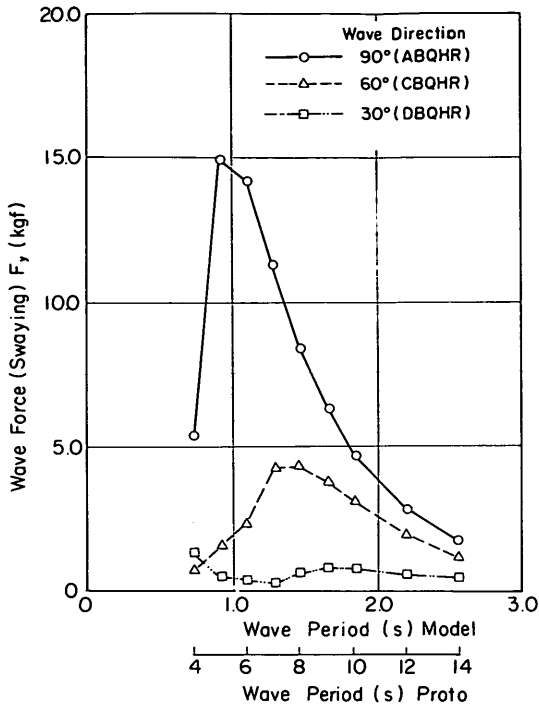


d) ローリング

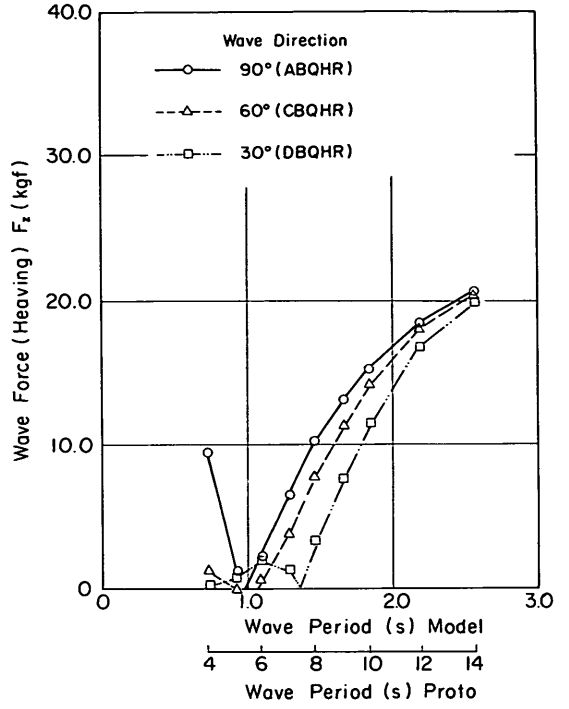


e) ヨウイング

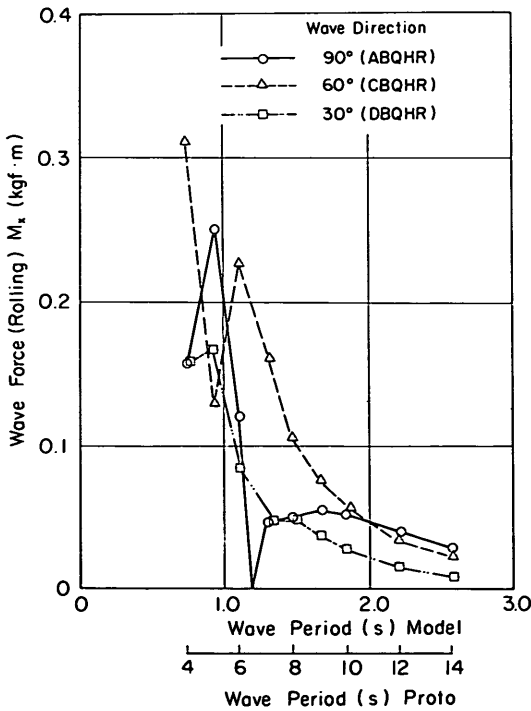
図-4.75 動揺両振幅(有義値)(ABQHR, CBQHR, DBQHR)



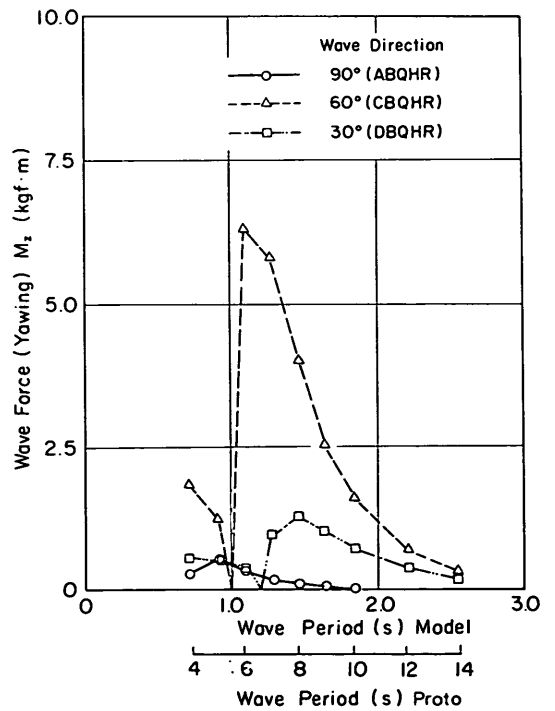
a) スウェイイング



b) ヒービング

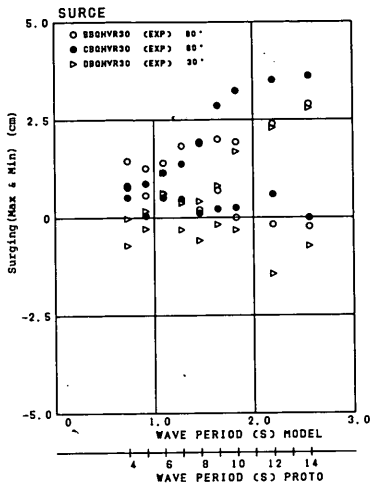


c) ローリング

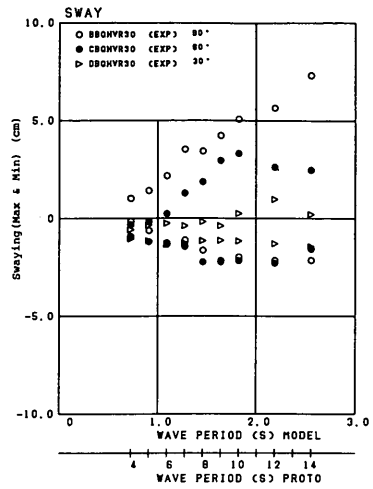


d) ヨウイング

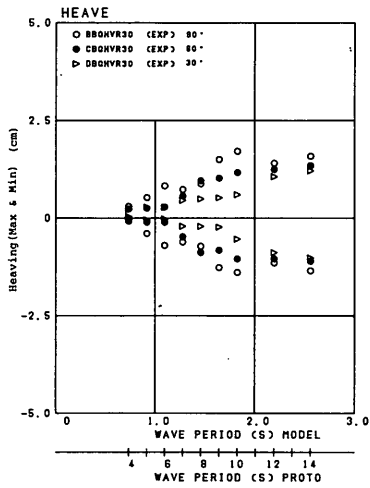
図-4.76 波力



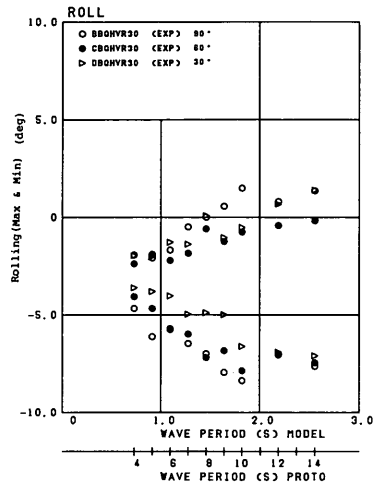
a) サージング



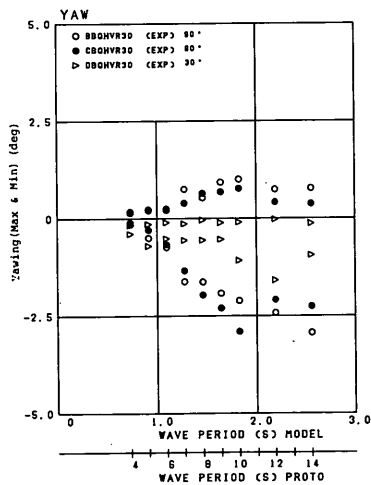
b) スウェイング



c) ヒーピング

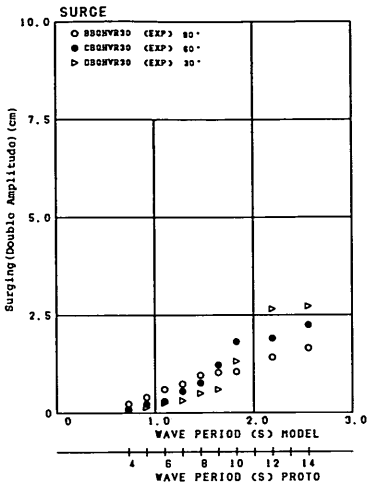


d) ローリング

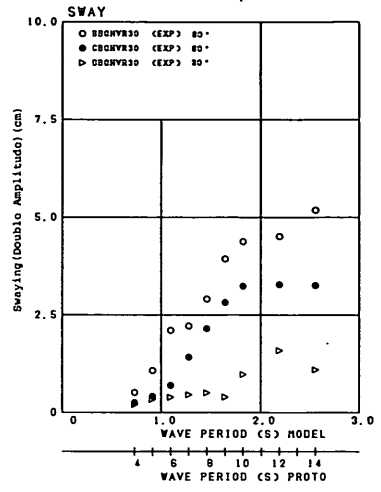


e) ヨウイング

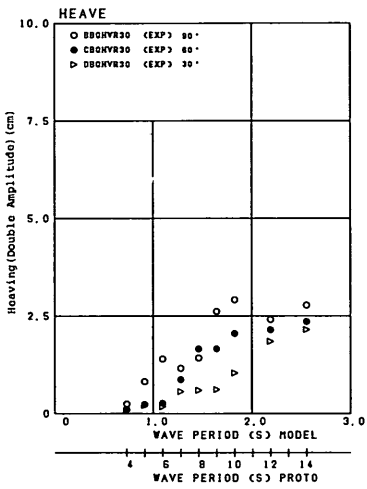
図-4.77 動揺量(最大値)(変動風, 規則波)(BBQH, CBQH, DBQH-VR30)



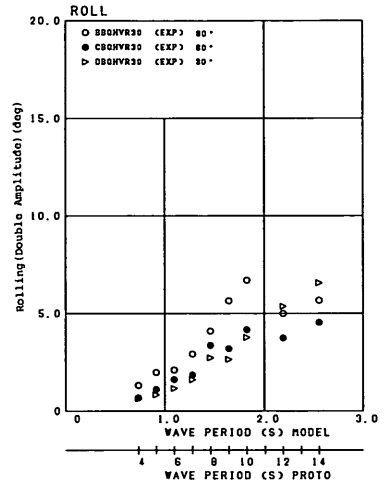
a) サージング



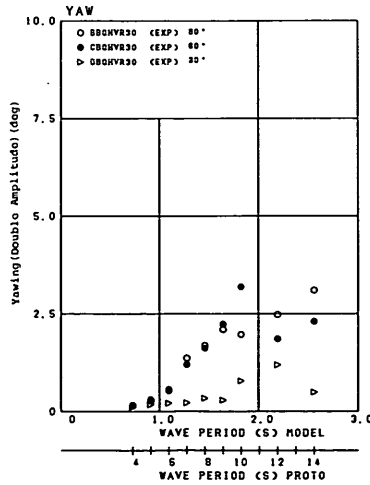
b) スウェイング



c) ヒービング



d) ローリング



e) ヨウイング

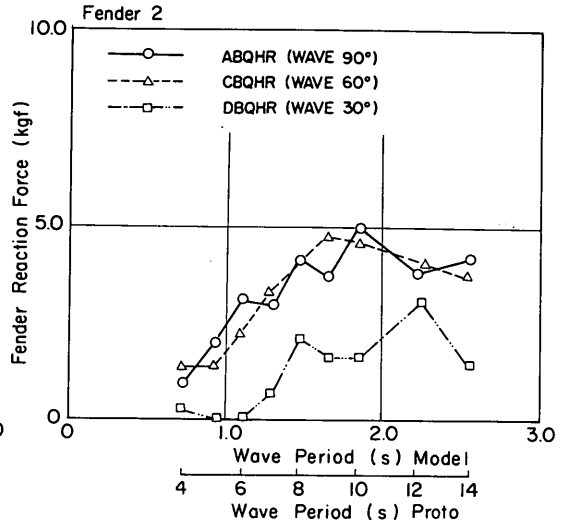
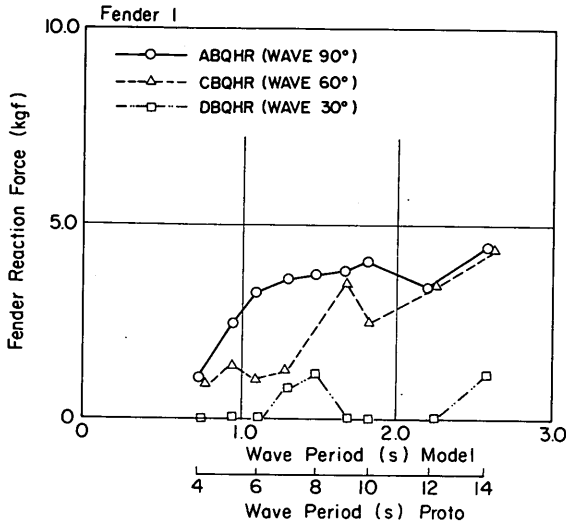
図-4.78 動揺両振幅(有義値)(変動風, 規則波)(BBQH, CBQH, DBQH-VR30)

ているためである。ヒービングには風の作用の影響はない。波向が変わると、スウェーイング、ローリング、ヨウイングなどの動揺が波向によって変化するので、ここでは上記のシリーズにおける防げん材の反力を比較してみる。図-4.79(a), (b)は防げん材の反力を比較したものであるが、BBQHVR30 (波向 90°, 風向 120°)とDBQHVR

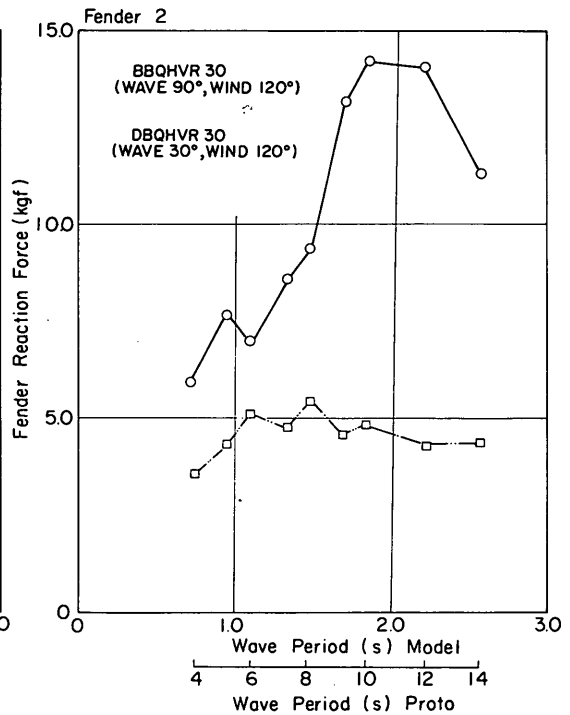
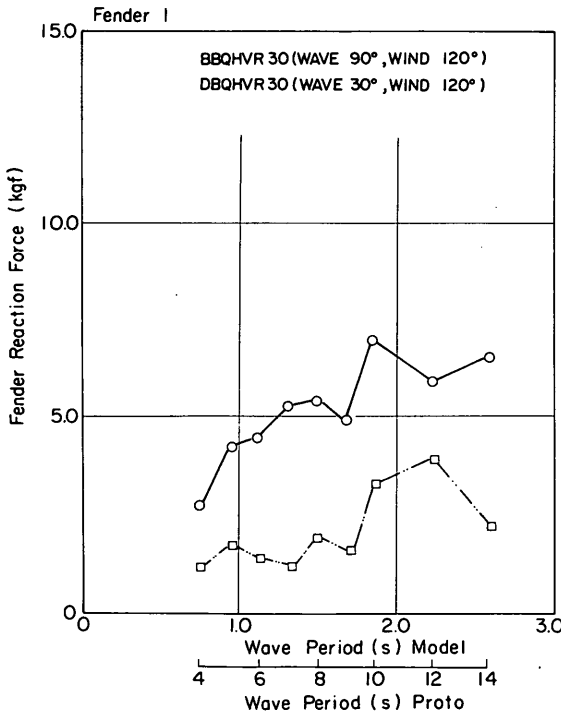
30 (波向 30°, 風向 120°)とを比べると、DBQHVR 30 (波向 60°, 風向 120°)のほうが防げん材の反力が大きい。これは、DBQHVR30 ではローリングとヨウイングが増大していることと関連する。

d) 波と風が作用する場合 (風向 240°)

図-4.80 (a)~(e)はEBQHVR30 (波向 90°, 風向

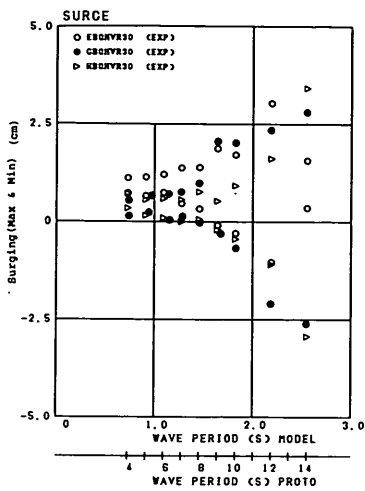


a) ABQHR, CBQHR, DBQHR

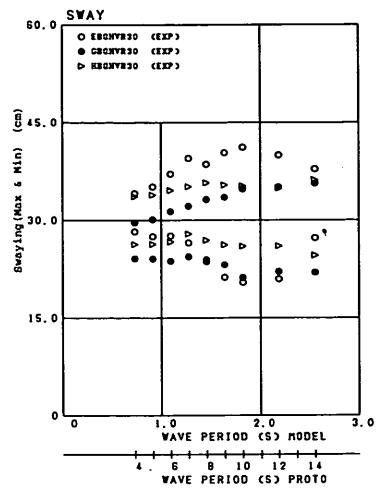


b) BBQHVR30, DBQHVR30

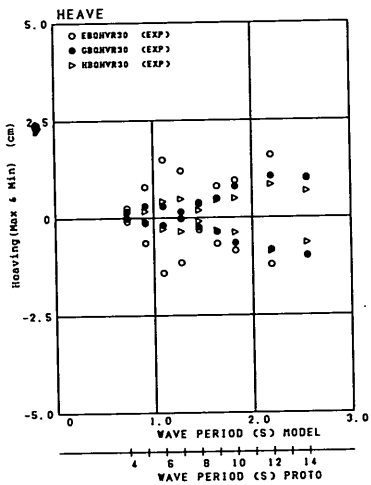
図-4.79 防げん材の反力



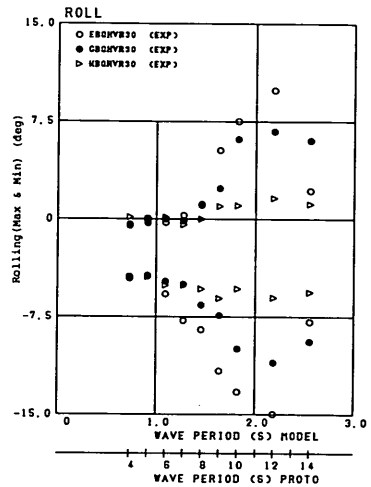
a) サージング



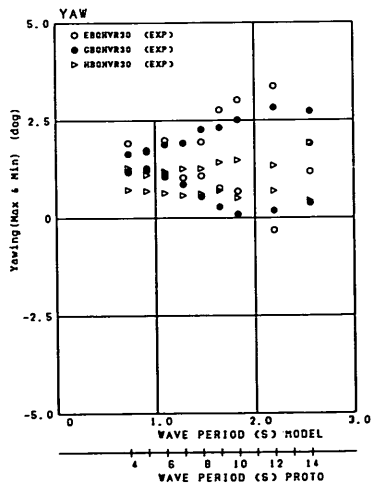
b) スウェイング



c) ヒービング

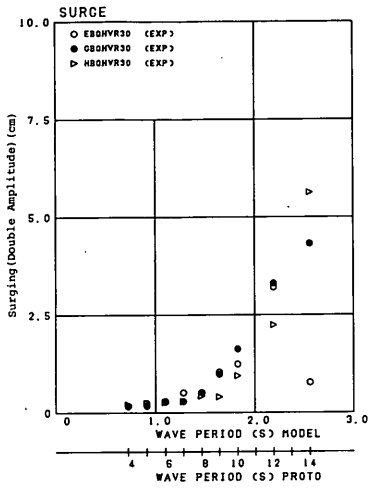


d) ローリング

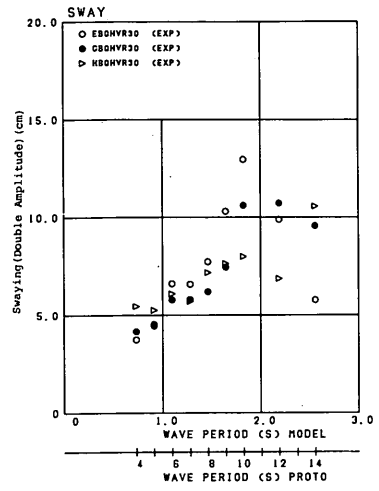


e) ヨウイング

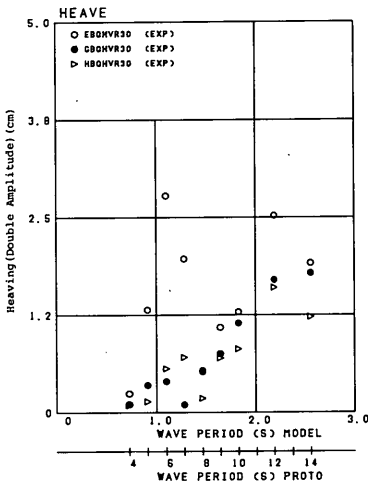
図-4.80 動揺量(最大値)(変動風, 不規則波)(EBQH, GBQH, HBQH-VR30)



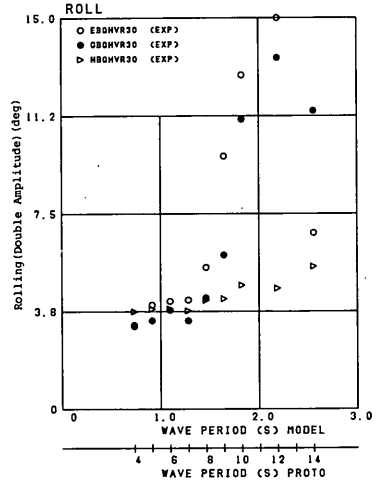
a) サージング



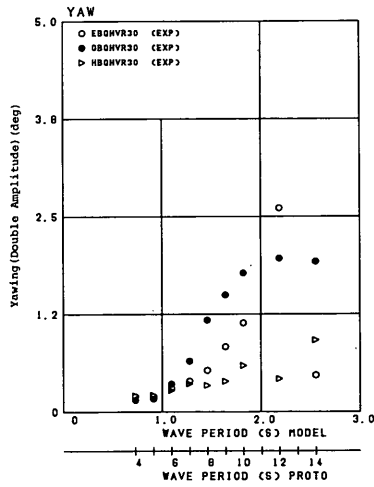
b) スウェイング



c) ヒービング

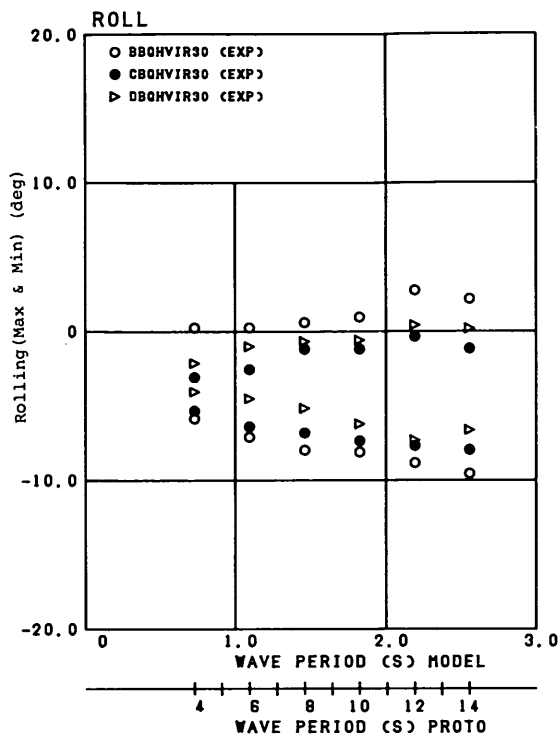


d) ローリング

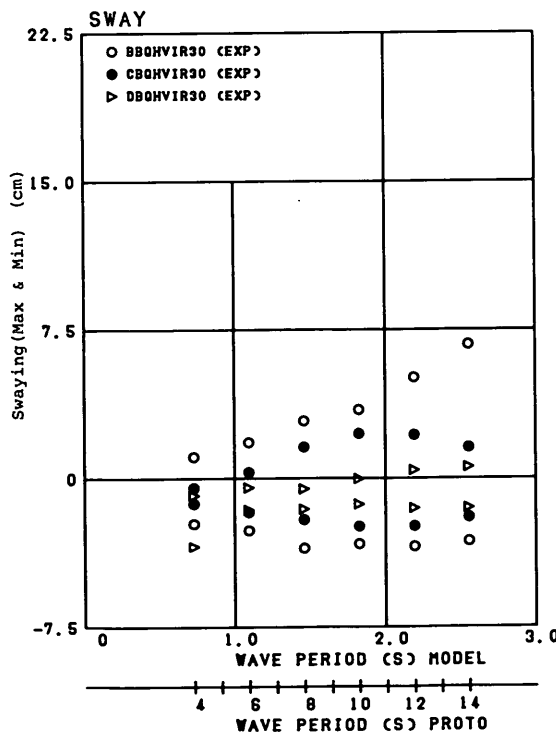


e) ヨウイング

図-4.81 動揺両振幅(有義値)(変動風, 規則波)(EBQH, GBQH, HBQH)



b) サージング



b) ローリング

図-4.82 動揺量(最大値)(BBQH, CBQH, DBQH-VIR30)

240°), GBQHR30 (波向 60°, 風向 240°), HBQHVR 30°, 風向 240°) のケースのサージング, スウェイング, ヒーピング, ローリング, ヨウイングの各成分の動揺量の最大値および最小値を示したものである。また, 図-4.81 (a)~(e) は動揺両振幅を示したものである。これらのシリーズでは風が係船岸側から吹いているので, 船舶が遠くへ離された状態で動揺している。したがって, 船舶の動揺に及ぼす防げん材の影響がない。全般的にみて波向が動揺に及ぼす影響は長周期波に対しては現れているが, 短周期波に対してはあまり現れていない。サージングについては波向によってドリフト量が異なっており, 波向 60° の場合には, 短周期波に対してはやや船尾側にドリフトしている。しかし, 動揺両振幅は波周期 2.56 s (実物では 14 s) のとき以外はほぼ同じである。波向 90° の場合には周期 2.56 s のときの動揺量は他の波周期のときの動揺量より小さい。これは, この波周期に対しては波力が小さくなっているためである。スウェイングについては, 波向 60° のときのドリフト量が他の波向より若干小さいが, 動揺両振幅はほぼ同一である。ローリングとヨウイングについては, 周期 2.56 s (実物 14 s) を除いて波向が小さくなるにつれて動揺両振幅が減少する。ヒーピングは, 短周期波に対しては波向によって差があるが, 全般的にみてあまり差がない。不規則波の場合にも規則波の場合と同様の傾向を示している。図-4.82 (a), (b) は BBQHVIR30, CBQHVIR30, DBQHVIR30 のスウェイングとローリングについて動揺量を比較したものであるが, 波向と動揺量との関係は規則波の場合とほぼ同じ傾向であることがわかる。

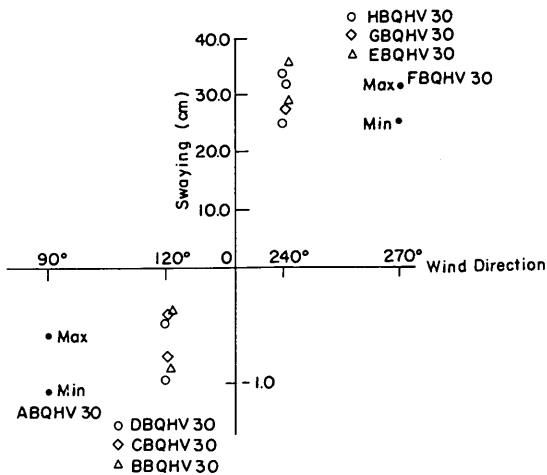
(9) 風向の影響

a) 検討の概要

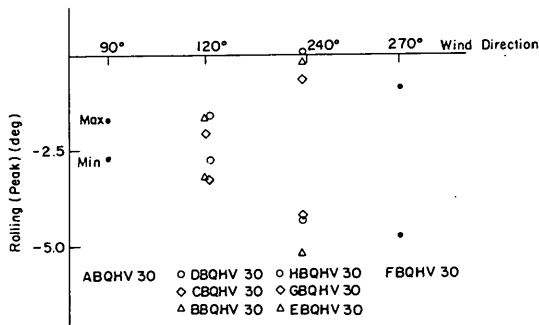
風向が動揺量に及ぼす影響は, 風の作用の仕方を二通りに分けて検討する。すなわち, 風が船舶を係船岸に押付ける方向に作用する場合と, その反対に船舶を係船岸から離す方向に作用する場合とに区別する。この場合, 波向は 90° とする。

b) 変動風のみが作用した場合

図-4.83 (a), (b) は変動風のみが作用したとき, 風向 90°, 120°, 240°, 270° の場合のスウェイングとローリングの動揺量を比較したものである。風が海側から作用する場合は, 風向が 90° と 120° の場合の動揺の平衡点の相互の差は小さい。また, 動揺量の差も小さい。風が係船岸側から作用する場合には, EBQHV30, GBQHV30, HBQHV30 (風向 240°) と FBQHV30 (風向 270°) とではスウェイングとローリングの動揺量に差がみられない。これは, 風向 90° と 120°, 240°



a) スウェイニング



b) ローリング

図-4.83 波が作用しないときの動揺量(最大値)の比較

と270°とではスウェイニングとローリングに関する風圧力が小さいためである。

c) 波と風が作用する場合

つぎに、波向が90°で波高1.67 cmの場合の風向の影響を調べてみる。図-4.84 (a), (b)は風向が90°(ABQH)と120°(BBQH)についてスウェイニングとローリングの動揺量を比較したものである。また、図-4.85 (a), (b)は風向が240°(EBQH)と270°(FBQH)についてスウェイニングとローリングの動揺量を比較したものである。この場合にも、スウェイニングとローリングの動揺量に及ぼす風向の影響が大きくないことがわかる。ただし、風向が90°および120°のとき、つまり船舶を係船岸側へ押し付ける方向に風が作用する場合の船舶の動揺量と、風向が240°および270°のときの動揺量とを比較すれば、ドリフト量および動揺両振幅ともに風向240°および270°のときのほうが大きい。この差は、防衝工と係留索のばね特性の相違から生じていて、風向が90°および120°(風が海側から吹いている)の場合には、防衝工が良く効いていて船舶の動揺量を少なからしめていることを示している。

なお、ここでは、船舶のスウェイニング運動に最も大きな影響を及ぼすと思われる風向として90°と120°、240°と270°を選定し、これらの風向についてのみ係船船舶の動揺量の比較を行っているが、上記以外の風向については、スウェイニング以外のサージングやヨウイングの動揺成分が大きくなっていくことが予想される。その意味では「風向が係船船舶の動揺に及ぼす影響は少ない」という表現は適切ではないが、ここではスウェイニングの動揺が大きいと思われる90°~120°、240°~270°の風向について比較すると風向の影響は大きくないという意味である。その他の風向に対する係船船舶の動揺量については、後に数値シミュレーションを行って検討するが、その結果は6.に示す。

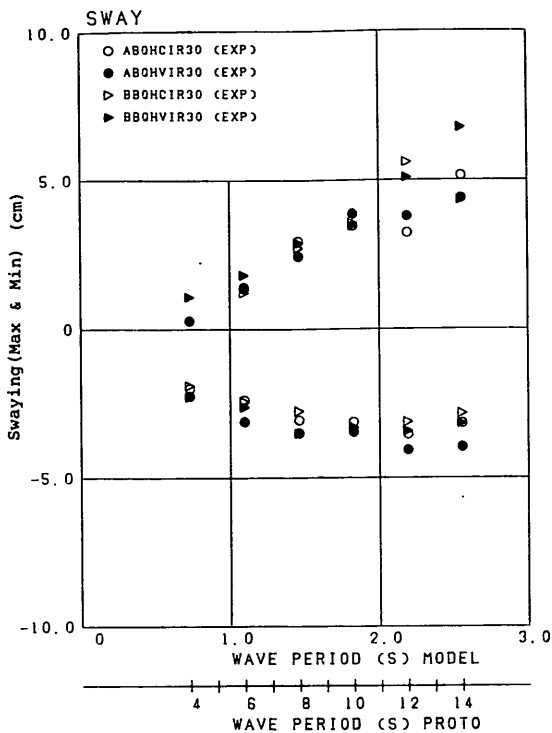
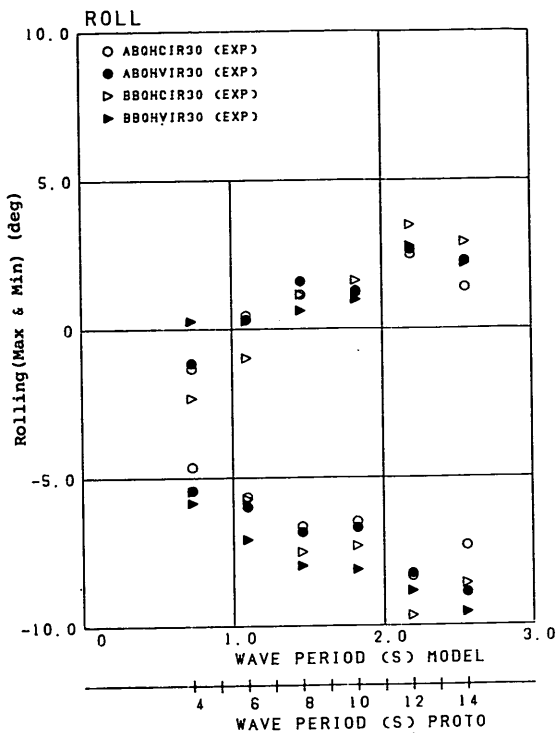


図-4.84 (a) スウェイングの動揺量 (最大値)
(波向 90° , 風向 $90^\circ, 120^\circ$)
(ABQH, BBQH-CIR30, VIR30)



(b) ローリングの動揺量 (最大値)
(波向 90° , 風向 $90^\circ, 120^\circ$)
(ABQH, BBQH-CIR30, VIR30)

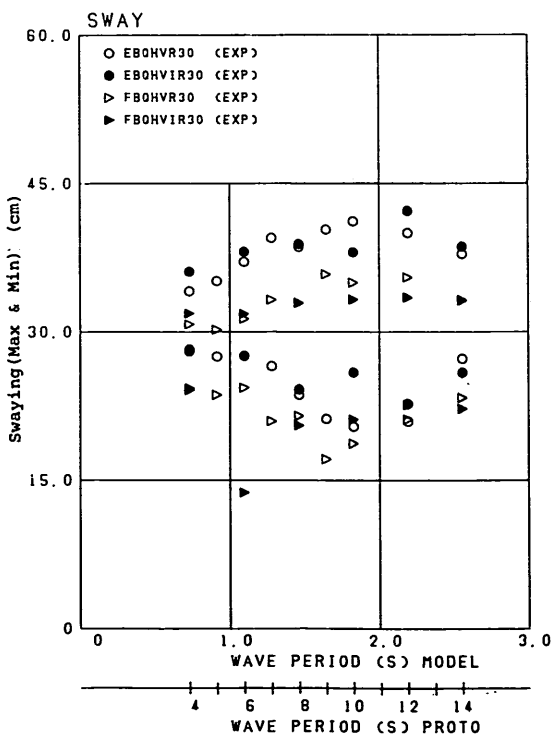
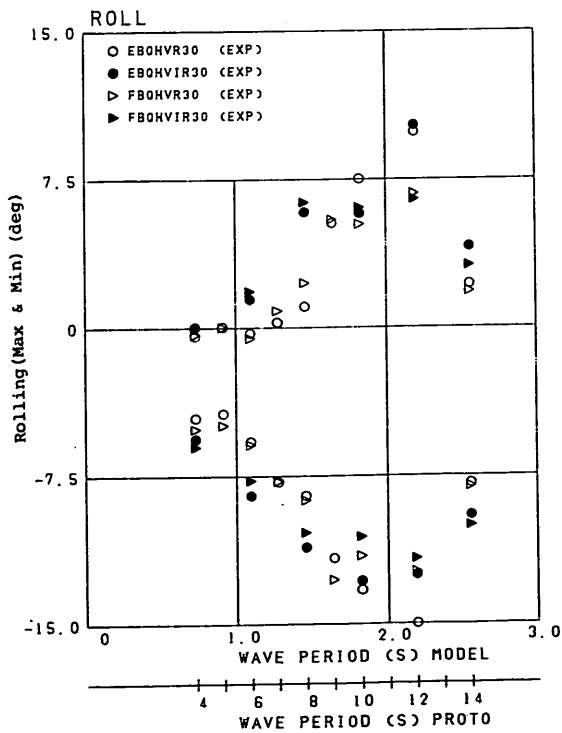


図-4.85 (a) スウェイングの動揺量 (最大値)
(波向 90° , 風向 $240^\circ, 270^\circ$)
(EBQH, FBQH-CIR30, VIR30)



(b) ローリングの動揺量 (最大値)
(波向 90° , 風向 $240^\circ, 270^\circ$)
(EBQH, FBQH-CIR30, VIR30)

10 係留索の変位復元力特性の影響

前述のように、係船岸側から風が吹いた場合に船舶が係船岸から離される動揺量はかなり大きくなる。そこで、ここでは係留索の剛性を今までの2倍の強さにした場合について動揺量を検討した。波向は60°、風向は240°である。その結果は図-4.86(a), (b)に示すとおりであるが、動揺量は係留索の剛性が大きくなれば減少する。とくにドリフト量は半減している。実際問題として、荒天時にこのような剛性の大きい係留索を用いることができるかどうかは今後の検討にゆだねられるが、係留索の剛性を増すことはそれなりに意味がある。今後の検討課題としては図-4.87(a), (b)に示すように、たとえば、Rope 1やRope 2の張力が5 kgf(実物換算135 tf)*となるので、伸び特性が良くしかも強度の大きい係留索を製作することなどがあげられる。

11 防風壁の影響

a) 検討の概要

ここではFBQH(風向270°)シリーズとGBQH(風向240°)シリーズで防風壁の効果を調べる実験を行っているので、その結果について述べる。

係船岸模型上に係船岸法線から陸側に $l = 1.2\text{ m}$ または 2.0 m の位置に、高さ $h = 20, 40, 60\text{ cm}$ の板を設けてこれを防風壁とした。防風壁の長さは船長に等しく 440 cm とした。この実験においては、防風壁周辺の風速分布については、上記の全ケースについて測定したが、船舶の動揺実験はFBQHおよびGBQHシリーズともに、 $l = 1.2\text{ m}$ 、 $h = 20\text{ cm}$ および 40 cm の各2ケースのみ行った。

b) 風速分布

まず、図-4.88は、風向270°、また、図-4.89は風向240°の場合の風速分布を示したものである。ただし、風速の測定高さは水面上 33 cm (実物換算 10 m)とした。防風壁の効果がよく現れており、防風壁の設置点付近で風速が急激に低下している。防風壁の位置はできるだけ係船岸法線に近いほうが効果があり、同じ高さの防風壁でも $l = 1.2\text{ m}$ の場合には $l = 2.0\text{ m}$ の場合の約60%程度の風速になっていて、しかも、防風壁がない場合の風速の約30%程度である。したがって、船舶が受ける風圧力は単純に考えても防風壁がない場合の約1/9にもなる。

$l = 2.0\text{ m}$ の場合に係船岸法線付近での風速の低下がみられるが、これは、係船岸前面で風の流線が境界層より剝離したためと思われる。

*) ただし、ロープ6本の張力

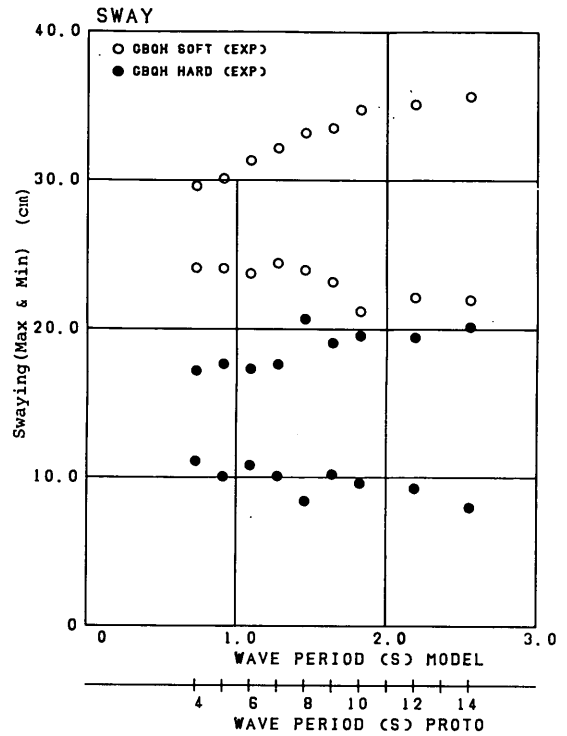


図-4.86(a) スウェイの動揺量(最大値)(規則波)(GBQH)

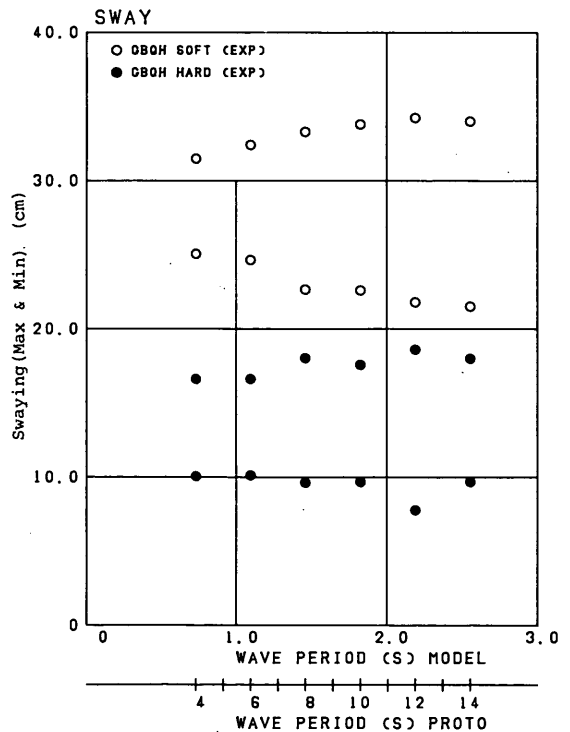
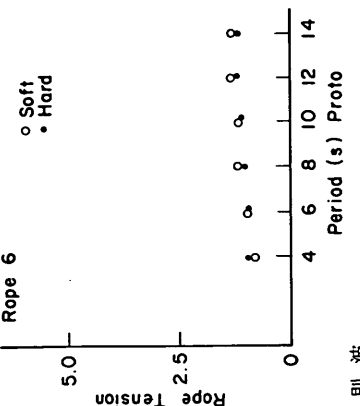
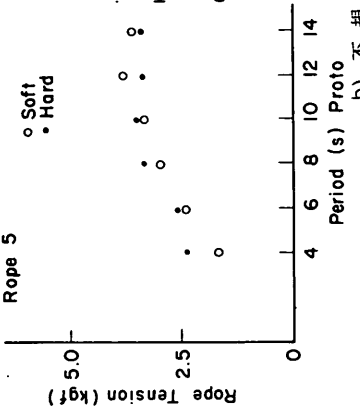
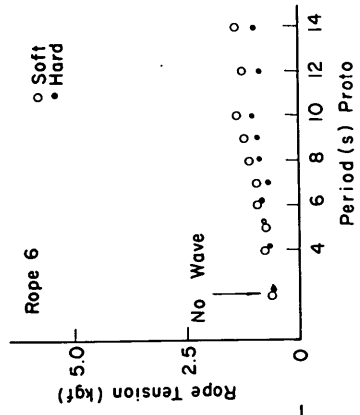
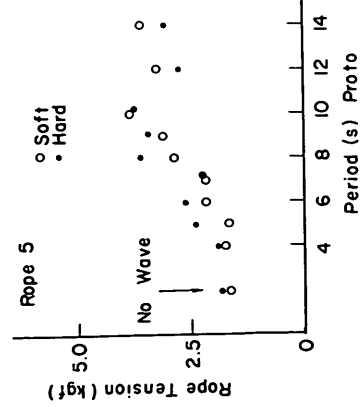
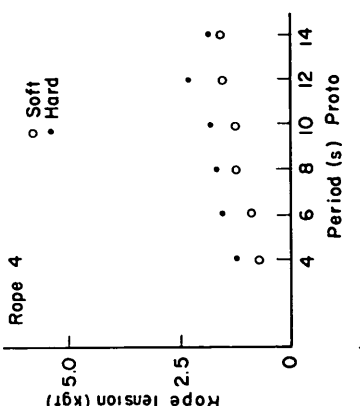
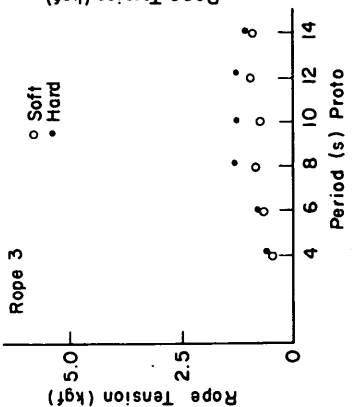
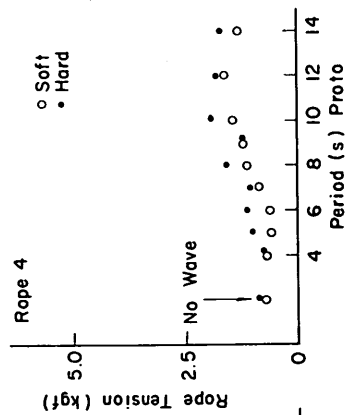
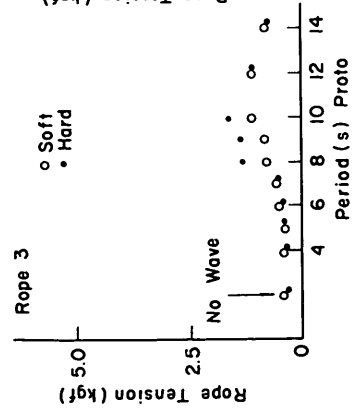
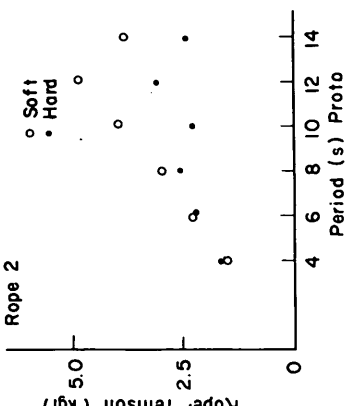
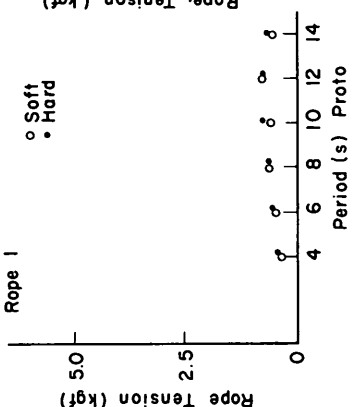
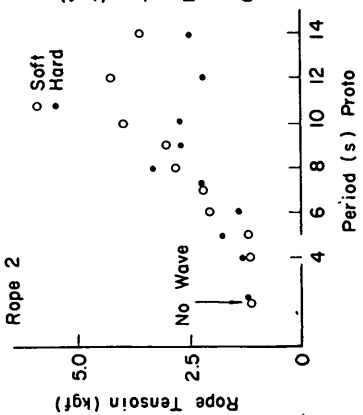
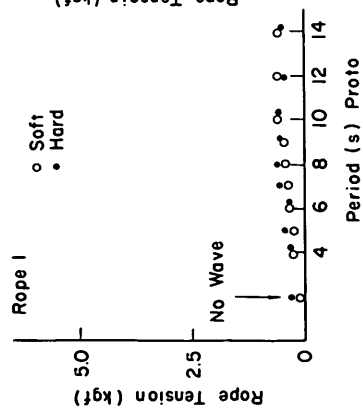


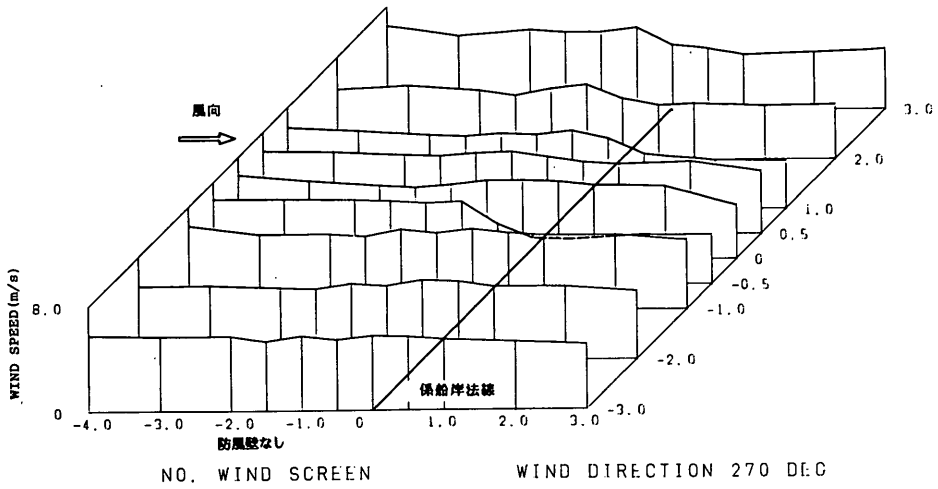
図-4.86(b) ローリングの動揺量(最大値)(不規則波)(GBQH)



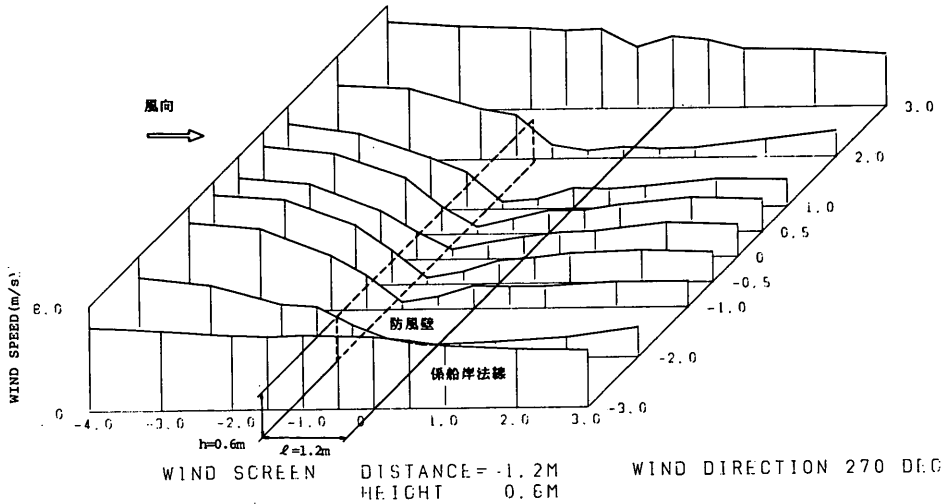
a) 規則波

b) 不規則波

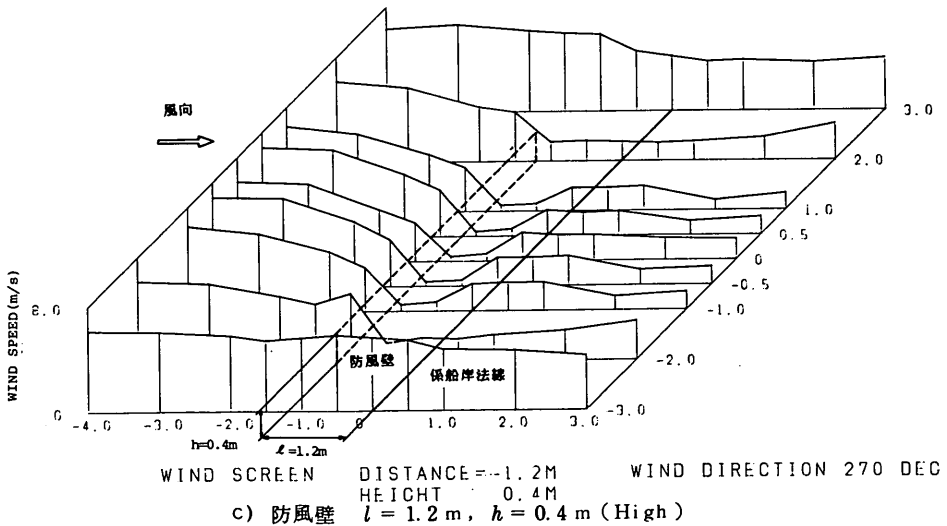
図-4.87 係留索に働く張力の最大値 (GBQHVR30 SOFT, GBQHVI R30 HARD)



a) 防風壁なし



b) 防風壁 $l = 1.2m$, $h = 0.6m$



c) 防風壁 $l = 1.2m$, $h = 0.4m$ (High)

図 - 4.88 風速分布図(風向 270°)

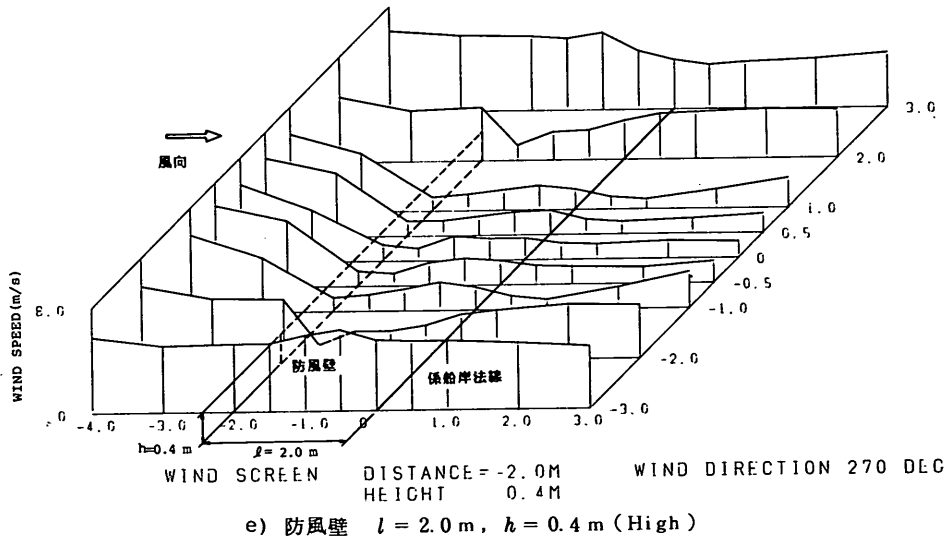
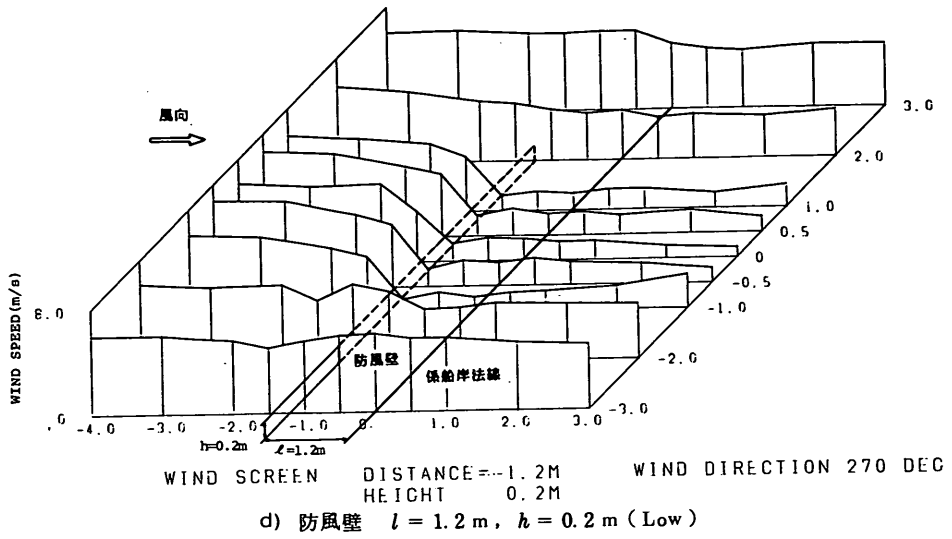


圖-4.88 風速分布圖(風向270°)

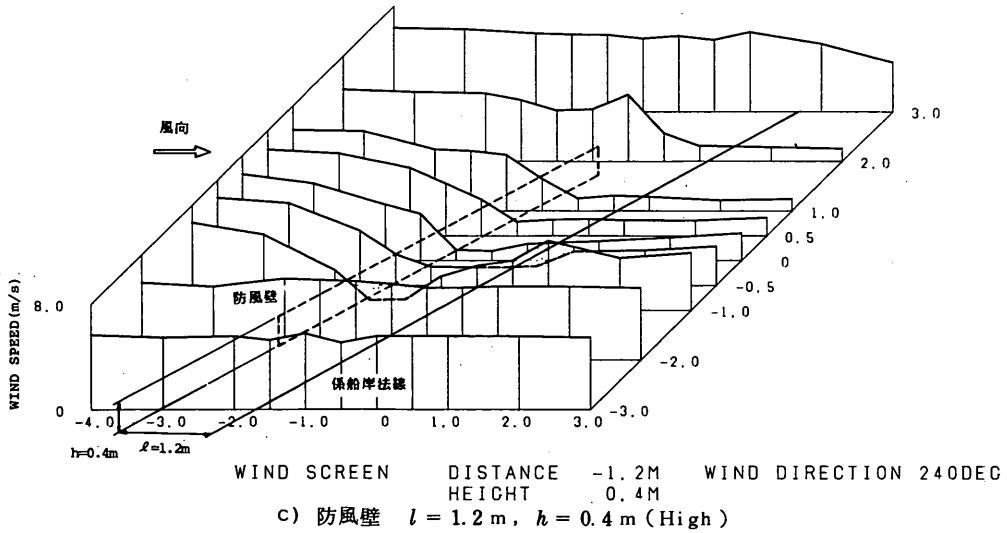
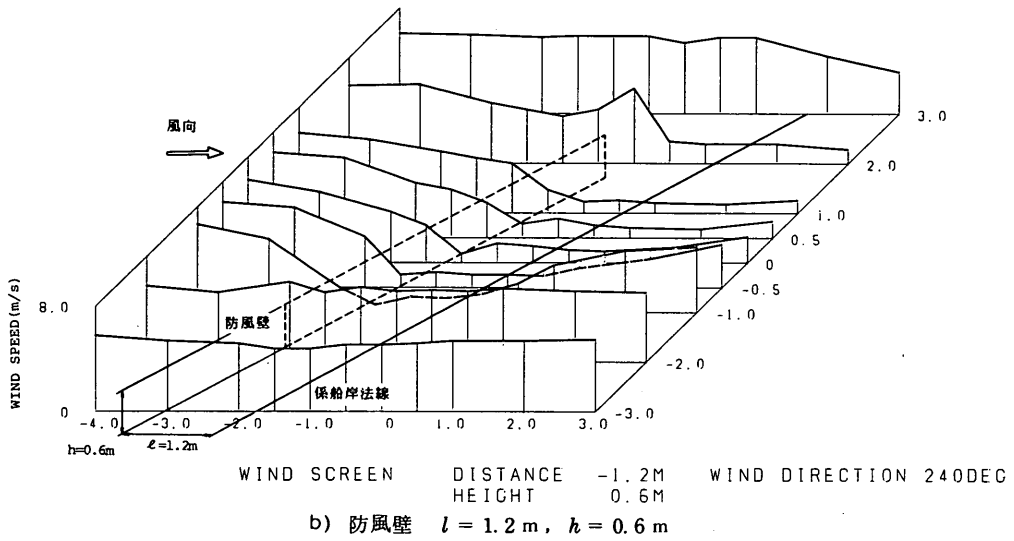
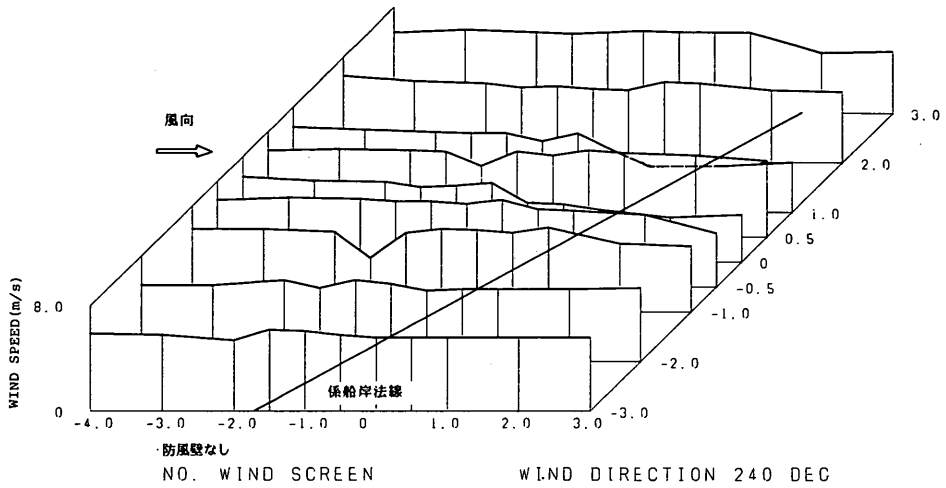


図-4.89 風速分布図(風向240°)

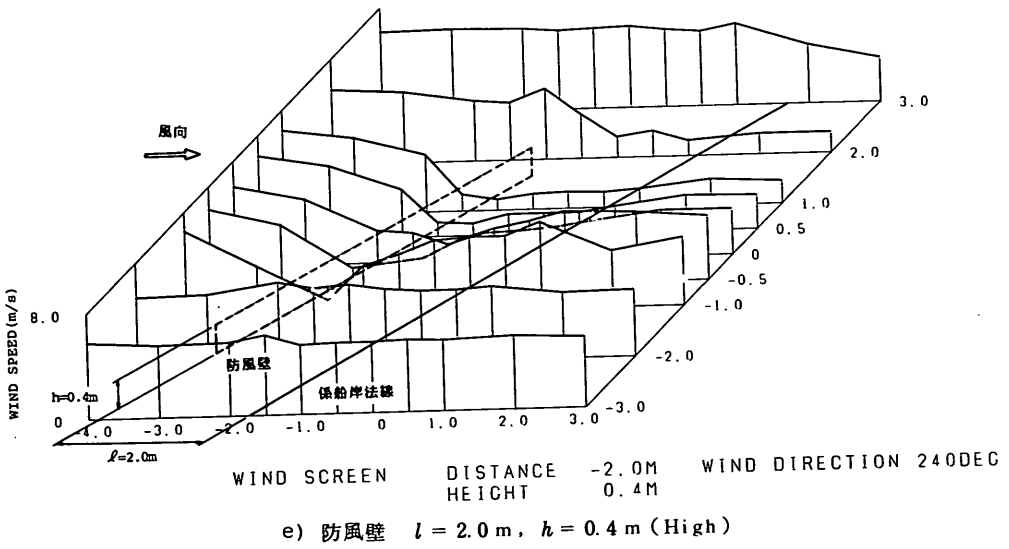
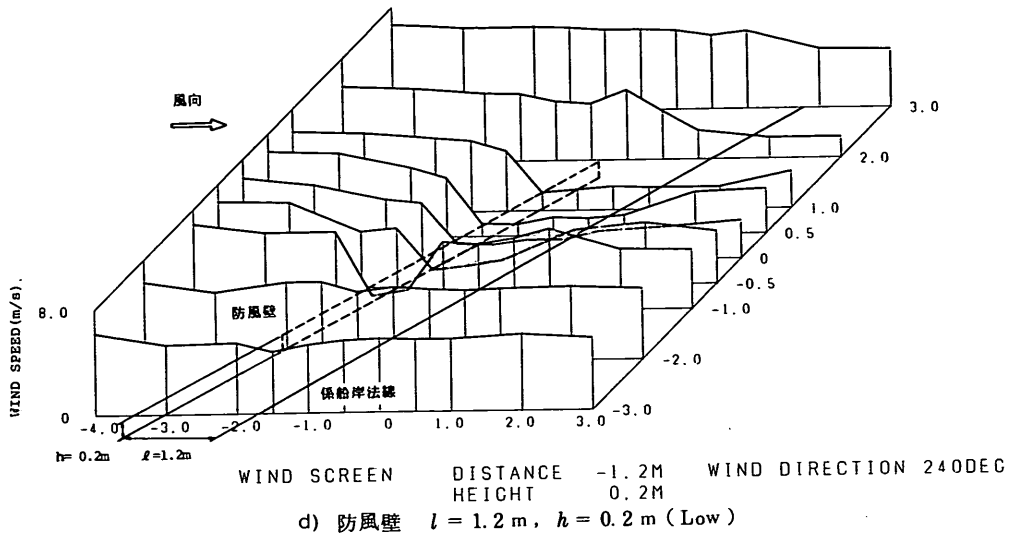
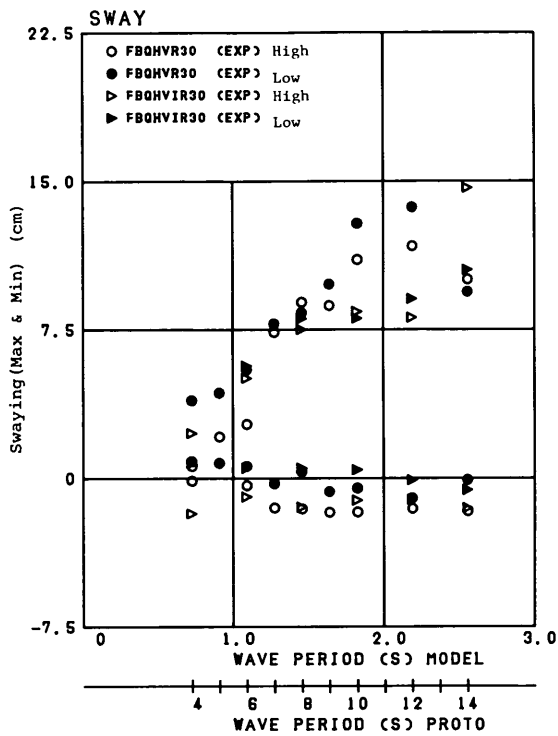
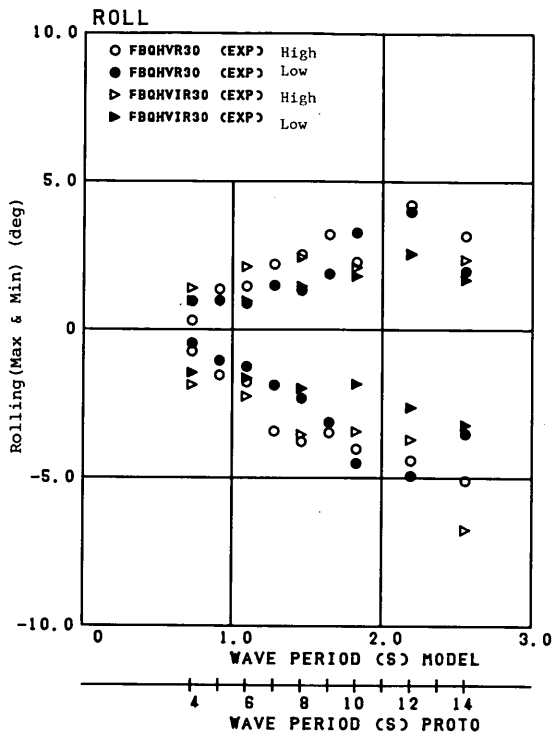


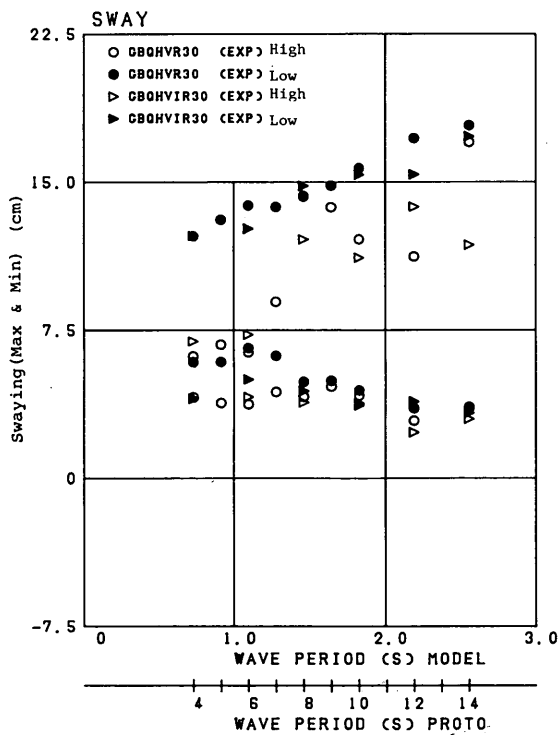
图-4.89 风速分布图(风向240°)



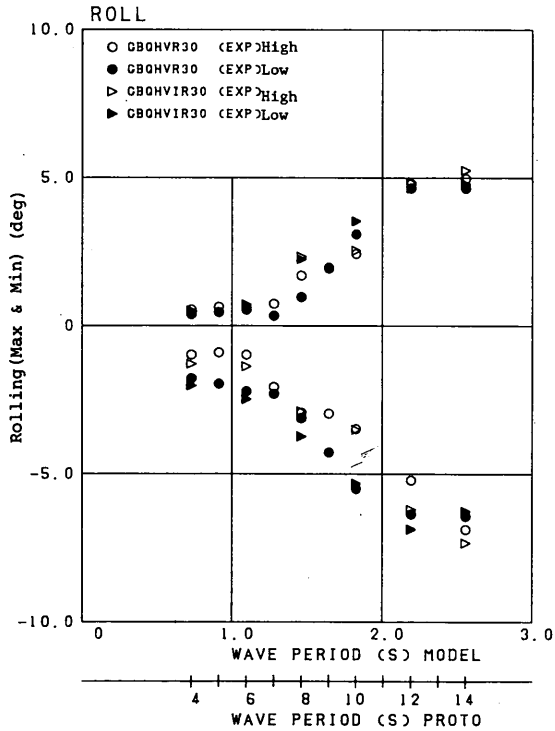
a) スウェイング (FBQH)



b) ローリング (FBQH)

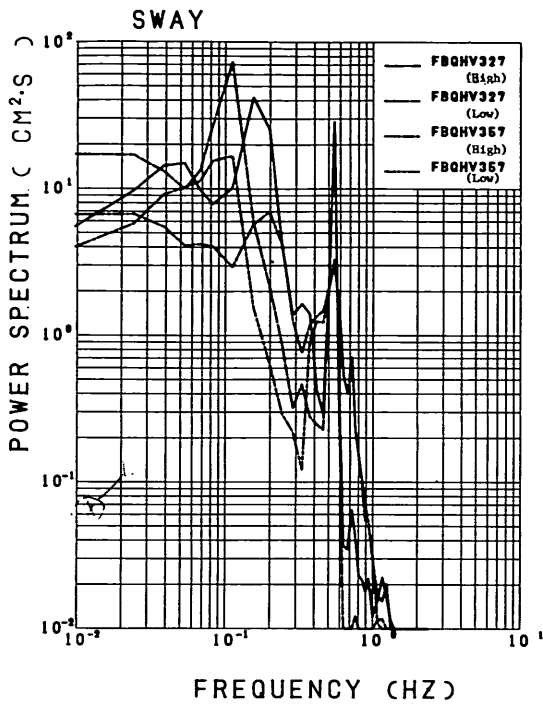


c) スウェイング (GBQH)

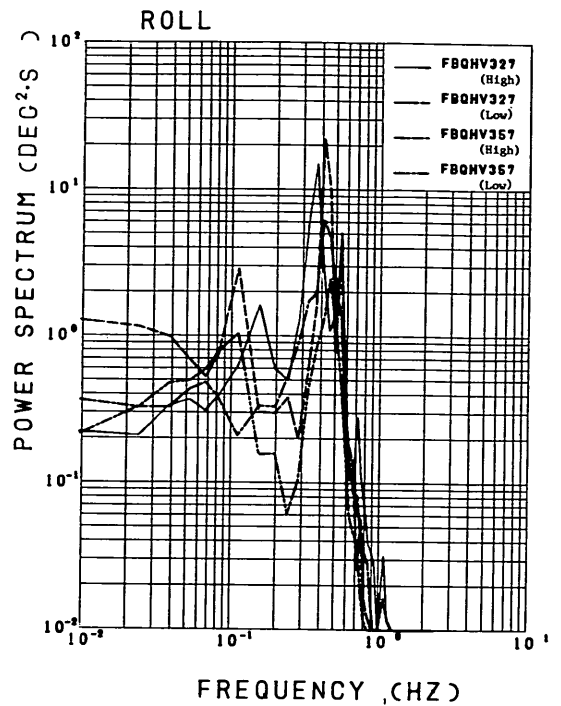


d) ローリング (GBQH)

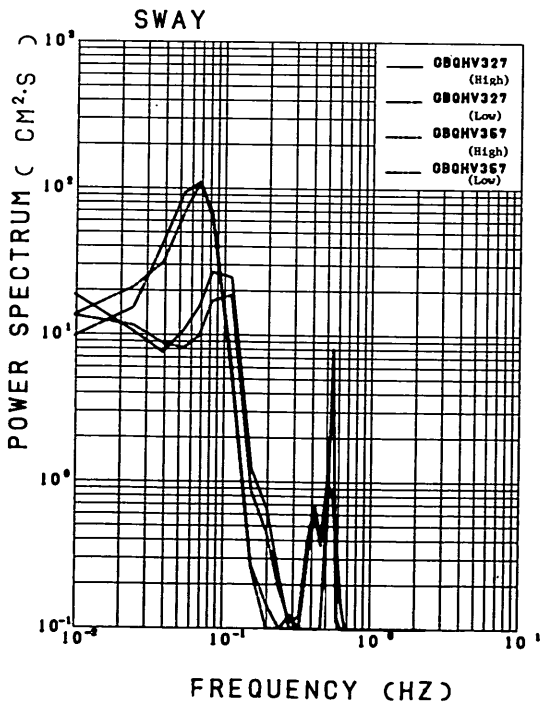
図-4.90 防風壁がある場合のスウェイングとローリングの動揺量(最大値)(FBQH, GBQH)



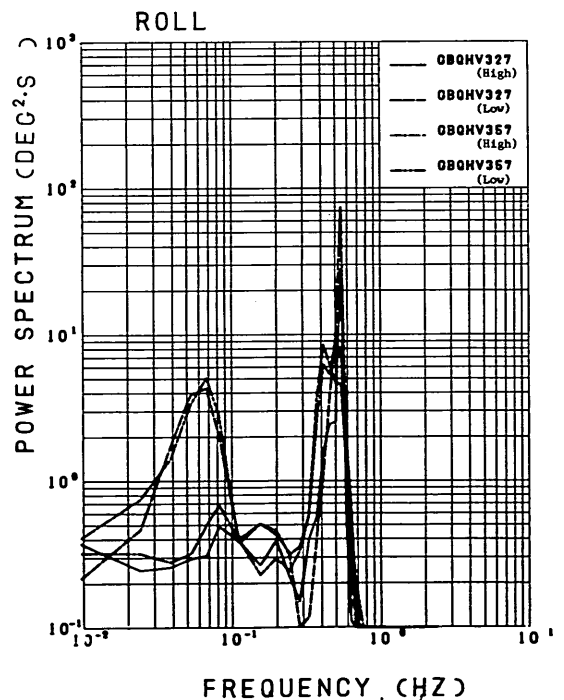
a) スウェイイング (FBQH)



b) ローリング (FBQH)



c) スウェイイング (GBQH)



d) ローリング (GBQH)

図-4.91 防風壁がある場合のスウェイイングとローリングの周波数スペクトル (FBQHVIR30, GBQHVIR30)

c) 係岸船舶の動揺

さて、つぎに、防風壁の位置を $l = 1.2 \text{ m}$ (実物換算 36 m)、防風壁の高さを $h = 20 \text{ cm}$ または 40 cm (実物換算 6 m または 12 m) とし係岸船舶の動揺実験を行った。図-4.90 (a)~(d) はスウェィングおよびローリングの動揺量である。図-4.85 や図-4.86 (a) と比べてみると、防風壁を設置することによって、スウェィングの船舶が係岸から離される方向の動揺量が大幅に減少していることがわかる。しかし、スウェィングの動揺両振幅とローリングの動揺量と動揺両振幅は、動揺に及ぼす波の影響が大きいので、防風壁の設置いかにかわらざらば同じである。

d) 係岸船舶の動揺特性

動揺特性を詳細に見るために、図-4.91 (a)~(d) のように周波数スペクトルを描いた。これと、図-4.37 (c) に示した防風壁がない場合とを比較すると、長周期側のピークについては防風壁が高い場合のパワーは防風壁が低い場合のパワーより小さい。これに対し、短周期側のピークは、防風壁の有無にかかわらずほぼ同一である。長周期側の動揺成分は風によるものであるから防風壁の効果が現れていることがわかる。

e) 防風壁の高さ

防風壁の高さについて検討してみよう。風速分布を見ても明らかなように、係岸法線前面での風速を比べると、 $h = 20 \text{ cm}$ と $h = 40 \text{ cm}$ とでは、防風壁の高さが高いほど風速が小さい。したがって、図-4.90 に示したように、防風壁の高さが高いほど動揺量が小さい。しかし、ここでの実験例からみると、実際の港湾においては上屋の高さが 6 m 以上あれば、十分な防風効果が期待できる。

f) 風向と防風壁の効果

風向について調べてみる。風向が 240° の場合には防風壁の端部からの風の回り込みがあるので、風向が 270° の場合の船舶の動揺量と比べると係岸から離れる方向の動揺量が多い。実際には、上屋が連続して設置されていることが多いので上屋間の間隙はあるにしても、本実験で現れたほどの風の回り込みはないものと思われる。

g) まとめ

今回の実験では、防風壁の長さおよび風向について実験ケースが限定されているが、実験の結果から防風壁の効果が大きいことが確認された。係岸法線から約 1.2 m (実物換算 36 m) の位置に高さ約 20~40 cm (実物換算 6~12 m) の防風壁 (実際には上屋がこの役目を果たすものと考えられる。) を設けることによって、船舶のスウェィング方向のドリフトをかなり抑えることが可能

である。しかし、防風壁(上屋)の高さが低い場合や、コンテナふ頭のように広大なコンテナヤードを背後に持つ場合の防風効果や、防風壁の長さの影響などについてはさらに検討を加える必要がある。

4.4 模型実験結果と数値シミュレーション結果との比較

(1) 検討の概要

3. で係岸船舶の動揺解析手法を提示したが、ここでは、数値シミュレーション結果と模型実験結果とを比較し、動揺解析手法の妥当性を検討する。

数値シミュレーションを実施する際には、動揺する船舶の付加質量係数と減衰係数を適切に与えなければならない。数値計算で得られる付加質量係数と減衰係数は規則波に対する周波数応答計算の結果得られたものであるから、不規則な動揺を行う船舶に対しては、それらの値の中から最も適当なものを選定する必要がある。ここでは、種々検討した結果、不規則荷重のうち波による荷重に着目し、不規則波の代表周期(有義波周期とする)に対する付加質量係数と減衰係数を用いることとした。その選定の経緯は次節で詳述するが、試行錯誤の結果、風と波のどのような組み合わせ荷重に対しても、模型実験で得られた係岸船舶の動揺特性を損うことがなく、かつまた、模型実験結果にほぼ等しい動揺量および動揺特性が数値シミュレーションにおいても得られるような係数として、上述のように波の代表周期に対するものを選定した。係数の選定に際して風の変動性について配慮していないのは、前節で示したように、波と風とが同時に作用している場合には風の変動特性は船舶の動揺の周波特性にあまり影響を及ぼさないからである。動揺の周波数スペクトルには、波と風の変動成分の周波数に対応してピークが現れるが、風の変動成分に対応するピークのパワーは波周期に対応するピークのパワーより小さいので、風の変動成分の影響を無視して流体力係数を選定してよいものと考えた。しかし、波の影響が小さいとき、つまり、波高が小さい場合や波周期が短い場合などでは、荷重全体に占める風荷重の影響が大きいので、上述の方法では十分でないと思われる。風が作用していない場合で係留系の非対称性が強い場合も同様である。そのような場合に上述の方法で選定した流体力係数を用いて計算した結果は実験値との対応がやや良くない。しかし、本研究で検討する荒天時の港内避泊問題では、波と風とが同時に作用すると考えられるので、ここでは一応上述の方法に従って計算を行うこととした。以下にその結果を示すことにするが、全ケースについて記述することは困難であるので、シリーズ別または条件別に数ケースを抽出して比較検討

することにする。動揺の比較は主として、スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅の有義値、周波数特性について行う。なお、数値シミュレーションを行う場合の不規則波と変動風は、実験で得られたそれぞれの周波数スペクトルを用いて発生させた。

(2) 不規則波について

a) 検討する実験結果

ここでは、ABQHR, ABTHR, ABQAR, ABTAR について実験値と計算とを比較する。

図-4.92 (a)~(c)はABQHRとABTHRについて、また、図-4.93 (a)~(c)はABQARとABTARについて、スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量の最大値と最小値を示したものである。また、図-4.94 (a)~(f)、図-4.95 (a)~(f)はそれぞれ動揺両振幅と動揺周期の有義値を示したものである。

b) ABQHR

波周期 1.47~1.83 s (実物換算 8~10 s) で、スウェイングの動揺量の係船岸から離れる方向の動揺量が大きくなっているが、この部分について動揺量の最大値および最小値を比較すると実験値のほうがかなり大きくなっている。この原因として、この波周期に対しては、係留系の非対称性の影響が大きく現れていて、動揺周期も波周期より長くなるため、付加質量係数や減衰係数の値が適当でなかったものと考えられる。スウェイングの係船岸から離れる方向の動揺量については計算値と実験値に差があるものの、スウェイングの防げん材を圧縮する方向の動揺量、ローリングおよびヒービングの動揺量の計算値と実験値とはよく合っている。また、動揺周期をみると、スウェイングについては、動揺量の計算値と実験値とが合っていない箇所については実験値の有義周期が計算値の有義周期より長い、動揺量が合っている箇所については動揺周期もよく合っている。ヒービングとローリングの動揺周期については計算値とはよく合っている。波周期 1.83 s (実物換算 10 s) について、スウェイングの動揺波形の実験値と計算値 (図-4.96) とを比較してみると、ABQHシリーズおよびABQAシリーズともに動揺の周期特性は計算値と実験値とでほぼ同一であるが、ABQHシリーズについては係船岸から離れる方向の動揺量の計算値が実験値よりやや小さめであることがわかる。これは、係留系の非対称性によって船舶の長周期動揺が引き起こされているにもかかわらず、計算においては不規則波の代表周期に対する流体力係数 (付加質量係数、減

衰係数) を用いたために生じた結果であると考えられる。^{**)} とくに減衰係数の相違が動揺に大きな影響を及ぼしているものと考えられる。しかし、後述するように減衰係数を大きめにとると計算上はこのような長周期動揺が現れない場合もあり、また、逆に減衰係数をあまり小さくすると、かなり大きな動揺になり、しかも動揺周期が極めて長い、いわばドリフトしているような動揺になる。このようなことから、非線形でかつ非対称性の強い係留系では、計算に用いる減衰係数の決め方がかなり難しい。しかし、ここでとった方法は最良とは言えないまでも、非対称性が弱い係留系については良い結果を与えているし、また、非対称性が強い係留系についてもほぼ良い結果を与えているものと考えられる。

c) ABTHR

スウェイングについては、防げん材を圧縮する方向の動揺量の実験値と計算値とはよく一致している。しかし、船舶が係船岸から離れる方向の動揺量の実験値が計算値より大きい。この傾向はABQHRと同様である。ローリングについては短周期領域で実験値がやや大きい、全般的によく合っている。また、ヒービングについては実験値と計算とはよく合っている。

d) ABQAR, ABTAR

スウェイング、ヒービング、ローリングのいずれの成分についてもよく合っている。ただし、波周期 1.47~1.83 s (実物換算 8~10 s) ではスウェイングの実験値が計算値を若干上回っている。また、この波周期帯ではスウェイングの動揺周期の実験値は計算値よりやや長い。ローリングについては、動揺量は波周期 2.56 s (実物換算 14 s) では実験値が計算値より大きい、その他の周期については両者はよく合っている。また、動揺の周期特性もよく合っている。ヒービングについては、動揺量および動揺の周期特性のいずれについても実験値と計算値とはよく合っている。

* 一定時間に得られた動揺波形から得られた一波ごとの両振幅を大きいものから順に並べ、最大のものから全波数の 1/3 に当たる波数について平均して得られた両振幅および周期をいう。

** 係船船舶の動揺周期が長くなると、スウェイングの動揺の付加質量係数の変化は小さいが、減衰係数は急減少する。

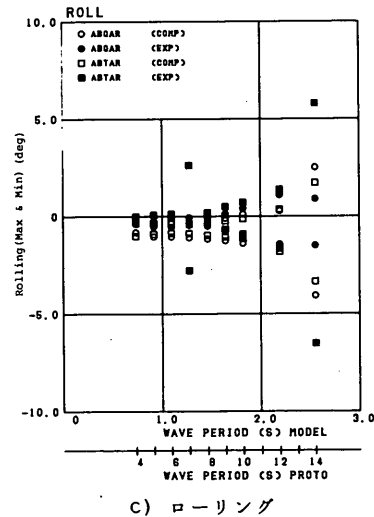
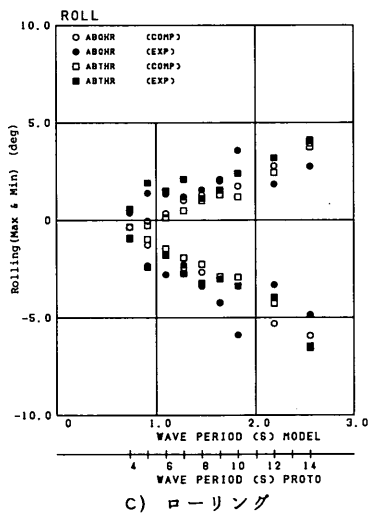
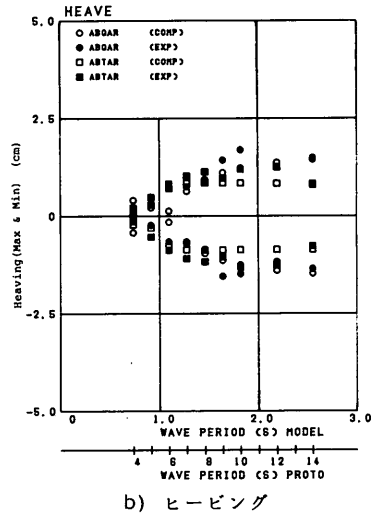
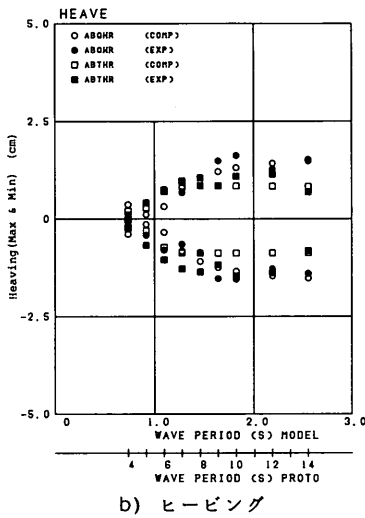
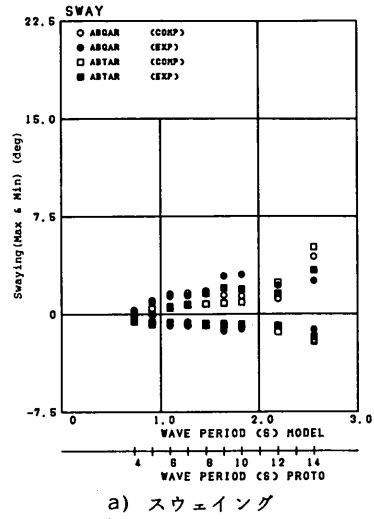
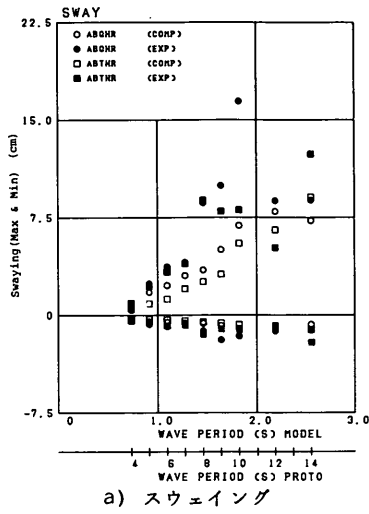
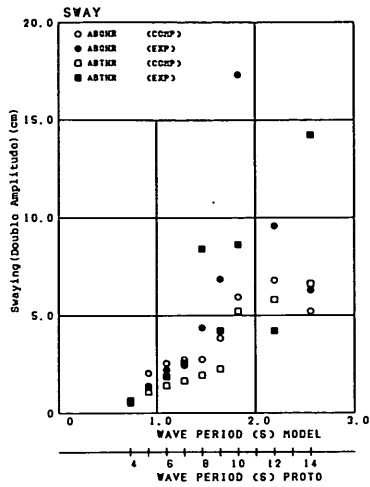
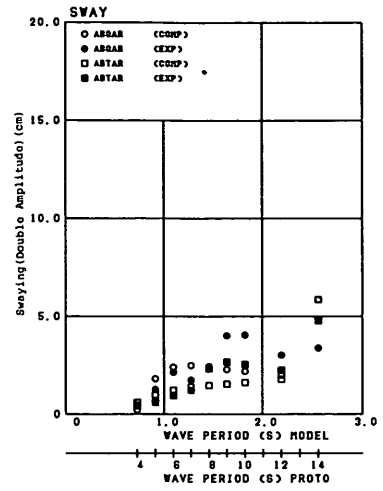


図-4.92 動揺量(最大値)の計算値と実験値の比較 (ABQAR, ABTHR)

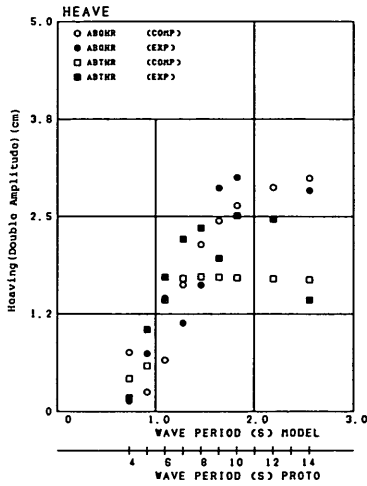
図-4.93 動揺量(最大値)の計算値と実験値の比較 (ABQAR, ABTHR)



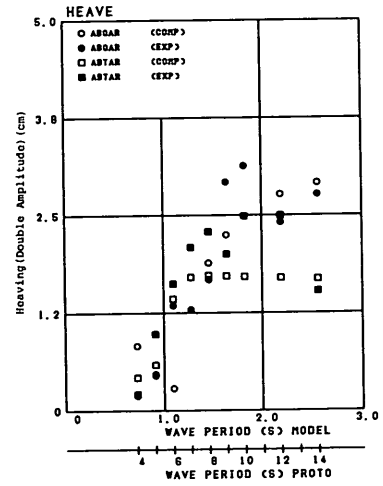
a) スウェイング (ABQHR, ABTHR)



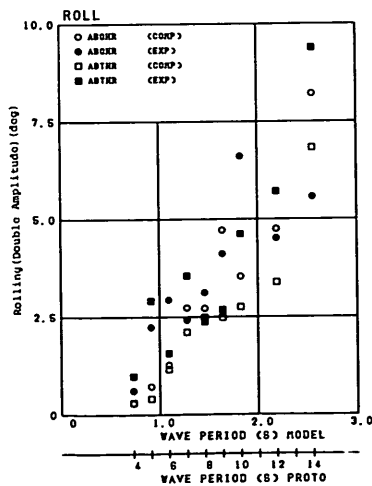
d) スウェイング (ABQHR, ABTHR)



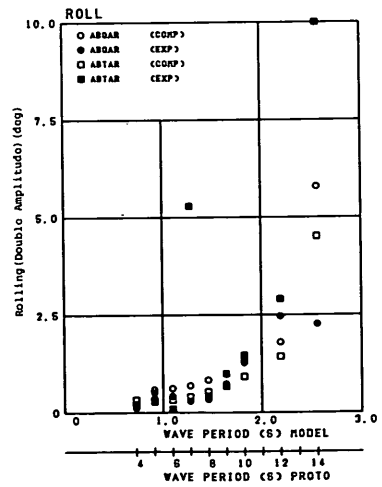
b) ヒービング (ABQHR, ABTHR)



e) ヒービング (ABQAR, ABTAR)

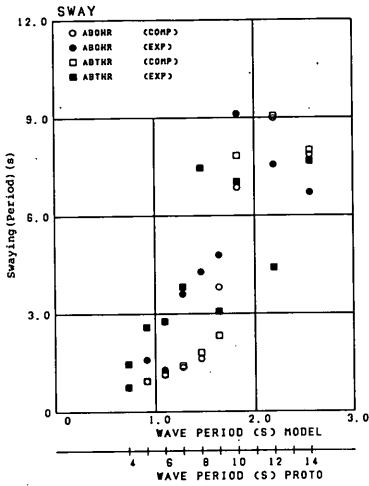


c) ローリング (ABQHR, ABTHR)

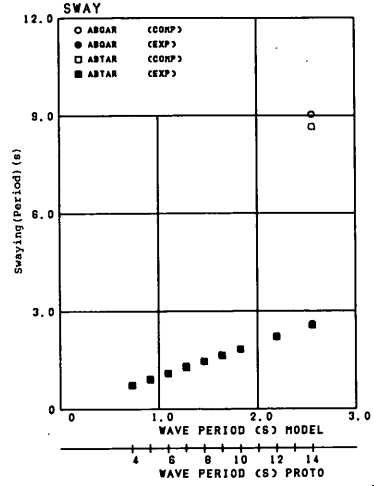


f) ローリング (ABQAR, ABTAR)

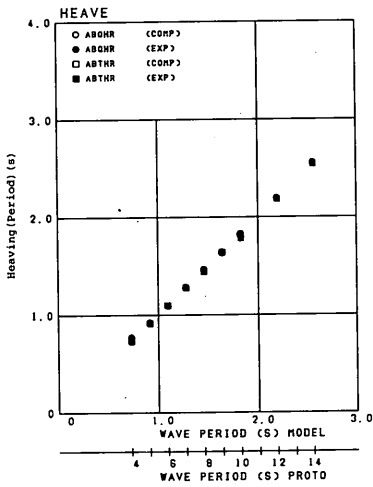
図-4.94 動揺両振幅 (有義値) の計算値と実験値との比較 (ABQHR, ABTHR, ABQAR, ABTAR)



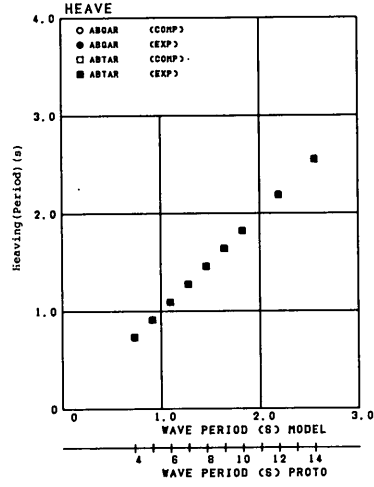
a) スウェイング (ABQHR, ABTHR)



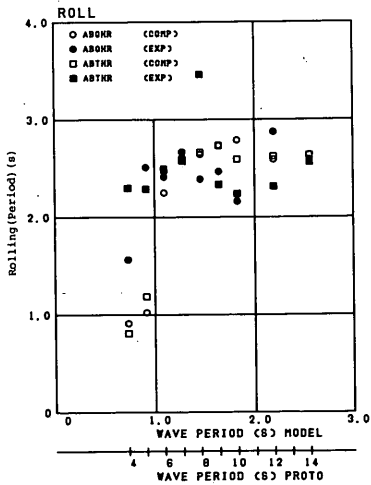
d) スウェイング (ABQAR, ABTAR)



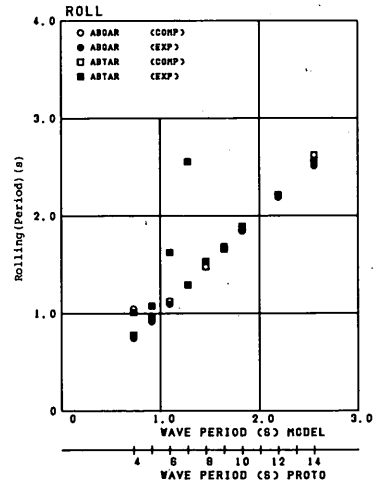
b) ヒービング (ABQHR, ABTHR)



e) ヒービング (ABQAR, ABTAR)



c) ローリング (ABQHR, ABTHR)



f) ローリング (ABQAR, ABTAR)

図-4.95 動揺周期(有義値)の計算値と実験値との比較
(ABQHR, ABTHR, ABQAR, ABTAR)

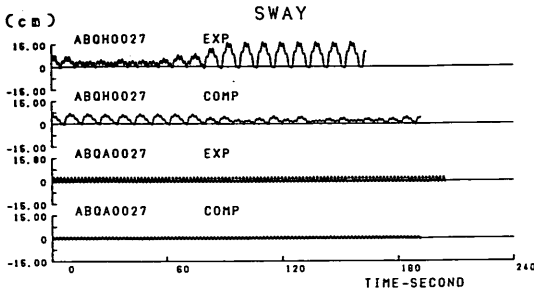


図-4.96 スウェイングの時系列
(ABQHR, ABQAR)

(3) 不規則波について

a) 検討する実験ケース

ここでは、ABQHIR, ABTHIR, ABQAIR, ABTAIRについて実験値と計算値とを比較する。

図-4.97 (a)~(c)はABQHIRとABTHIRについて、また、図-4.98 (a)~(c)はABQAIRとABTAIRについて、スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量の最大値と最小値を示したものである。また、図-4.99 (a)~(f)と図-4.100 (a)~(f)はそれぞれ動揺両振幅と動揺周期の有義値を示したものである。

b) ABQHIR

スウェイングの船舶が係船岸から離れる方向の動揺量および動揺両振幅については、実験値が計算値より大きい。しかし、ヒービングおよびローリングの動揺量と動揺両振幅については計算値と実験値とはよく合っている。動揺周期をみると、スウェイングでは短周期波に対して実験値の動揺周期が計算値の動揺周期よりやや長い、波周期が1.83 s (実物換算10 s)以上ではよく合っている。動揺周期の計算値と実験値とが合っているときには動揺量もよく一致していると言える。ヒービングとローリングの動揺周期の計算値と実験値とはよく合っていると言える。

c) ABTHIR

ABTHIRでは、ABQHIRと同様にスウェイングの船舶が係船岸から離される方向の動揺量については実験値が計算値より大きい、防げん材を圧縮する方向の動揺量についてはよく合っている。また、動揺両振幅については実験値が計算値よりやや大きい。ヒービングとローリングの動揺量と動揺両振幅については計算値と実験値とはよく合っている。動揺の周期特性については、スウェイングでは、実験値の動揺周期が計算値の動揺周期よりやや長めであるが、ヒービングとローリングでは実験値と計算値の動揺周期はよく合っている。

d) ABQAIR

スウェイングとヒービングについては、動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値と実験値とはよく合っている。ただし、スウェイングについては、波周期2.19 s、2.56 s (実物で12 s、14 s)では動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期の実験値が計算値より大きい。

ローリングについては長周期波に対して動揺量の最大値と最小値と動揺両振幅の計算値が実験値より大きい、その他の周期についてはよく合っている。また動揺周期の計算値と実験値とはよく合っている。

e) ABTAIR

スウェイングとローリングの動揺量の最大値と最小値と動揺両振幅の実験値は計算値より大きい。動揺周期は短周期波に対して実験値が計算値より大きい、その他の波周期に対してはよく合っている。ヒービングについては、動揺量の最大値と最小値と動揺両振幅、動揺周期のいずれもよく合っている。

ABQAIRにおいても、波周期2.19 s、2.56 s (実物換算12 s、14 s)のとき係岸船舶の動揺が大きくなっているが、その場合にはスウェイングの計算値と実験値との差が大きくなっていることを考えると、タイプⅢの防げん材を用いた場合でも模型防げん材の変形が大きくなると、タイプⅠの防げん材を用いた場合にみられたのと同様に係留系の非線形性の影響が現れて船舶の動揺が大きくなっているものと解釈される。

(4) 定常風について

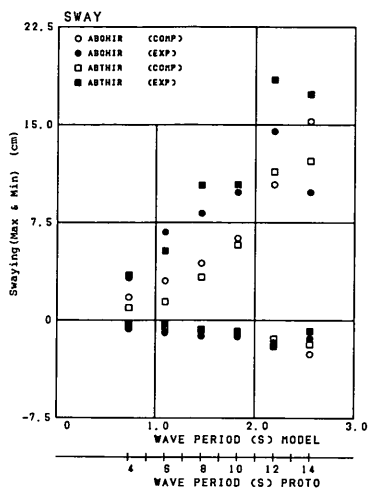
a) 検討する実験ケース

ここではABQHICIR30, ABTHCIR30, ABQACIR30, ABTACIR30について実験値と計算値とを比較する。

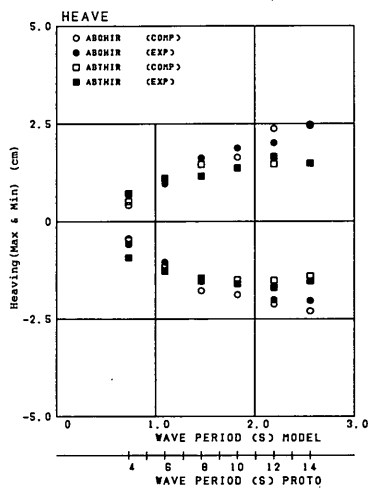
図-4.101 (a)~(c)はABQHICIR30とABTHCIR30について、また、図-4.102 (a)~(c)はABQACIR30とABTHCIR30について、スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量の最大値と最小値を示したものである。また、図-4.103 (a)~(f)と図-4.104 (a)~(f)はそれぞれ動揺両振幅と動揺周期の有義値を示したものである。

b) ABQHICIR30とABTHCIR30

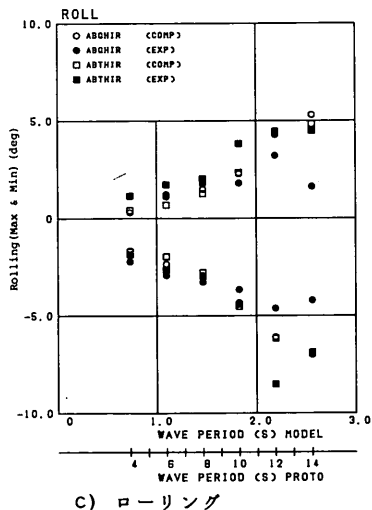
スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても、計算値と実験値とはよく合っている。ただし、波周期2.19 s、2.56 s (実物換算12 s、14 s)ではローリングの動揺量の最大値と最小値および動揺両振幅の計算値は実験値より大きい。



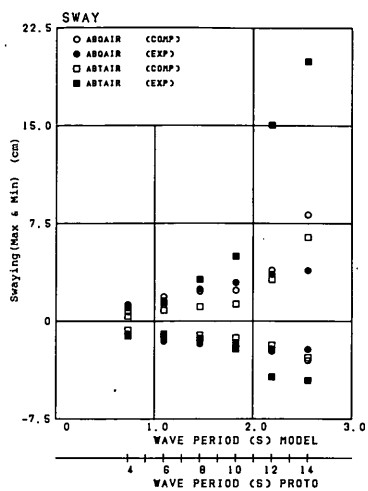
a) スウェイニング



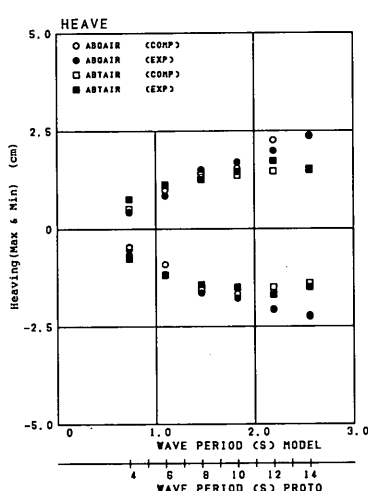
b) ヒーピング



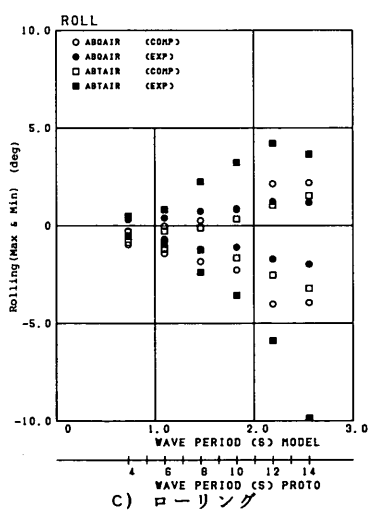
c) ローリング



a) スウェイニング



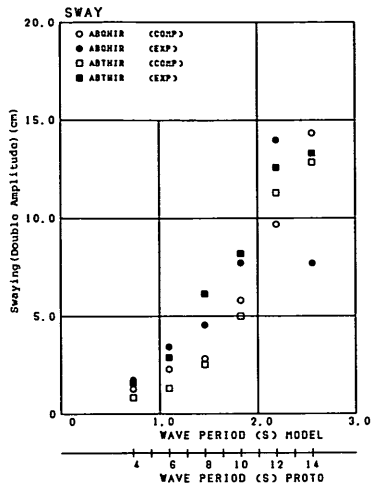
b) ヒーピング



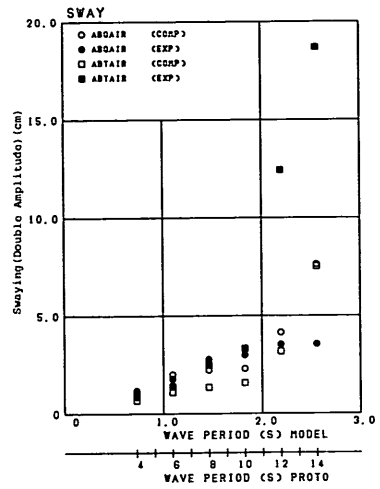
c) ローリング

図-4.97 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較 (ABQHIR, ABTHIR)

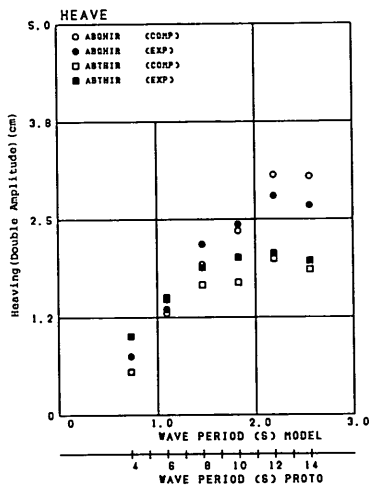
図-4.98 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較 (ABQAIR, ABTAIR)



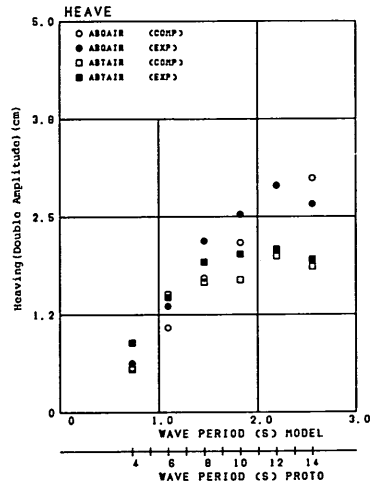
a) スウェイニング (ABQHIR, ABTHIR)



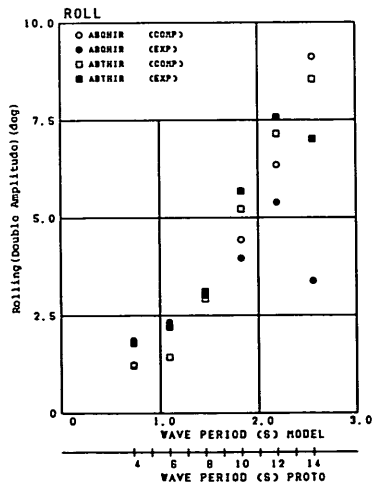
d) スウェイニング (ABQAIR, ABTAIR)



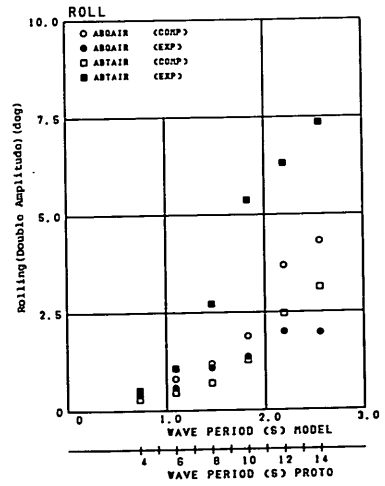
b) ヒービング (ABQHIR, ABTHIR)



e) ヒービング (ABQAIR, ABTAIR)

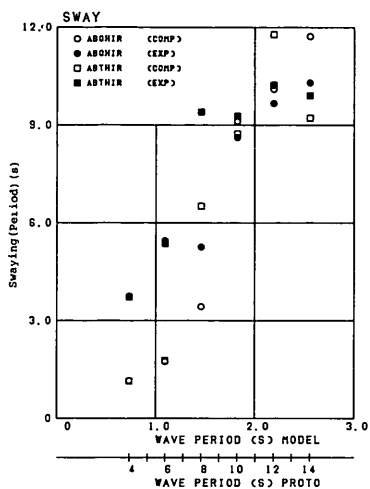


c) ローリング (ABQHIR, ABTHIR)

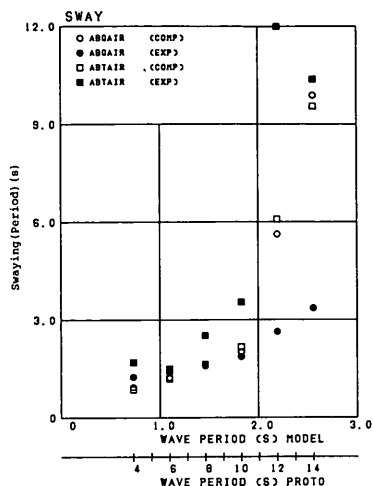


f) ローリング (ABQAIR, ABTAIR)

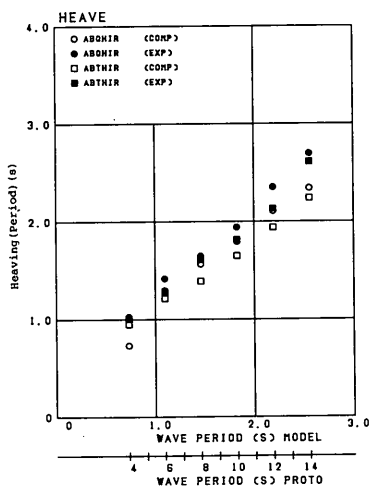
図-4.99 動揺両振幅 (有義値) の計算値と実験値との比較 (ABQH, ABTH, ABQA, ABTA-IR)



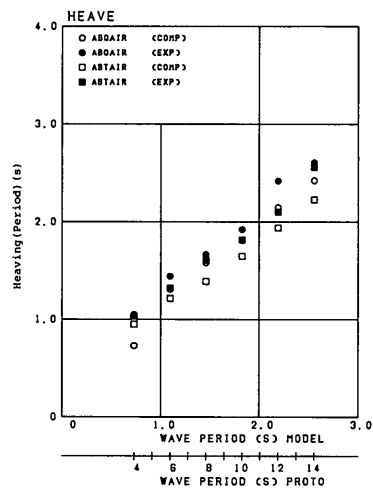
a) スウェイング (ABQHIR, ABTHIR)



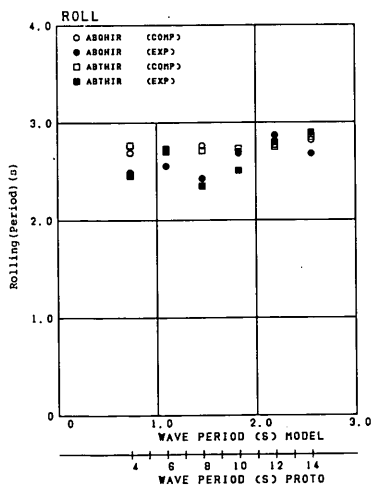
d) スウェイング (ABQAIR, ABTAIR)



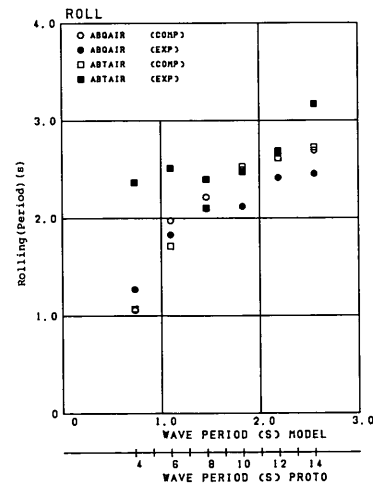
b) ヒービング (ABQHIR, ABTHIR)



e) ヒービング (ABQAIR, ABTAIR)

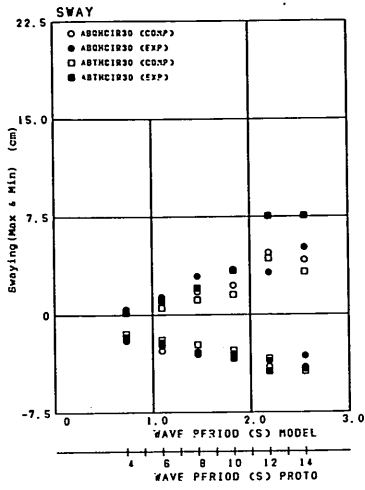


c) ローリング (ABQHIR, ABTHIR)

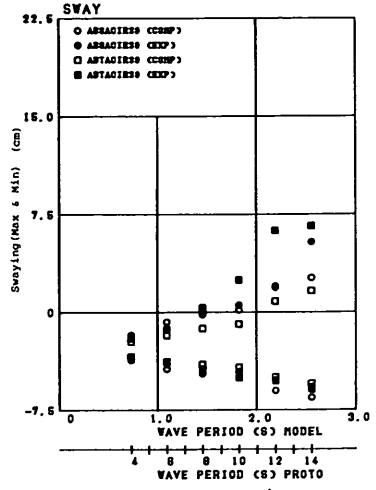


f) ローリング (ABQAIR, ABTAIA)

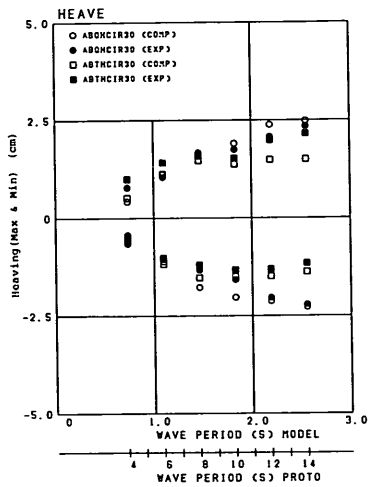
図-4.100 動揺周期(有義値)の計算値と実験値との比較
(ABQH, ABTH, ABQA, ABTA-IR)



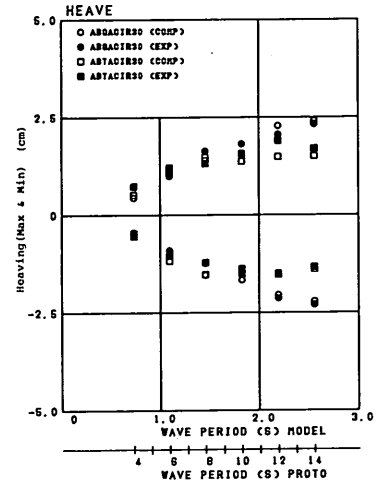
a) スウェイング



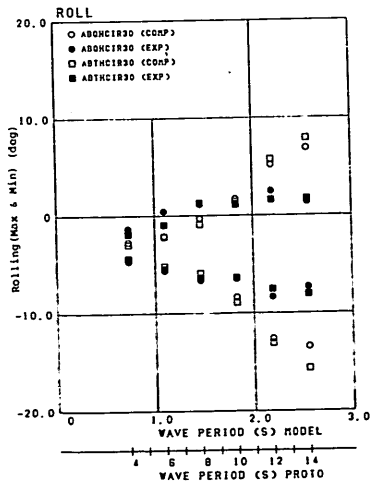
a) スウェイング



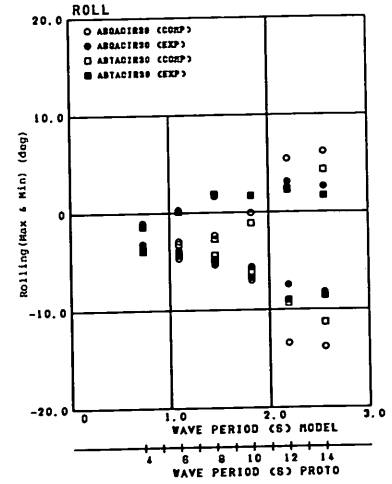
b) ヒービング



b) ヒービング



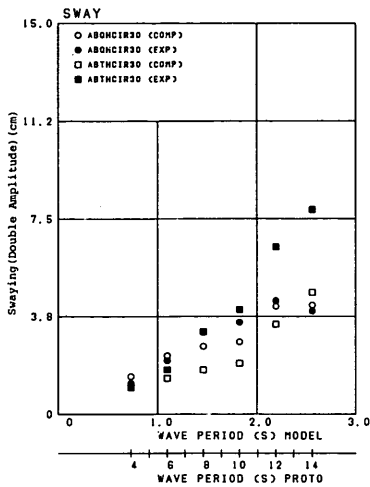
c) ローリング



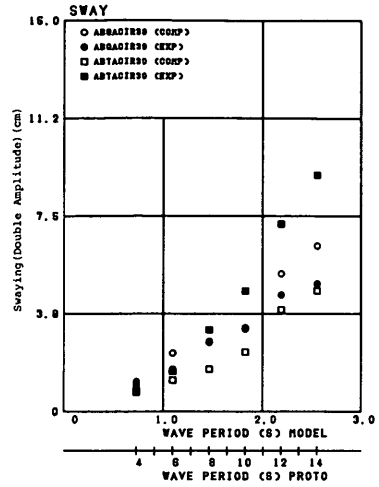
c) ローリング

図-4.101 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較 (ABQH, ABTH-CIR30)

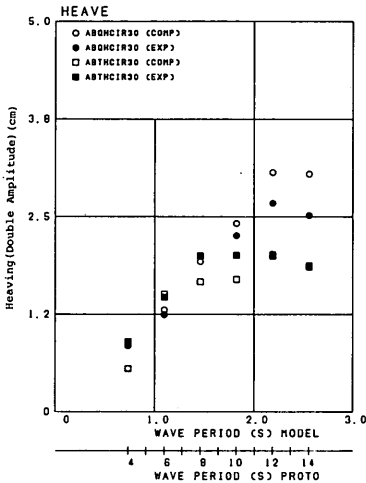
図-4.102 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較 (ABQA, ABTA-CIR30)



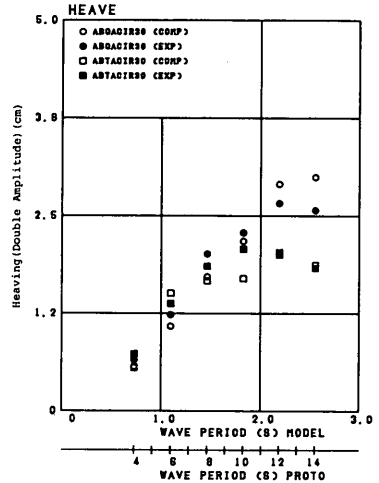
a) スウェイング (ABQHCIR30, ABTHCIR30)



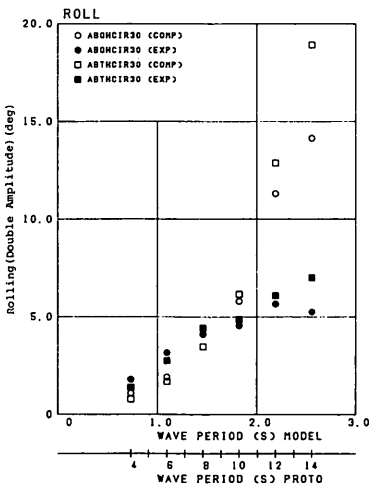
d) スウェイング (ABQACIR30, ABTACIR30)



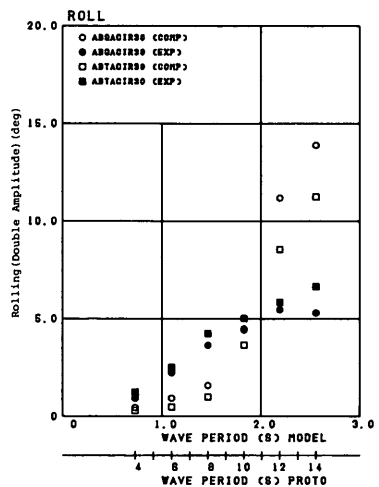
b) ヒービング (ABQHCIR30, ABTHCIR30)



e) ヒービング (ABQACIR30, ABTACIR30)

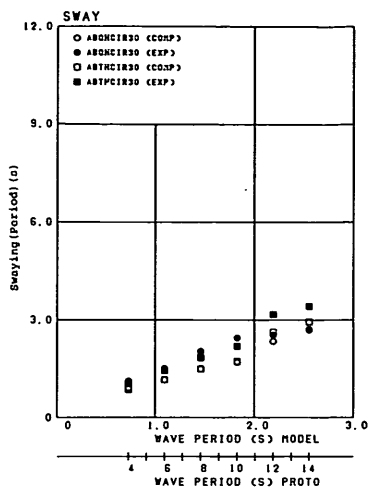


c) ローリング (ABQHCIR30, ABTHCIR30)

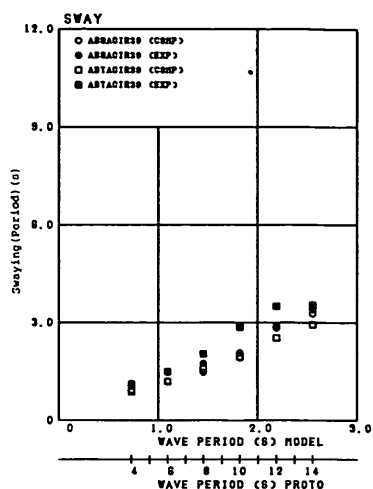


f) ローリング (ABQACIR30, ABTACIR30)

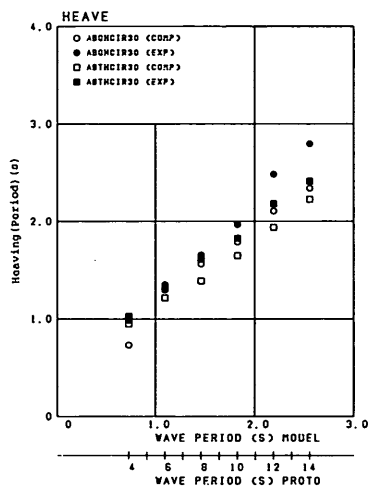
図-4.103 動揺両振幅(有義値)の計算値と実験値との比較 (ABQH, ABTH, ABQA, ABTA-CIR30)



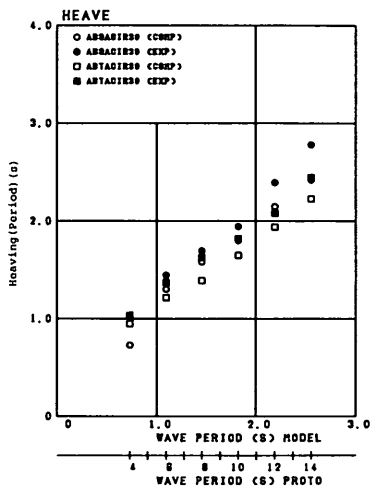
a) スウェイング (ABQHCIR30, ABTHCIR30)



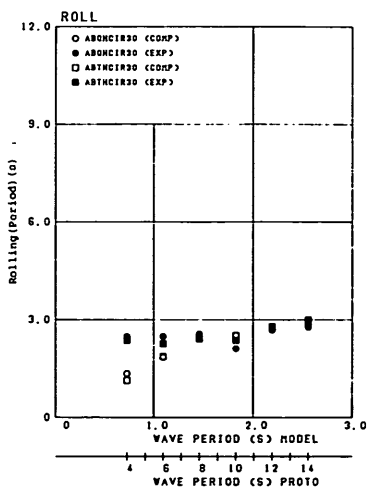
d) スウェイング (ABQACIR30, ABTACIR30)



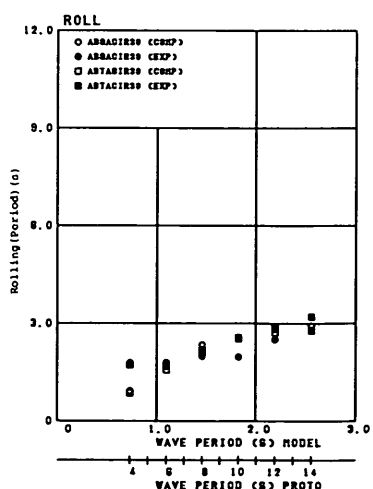
b) ヒービング (ABQHCIR30, ABTHCIR30)



e) ヒービング (ABQACIR30, ABTACIR30)



c) ローリング (ABQHCIR30, ABTHCIR30)



f) ローリング (ABQACIR30, ABTACIR30)

図 - 4.104 動揺周期 (有義値) の計算値と実験値との比較
(ABQH, ABTH, ABQA, ABTA-CIR30)

c) ABQH CIR 30 と ABTAC IR 30

スウェイングについては、長周期波に対して動揺量の最大値と最小値と動揺両振幅の実験値が計算値よりやや大きい、全般的によく合っている。動揺周期については計算値と実験値とはよく合っている。ローリングについては、長周期波に対して動揺量の最大値と最小値と動揺両振幅の実験値が計算値よりやや小さいが、全般的によく合っている。また、ヒービングについては、動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値と実験値とはよく合っている。

(5) 変動風について

a) 検討する実験ケース

ここでは、ABQH VIR 30, ABTH VIR 30について実験値と計算値とを比較する。図-4.105 (a)~(c) は ABQH VIR と ABTH VIR について、スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量の最大値と最小値の計算値と実験値とを比較して示したものである。また、図-4.106 (a)~(c) と図-4.107 (a)~(c) はそれぞれ動揺両振幅と動揺周期の有義値を示したものである。

b) ABQH VIR 30

ABQH VIR 30 では、スウェイング、ヒービング、ローリングの各動揺成分について、動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺両周期のいずれについてもよく合っている。ただし、周期 2.19 s と 2.56 s (実験換算 12 s と 14 s) では、スウェイングとローリングの動揺量の最大値と最小値および動揺両振幅の計算値と実験値とは若干異なっている。図-4.108 (a)~(f) は ABQH VIR 30 の波周期 2.19 s (実物換算 12 s) について、スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺の周波数スペクトルを実験値および計算値について示したものであるが、いずれの成分についても、実験値と計算値の周波数スペクトルはよく一致している。ただし、ローリングの周波数スペクトルのピークのパワーについては実験値と計算値とはやや異なっている。これはローリングの固有周期が模型と計算とではやや異なっていたことが原因と考えられる。

(6) 風速について

a) 検討する実験ケース

ここでは ABQH CIR 20, ABQH CIR 25, ABQH CIR 30, ABQH CIR 35 について実験値と計算値とを比較する。

図-4.109 (a)~(c) は ABQH CIR 20, ABQH CIR 25 について、また、図-4.110 (a)~(c) は ABQH CIR 30, ABQH CIR 35 について、スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量の最大値と最小値を示したものであ

る。また、図-4.111 (a)~(f) と図-4.112 (a)~(f) はそれぞれ動揺両振幅と動揺周期の有義値を示したものである。

b) ABQH CIR 20

まず、ABQH CIR 20 について検討する。スウェイングとヒービングの動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値と実験値とはよく合っている。これに対し、ローリングについては、長周期波に対しては動揺量の最大値と最小値および動揺両振幅の計算値が実験値よりも大きく、とくに波周期 2.56 s (実物換算 14 s) のときに顕著である。風速 0 m/s のときも、ローリングについては波周期 2.56 s (実物換算 14 s) のときに動揺量の最大値と最小値および動揺両振幅の計算値が実験値よりやや大きかったが、この傾向は風速が 20 m/s と大きくなってさらに顕著になっている。しかし、ローリングの動揺周期はよく合っている。

c) ABQH CIR 25

つぎに、ABQH CIR 25 においても ABQH CIR 20 と同様に、スウェイングとヒービングの動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値と実験値とはよく合っている。これに対し、ローリングについては、長周期波に対しては動揺量の最大値と最小値および動揺両振幅の実験値が計算値より大きい。動揺周期についてはいずれの成分についてもよく合っている。

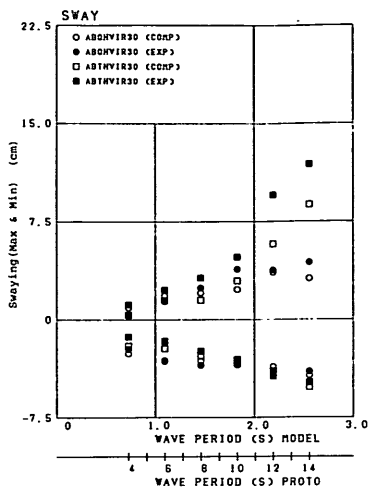
d) ABQH CIR 30

ABQH CIR 30, ABQH CIR 35 についても上記と同様の結果が得られているが、ABQH CIR 35 の場合には他のケースと比べるとローリングの動揺量の最大値と最小値および動揺両振幅の計算値と実験値との差異は比較的少ない。

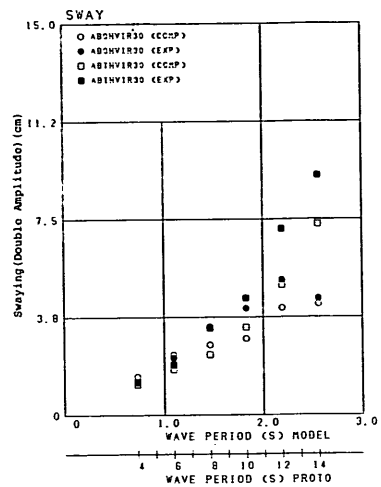
長周期波に対して、ローリングの動揺量の最大値と最小値と動揺両振幅の計算値が実験値より大きいという傾向は、ABQH, ABTH, ABQA, ABTA の定常風および変動風と波を作用させたいずれのシリーズでも現れていて、これらに共通して言えることは、風の作用があることと、しかも、風が海側から吹いている点である。後述する FBQH シリーズや GBGH シリーズのように、風が係船岸側から吹いている場合には、このような差は現れていない。

e) 不規則波と定常風が作用する場合

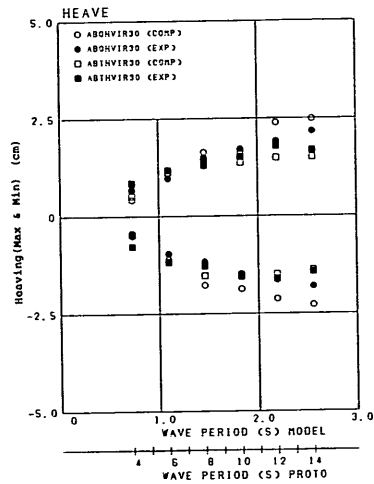
図-4.113 (a)~(d) は風速 5.48 m/s (実物換算 30 m/s) の定常風と有義波周期 1.83 s (実物換算 10 s) の不規則波を作用させた場合の ABQH, ABTH, ABQA, ABTA の各シリーズのローリングの動揺の周波数スペクト



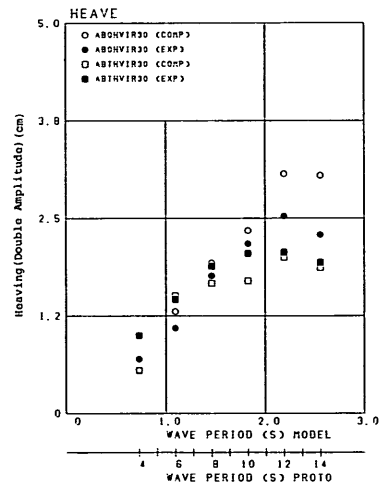
a) スウェイング



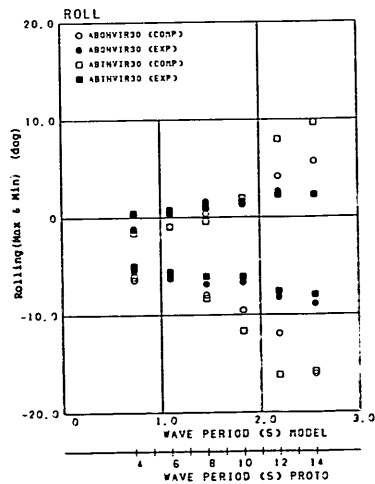
a) スウェイング



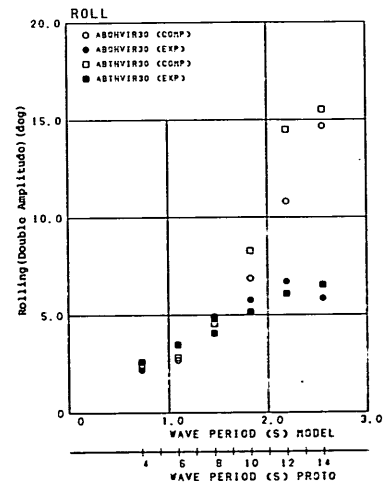
b) ヒービング



b) ヒービング



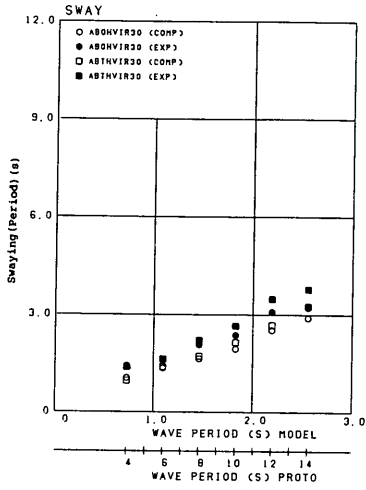
c) ローリング



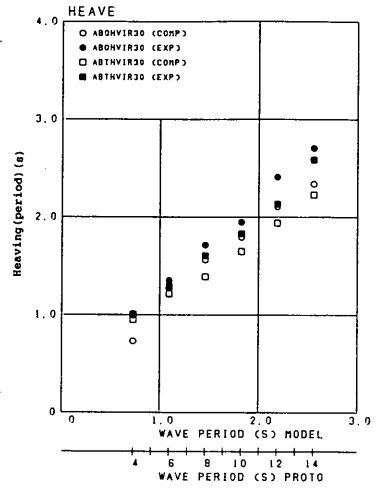
c) ローリング

図-4.105 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較(ABQH, ABTH-VIR30)

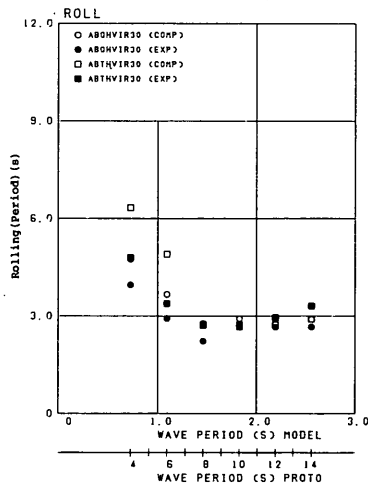
図-4.106 動揺両振幅(有義値)の計算値と実験値との比較(ABQH, ABTH-VIR30)



a) スウェイング

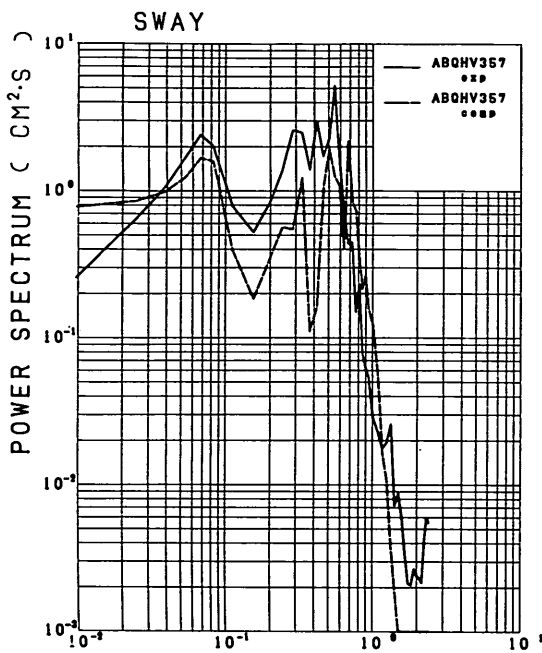


b) ヒーピング

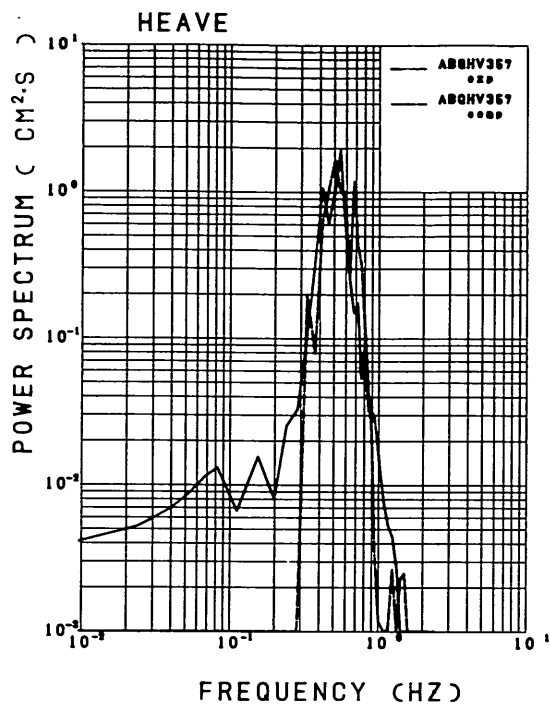


c) ローリング

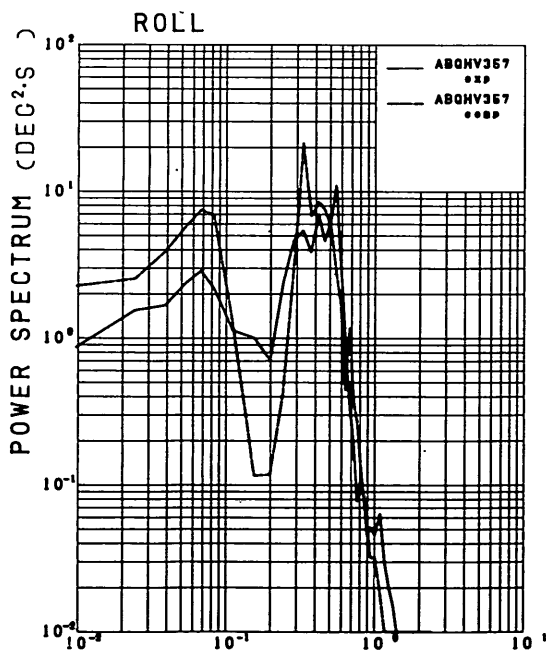
図-4.107 動揺周期(有義値)の計算値と実験値との比較(ABQH, ABTH-VIR30)



a) スウェイング (有義周期 $T_{1/3} = 1.83$ s)

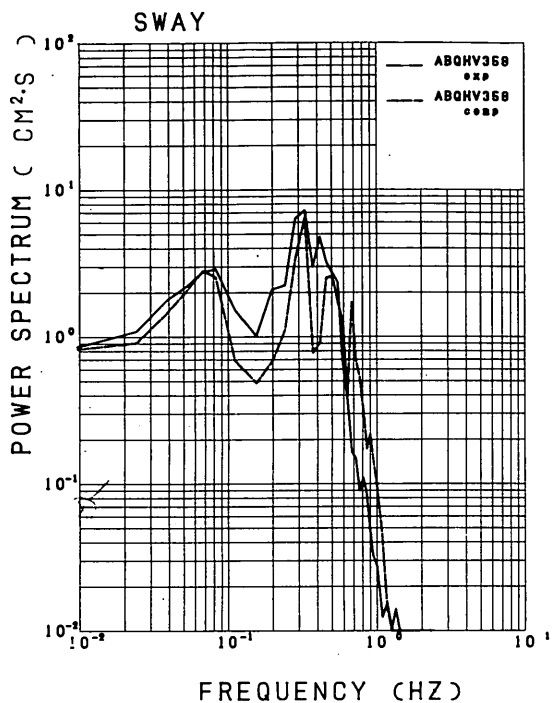


b) ヒービング (有義周期 $T_{1/3} = 1.83$ s)

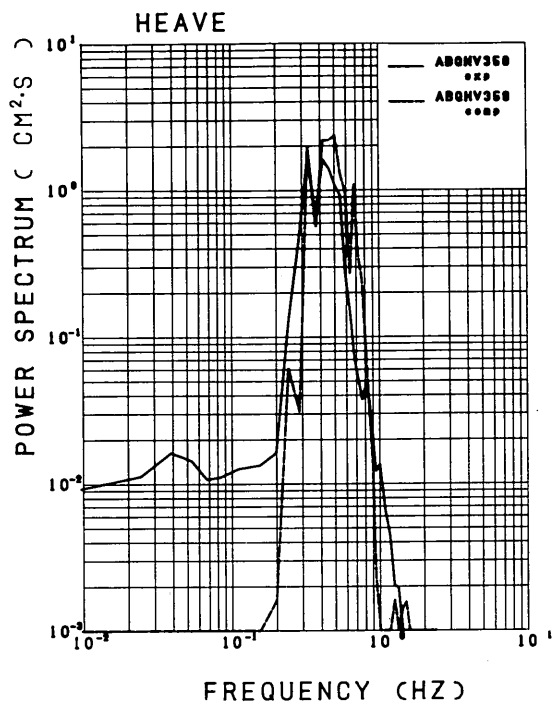


c) ローリング (有義周期 $T_{1/3} = 1.83$ s)

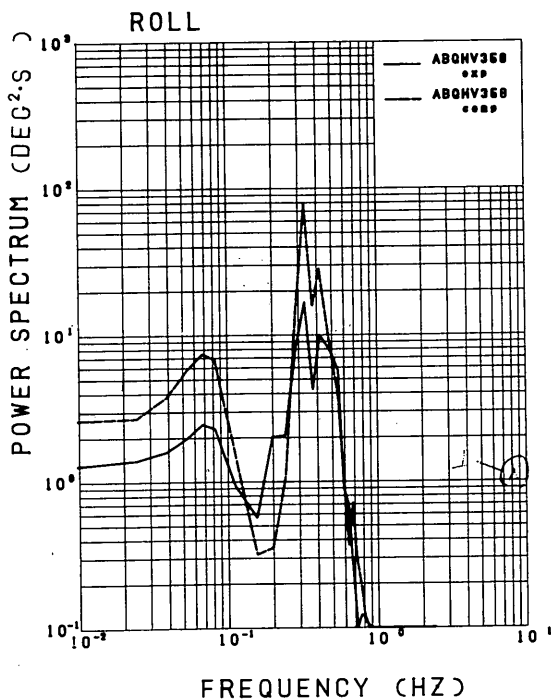
図-4.108 動揺の周波数スペクトルの計算値と実験値との比較 (ABQHVIR30)



d) スウェイング (有義周期 $T_{1/3} = 2.19$ s)

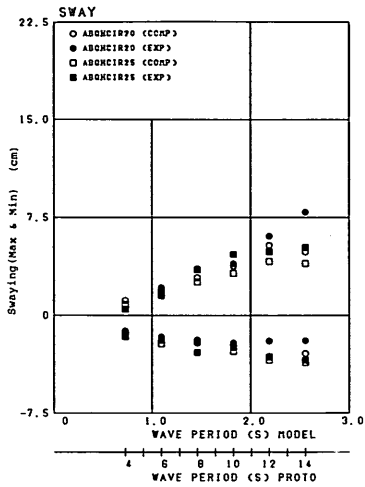


e) ヒービング (有義周期 $T_{1/3} = 2.19$ s)

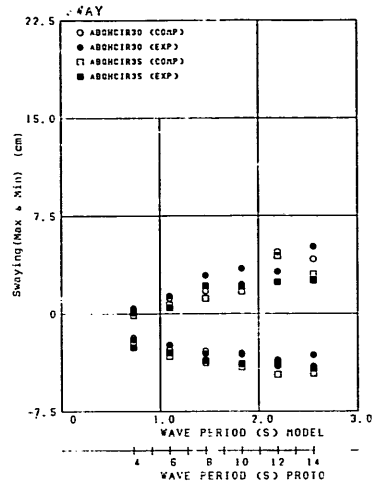


f) ローリング (有義周期 $T_{1/3} = 2.19$ s)

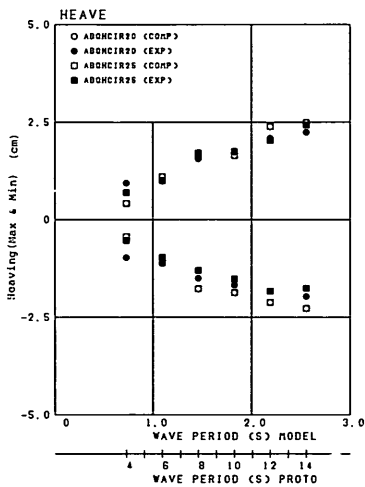
図-4.108 動揺の周波数スペクトルの計算値と実験値との比較 (ABQHVR30)



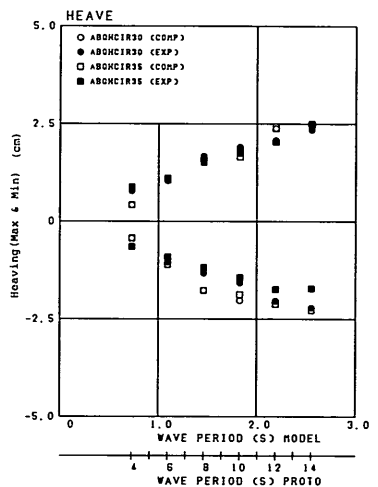
a) スウェイング



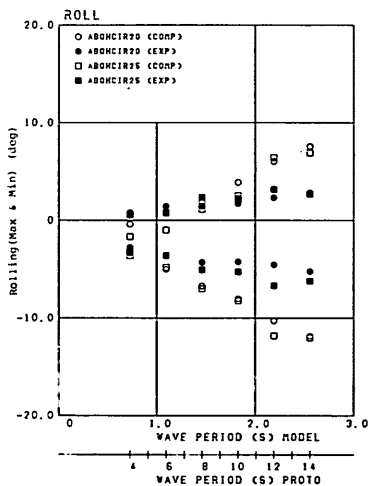
a) スウェイング



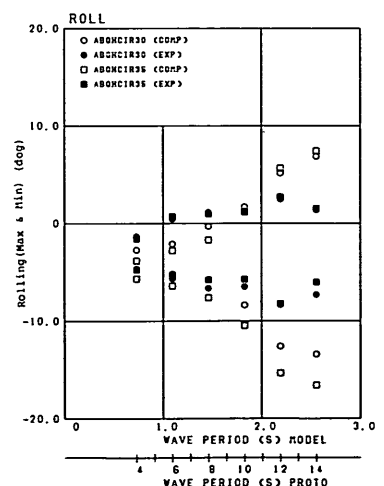
b) ヒービング



b) ヒービング



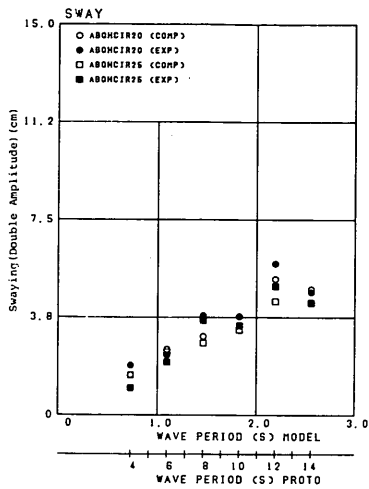
c) ローリング



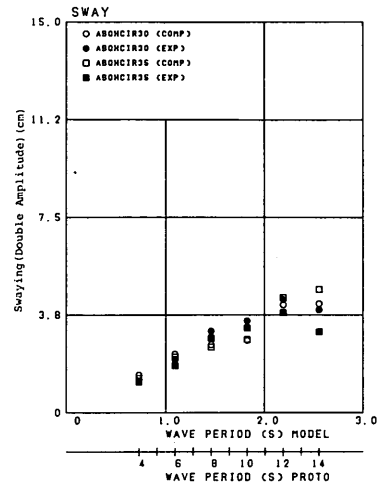
c) ローリング

図-4.109 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較(ABQHCIR20, 25)

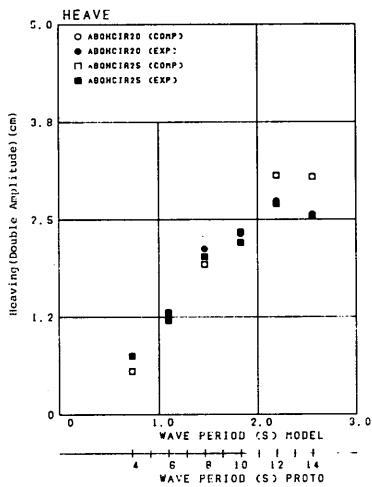
図-4.110 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較(ABQHCIR30, 35)



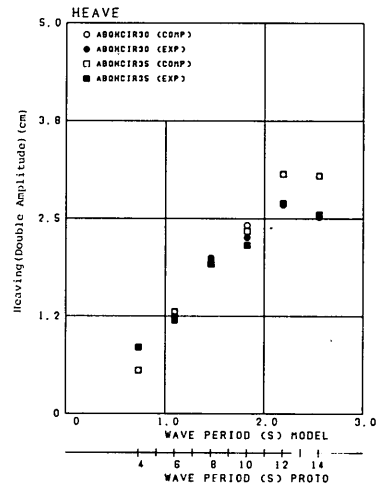
a) スウェイング (ABQH CIR 20, 25)



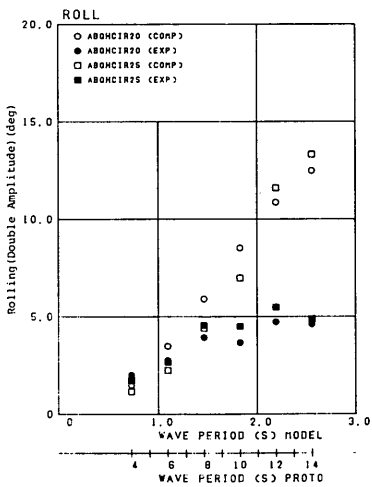
d) スウェイング (ABQH CIR 30, 35)



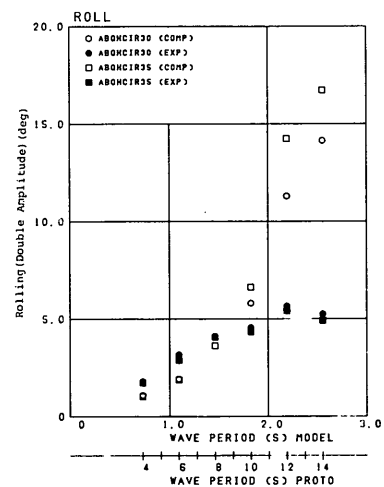
b) ヒービング (ABQH CIR 20, 25)



e) ヒービング (ABQH CIR 30, 35)

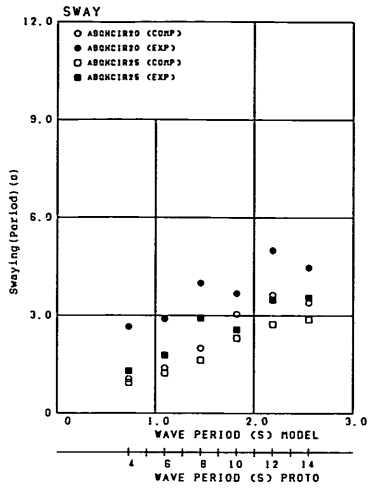


c) ローリング (ABQH CIR 20, 25)

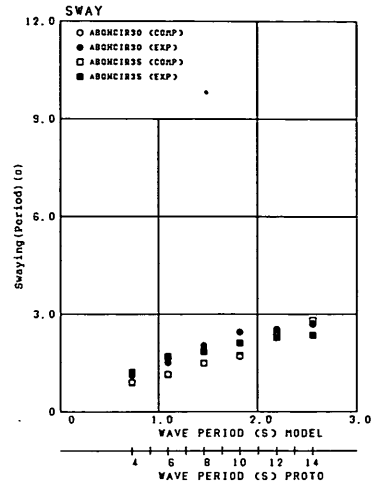


f) ローリング (ABQH CIR 30, 35)

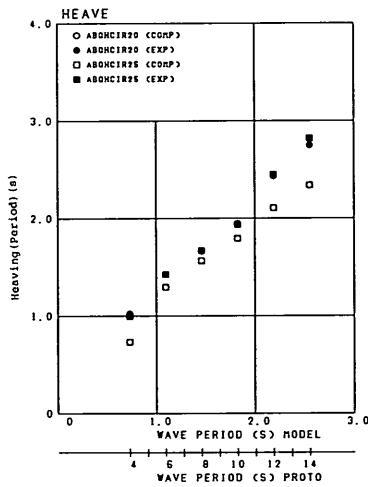
図-4.111 動揺両振幅(有義値)の計算値と実験値との比較 (ABQH CIR 20, 25, 30, 35)



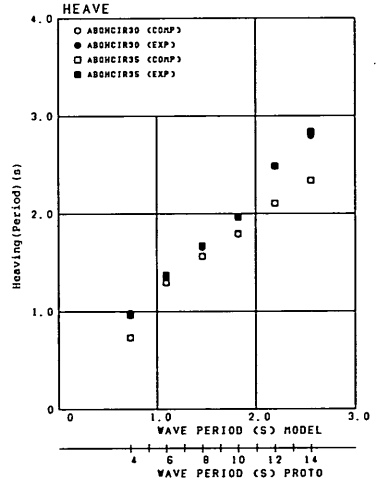
a) スウェイング (ABQHC1R20, 25)



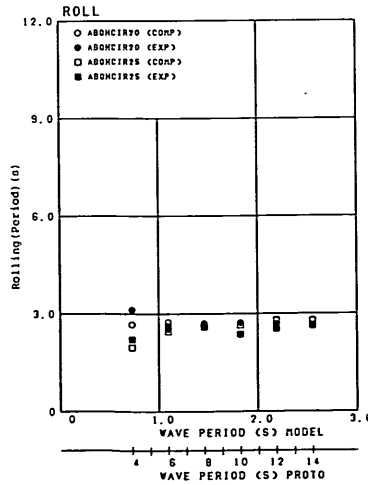
d) スウェイング (ABQHC1R30, 35)



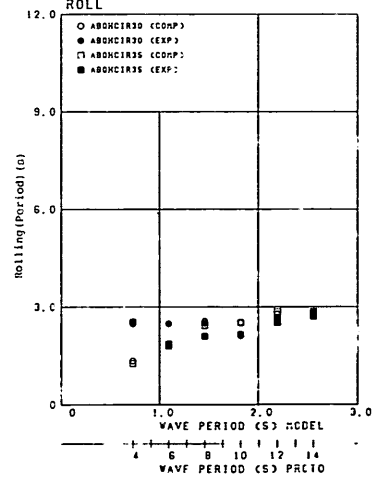
b) ヒービング (ABQHC1R20, 25)



e) ヒービング (ABQHC1R30, 35)

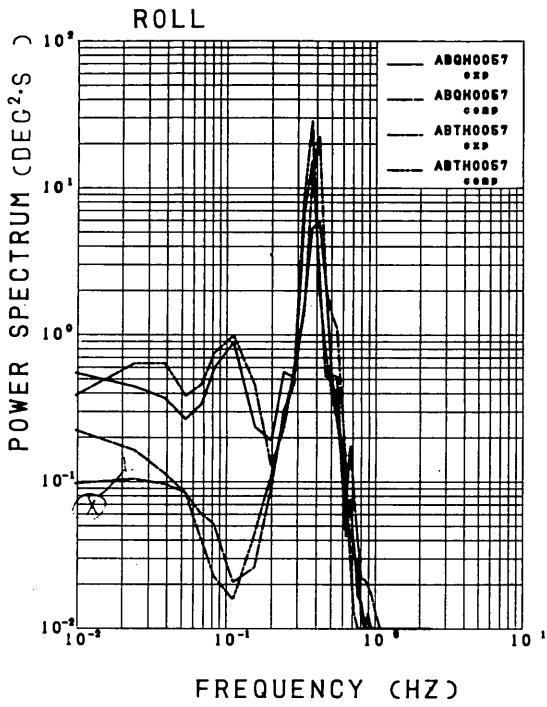


c) ローリング (ABQHC1R20, 25)

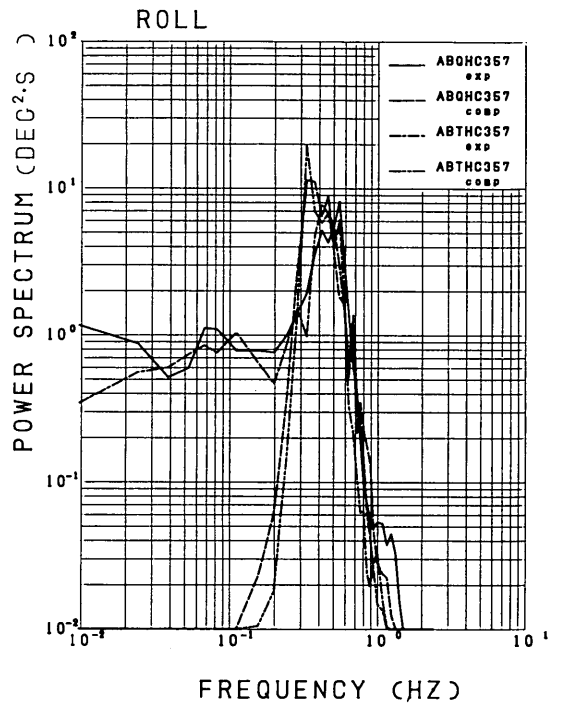


f) ローリング (ABQHC1R30, 35)

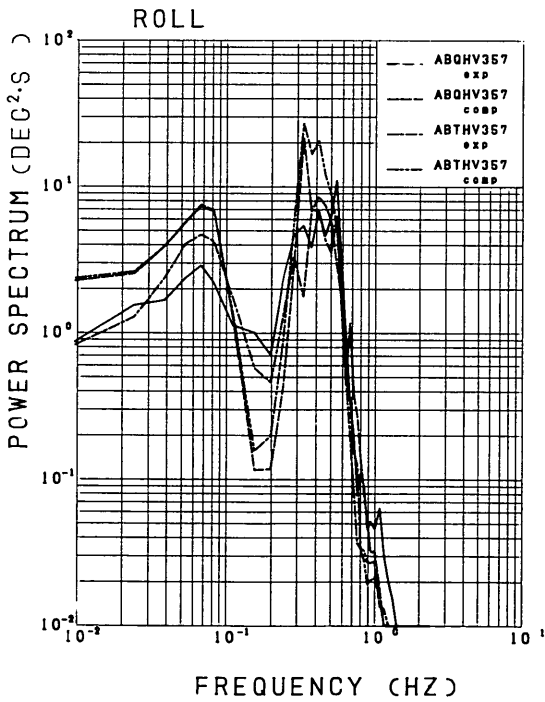
図-4.112 動揺周期 (有義値) の計算値と実験値との比較 (ABQHC1R20, 25, 30, 35)



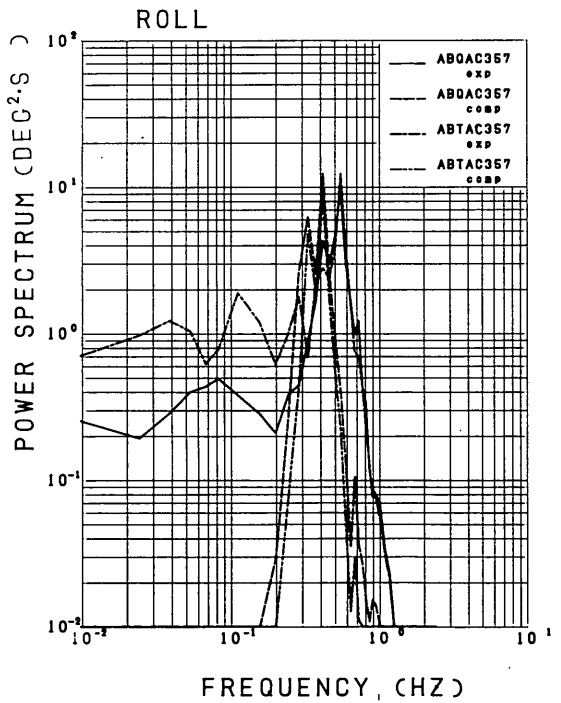
a) ABQHIR, ABTHIR



b) ABQHIR30, ABTHCIR30



c) ABQHVIR30, ABTHVIR30



d) ABQACIR30, ABTHVIR30

図-4.113 周波数スペクトルの計算値と実験値との比較 (有義周期 $T_{1/3} = 1.83$ s)
(ABQH, ABTH, ABQA, ABTA-VIR30)

ルであるが、実験値と計算値とを比べると計算値の周波数スペクトルのピーク周波数は実験値とは異なって、長周期側にあり、しかもピーク周波数のパワーは実験値のそれより大きいことがわかる。これに対し、風が作用しない場合（ABQH0057, ABTH0057）の場合のローリングの動揺の周波数スペクトルの実験値と計算値とを比較してみると、風が作用している場合よりは実験値と計算値との差は大きくない。また、FBQH, GBQHの各シリーズの周波数スペクトルの実験値と計算値とを比較してみても、両者はほぼ同一である。したがって、風が海側から作用することによって、計算上はローリングの長周期動揺成分が増幅されていることになる。以上のことから、風の作用によってローリングの動揺が大きくなるのは、空載時においては、計算では風圧中心が船舶の重心より上にあつて、しかも船舶の重心が防げん材取り付け位置よりも高いために、重心回りにローリングモーメントが生じているためと思われる。つまり、計算上のローリングモーメントのレバー長が大きいことが原因と考えられる。

(7) 波向について

a) 検討する実験ケース

ここでは、BBQH CIR30, BBQH VIR30, CBQH VIR30, CBQAVIR30, DBQAVIR30, DBQH VIRについて実験値と計算値とを比較する。

図-4.114 (a)~(c)はBBQH CIR30とBBQH VIR30について、図-4.115 (a)~(c)はCBQH VIR30, CBQAVIR30, DBQH VIR30について、スウェイング、ヒービング、ローリングの動揺量の最大値と最小値を示したものである。また、図-4.116 (a)~(c)と図-4.117 (a)~(f)はそれぞれ動揺両振幅と動揺周期の有義値を示したものである。

b) 波向 90°

まず、BBQH CIR30とBBQH VIR30の場合には、スウェイング、ヒービング、ローリングのいずれの成分についても動揺量と動揺周期の計算値と実験値とはよく合っている。たとえば、図-4.118 (a), (b)は波周期1.83 s（実物換算10 s）のときのスウェイングとローリングの動揺量の計算値と実験値の周波数スペクトルを比較したものであるが、計算値と実験値とがよく一致していることがわかる。

c) 波向 60°

つぎに、CBQH VIR30とCBQAVIR30について検討する。スウェイングとサージングについては実験値と計算値とはよく合っているが、ローリングについては長周期波に対して計算値の動揺量が実験値の動揺量より

も大きい。これに対し、DBQHRおよびCBQARの場合、つまり、風がなく波だけが作用している場合には図-4.119に示すようにローリングの動揺量の計算値と実験値の差異は小さい。この傾向はABQHシリーズやABTHシリーズの場合と同じである。図-4.120は波周期1.83 s（実物換算10 s）の場合のローリングの周波数スペクトルを比較したものであるが、変動風が作用している場合には長周期動揺成分のパワーの計算値が実験値より大きいことと、波周期に対応する周期でのピークのパワーの計算値が実験値より大きいことがわかる。この現象は前項で述べたことと同じである。上記の第1点については、計算においては風荷重が動揺量に及ぼす影響がやや大きめであることを示し、また、第2点は計算において波力モーメントが動揺量に及ぼす影響がやや大きめに出ていることを示している。なお、このほかローリングの粘性減衰の影響が考えられるが、本研究に示す数値シミュレーションにおいては、ローリングの減衰定数として無係留船舶の自由振動実験から得た数値を用いているので、粘性減衰を過小評価していることはないものと考えられる。

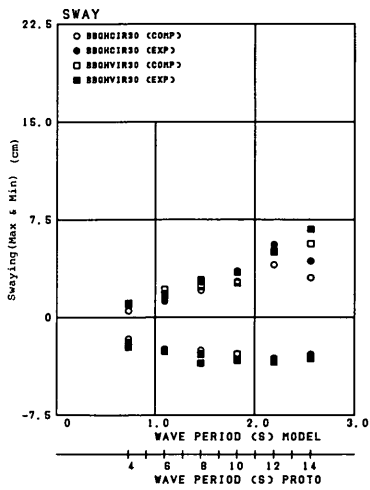
d) 波向 30°

DBQH VIR30については、スウェイングとローリングの動揺量の最大値と最小値および動揺両振幅の計算値と実験値とはよく合っているが、ヒービングの動揺量の最大値と最小値および動揺両振幅の計算値が実験値よりやや大きい。動揺周期の計算値と実験値とは、スウェイングとローリングでは波周期によっては合わない場合もあるが、ヒービングではよく合っていて、全般的によく合っていると言える。

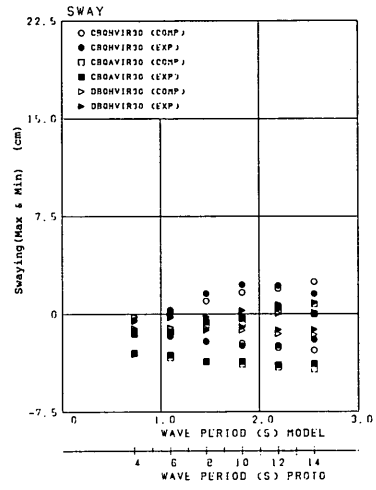
e) サージング

最後にサージングについて述べる。図-4.121 (a), (b), (c)はサージングについて、CBQHシリーズとDBQHシリーズの計算値と実験値とを比較したものである。風速が0 m/sの場合には動揺量は小さいものの計算値と実験値とがよく合っているのに対し、風速5.47 m/sの場合には実験値の動揺量の最大値と最小値と動揺両振幅が、短周期波に対しては小さいが長周期波に対しては増加しているのに対し、計算値ではいずれの波周期に対してもほぼ一定のかなり大きな動揺が現れている。しかも、計算値の動揺周期は実験値の動揺周期に比べてかなり長く、これらを総合して考えると、数値シミュレーションにおいては船舶の動揺に及ぼす風の影響が顕著に現れていると言える。この原因としては以下の諸点を考えることができる。

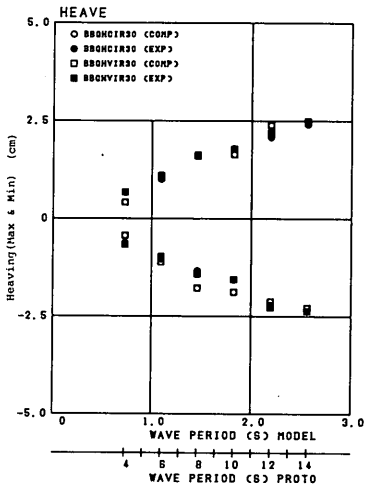
① 数値シミュレーションにおいては船舶に作用する



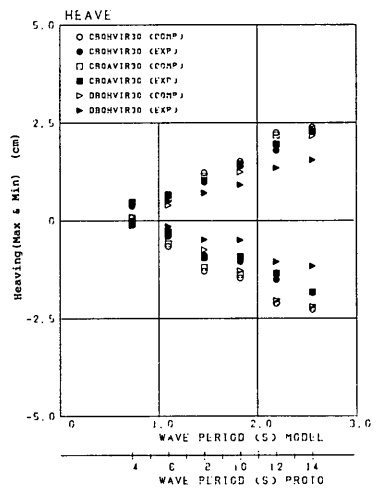
a) スウェイング



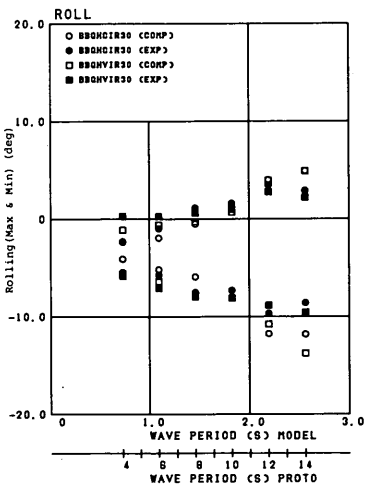
a) スウェイング



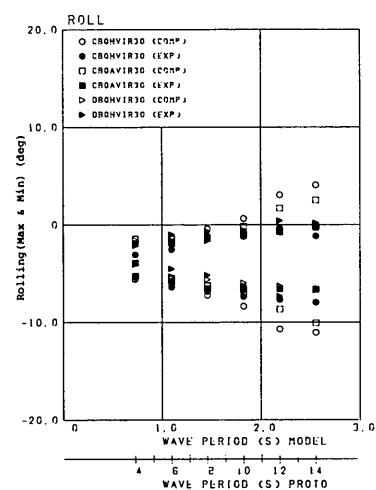
b) ヒービング



b) ヒービング



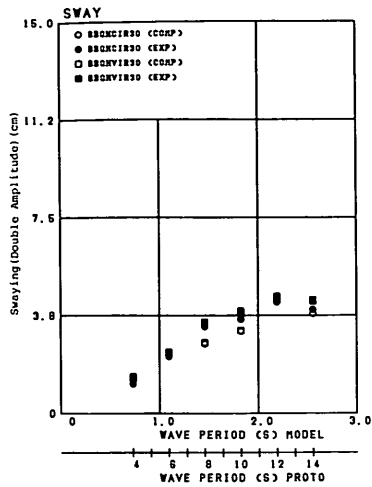
c) ローリング



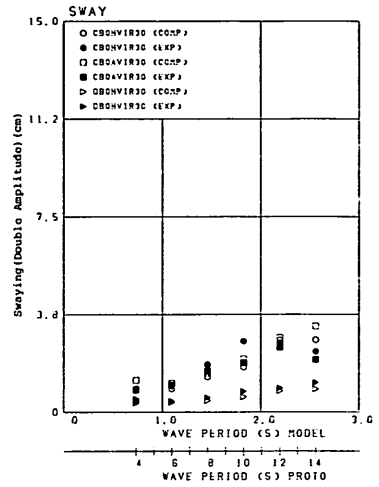
c) ローリング

図-4.114 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較(BBQH(CIR30, VIR30))

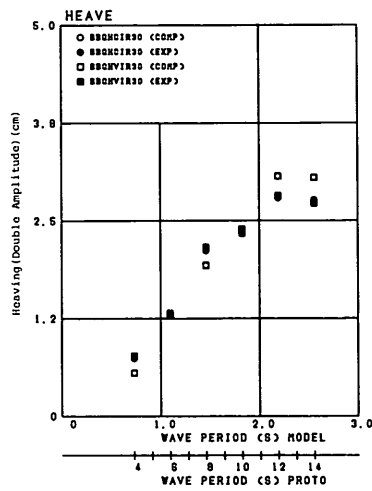
図-4.115 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較(CBQH, CBQA, DBQH-VIR30)



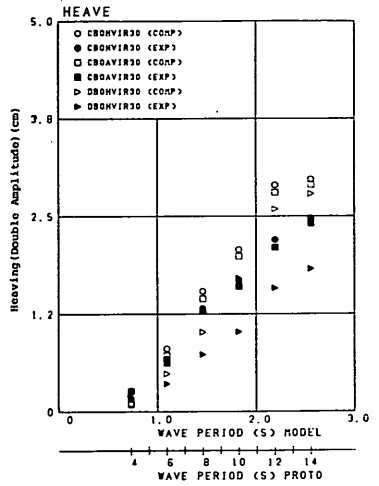
a) スウェイング (BBQH)



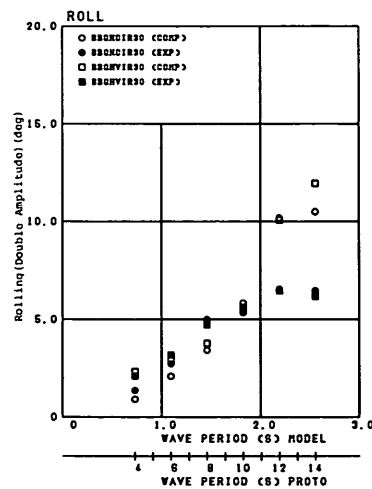
d) スウェイング (CBQH, CBQA, DBQH)



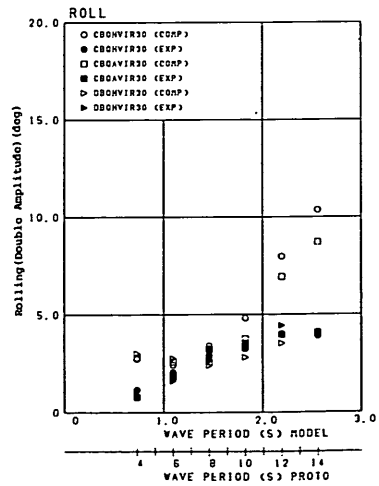
b) ヒービング (BBQH)



e) ヒービング (CBQH, CBQA, DBQH)

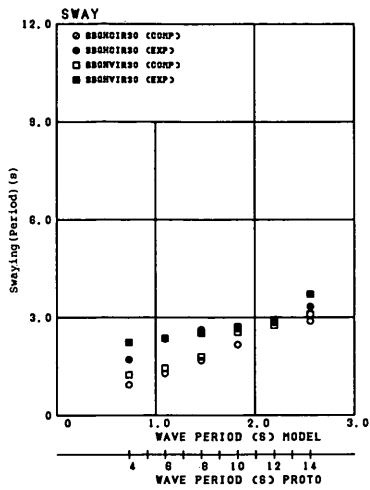


c) ローリング (BBQH)

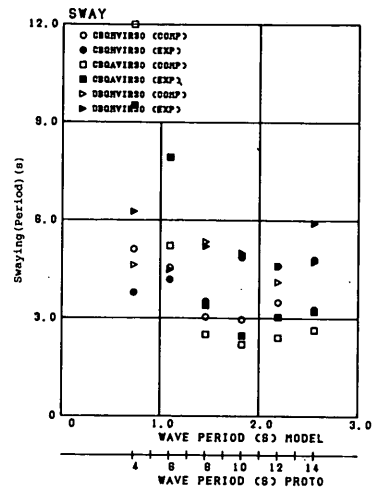


f) ローリング (CBQH, CBQA, DBQH)

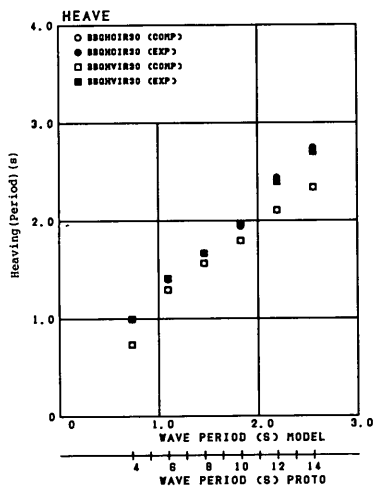
図-4.116 揺動両振幅(有義値)の計算値と実験値との比較
(BBQH(CIR30)), (CBQH, CBQA, DBQH-VIR30)



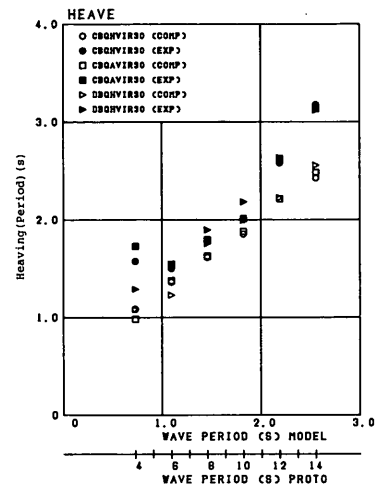
a) スウェイング (BBQH)



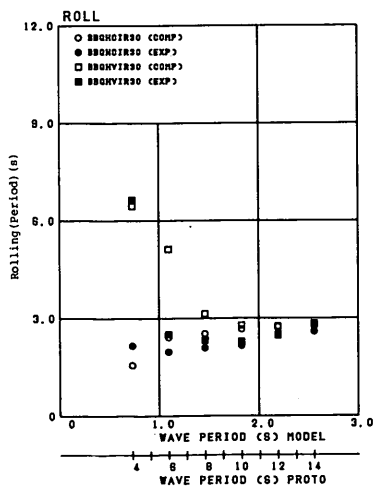
d) スウェイング (CBQH, CBQA, DBQH)



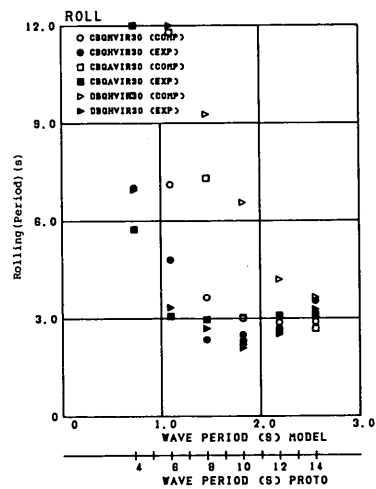
b) ヒービング (BBQH)



e) ヒービング (CBQH, CBQA, DBQH)

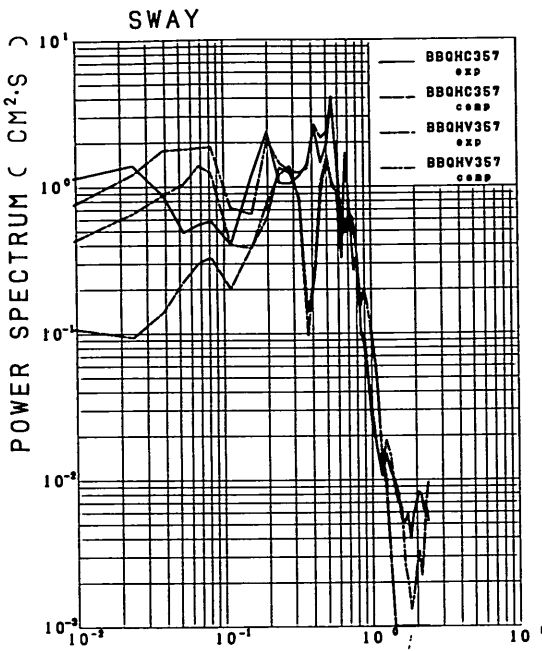


c) ローリング (BBQH)

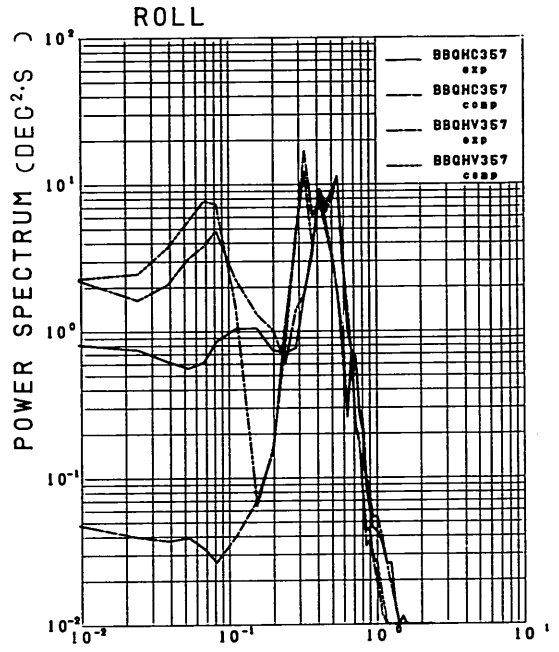


f) ローリング (CBQH, CBQA, DBQH)

図-4.117 動揺周期(有義値)の計算値と実験値との比較
(BBQH(C1R30, V1R30)), (CBQH, CBQA, DBQH-V1R30)



a) スウェイニング



b) ローリング

図-4.118 周波数スペクトルの計算値と実験値との比較 (有義周期 $T_{1/3} = 1.83$ s) (BBQHC, BBQHV)

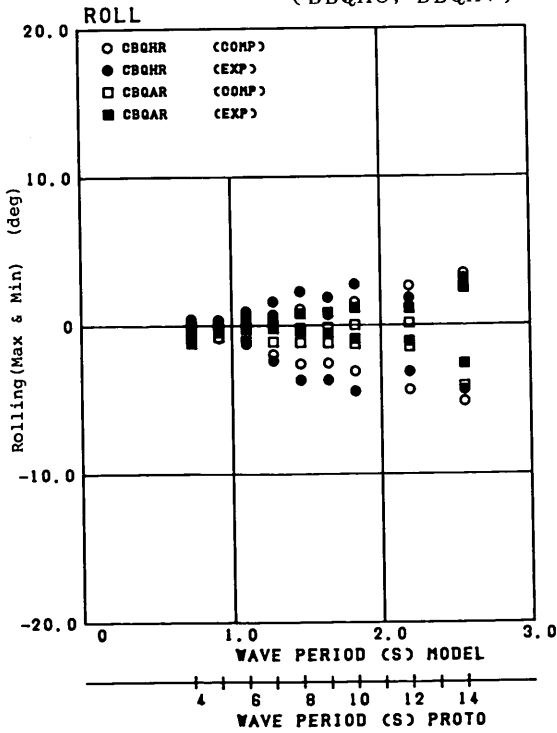


図-4.119 ローリングの動揺量 (最大値) (CBQHR, DBQHR)

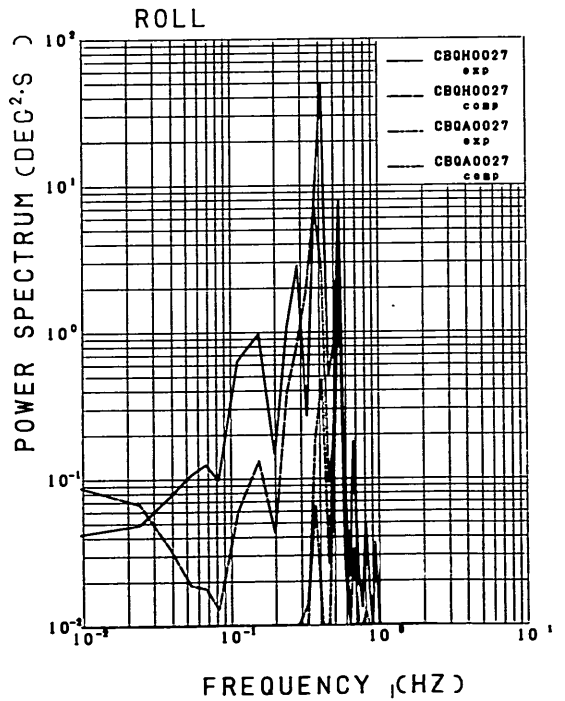
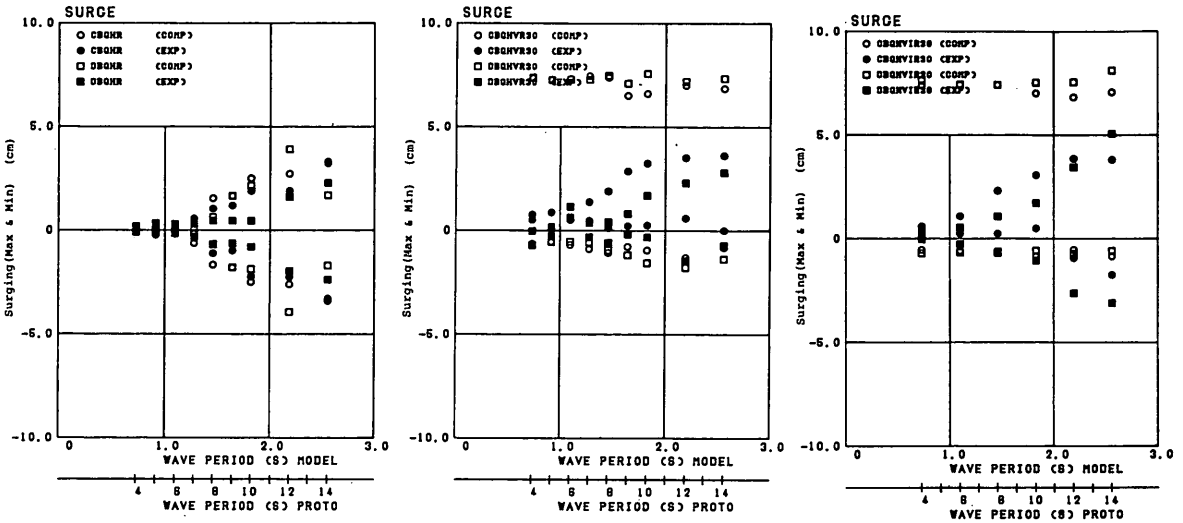


図-4.120 ローリングの周波数スペクトルの計算値と実験値との比較 (有義周期 $T_{1/3} = 1.83$ s) (CBQH, CBQA)



a) CBQHR, DCQHR b) CBQHVR30, DBQHVR30 c) CBQHVR30, DBQHVR30

図-4.121 サージングの動揺量(最大値)(CBQH, DBQH)

風圧力が模型実験で実際に船舶が受けた風圧力より大きい。

- ② サージングの減衰係数が小さい。
- ③ 模型実験では係留索の変位復元力特性が硬化していたのではないと思われるのに、数値シミュレーションでは硬化前の変位復元力特性を用いている。
- ④ 模型実験では船舶と防げん材の間に摩擦力が働いていたと思われるが、数値シミュレーションではそれを考えていない。

これらの考えられる原因のうち、①については、模型実験においては係船岸前面の船舶の係留位置において風速記録が所定の値を示していることと、風圧力を計算する際の抗力係数は同型船についての風洞実験の結果であるが、いまのところ、ここで示した数値が最も信頼性の高い数値であると思われること、また、②の項目については、サージングの減衰定数としては、従来船舶工学で用いられている数値や、2.で記述した船舶の係留問題に関する他の研究者の解析に用いられた数値とほぼ同程度の数値を用いていることなどから、これらについては原因としての可能性は少ないと思われる。以上のことから実験値と計算値の

差は計算値が過大であると思われるが以下のことが原因と考えられる。図-4.122はBBQHVR30, BBQHVR30 ($T_{1/3}=0.78$), BBQHVR30 ($T_{1/3}=0.78$)のサージングの計算値を動揺波形を示したものである。定常風の場合の計算においても、荷重を載荷した直後に若干の自由振動が誘起されている。しかし、この自由振動はしだいに減衰して行くことが図から読み取られる。ところが、変動風を作用させた場合には定常風の場合と異なって自由振動が減衰してしまうことはない。しかしながら、動揺両振幅は減衰定数を大きくとれば、動揺量を小さく

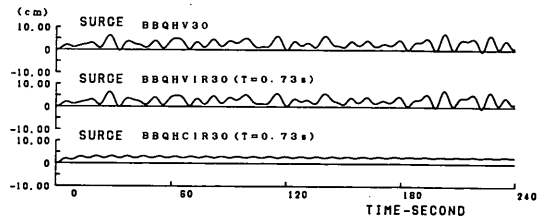


図-4.122 サージングの動揺波形(計算値)(BBQH)

計算することはできるが、そのようにするためには相当大きい減衰定数を用いる必要がある現実的でない。

③については、後に示すように、係留索にたるみがあるなどして柔らかいときに、長周期の変動荷重が作用する場合については起こりうる現象である。また、④についても係船岸と船舶との間の摩擦抵抗は長周期動揺現象を抑えるのに効果を発揮するものと考えられたがこの場合には船舶が係船岸から離れている状態なので、この効果はない。

(8) 風向について

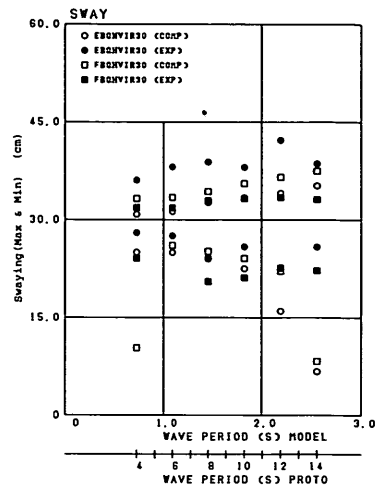
a) 検討する実験ケース

ここでは、EBQH VIR30, FBQH VIR30, GBQH VIR30, HBQH VIR30, IBQH VIR30について実験値と計算値とを比較する。これらは、風が係船岸側から吹く場合または係船岸法線と平行に吹く場合で、船舶が防げん材にほとんど接触しないか、または、接触しても反力が小さく、スウェイングやローリングなどの動揺に及ぼす影響が小さい場合の実験例である。

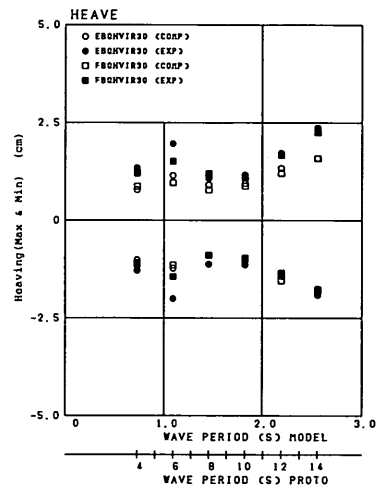
図-4.123 (a)~(c)はEBQH VIR30, FBQH VIR30 また、図-4.124 (a)~(c)はGBQH VIR30 とHBQH VIR30について、スウェイング、ローリング、ヒービングの動揺量の最大値と最小値の計算値と実験値とを比較したものである。さらに、図-4.125 (a), (b)は、IBQH VIR30 のサージングとヒービングの計算値と実験値とを比較したものである。また、図-4.126 (a)~(f), 図-4.128(a)~(f), 図-4.129 (a), (b)はそれぞれ動揺両振幅および動揺周期の有義値の計算値とを比較したものである。

b) EBQH VIR30

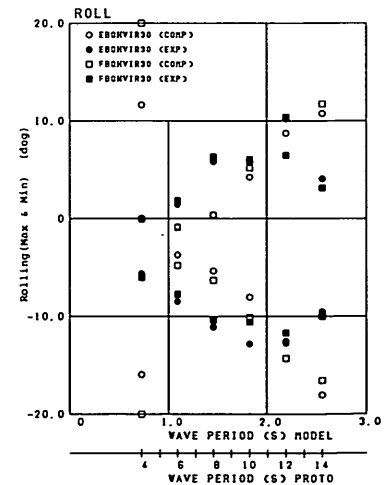
EBQH VIR30について検討する。スウェイングについては、ドリフト量の計算値が実験値より大きい。したがって、動揺量の最大値の計算値は実験値より大きくなる。この差は、係留索の初期張力や変位復元力特性が、実験と計算とで一致していないことが原因と考えられる。結果からみると、計算においては初期張力がやや小さく、かつ柔らかい変位復元力特性が入力されていたことになる。動揺両振幅については、波周期が2.19 s (実物換算12 s) 以下では実験値が、また、波周期2.56 s (実物換算14 s) では計算値が大きくなっている。これを動揺周期と対比してみると、実験値または計算値の一方の動揺両振幅が他方の動揺両振幅より大きいときに動揺周期の大小の関係もそれと同じになっている。動揺周期が長いということは動揺波形の長周期成分のエネルギーが短周期成分のエネルギーより大きいということである。この場合には動揺に及ぼす風の影響が大きかったことを意味する。



a) スウェイング

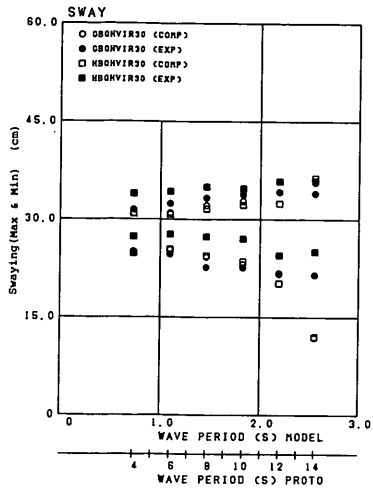


b) ヒービング

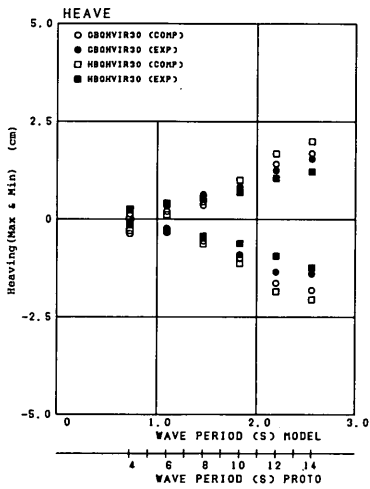


c) ローリング

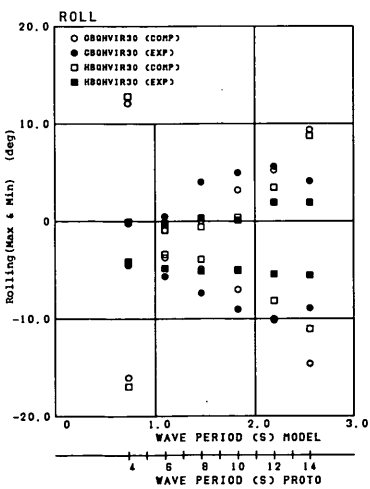
図-4.123 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較 (EBQH, FBQH-VIR30)



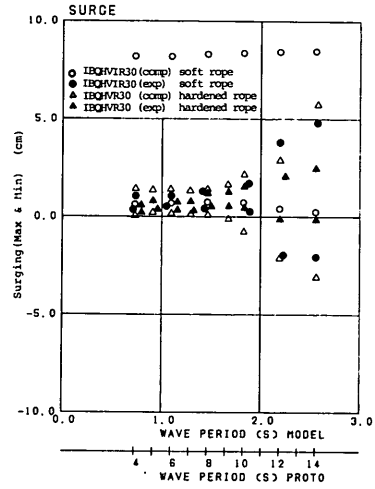
a) スウェイング



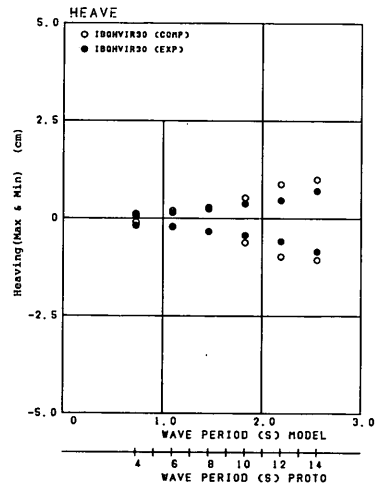
b) ヒービング



c) ローリング



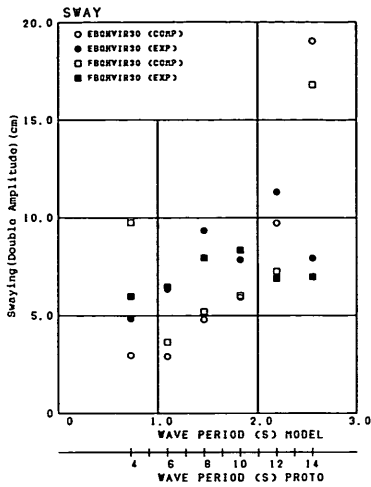
a) スウェイング



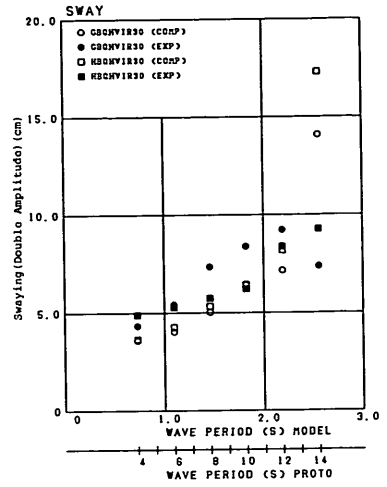
b) ヒービング

図-4.124 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較(GBQH, HBQH-VIR30)

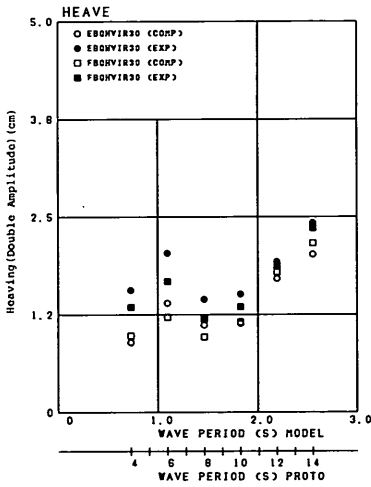
図-4.125 動揺量(最大値)の計算値と実験値との比較(IBQHVIR30)



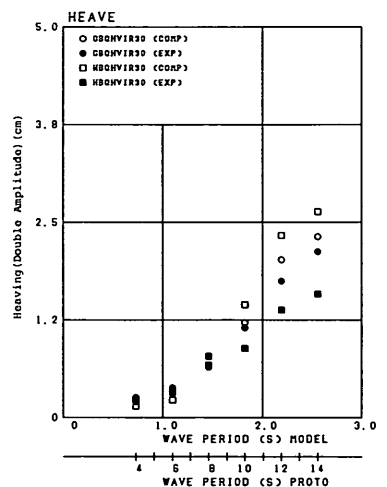
a) スウェイング (EBQH, FBQH)



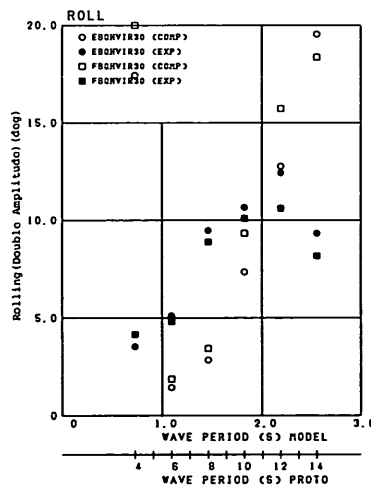
d) スウェイング (GBQH, HBQH)



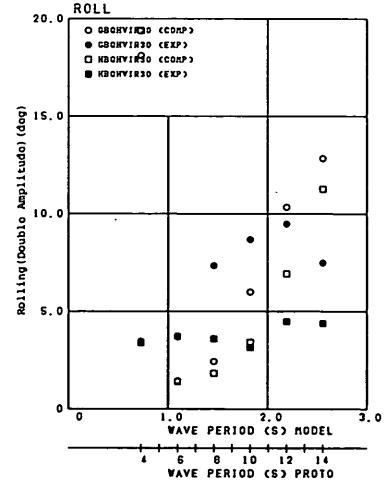
b) ヒービング (EBQH, FBQH)



e) ヒービング (GBQH, HBQH)

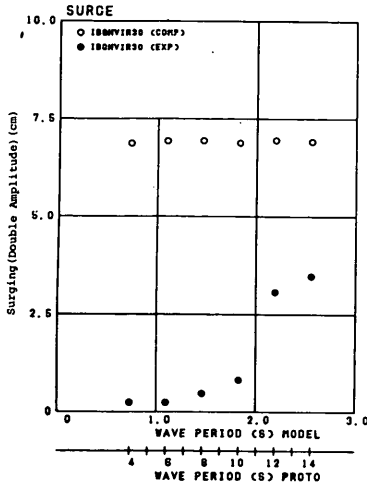


c) ローリング (EBQH, FBQH)

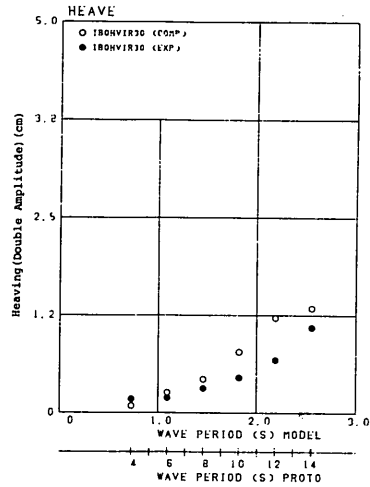


f) ローリング (GBQH, HBQH)

図-4.126 動揺両振幅(有義値)の計算値と実験値との比較 (EBQH, FBQH, GBQH, HBQH-VIR30)



a) サージング (IBQHVIR30)



b) ヒービング (IBQHVIR30)

図-4.127 動揺両振幅(有義値)の計算値と実験値との比較 (IBQHVIR30)

ローリングについては、短周期波に対しては動揺量の最大値と最小値の実験値が計算値より大きい、波周期 2.56 s (実物換算 14 s) では計算値が実験値より大きい。動揺両振幅は、波周期 2.56 s (実物換算 14 s) を除いて計算値が実験値より小さい。しかし動揺周期はよく一致している。

ヒービングについては動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値と実験値とがよく一致している。

c) FBQHVIR30

この場合には、スウェイングについてはドリフト量の実験値が計算値より大きい。この関係はFBQHVIR30の場合と反対であるが、異なる実験ケースであるため、実験における係留索の変位復元力特性、初期張力などが多少異なっていることが原因であると考えられる。

ローリングの動揺周期の実験値と計算値とはよく合っている。動揺量の最大値と最小値については波周期 2.56 s (実物換算 14 s) 以外の波周期では実験値のほうがやや大きい。動揺両振幅については、波周期 1.83 s (実物換算 10 s) 以下では実験値が計算値より大きく、この傾向はEBQHVIR30と同じである。動揺周期の実験値と計算値とは、波周期 2.56 s (実物換算 14 s) 以外の波周期ではよく合っている。ローリングについては、動揺量の最大値と最小値と動揺両振幅については、短周期波に対しては実験値が計算値より大きく、長周期波に対しては計算値が実験値より大きい。動揺周期は短周期波に対しては計算値が実験値より大きい、その他の

波周期については比較的よく合っている。

ヒービングについては動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値と実験値とはよく合っている。

d) QBQHVIR30

スウェイングについては、動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値と実験値とがよく一致している。

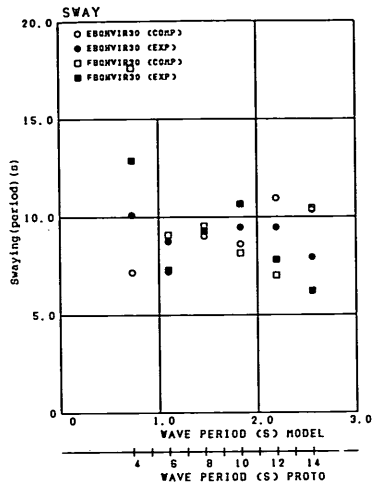
ローリングについては、短周期波に対しては動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅ともに実験値が計算値より大きい、全般的によく合っている。

動揺周期は、短周期波に対しては合わないが、その他の波周期については実験値と計算値とがよく一致している。ヒービングについては、動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても実験値と計算値とはよく合っている。

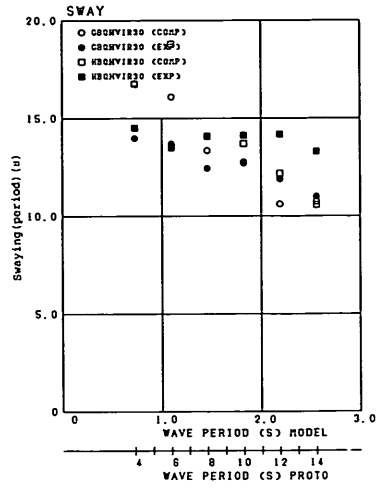
HBQHVIR30について検討する。スウェイングについては、計算値のドリフトが実験値よりやや大きく、したがって、動揺量の最大値と最小値については計算値のほうが実験値より大きい。動揺両振幅と動揺周期についてはよく合っている。ただし、波周期 2.56 s (実物換算 14 s) では計算値の動揺両振幅が実験値より大きい。

ローリングについては、周期 2.56 s (実物換算 14 s) を除いて、動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても、計算値と実験値とがよく合っている。

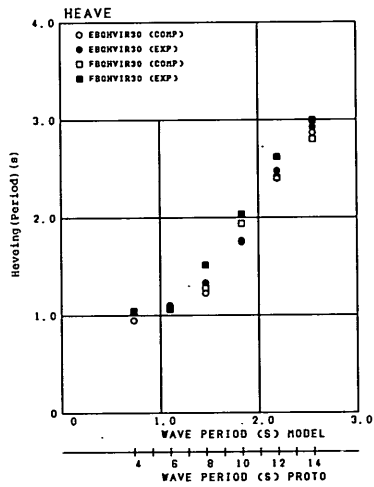
ヒービングについては、動揺量の最大値と最小値、動



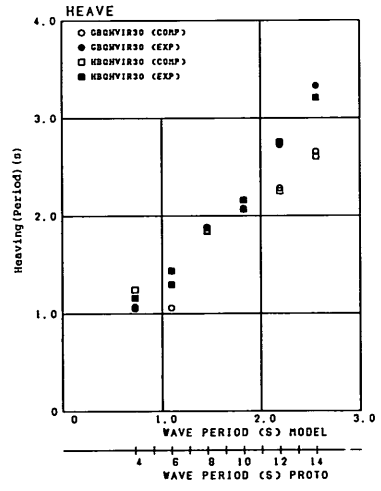
a) スウェイング (EBQH, FBQH)



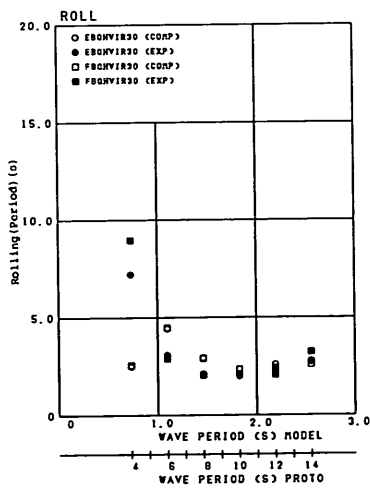
d) スウェイング (GBQH, HBQH)



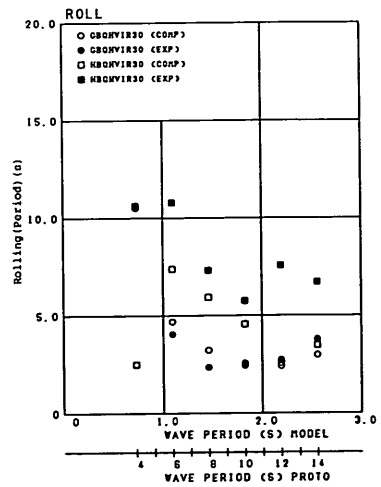
b) ヒービング (EBQH, FBQH)



e) ヒービング (GBQH, HBQH)

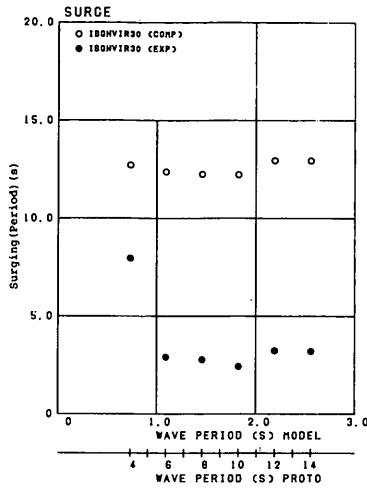


c) ローリング (EBQH, FBQH)

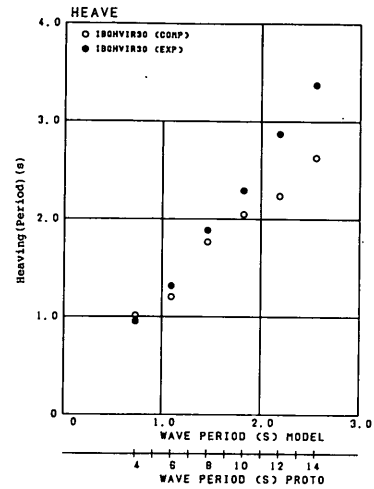


f) ローリング (GBQH, HBQH)

図 - 4.128 動揺周期 (有義値) の計算値と実験値との比較



a) サージング



b) ヒービング

図-4.129 動揺周期(有義値)の計算値と実験値との比較 (IBQHVIR30)

揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値と実験値とはよく合っている。

e) IBQHVIR30

この場合には、風向と波向が 180° であるのでサージングとピッチングについて検討する。サージングについては、計算値の動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値が実験値を大きく上回る。これは、計算においては変動風の作用による周期 12 s (実物換算約 66 s)にもなる長周期動揺現象が生じているのであるが、実験ではそれが得られていないことを意味する。実験値と計算値のこのような差異は、計算値と実験値における風荷重の相違、係留索の変位復元力特性が計算において十分再現されていないことによって生じているものと考えられる。そこで変位復元力特性が硬化したものと計算してみた。その結果は図-4.125(a),(b)に△および▲で示しているが、実験値とよく合っている。

ピッチングについては、動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても実験値と計算値とはよく合っている。

以上をとりまとめると、つぎのようになる。

風が係留岸側から、または船首、船尾方向から吹いて、船舶が係留索によってのみ係留されている状態では、動揺に及ぼす風の影響が大きくなる。また、係留索の変位復元力特性が柔らかいので、船舶は長周期動揺を行うが、この際、係留索の変位復元力特性、および初期張力が動揺に及ぼす影響が大きい。

船舶が風の作用による長周期運動を行っている場合に

長周期の波が作用すると、動揺波形は風による長周期動揺の上に、そのまま、波による短周期動揺が重畳した形になり動揺量の最大値と最小値が大きくなる。しかしながら、実験結果と計算結果とを比較してみると計算結果が大きくなっていて、しかもこれは5.で述べる実船観測とは反対の傾向を示している。このように、船舶が係留索のみで係留されているとき、つまり、柔らかい係留系にある場合の動揺については、計算結果と実験結果との対応がよくないが、これは係留系の入力条件が適切でないことが原因と考えられる。

(9) 防風壁の効果について

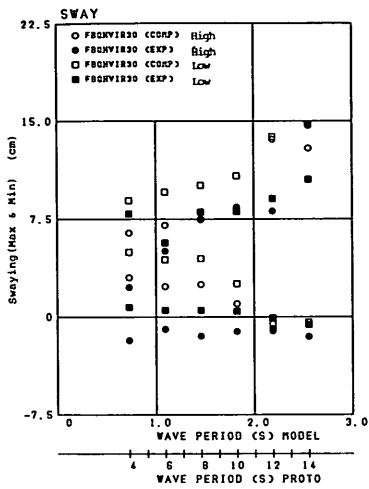
a) 検討するケース

ここでは、FBQHVIR30 High, FBQHVIR30 Low について実験値と計算値とを比較する。

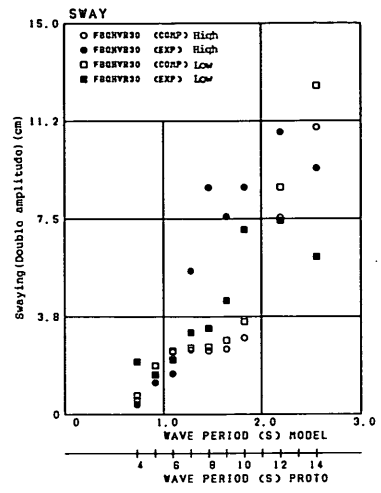
図-4.130(a)~(c)は、FBQHVIR30 High と FBQHVIR30 Low のスウェイング、ローリング、ヒービングについて動揺量の最大値と最小値を示したものである。図-4.131(a)~(c)と図-4.132(a)~(c)はそれぞれ動揺両振幅または動揺周期の有義値を示したものである。

b) FBQHVIR30 High

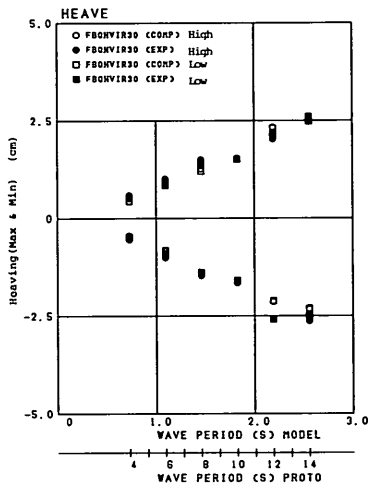
スウェイングについては動揺量の最大値と最小値の計算値と実験値は比較的よく一致している。動揺両振幅をみると波周期 1.83 s (実物換算 10 s)以下の周期の波に対しては実験値より大きい。また、動揺周期についても波周期 1.83 s (実物換算 10 s)以下では実験値が計算値より大きい。動揺量の最大値と最小値の図を見ると、実験においては防風効果が大きいので、波の作用によって船舶が防げん材に接触している。したがって、係留系の



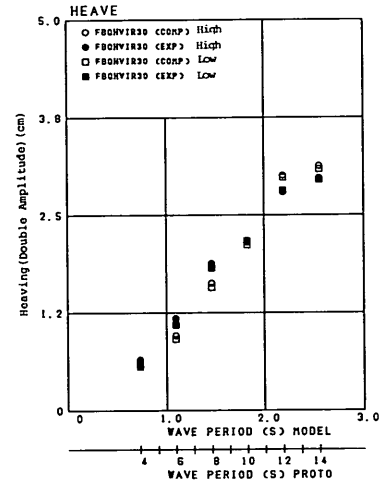
a) スウェイング



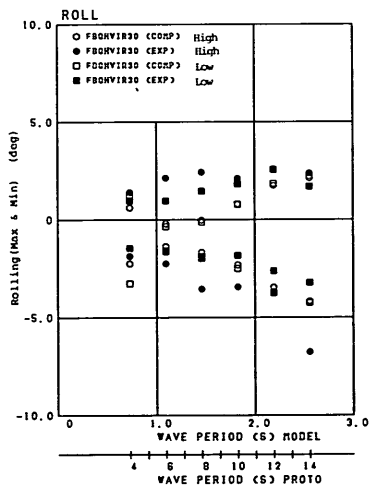
a) スウェイング



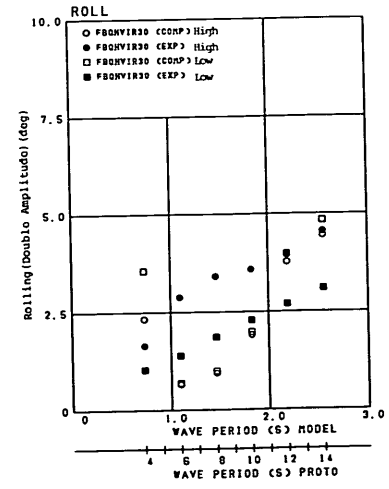
b) ヒービング



b) ヒービング



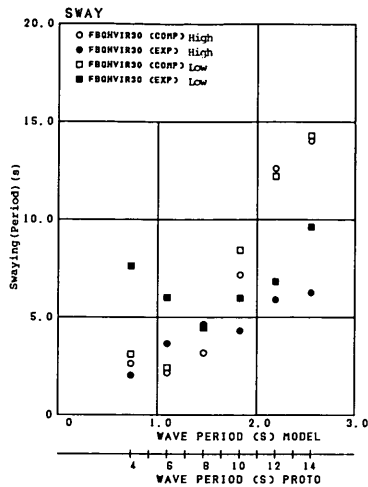
c) ローリング



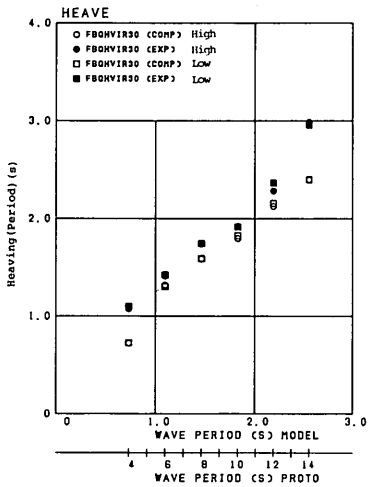
c) ローリング

図-4.130 防風壁の高さによる動揺量(最大値)の差異 (FBQHVIR30)

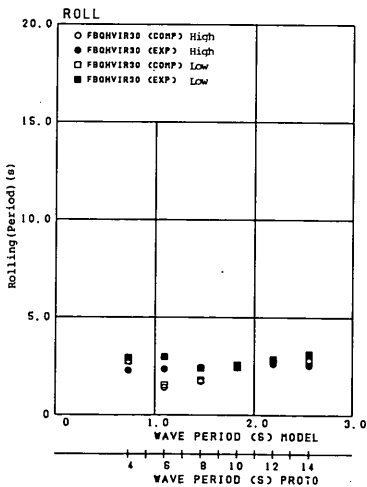
図-4.131 防風壁の高さによる動揺両振幅(有義値)の差異 (FBQHVIR30)



a) スウェイング



b) ヒービング



c) ローリング

図-4.132 防風壁の高さによる動揺周期(有義値)の差異(FBQHVIR30)

非対称性の影響が現れている。しかし、計算においては測定された風速を入力しても、なお、風荷重の作用により船舶が係船岸から離されつづけており、そのため係留系の非対称性が弱くなるので動揺両振幅が小さい。この事実からみると計算に用いている風荷重が実際より大きいのではないかと考えられる。

ローリングについては、波周期1.83s(実物換算10s)以下では、動揺量の最大値と最小値および動揺両振幅の計算値が実験値より小さい。これは、実験では風荷重が小さくて係留系の非対象性の影響がでているのに対し、計算では逆に風荷重が実際よりやや大きめに評価されていて、かえって係留索の非対称性が弱まっているためであると考えられる。

ヒービングについては、動揺量の最大値と最小値、動揺両振幅、動揺周期のいずれについても計算値と実験値はよく合っている。

c) FBQHVIR30 Low

スウェイングについては、動揺量の最大値と最小値については計算値が実験値よりやや大きい。つまり、計算では、船舶は係船岸から離された状態で動揺しているのに対し、実験では係船岸についたり離れたりしている。これはFBQHVIR30 Lowの場合と同様に、計算値において風荷重が若干大きめであったためであると考えられる。したがって、実験値においては、スウェイングに対し、係留系の非対称性の影響が現れるので、動揺両振幅をみると実験値は計算値より大きい。動揺周期については一部に合わないところがあるが、比較的よく一致している。

ローリングおよびヒービングについては、動揺量の最大値と最小値と動揺両振幅、および動揺周期のいずれについても計算値と実験値とはよく合っている。

4.5 数値シミュレーションにおける定数についての考察

(1) 概要

ここでは、本研究に示した係岸船舶の動揺解析手法の数値シミュレーションにおいて仮定した流体係数についての考察を行う。流体係数つまり、付加質量係数と減衰係数は、船体の動揺に伴って生ずる造波抵抗力の加速度に比例する成分と速度に比例する成分とから求められるものであるから、ともに波の周期の関数である。したがって、線形な係留系に係留された船舶の不規則波中の動揺を求める場合には、不規則波の成分波に対する解を重ね合わせて解を求めることができるが、非線形な係留系に係留された船舶の不規則波応答を求める場合にはそのような重ね合わせをすることができない。そこで船

船の動揺の時刻歴解を求めるわけであるが、その際に流体力係数を一定値として計算する必要がある。本研究に示す数値シミュレーションでは、流体力係数を不規則波の代表周期に対する値とした。ただし、サージングとローリングについては以下のようにする。サージングについては計算で求められないので、係留系を線形と仮定し、サージングのみかけの固有周期を計算し、減衰定数が0.03～0.05となるように減衰抵抗力を決める。また、ローリングについては自由振動試験を行って決める。その方法は後述する。なお、流体力係数のうち係留系の非対称性との関連が大きいものは、スウェイングの付加質量係数と減衰係数である。他の動揺成分に関する流体力係数は係留系の非対称性との関連は小さい。そこで、ここでは、まず、スウェイングの流体力係数についての評価を行う。

(2) スウェイングの流体力係数

a) 減衰係数

すでに模型実験結果でも述べたように、サージングとローリング以外の流体力係数として不規則波の代表周期に対する値を用いて計算した結果は、実験値とよく一致していることを確認している。ただし、定反力型の防げん材を用いた場合で風荷重が作用しない場合には、係留索の非対称性が強くなるが、そのような場合の実験値と計算値との対応がいま一つ良くない。そこで、そのような場合について、流体力係数を変えて若干の計算をすることにする。

図-4.133 (a), (b)は10000 DWT級の貨物船の1/30模型の空載時の付加質量と減衰係数を示したものである。いま波周期1.83sとすると、付加質量は42.6 kgfm⁻¹s² 減衰係数は18.3 kgfm⁻¹sとなる。図-4.133

からわかるように、付加質量は波周期が変わってもあまり変化しないが、減衰係数は長周期波に対しては急激に減衰する。実験において、動揺振幅が大きくなるのは長周期波の場合であるから、減衰係数が非常に小さい領域である。

そこで、いま、周期1.83sの波に対してスウェイングの減衰係数を表-4.4に示すように変化させて、計算を行った結果を示す。表中の倍率は造波抵抗力から求めた計算値に対する値である。ここでは、ABQHRについて計算しスウェイングとローリングについての結果を示す。

b) スウェイング

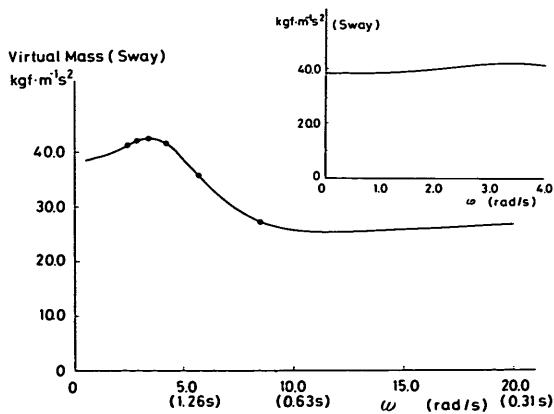
図-4.134はスウェイングの動揺波形を示したものである。順に、実験値、計算値(1)、計算値(2)、計算値(3)、計算値(4)である。また、図-4.135はローリングの動揺波形を示したものである。

図-4.136は、スウェイング動揺量の最大値と最小値を、図-4.137は、スウェイングの動揺両振幅の有義値を、図-4.138は、スウェイングの動揺周期を示したものである。

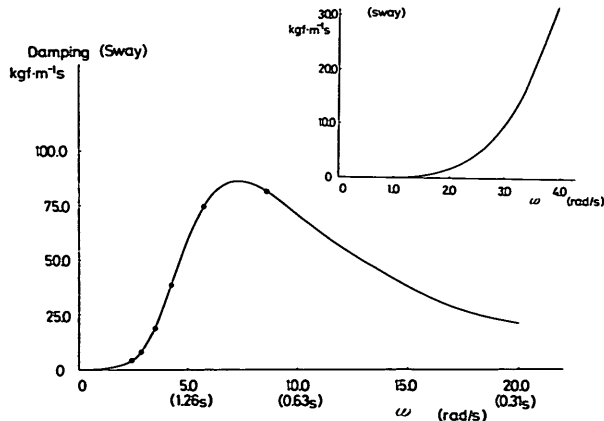
表-4.4 検討に用いた減衰係数 (kgfm⁻¹s)

周期s	計算値×2	計10倍	計算値×1/2	計算値×1/3
0.73 (4)	163.6	81.8	40.9	27.3
0.91 (5)	170.4	85.2	42.6	28.4
1.10 (6)	149.2	74.6	37.3	24.9
1.28 (7)	115.8	57.9	29.0	19.3
1.46 (8)	82.4	41.2	20.6	13.7
1.64 (9)	55.2	27.6	13.8	9.20
1.83 (10)	36.6	18.3	9.15	6.10
2.19 (12)	16.4	8.19	4.10	2.73
2.56 (14)	7.86	3.93	1.97	1.31

1/30模型の船
()内は実物換算周期

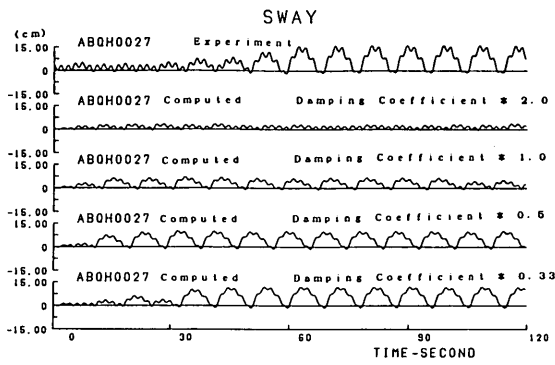


a) 仮想質量

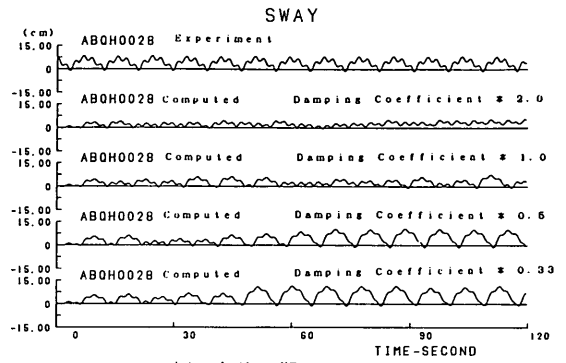


b) 減衰係数

図-4.133 模型船の仮想質量と減衰係数 (スウェイング)

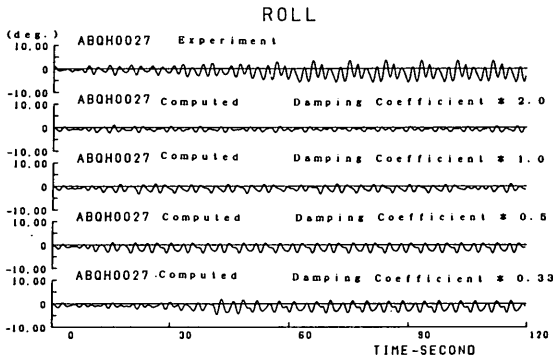


a) 有義周期 $T_{1/3} = 1.83$ s

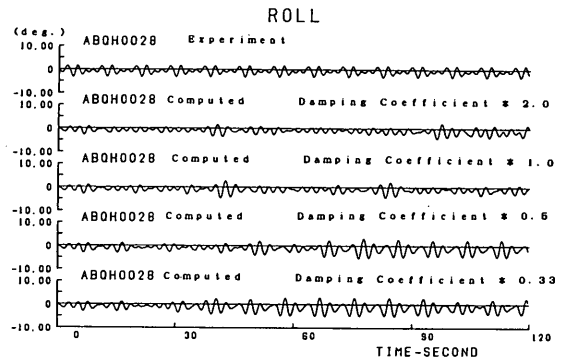


b) 有義周期 $T_{1/3} = 2.19$ s

図-4.134 スウェイの波形



a) 有義周期 $T_{1/3} = 1.83$ s



b) 有義周期 $T_{1/3} = 2.19$ s

図-4.135 ローリングの波形

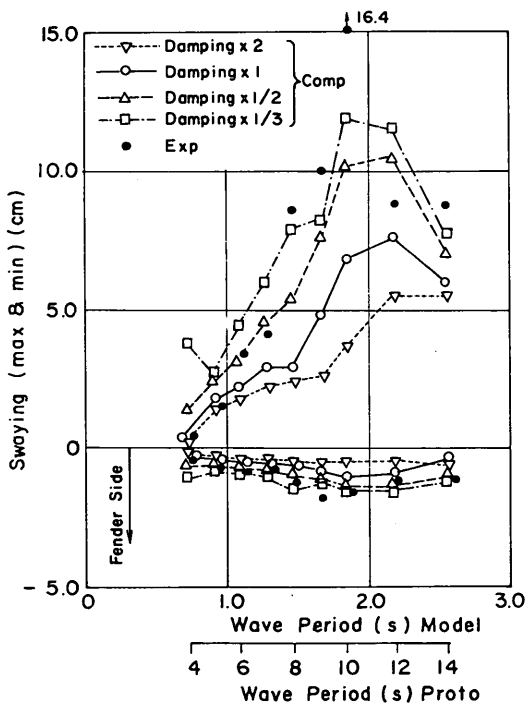


図-4.136 スウェイの減衰係数が動揺量(最大値)に及ぼす影響 (ABQHR)

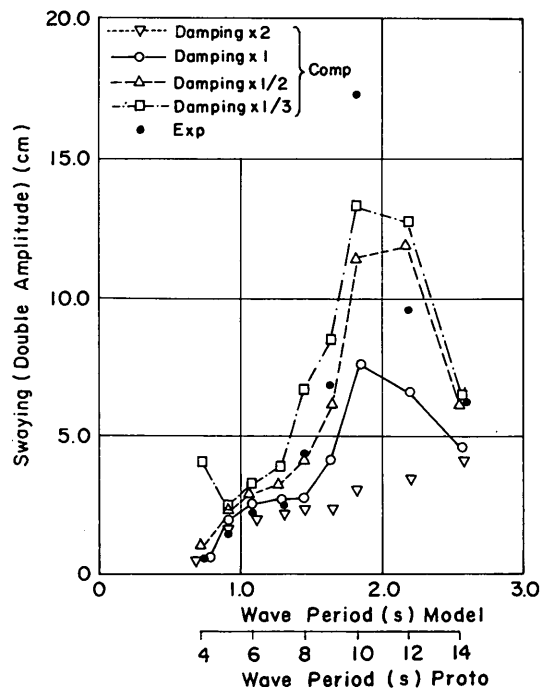


図-4.137 スウェイの減衰係数が動揺両振幅(有義値)に及ぼす影響 (ABQHR)

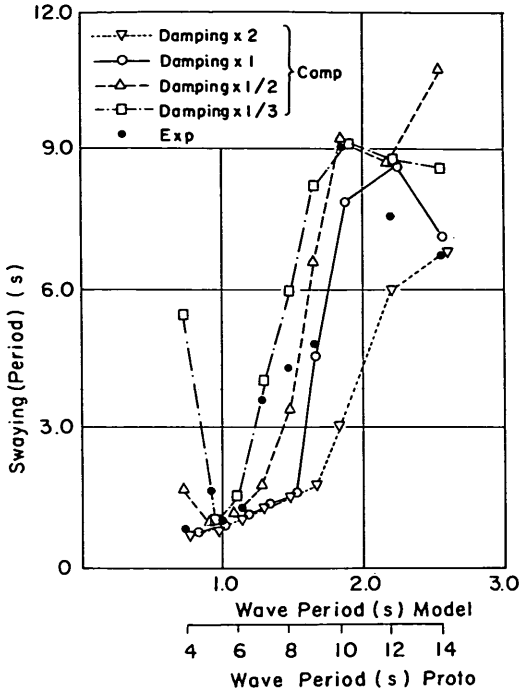


図-4.138 スウェイングの減衰係数が動揺周期（有義値）に及ぼす影響（ABQHR）

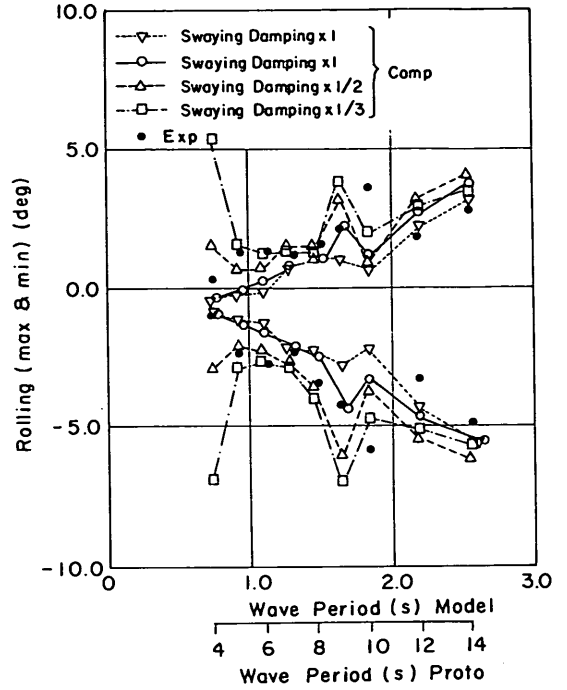


図-4.139 スウェイングの減衰係数がローリングの動揺量（最大値）に及ぼす影響（ABQHR）

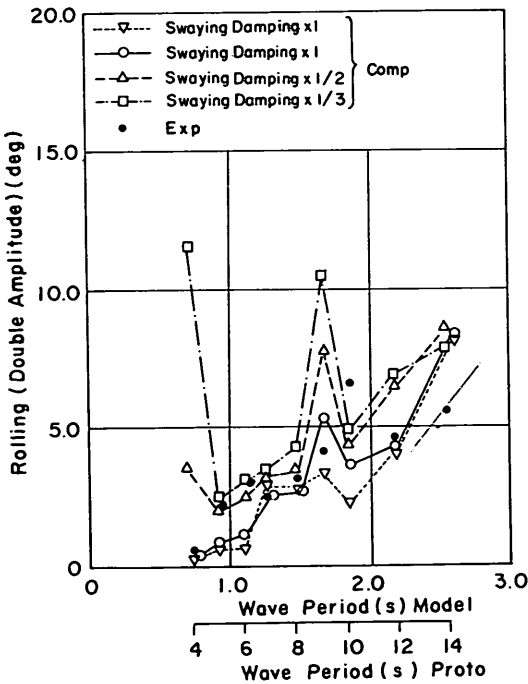


図-4.140 スウェイングの減衰係数がローリングの動揺両振幅（有義値）に及ぼす影響（ABQHR）

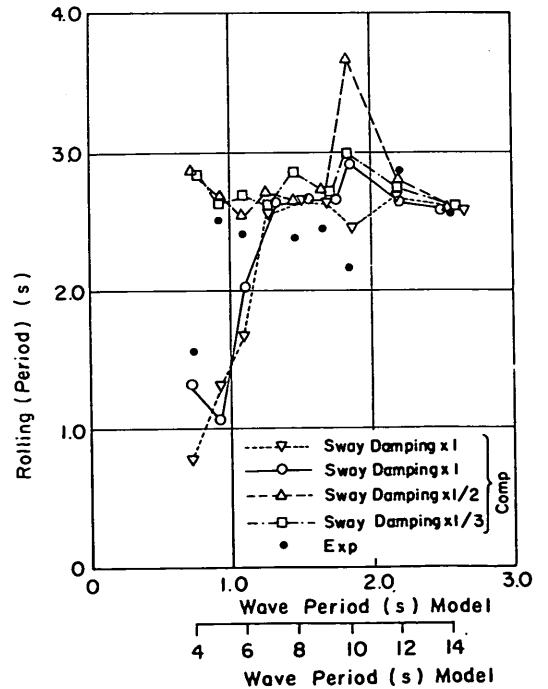


図-4.141 スウェイングの減衰係数が動揺周期（有義値）に及ぼす影響（ABQHR）

ある。

まず、動揺波形を見ると、減衰係数が小さいほど長周期動揺成分が卓越してきて、係船岸から離れる動揺量が大きくなっていることがわかる。しかし、減衰係数が小さい場合には動揺周期が長くなりすぎて現象と合わなくなる。

図-4.136をみると長周期に対しては減衰係数を計算値の1/2, 1/3にした場合の動揺の計算値が実験値とよく合っているが、短周期波に対しては減衰係数として有義波周期に対して求めた値を用いるのが適当と思われる。

c) ローリング

図-4.139は、ローリングの動揺量の最大値と最小値を、図-4.140は、ローリングの動揺両振幅の有義値、図-4.141は、ローリングの動揺周期の有義値を示したものである。

ローリングについてはスウェイングの減衰係数を変えて計算しても結果に大差はない。

d) まとめ

本研究においては、風荷重が作用している場合には、スウェイングの減衰係数として有義波周期に対して求めた値を用いるのが適当であると考えられたので、風荷重が作用していない場合についても同様の考え方をとった。非対称性が強い係留系において風荷重が作用していない場合に減衰係数を小さくすれば、動揺量の計算値と実験値とは合ってくる。しかし、動揺周期は必ずしも合わない。したがって、非対称が強い係留系の場合の動揺計算においては減衰係数を小さくすることだけでは現象を説明するに足る結果を得ることはできない。今後さらに検討を加えねばならない点である。

(2) ローリングの減衰係数¹¹⁾

ローリングについては、通常実験によって得られた減衰係数を用いることが多い。ここでは、自由振動実験を行い固有周期と減衰係数を求めた。減衰係数は二通りの方法で求めた。図-4.142は、ローリングの自由振動実験結果であるが、ローリングの動揺振幅 ϕ は等比級数的に減衰する。したがって図中の横軸 $|\phi_{n-1}| + |\phi_n|$ と縦軸 $|\phi_n| + |\phi_{n+1}|$ の間には、式(4.4)なる関係が成立する。

$$\tan \delta = \frac{|\phi_n| + |\phi_{n+1}|}{|\phi_{n-1}| + |\phi_n|} = e^{-\pi\alpha/\omega_\phi} \quad (4.4)$$

よって、これから減衰率が式(4.5)のように求まり、また、無次元減衰係数が式(4.6)より求まる。

$$-\frac{\pi\alpha_s}{\omega_\phi} = \ln(\tan \delta) \quad (4.5)$$

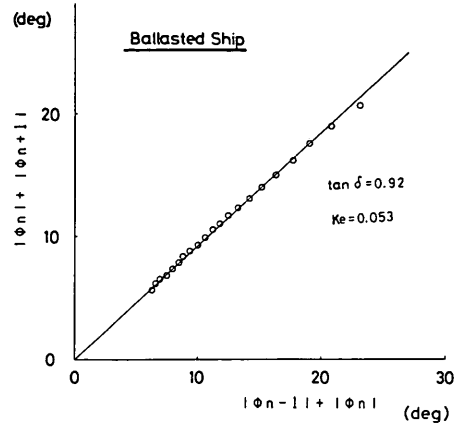


図-4.142 対数減衰率(ローリングの減衰係数)

$$K_e = \frac{2\alpha_s}{\omega_\phi} \quad (4.6)$$

ここに、 π :円周率、 α_s :減衰係数(rad/s)、 K_e :無次元減衰係数、 ω_ϕ :ローリングの固有角振動数(rad/s)である。以上の手順によって本研究で示す模型船の横揺れ無次元減衰係数を求めると $K_e = 0.053$ となる。

図-4.143は横軸に平均横揺れ角 ϕ_m 、縦軸に減減角 $\Delta\phi$ を示したものである。ただし、 ϕ_m 、 $\Delta\phi$ は式(4.7)のように定義される。

$$\Delta\phi = |\phi_n| - |\phi_{n-1}| \quad (4.7)$$

$$\phi_m = (|\phi_n| + |\phi_{n+1}|) / 2$$

図-4.142は減減曲線と呼ばれ、振幅 ϕ_m における減衰係数は式(4.8)より求める。

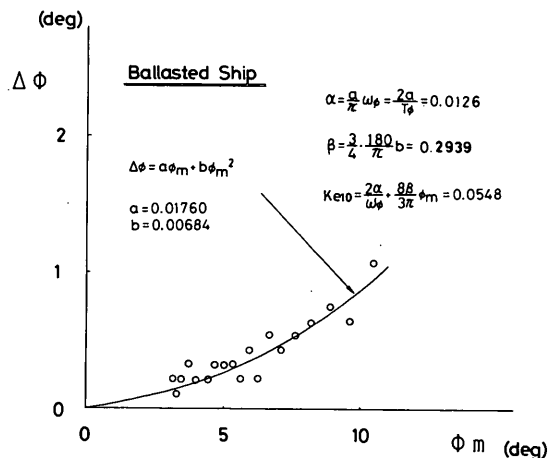


図-4.143 減減曲線(ローリングの減衰係数)

$$K_0 \varphi_m = \frac{2\alpha}{\omega_\varphi} + \frac{8\beta}{3\pi} \varphi_m (\varphi_m : \text{rad}) \quad (4.8)$$

ここに、 α および β は式(4.9)に示す非線形減衰項を含む場合の横揺れ運動方程式の係数である。

$$\ddot{\varphi} + 2\alpha\dot{\varphi} + \beta\dot{\varphi}|\dot{\varphi}| + \omega_0^2\varphi = 0 \quad (4.9)$$

以上に示した手順でローリングの振幅 10° のときの減衰係数を求めると $K_{0,10^\circ} = 0.0548$ となる。これは、先に図-4.142から求めた無次元減衰係数 $K_0 = 0.053$ とほぼ同じ値である。なお、本章で示す計算事例では、無次元減衰係数として $K_0 = 0.053$ を用いた。その理由としては、図-4.141から求めた減衰係数が非線形減衰力を線形化して求めた振幅 10° に対する減衰係数、 $K_{0,10^\circ} = 0.0548$ と大差がないことによる。なお、ここで得られた無次元減衰係数は高石ら¹²⁾が、本実験で用いた船舶と類似の形状の船舶で測定した値とほぼ等しい。

4.6 結語

本章においては、波と風的作用を受け非線形な変位復元力特性を有する係留系に係留された船舶の動揺特性をより詳細に把握する目的と、3.で示した動揺解析手法の妥当性を検討する目的で模型実験を実施した。まず、4.1では本章における研究の目的と内容を明確にした。つぎに、4.2では模型実験の概要を述べた。模型実験においては係留系の非線形性を考慮し、波と風の不規則な荷重を作用させ、船舶の動揺、係留索の張力、防げん材の反力などを測定した。4.3では、模型実験の結果を解析し、波と風的作用を受ける係岸船舶の動揺特性を明らかにした。4.4では、数値シミュレーションを実施し、その結果と模型実験結果とを比較した。4.5ではその検討結果を踏まえて、数値シミュレーションにおける定数について考察した。

以上の内容から本章における主要な成果を要約し結語とする。

(1) 模型実験について

- ① 一般に不規則波中の船舶の動揺量は、規則波中の船舶の動揺量より大きい。ただし、係留系の非対称性が強い場合で波だけが作用する場合には、波周期によってはいわゆるサブハーモニックモーションが生じ、その場合には規則波中の動揺のほうが大きくなることもある。
- ② 係留系の非対称性が強い場合には船舶は係岸船から大きく離される長周期動揺(サブハーモニックモーション)を行うことがある。
- ③ 波高と動揺量の関係は、船舶の動揺の範囲が係留系の変位復元力特性の線形性が仮定できる領域においては比

例関係にある。しかし係留系の変位復元力特性が非線形領域に入ると比例関係にない。したがって、波高が増加してもそれほど動揺量が増加しないことがある。

- ④ 係留系の非対称性が強い場合においても風が海側から吹いて防げん材を常に圧縮する状態になると係留系の非対称性が緩和され、その場合の動揺量は風がない場合よりむしろ小さくなる。
 - ⑤ 防げん材の変位復元力特性は係留系の対称性および非対称性に強く関連する。したがって、防げん材の変位復元力特性は係岸船舶の動揺特性に大きな影響を及ぼす。
 - ⑥ 係岸の構造の差異が係岸船舶の動揺に及ぼす影響としては、ドルフィンなどの透過性係岸と、直立壁などの非透過性係岸について比較したところ、係岸船舶の動揺の差は少なかった。しかし、実験において、係岸の背後に 45° の斜面を設けた場合には斜面で反射した波が流れとなって返ってくるために船舶の動揺が大きくなる現象が見られた。
 - ⑦ 防風壁の効果は非常に大きく、係岸法線から36 m程度の位置に船長相当の長さをもつ、高さ6~12 m程度の防風壁があれば、船舶に作用する風荷重をほぼ1/9に減少させることが可能であることがわかった。
- (2) 模型実験結果と計算結果との比較
- ① 一般的にみて模型実験結果と計算結果とはよく一致している。
 - ② ただし、風がなく係留系の非対称性が強い場合には、スウェイングの船舶が係岸から離れる方向の動揺量が大きくなるが、その場合に計算値と実験値との対応はあまり良くない。
 - ③ また、ローリングについても風が海側から作用し、かつ波周期が長い場合には、計算値が実験値を上回ることがある。この原因は、風が作用しているときに、防げん材反力と風荷重によって生ずる重心回りのモーメントが、計算において実験より大きく評価されているためと考えられる。
 - ④ 風の作用方向によっては船舶は係留索のみで係留されることになり、その場合、風荷重が作用すると、計算上は相当大きな動揺が生ずるのであるが、実験においてはかなり小さな動揺になっている場合がある。この原因を明確にすることはできなかったが、計算時と実験時における風荷重の相違、計算における係留索の変位復元力特性および初期張力などが実験時のそれらを正しく表していない点が考えられる。
 - ⑤ 計算に用いる流体力係数の選定については、サージングとローリング以外の動揺成分の流体力係数として

不規則波の代表周期に対する値を用いることにしたが、この方法によれば、係岸船舶の複雑な動揺現象を計算においてもほぼ再現できることが明らかになった。

以上のことから、3.で示した係岸船舶の動揺解析手法はほぼ実用的であることが模型実験によって確認された。

参考文献

- 1) *Hydraulics Research*, (Annual Report), Hydraulics Research Station.
- 2) *Marin Report* (Monthly), Netherland Ship Model Basin.
- 3) Russel, R. C. H. : A Study of the Movement of Moored Ships Subjected to Wave Action, *Proc. of Inst. of civil Engineerring*, Vol. 12, 1985, pp. 375-399.
- 4) Lean, G. H. : Subharmonic Motions of Moored Ships Subjected to Wave action, *Trans. Royal Inst. of Naval Architects*, London, No. 113. 1971. pp. 387-399.
- 5) Keith J. M. and Murphy E. J. : Harbour Study for Son Nicolas Bay, Peru, *Proc. of ASCE*, WW2 May, 1970, pp. 251-273.
- 6) Wilson, B. W. : Full Scale Observation of the Behavior of Moored Ships, *Proc. of NATO Advanced Study Institution on Analytical Treatment Problems of Berthing and Mooring Ships*, July. 1965, pp. 117-129.
- 7) Vanoni, V. A. and Carr, J. H. : Harbour Surling, *Proc. of First Conference on Coastal Engineering*, 1950, pp. 60-68.
- 8) 本田啓之輔, 松本哲, 井上欣三: 接岸避泊に関する模型実験, 日本航海学会論文集, No. 57, 1977, pp. 77-118.
- 9) 永井莊七郎, 小田一紀, 重藤宗之: 横波を受けるスーパータンカーの Drifting, Swaying および rolling によってドルフィンに働らく衝撃に関する研究, 第16回海岸工学講演会講演集, 1969, pp. 341-351.
- 10) 伊藤喜行, 木原力, 久保正則, 山本庄一: 横波を受ける船舶の繫船岸への衝突力に関する実験, 港湾技術研究所報告第11巻2号, 1972, pp. 121-135.
- 11) 関西造船協会: 造船設計便覧, 第3版, 海文堂 1976, 1030 p.
- 12) 高石敬史, 猿田俊彦, 吉野良枝: 船体に働く横揺れ減衰力について(第1報) - 自由横揺れ試験結果 - 船舶技術研究報告, 第16巻, 第5号, 1979, pp. 13-28.

5. 実船の係留における動揺解析手法の適用例

5.1 概説

3.において、波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺解析モデルとその数値シミュレーションによる解法を提示し、ついで4.においては水理模型実験を行って動揺解析手法の妥当性の検討を行った結果について述べた。本章では動揺解析手法を実際の船舶の係留問題に適用することを試み、強風下において係岸に係留された実船の動揺観測を行い、その観測結果と動揺解析手法を用いて計算した結果との比較検討を行う。

観測を実施した場所は、四日市港富双地区の三重造船艦装岸壁、新潟港臨港埠頭、および鹿島港20万トン原油タンカーバースである。対象船舶はそれぞれ、四日市港が艦装中の6800DWT程度のコンテナ船、新潟港が48000DWT、2000DWT、2500DWTの貨物船、鹿島港が20万DWT級の原油タンカーである。

実船観測においては強風時における観測が実施できるよう、観測体制等に万全を期したが、想定したとおりの風速が得られず、観測中の最大風速は、四日市港では約20m/s、新潟港では約10m/s、鹿島港では約6m/sであって、台風時のような強風下での係岸船舶の動揺を観測することはできなかった。しかし、風速20m/sもの強風下での観測結果は、現状では限界の条件での記録

であると考えられる。

実船観測を行うことによって、波と風の作用による係岸船舶の動揺の特性がよく把握できた。さらに、20m/s以下の風速での観測結果には、当初予想しなかった船舶の動揺現象がみられ、実際現象の複雑さを改めて認識させられた。本章では以上の事例を示すとともに係岸船舶の動揺特性とそれに及ぼす要因について述べる。

5.2 四日市港における実船観測と動揺解析手法の適用例¹⁾²⁾³⁾

(1) 概要

実船観測は昭和55年9月11日および昭和56年2月26日に、四日市港富双地区の三重造船(株)三重造船所の艦装岸壁に係留中のコンテナ船で行った。

第1回めの観測は台風8013号に対して、また、第2回めの観測は冬季季節風に対して実施した。第1回め観測では海よりの風が、また第2回め観測では係岸よりの風が船舶に作用しており、その結果両観測時の船舶の動揺特性は若干異なっている。

図-5.1は動揺観測地点および船舶の係留位置を示したものである。対象船舶は、第1回めはOAHU号、第2回めはMARIA号で、いずれも総トン数が3584トンの同型のコンテナ船である。艦装中であるので空載状態であるが、その諸元は表-5.1に示すとおりである。観測項目は、船舶の動揺量として、サージング、スウェ

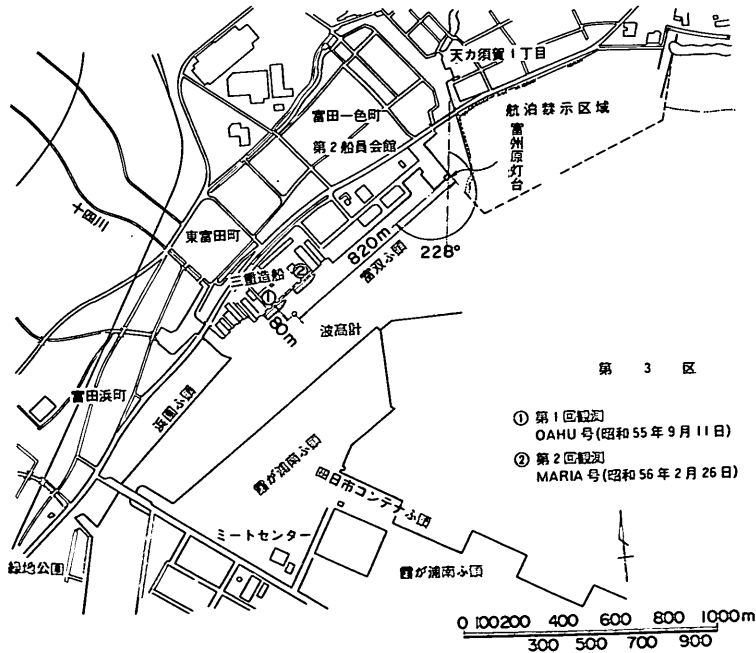


図-5.1 観測対象船舶係留位置(四日市港)

イング、ヒービング、ローリング、ピッチング、ヨウイングである。サージングとヒービングはメモーションカメラで、スウェイングとヨウイングはテープ式変位計で、また、ローリングとピッチングは傾斜計で測定した。図-5.2は第1回めの観測における計測器の配置例である。なお、計測器の配置例は以下に示す観測例についてもほぼ同じであるので、第2回めの観測については省略する。このほか、波高は係船岸法線から80mの位置に設置した水圧式波高計で、また、風速は四日市コンテナ埠頭で測定した。なお、観測は各回6ケースずつ行っている。各ケースの観測時間は20minである。

(2) 観測結果

a) 第1回め観測

(i) 風向・風速

第1回め観測の動揺観測時の風向、風速は表-5.2に示すとおりである。Case 1-1~1-5に対しSSE、

表-5.1 観測対象船舶完成時主要目等 (四日市港)

項目	主要目等
全長	120.81 m
垂線間長	110.90 m
型幅	20.80 m
型深	10.50 m
総トン数	3583.91 t
載貨重量	6782.37 tf
満載排水量	10440.69 tf
満載きっ水	6.462 m

Case 1-6に対してはSの風向で平均風速20m/s以上の風速が記録されている。風向は、対象船舶に対しては沖側やや船尾よりである。なお、平均風速については観測地点の風速は周辺地点と比べて大きめの値であって

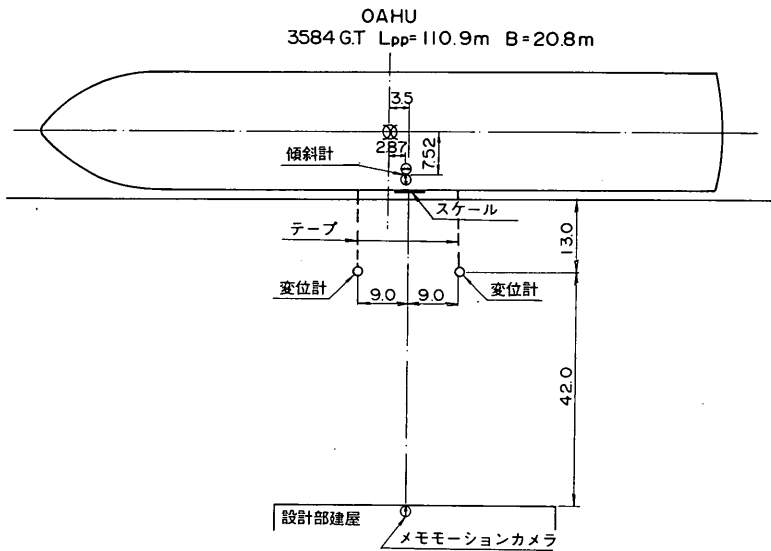


図-5.2 船舶動揺計測装置平面図(四日市港, 第1回め)

表-5.2 動揺観測時の風向・風速(第1回め, 昭和55年9月11日)

観測ケース	1-1	1-2	1-3	1-4	1-5	1-6	
時刻	17:05 ~ 17:25	17:30 ~ 17:50	18:00 ~ 18:20	18:30 ~ 18:50	19:00 ~ 19:20	20:00 ~ 20:20	
風速 (m/s)	最大平均	26	26	28	21	20	20
	最大瞬間	29	30	30	24	25	22
風向	方位	SSE	SSE	SSE	SSE	SSE	S
	度*	153°	153°	167°	158°	153°	176°

* 北を0, 時計回りを正とする。

表-5.3 動揺観測時の波浪(第1回め, 昭和55年9月11日)

観測ケース		1-1	1-2	1-3	1-4	1-5	1-6
時刻		17:05 ~ 17:25	17:30 ~ 17:50	18:00 ~ 18:20	18:30 ~ 18:50	19:00 ~ 19:20	20:00 ~ 20:20
波高 H (m)	H_{max}	0.90	1.38	1.11	0.78	1.11	1.09
	$H_{1/10}$	0.76	0.87	0.99	0.68	0.71	0.66
	$H_{1/3}$	0.59	0.65	0.75	0.49	0.53	0.51
	H_{mean}	0.36	0.41	0.48	0.31	0.35	0.34
周期 T (s)	T_{max}	5.2	4.5	5.2	5.0	5.0	4.9
	$T_{1/10}$	5.0	4.9	4.8	4.9	5.0	4.9
	$T_{1/3}$	5.1	5.0	4.7	5.1	5.1	5.0
	T_{mean}	5.1	4.9	4.7	5.1	5.1	4.9
波向(目視)		ESE	ESE	ESE	ESE	ESE	ESE

やや問題があるので、後述する数値シミュレーションを実施するに当たっては、他の観測地点の記録と対照して修正を施している。

(イ) 波浪

つぎに波高および波周期は表-5.3に示すとおりである。動揺観測時の有義波高は $H_{1/3}=50\sim75$ cmで有義波周期 $T_{1/3}$ は約5 sである。ただし、図-5.3に示す周波数スペクトルを見ると、波周期20 s, 50 s, 90 s付近にもピークがあり、後述するようにこれらの周期成分の波

が動揺に影響を及ぼしているものと考えられる。波向は波除堤先端の方向と考えられ、船首方向から約45°の方向である。

(ロ) 船舶の係留

船舶は図-5.4に示すように係留されていた。係留索のうち緊張状態にあったものは、(1), (8)および(9)である。防げん材としては図-5.5に示すように木材をタイヤに通して作ったタイヤフェンダーが用いられている。これには二つの型式がありこれらをタイプAおよびタイプBと称する。岸壁にはゴムフェンダーも取り付けられていたが、船舶はこれには接触していない。タイヤフェンダーのうち、図-5.4の②, ⑦および⑧はタイプBであるが、その他はタイプAである。

(ハ) 取得記録

第1回めの観測においては、Case 1-1~Case 1-6についてはサージング、ヒービング、ローリングの値が計測されている。他の成分については計測器にトラブルがあって記録が得られていない。観測結果については後に計算結果と比較して述べるので、ここでは簡単に記述する。

(ニ) サージング

図-5.6はサージングとヒービングの動揺波形を示したものである。また、図-5.7はサージングの周波数スペクトルを示したものである。Case 1-1においては船舶が船尾方向にドリフトしている点が他のケースと異なる。しかし、全ケースにおいてサージングの動揺周期は波周期に比べて長く、50~100 sの周期の成分波が卓越している。ゼロアップクロス法によって動揺両振幅の有義値と動揺周期の有義値を求めると表-5.4に示すようにサージングの動揺両振幅の有義値は26~40 cm、動揺周期の有義値は50~90 sとなって、サージングの

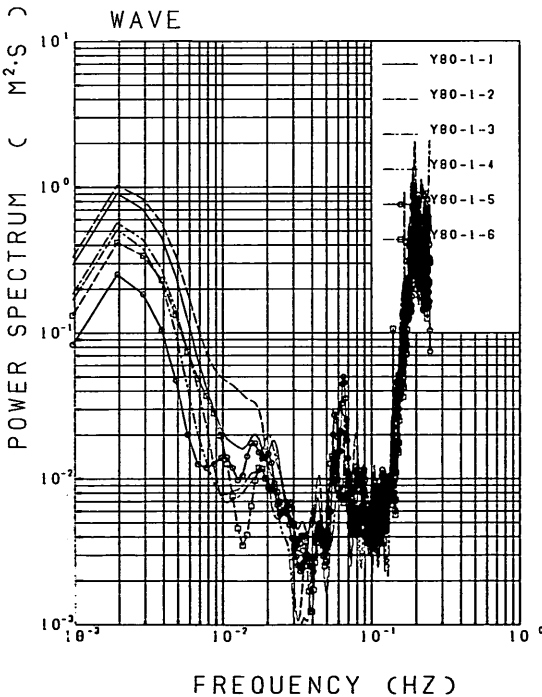


図-5.3 動揺観測時の波の周波数スペクトル(四日市港, 第1回め)

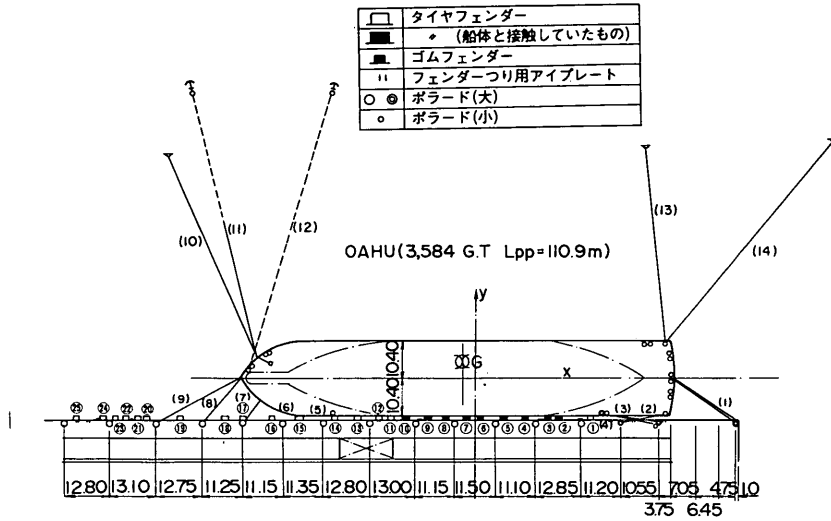
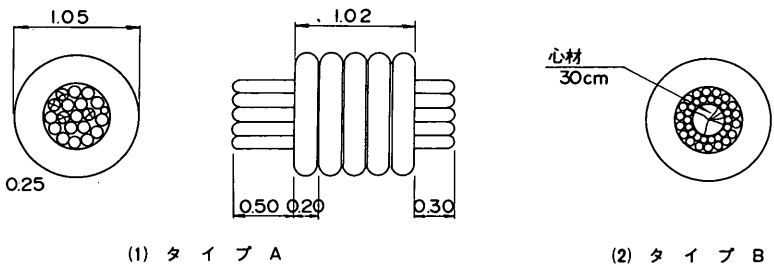


図-5.4 観測時の船舶の係留状況（四日市港，第1回め）



種類	タイヤ直径	タイヤ内径	タイヤ幅	本数	木材本数	木材径	充てん度
タイヤフェンダー	1.05 m	0.55 m	0.20 m (1本)	5本	19~38本	5~12 cm	密

図-5.5 防げん材の構成（四日市港，第1回め）

動揺には長周期動揺成分が卓越していることがわかる。この長周期動揺の原因としてはサージングに関する係留系の変位復元力特性が柔らかいこと、波に長周期成分が含まれていること、風速に長周期変動成分があることなどが考えられる。なお、船舶はCase 1-1~Case 1-4までの間に船尾側に約30 cmドリフトしていることが測定されている。

(イ) ヒービング

表-5.4に示したようにヒービングの動揺両振幅の有義値は10~15 cm、また、動揺周期の有義値は15~35 sである。ヒービングの動揺もサージングと同様に長周期である。図-5.8はヒービングの周波数スペクトルを描いた

ものであるが、3 s、6 s、12 sおよび50 sは付近にピークがある。これを波の周波数スペクトルと比較すると、約12 sより短い周期の波に対しては伝達率が大きいことがわかる。ヒービングの周波数スペクトルの周期20 sと50 sのピークはこの周期の水面変動に対するものである。

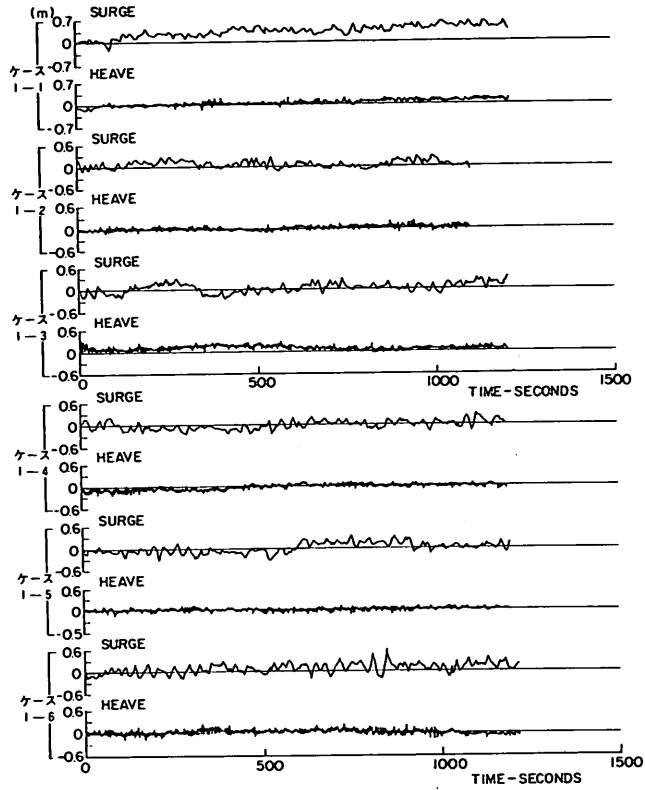


図-5.6 動揺波形(四日市港, 第1回め, 観測値)

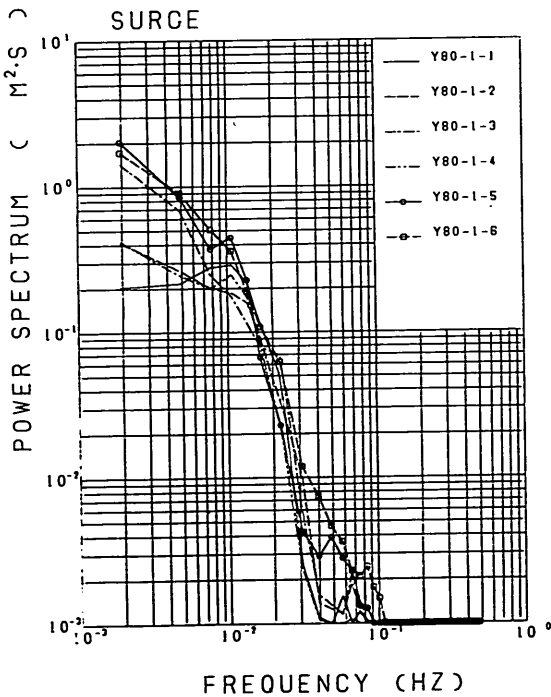


図-5.7 動揺の周波数スペクトル(サージング)
(四日市港, 第1回め, 観測値)

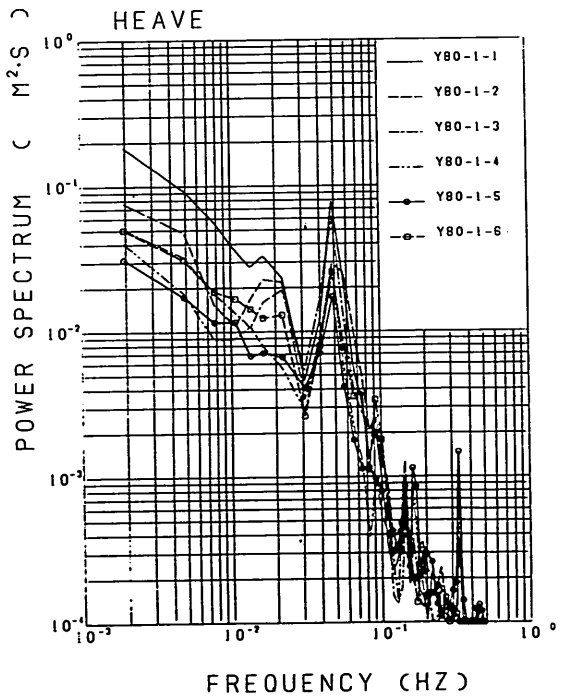


図-5.8 動揺の周波数スペクトル(ヒービング)
(四日市港, 第1回め, 観測値)

表-5.4 船舶動揺量測定結果(四日市港, 第1回め, 観測値)

a) サージング

観測ケース	動揺両振幅 (m)			動揺周期 (s)			波数
	最大値	有義値	平均値	最大値	有義値	平均値	
1-1	0.343	0.261	0.171	35.2	55.5	33.8	20
1-2	0.395	0.260	0.173	44.4	51.6	34.4	31
1-3	0.402	0.331	0.204	67.3	77.8	41.4	27
1-4	0.440	0.323	0.204	31.6	46.4	36.9	30
1-5	0.418	0.347	0.212	90.6	88.6	51.6	23
1-6	0.643	0.406	0.292	39.9	42.5	37.0	31

b) ヒーピング

観測ケース	動揺両振幅 (m)			動揺周期 (s)			波数
	最大値	有義値	平均値	最大値	有義値	平均値	
1-1	0.204	0.143	0.099	18.6	23.8	16.3	68
1-2	0.185	0.123	0.087	6.72	14.7	11.5	94
1-3	0.198	0.139	0.094	7.98	22.6	16.2	73
1-4	0.195	0.117	0.073	64.2	35.0	17.9	64
1-5	0.161	0.105	0.067	36.2	18.5	11.6	100
1-6	0.245	0.154	0.098	45.3	19.5	12.8	80

b) 第2回め観測

(イ) 風向・風速

第2回めの動揺観測時の風向, 風速は表-5.5に示すとおりである。各観測ケースにおける最大平均風速は, Case 2-1の14m/sからCase 2-3の19m/sまで増加し, その後減少してCase 2-5およびCase 2-6では8~9m/sになっている。風向はCase 2-1~Case 2-4ではWNW~NWであって, 船舶に対しては船首方向から時計回りに258°~242°である。すなわち, 係船岸側から船舶に対して正横ないしやや船尾よりの風向であって, Case 2-1~Case 2-4に推移するに従って船尾よりから正横に風向が変化している。Case 2-5およびCase 2-6では, 風向はさらに船首よりに変化し, 船首から時計回りに319°~305°の方

向になっている。

(ロ) 波浪

波浪については陸風であったため波高が小さく, 波高計の記録は読み取り不能であったが, 目視では5~10cm程度の風波が観測されている。しかし, 後述するヒーピングの記録から判断すると, 第2回めの観測のときには第1回めのときと違って約12s以上の長周期の水面変動はあまり大きくはなかったと考えられる。

(ハ) 船舶の係留

船舶は図-5.9に示すように係留されていた。係留索のうち緊張状態にあったと報告されているのは係留索(1)~(4), (7), (8), (11)および(12)の8本である。係留索(1)はCase 2-1~Case 2-3では常に緊張し, Case 2-4, Case 2-5では張ったり緩んだりする状態, ま

表-5.5 動揺観測時の風向, 風速(四日市港, 第2回め, 昭和56年2月26日)

観測ケース	2-1	2-2	2-3	2-4	2-5	2-6	
時刻	15:20 ~ 15:40	15:50 ~ 16:10	16:20 ~ 16:40	16:50 ~ 17:10	17:20 ~ 17:35	17:50 ~ 18:15	
風速 (m/s)	最大平均	14	17	19	16	9	8
	最大瞬間	18	21	23	20	12	11
風向	方位	WNW	WNW	WNW	NW	N	N
	度*	-72°	-63°	-58°	-56°	-9°	5°

* 北を0, 時計回りを正とする。

□	タイヤフェンダー
■	○ (船体と接触していたもの)
■	ゴムフェンダー
	フェンダーつり用アイプレート
○ ⊙	ボラード(大)
○	ボラード(小)

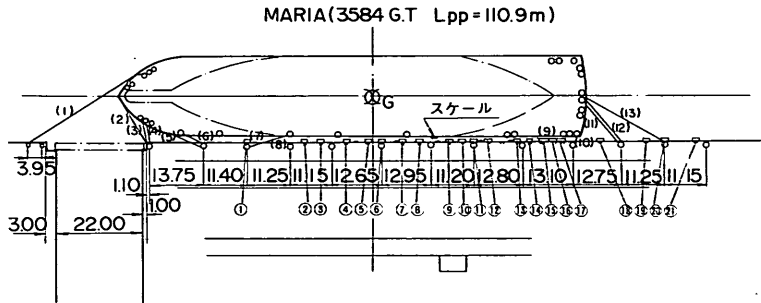


図-5.9 観測時の船舶の係留状況(四日市港, 第2回め, 観測値)

た, Case 2-6ではときどき張る状態であったと報告されている。この間に船舶の動揺が増大していることを考えると, 係留索はしだいに緩んできているものと考えられる。係留索(7), (8)はCase 2-1~Case 2-5においては張ったり緩んだりし, Case 2-6では常に緩んでいた。その他の係留索の状態は全ケースを通してあまり変わらず, 係留索(11), (12)は張ったり緩んだりする状態であった。なお, 第2回め観測においては船舶に接触していた防げん材はない。

(イ) 取得記録

第2回め観測においては, Case 2-1~Case 2-6について船舶の6成分の動揺の記録が得られている。観測結果については第1回め観測と同様に簡単に記述する。ここでは, とくにサージング, スウェイング, ヒーピングについて述べる。他の動揺成分については動揺量が小さかったので記述しない。

(ロ) サージング, スウェイング

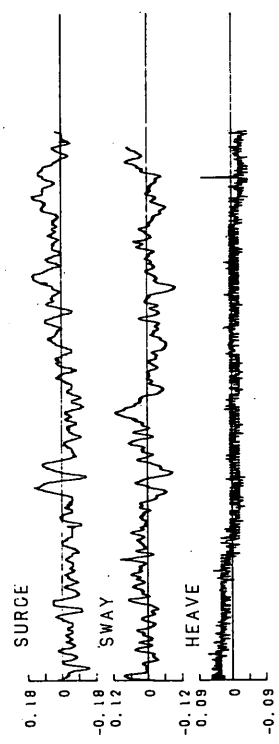
図-5.10 (a), (b)はCase 2-1~Case 2-6のサージング, スウェイングおよびヒーピングの動揺波形を示したものである。また, 図-5.11および図-5.12はそれぞれサージングおよびスウェイングの周波数スペクトルを示したものである。動揺波形をみると, 波高が小さくしかも係船岸側からの風なので, 船舶が係船岸から離されていて, サージングおよびスウェイングのいずれも長周期動揺である。これらの動揺波形からゼロアップクロス法によって動揺両振幅と動揺周期の有義値を求めたものを表-5.6に示す。サージングの動揺両振幅の有義値はCase 2-1およびCase 2-2では10~17 cmであるが, Case 2-3~Case 2-6になるとしだいに増加し, 50~

100 cmになる。しかも, 動揺周期はCase 2-1およびCase 2-2では41~46 sであるのに対し, Case 2-4では148 s, Case 2-5では168 s, Case 2-6では400 sと長くなっている。この相違は先に示した図-5.10の動揺波形を見るといっそうよくわかる。風速が8~9 m/sと小さくなってくると, 風速が大きかったときにみられたサージングの動揺波形の中の比較的短周期の成分が消滅して長周期成分が卓越し, しかも動揺量が大きくなっている。スウェイングについても同様の傾向であって, 動揺両振幅の有義値はCase 2-1およびCase 2-2では12~9 cmであるが, Case 2-3~Case 2-6では18~55 cmと増加し, しかも動揺周期の有義値が60~310 sと長くなっている。サージングやスウェイングの長周期動揺は係留系の変位復元力特性が柔らかい場合, たとえば係留索にたるみなどがある場合などに風速が変動すると容易に生じやすい。

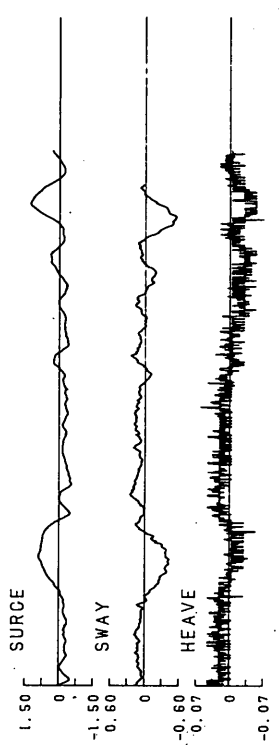
(ハ) ヒーピング

図-5.13はヒーピングの周波数スペクトルを示したものである。7 sおよび11 s付近にピークがみられる。また, パワーは小さいが, Case 2-4~Case 2-6では周期40 sおよび60 s付近にピークがみられる。しかし, 動揺両振幅は第1回め観測に比べると小さく, 2.4~4.2 cmである。先にも述べたように, 第2回め観測においては波浪の記録が得られていないが, ヒーピングの動揺が周期約12 s以上の波に対しては伝達率がほぼ1に近いことを考えると, 周期40~60 s程度の長周期の水面変動が存在したものと考えられる。しかし, その動揺両振幅は第1回めの観測のときと比べるとかなり小さい。この長周期の水面変動の原因は明らかではないが,

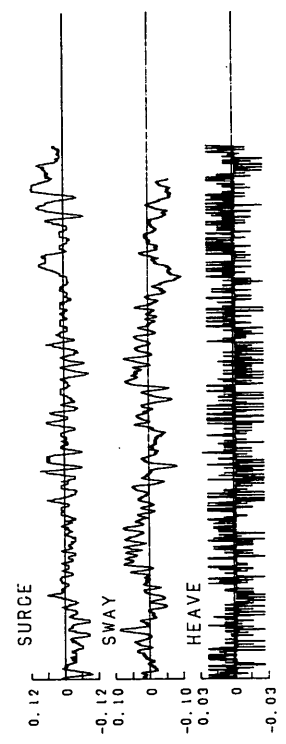
Y80-2-1 YOKKAICHI-KOU



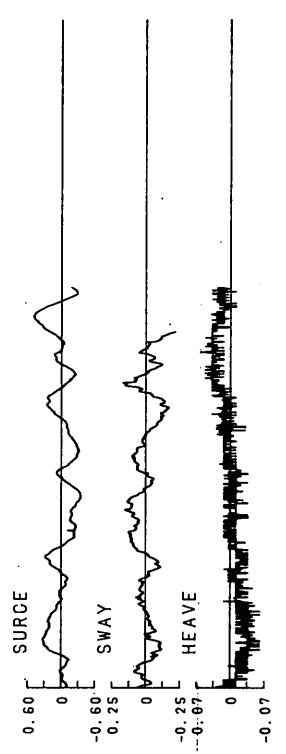
Y80-2-4 YOKKAICHI-KOU



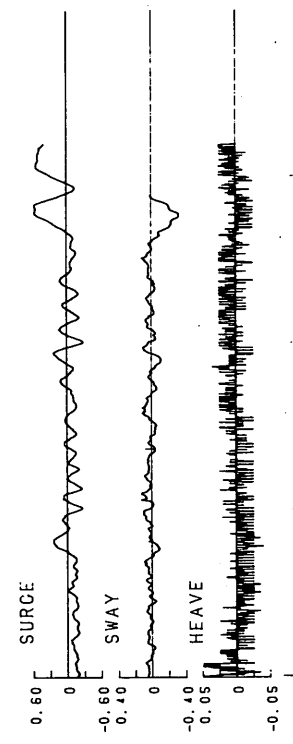
Y80-2-2 YOKKAICHI-KOU



Y80-2-5 YOKKAICHI-KOU



Y80-2-3 YOKKAICHI-KOU



Y80-2-6 YOKKAICHI-KOU

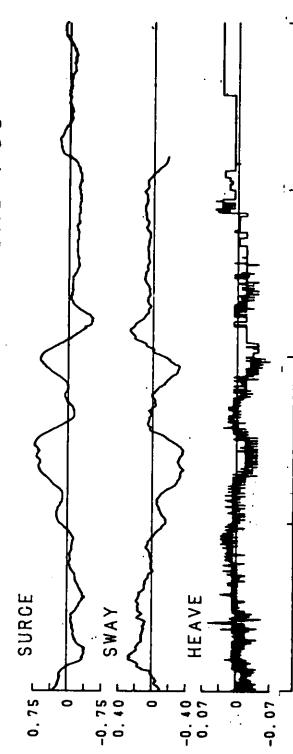


図-5.10 動揺波形 (四日市港, 第2回め, 観測値)

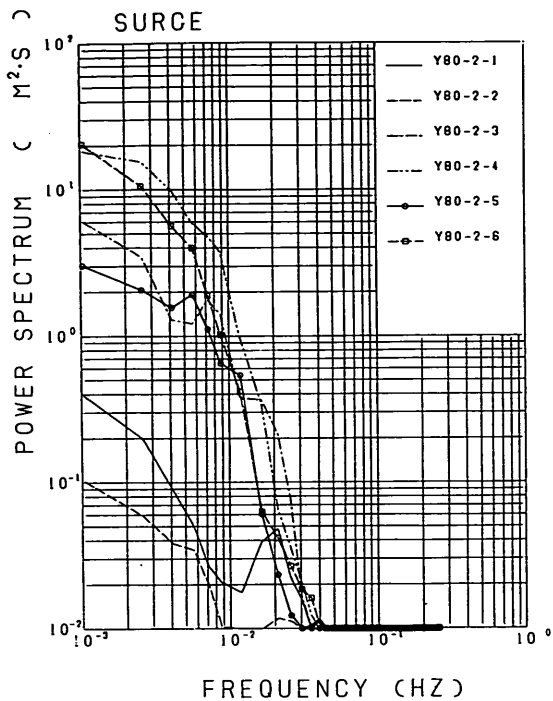


図-5.11 サージングの周波数スペクトル
(四日市港, 第2回め, 観測値)

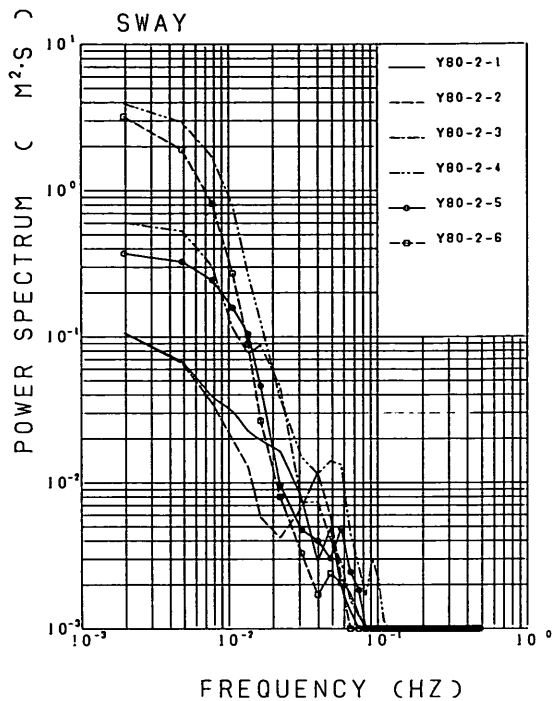


図-5.12 スウェイングの周波数スペクトル
(四日市港, 第2回め, 観測値)

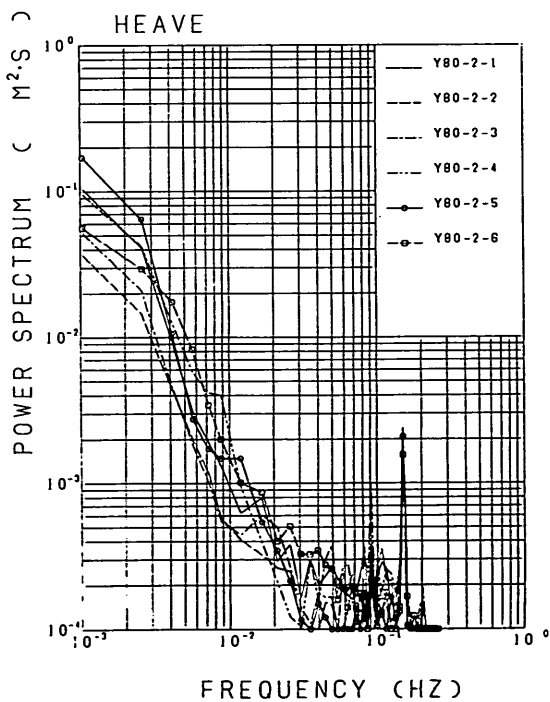


図-5.13 ヒービングの周波数スペクトル(四日市港, 第2回め, 観測値)

表-5.6 船舶動揺量測定結果(四日市港, 第2回め, 観測値)

a) サージング

観測 ケース	動揺両振幅 (m)			動揺周期 (s)			波数
	最大値	有義値	平均値	最大値	有義値	平均値	
2-1	0.263	0.175	0.086	49.9	46.4	32.7	15
2-2	0.131	0.102	0.058	41.1	41.3	31.3	34
2-3	0.704	0.519	0.331	109	77.7	75.3	11
2-4	1.50	1.08	0.841	144	142	161	6
2-5	0.623	0.564	0.330	214	168	107	7
2-6	1.14	1.01	0.368	514	400	157	7

* ケース2-1についてはデータの後半にドリフトが見られるので, 前半10分間のデータによって統計量を計算した。

b) スウェイング

観測 ケース	動揺両振幅 (m)			動揺周期 (s)			波数
	最大値	有義値	平均値	最大値	有義値	平均値	
2-1	0.180	0.121	0.076	239	113	57	20
2-2	0.103	0.089	0.058	108	62	37	26
2-3	0.185	0.176	0.125	129	116	75	12
2-4	0.669	0.552	0.304	156	152	130	7
2-5	0.282	0.282	0.203	87	87	122	6
2-6	0.448	0.448	0.290	310	310	183	4

c) ヒーピング

観測 ケース	動揺両振幅 (m)			動揺周期 (s)			波数
	最大値	有義値	平均値	最大値	有義値	平均値	
2-1	0.051	0.024	0.018	78.4	21.5	12.6	67
2-2	0.039	0.027	0.018	15.1	15.1	11.3	104
2-3	0.053	0.026	0.017	19.8	25.9	16.0	73
2-4	0.057	0.042	0.027	101	91.3	37.8	31
2-5	0.065	0.037	0.023	228	71.8	30.6	28
2-6	0.069	0.032	0.020	13.1	50.8	23.7	43

港内への長周期波の侵入および副振動と考えられる。

(3) 観測結果と数値シミュレーション結果との比較検討

a) 数値シミュレーションの条件および検討の方針

数値シミュレーションに当たっては, 入力条件としての風および波のデータは現地での取得記録を用いた。しかし, 取得記録にはやや理解し難い点もあったので, 若干の修正を行っている。

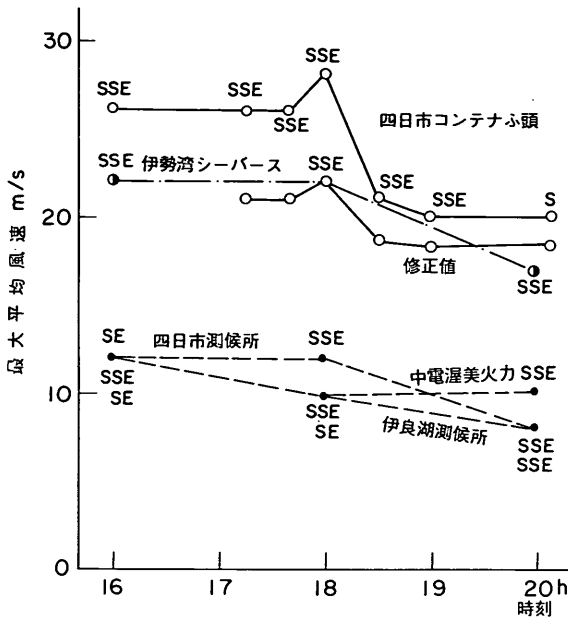
(i) 風のデータ

第1回め観測時の風速を, 図-5.14 (a)に示すように, 伊勢湾シーバース, 伊良湖測候所, 四日市測候所などの風速と比較すると, 四日市コンテナふ頭の風速は他の観測地の風速より相当大きく, しかも地形的に最も強い風が

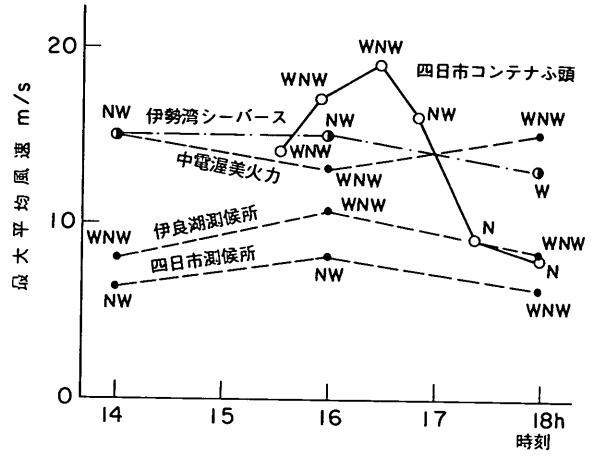
吹くと思われる伊勢湾シーバースの風速よりも大きい。*)

四日市コンテナふ頭における風速は, 伊勢湾シーバースの風速と同程度もしくはやや弱いと考えるのが自然であるので, これを伊勢湾シーバースの最大平均風速の最大値と最小値の間に含まれるように修正した。第2回め観測時においても, 四日市コンテナふ頭の風速記録は図-5.14 (b)に示すように変動が大きい。しかし, この場合には伊勢湾シーバースよりも一様に大きいわけではない。風速が15 m/sを越えたのは1時間程度であること。また, 第2回め観測における動揺観測地点の風は係船岸側からの風で

*) 四日市コンテナふ頭の風速計の記録の精度については, 風速計の管理者と協議してはいない。



a) 第1回目



b) 第2回目

図-5.14 動揺計算に用いた風速

表-5.7 風速, 風向および抗力係数

観測ケース	風速 (m/s)		風向 φ ($^{\circ}$)	抗力係数			
	実測値	修正値		C_x	C_r	$C_{M\phi}$	
第1回	1-1	26	21.1	107	-0.038	1.158	-0.043
	1-2	26	21.1	107	-0.038	1.158	-0.043
	1-3	28	22.0	121	0.163	1.051	-0.086
	1-4	21	18.8	112	0.041	1.118	-0.059
	1-5	20	18.4	107	-0.038	1.158	-0.043
	1-6	20	18.4	130	0.251	0.968	-0.107
第2回	2-1	14	14	-118	0.126	-1.074	0.077
	2-2	17	17	-109	-0.005	-1.141	0.050
	2-3	19	19	-104	-0.084	-1.182	0.034
	2-4	16	16	-102	-0.111	-1.195	0.028
	2-5	9	9	-55	-0.444	-1.015	-0.115
	2-6	8	8	-41	-0.522	-0.841	-0.138

* 風向は船首から時計回りを正とする。

あり、地形の影響を受けて局地的な変動が大きかったものと思われること、さらに、対象船舶は造船所の建物の背後にあることから建物の遮蔽効果を受けているものと考えられるので、やや正確さは欠くが、数値シミュレーションでは観測された風速およびその1/2を入力した場合の計算を行い両者の結果を観測値と比較した。なお、風抗力係数は、⁴⁾ 辻らが風洞実験の結果に基づいて提案しているものうち自動車運搬船のバラスト状態の値を用いた。計算に用いた抗力係数および風圧力の最大値、最小値などの値は表-5.7に示すとおりである。

(h) 波浪のデータ

第1回めの観測においては波高記録が得られているので、観測波の周波数スペクトルのうち73s以上をカットして求めた周波数スペクトルを用いて不規則波を発生させ入力した。ただし、73sを越える長周期成分波が船舶の動揺に及ぼす影響については別途検討する。第2回め観測時には目視観測で波高5~10cmの波があったとされている。また、ヒービングの動揺の周波数スペクトルをヒービングの動揺の伝達率で除して求めた波の周波数スペクトルを用いて不規則波を発生させ入力した。

付加質量係数および減衰係数は船体の造波抵抗力から求めるが、ここでは不規則な船舶の動揺に対し有義波周期に対して求めたこれらの係数を代表値として用いて計算をする。

(i) 係留系の条件

係留系の条件としては、係留索および防げん材の変位復元力特性をモデル化して入力した。ただし、変位復元力特性の詳細は省略する。係留索の入力条件を決める上で問題になる点は、各係留索にどれほどの初期張力が作用していたかという点である。場合によっては逆にたるみがあることもある。現地観測においてはこれらを正確に把握することが技術的に困難であったので、先に述べたように係留索の張り具合を観測した報告を参考にして入力条件を決めた。係留索の入力データについても風や波の入力データと同様に、現地観測結果と数値シミュレーション結果とを比較検討する上で結果の解釈を誤らないためには現地の状況を十分に把握しておかなければならない。この点について観測前に十分に配慮したところであるが、実際には十分に入力データを把握していたとは言いきれず、後述するように観測結果と計算結果に矛盾が生じることがあった。そこで、後述する結果の解釈においては、波と風および係留索の入力データを若干修正して数例の計算を行い、それらの結果を比較することによって逆に現地での状況を推測している。この点については結果の比較を行う際により詳細に述べる。

(ii) 検討の方針

このような事情があるので、本節では観測結果と数値シミュレーション結果とをストレートに対比して、計算値と観測値とが一致するかないかという議論をすることは適当でないと考え、現地観測結果すなわち係岸船舶の動揺現象を直視し、これを数値シミュレーション計算を用いて再現しようとする場合に、入力条件の変更で対処できるものかどうかを検討することにした。つまり、風や波などの外力の条件と係留系の条件などが適切に与えられれば、実際の現象を数値シミュレーションにおいても再現できるか否かに主眼を置いて検討する。

b) 第1回め観測について

(i) 検討の概要

第1回めの観測結果に対する計算においては、観測報告を参考にして係留索(2), (3), (4), (5), (6), (7)にたるみを30cm考慮した。また、サージングの減衰定数 $h=0.05$ とした。観測記録はサージングとヒービングのみについて得られているだけなので、ここではサージングとヒービングについてのみ観測値とシミュレーション計算結果とを比較する。

(ii) サージングのドリフト量

まず、図-5.15は風荷重の作用方向、および計算で求めた風荷重の最大値とサージングの風荷重の方向の動揺の最大値とを対比して示したものである。この図においては風抗力の符号に対応して動揺量の最大値を示して

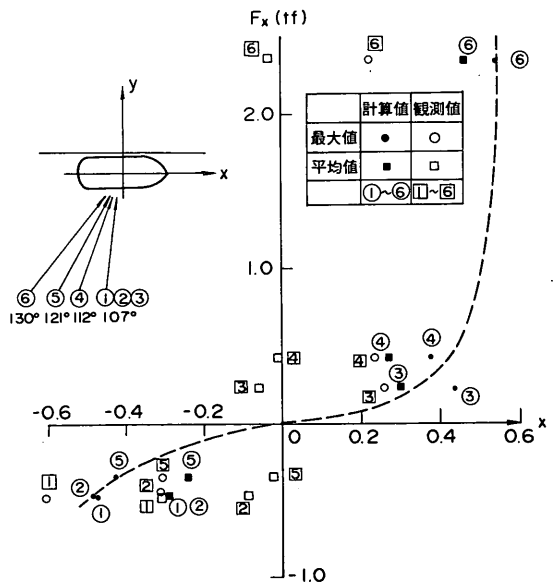


図-5.15 計算における風荷重の最大値とサージングの動揺量(最大値、平均値)の関係(四日市港, 第1回め, 観測値)

いる。風は船尾方向から吹いてはいるが、計算においては風向が 153° のときには抗力係数が負であるため、船舶は船尾方向へドリフトする。つまり、Case 1-1, Case 1-2, Case 1-5においては、計算では船舶は船尾方向に移動することになる。しかし、風向 $248^\circ \sim 230^\circ$ のときには抗力係数が正であるのでCase 1-3, Case 1-4, Case 1-6においては船舶は船首方向に移動することになる。計算においてはそのような動揺の状況が現れている。これに対し、観測値ではCase 1-1からCase 1-2の動揺の中心はむしろ船首側にあり、船首方向への動揺量は約63 cmほどあって船尾方向の動揺量より大きい。全体的にみると、Case 1-1の動揺の平均値を起点とすると、Case 1-1~Case 1-2までの間に約30 cm船尾方向にドリフトし、Case 1-4までその傾向が続き、Case 1-5, Case 1-6で逆に船首方向にドリフトをしはじめている。観測が連続した現象のうち20分間ずつを取り出しているのに対し、計算ではそれぞれを独立した現象と考えて20分間の動揺を計算しているため、動揺量の計算値と観測値の数値そのものが完全に一致はしないが、全体としてみれば動揺の傾向は合っている。

(4) サージングの動揺両振幅

つぎにサージングの動揺両振幅および周期について計算値と観測値とを比較してみよう。図-5.16はゼロアップクロス法によって整理した動揺両振幅の最大値、1/3最大平均値(有義値)と動揺周期の有義値の計算値と観測値とを比較したものである。まず、動揺両振幅は、Case 1-1とCase 1-2, Case 1-5については計算値とは比較的よく一致しているものの、Case 1-3, Case 1-4, Case 1-6については計算値が観測値より小さい。すなわち、風向が船首から時計回りに $248^\circ \sim 230^\circ$ つまり、船尾側からの風になって船舶が船首方向にドリフトするときのサージングの計算値が観測値より小さい。図-5.15に示した風荷重の最大値をみると、風荷重は船首側と船尾側とから吹く場合とで大差なく、むしろ、Case 1-6などは最も大きいわけであるから、この動揺量の相違は船首方向にドリフトした場合と船尾方向にドリフトした場合とでは係留索の変位復元力特性に相違があることに起因するものと考えられる。なお、各観測ケースごとに波高が異なっているため、単位波高当たりの動揺両振幅をとって比較してみたが、やはりCase 1-3, Case 1-4, Case 1-6の動揺両振幅が小さい。

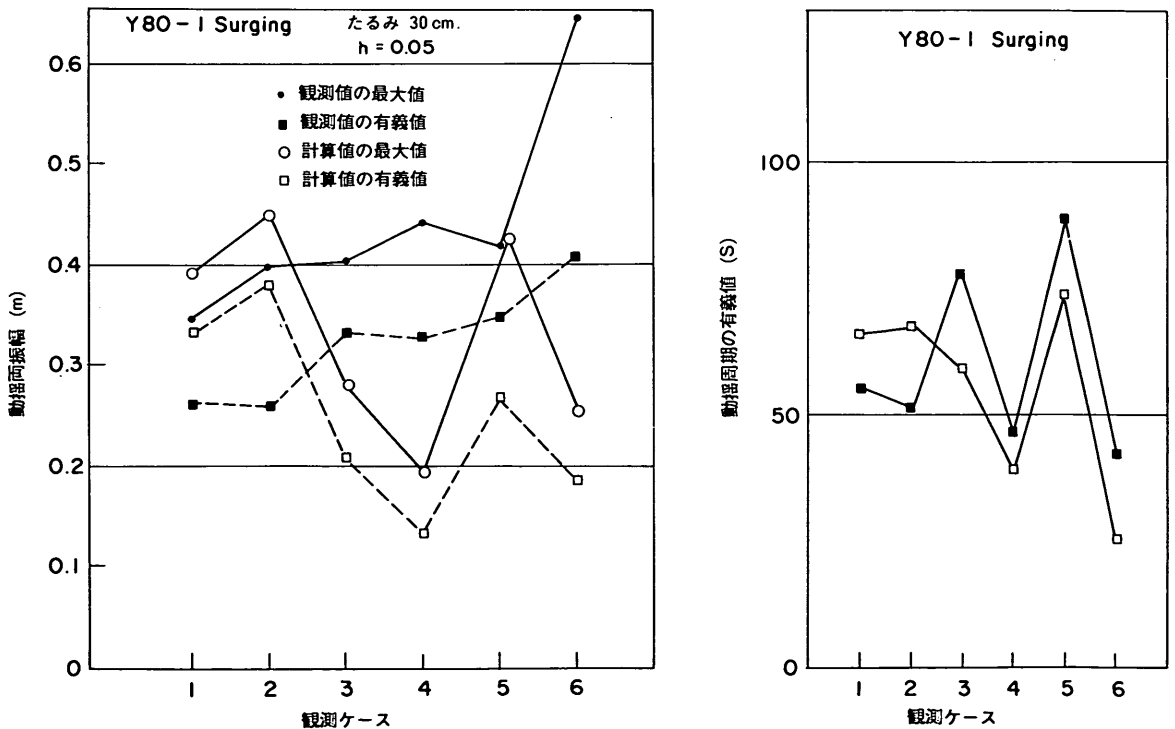


図-5.16 サージングの動揺両振幅(有義値)および動揺周期(有義値)の計算値と観測値との比較(四日市港, 第1回め, 観測値)

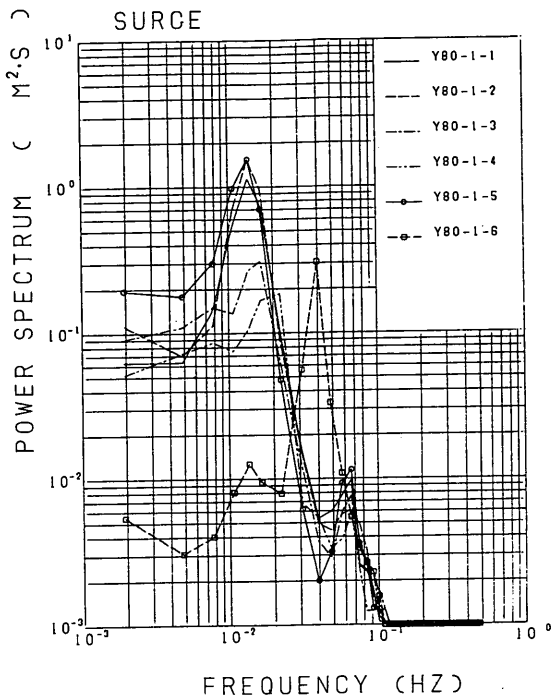
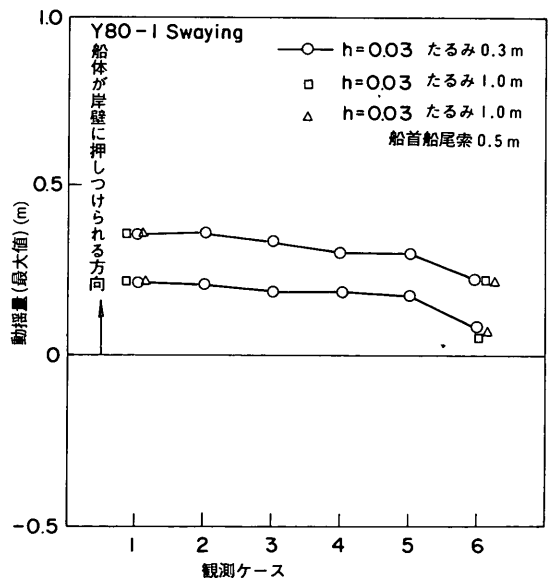
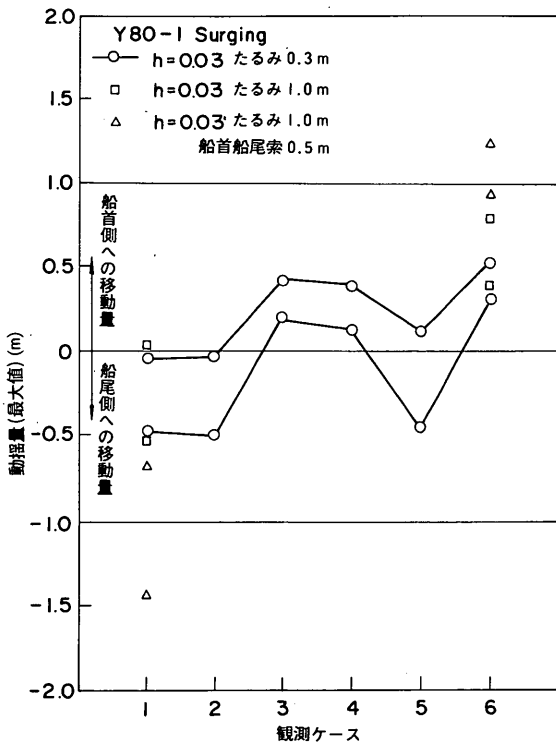


図-5.17 サージングの周波数スペクトル
(四日市港, 第1回め, 計算値)

表-5.8 検討ケースの条件と計算を実行した
ケース(四日市港, 第1回め)

係留索のたるみ	サージンの減衰定数	Y80-1-1	Y80-1-2	Y80-1-3	Y80-1-4	Y80-1-5	Y80-1-6
0.3 m	0.01	○					○
0.3 m	0.02	○					○
0.3 m	0.03	○	○	○	○	○	○
0.3 m	0.05	○	○	○	○	○	○
1.0 m	0.03	○					○
1.0 m	0.03	○					○
0.5 m	0.03	○					○
長周期成分波 0.3 m	0.03	○	○		○	○	○



a) サージング

b) スウェイング

図-5.18 係留索のたるみとサージングの動揺量(最大値)の関係
(四日市港, 第1回め, 計算値)

(二) サージングの動揺と係留索の変位復元力特性との関係

図-5.17を見るとCase 1-1, Case 1-2, Case 1-5の周波数スペクトルでは、約80sにピークがあるのに対し、Case 1-3, Case 1-4, Case 1-6の周波数スペクトルではピークを示す周期がしだいに短くなっていて、順に約60s, 50s, 25sとなっている。観測ケースによって風向は変化しているが、波と風の周波数特性はいずれのケースについてもほぼ同じであるので、サージングの動揺の差異は係留索の変位復元力特性の相違によって生じているものと考えられる。つまり、船首方向にドリフトする場合には、係留索(1), (2), (3), (6)のいずれか、あるいは、すべてがよく効いていて、全体的には係留索の変位復元力特性が硬くなっているものと思われる。実船の係留索の変位復元力特性がどうであったかを正確に推定することは相当困難であるし、かりに行っても船舶の係留に関し一般的な解が得られるとは限らないのであまり意味があるとは思われない。そこでここでは係留索の変位復元力特性を二、三変えた場合の数値シミュレーション結果を示し、係留系の変位復元力特性の相違によって係留船舶の動揺特性に差異が生ずるかどうかなを確認することにする。表-5.8は計算の条件と実行したケースを示したものである。

図-5.18はCase 1-1とCase 1-6について係留索の変位復元力特性を変えて数例の計算を行った場合のサージングとスウェイングの動揺量の最大値と最小値を示したものである。Case 1-1とCase 1-6については、たるみを30cm, 100cm, 100cmと50cmと3種類変えて計算している。その他のケースはたるみを30cmとした場合のみ計算している。図-5.18でたるみ30cmというものは、(1), (8), (9)以外の係留索のすべてに30cmのたるみを与えたもの、たるみ100cmは同じく100cmを与えたもの、たるみ100cmと50cmは(1), (8), (9)に50cm, その他の係留索に100cmのたるみを与えたものである。たるみを与えるモデルは係留索の強伸度曲線から求めた変位復元力特性に0~30cm, 0~50cmなどの張力が0の区間を接続したものである。たるみの与え方によって動揺量に差異があることがわかるが、これらの計算例ではとくにサージングの動揺量の差異が大きく、たるみが大きくなるとその分だけドリフトしている。しかし、図-5.19を見るとたるみを変えても動揺両振幅と動揺周期にはあまり差が生じていない。なぜなら、計算で係留索にたるみを与えたとしても、風荷重が大きいと与えたるみの量だけはドリフトはするが、ドリフトしたあとの係留索の変位復元力特性は係留索にたるみがない場

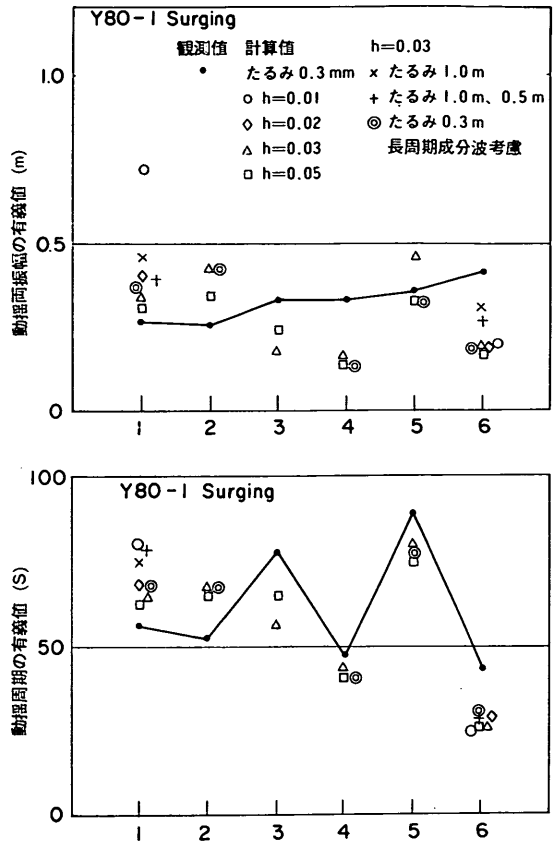


図-5.19 サージングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)
(四日市港, 第1回め, 観測値, 計算値)

合とほぼ同一になるためである。なお、図-5.19にはたるみ30cmの条件で減衰定数を0.01~0.05として計算した結果、73s以上の長周期成分を考慮して計算した結果および観測値を記入している。減衰定数については後述するが、これを見ると、減衰定数の相違による計算値の差異は小さい。また、73s以上の長周期成分を考慮して計算した結果と考慮しないで計算した結果はほぼ同一である。

さてここで図-5.19に示した動揺両振幅と動揺周期の観測値と計算値を詳細にみてみよう。ここではたるみ30cm, 減衰定数0.03および0.05について調べる。Case 1-1, Case 1-2については動揺両振幅および動揺周期のいずれについても計算値が観測値より大きい。Case 1-5については動揺両振幅および動揺周期のいずれについても計算値と観測値とはよく合っている。これに対し、Case 1-3, Case 1-4, Case 1-6の動揺両振幅とCase 1-3の動揺周期の計算値は観測値より小さい。しかし、Case 1-4, Case 1-6の動揺周期の計算値と観測値とはよく合っている。

Case 1-1, Case 1-2, Case 1-5ではサージ
ング方向の風荷重は船舶を船尾方向にドリフトさせる方
向に作用していて、計算値はそれぞれ、470 kgf, 470
kgf, 350 kgfである。Case 1-3, Case 1-4,
Case 1-6では風荷重は船舶を船尾方向にドリフトさ
せる方向に作用していて、それぞれ、220 kgf, 430kgf,
2340 kgfである。しかも風荷重が最も大きいCase 1
-6の動揺両振幅の計算値は逆にいちばん小さく、しか
も動揺周期の計算値もいちばん小さい。なお、Case 1-4
とCase 1-6の観測値の動揺周期は他の観測ケースのそ
れより短い。

この現象はつぎのように解釈することができる。まず、
船舶が船首方向にドリフトする場合の実船の係留系全体
のサージング方向の変位復元力特性は、船尾方向にドリ
フトする場合のそれに比べてやや硬めであったと推測さ
れる。これに対し、計算においてはたるみを船首船尾に
同一の値を与えているが、結果的には実船の変位復元力
特性をうまく再現できておらず、船尾方向にドリフトす
るときには実船の変位復元力特性よりやや柔らかめに、
また、船首方向にドリフトするときにはやや硬めであ
ったものと考えられる。したがって、船首方向にドリフト
する場合には計算上はやや動揺両振幅が小さくなったも
のと考えられる。また、動揺周期については、Case 1

-3とCase 1-5の観測値が他の観測ケースの観測値よ
り長い、これは、これらの観測ケースについては風荷重
がそれぞれ220 kgf および350 kgfと小さいために係留
索のたるみの影響があって、動揺周期が長くなっている
ものと考えられる。この点については計算においてもよく
再現できているが、Case 1-3の計算値が観測値より小
さいのは、やはり、船首方向にドリフトする場合には計
算における係留系の変位復元力特性が実船のそれよりや
や硬めであったためと考えられる。

図-5.20 (a), (b)は、Case 1-1とCase 1-6につ
いて、サージングの観測値と計算値の周波数スペクトル
を比較して示したものである。まず、Case 1-1につ
いてみると、全体的に計算値の周波数スペクトルのパ
ワーが観測値の周波数スペクトルのパワーより大きく、
しかも、計算値と観測値のいずれにもみられる周期70s
および15s付近のピークのパワーについては計算値と
観測値との差が大きい。また、たるみの条件を変えた計
算値の周波数スペクトル相互の差異はあまりない。これ
に対し、Case 1-6については周期50s以下の周期で
は計算値の周波数スペクトルのパワーが、また、周期50
s以上の周期では観測値の周波数スペクトルのパワーが
大きい。また計算値の周波数スペクトルにはたるみの条
件によって48sまたは25sにピークがあり、たるみが

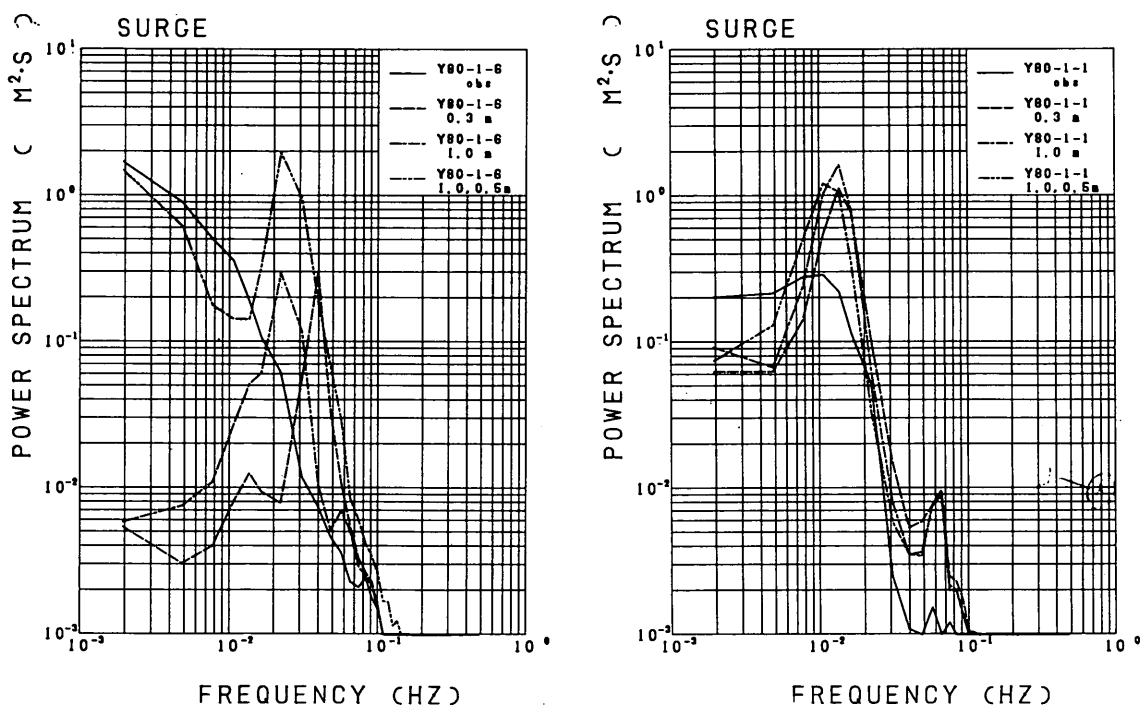


図-5.20 サージングの周波数スペクトル (四日市港, 第1回め, 観測値, 計算値)

1.0 mおよび1.0 mと0.5 mのときには46 sに、また、たるみが0.3 mのときに25 sにピークがある。しかも、たるみが大きいほどパワーが大きい。Case 1-1とCase 1-6とは波浪条件はほぼ同じであるので、たるみの条件の相違によって周波数スペクトルの形状が異なる原因は風の条件の相違であると考えられる。Case 1-6のときには風速が低下し、しかも風向が176°と船尾よりになっている。風速が小さいときにたるみが大きいと計算結果に長周期動揺成分が卓越することになる。計算においては船首側にドリフトするときに効く係留索をもう少し柔らかくしてもよいと思われる。

(付) サージングの動揺と減衰定数との関係

サージングの動揺に対する減衰定数について、若干の計算を行った結果を考察してみる。図-5.21は減衰定

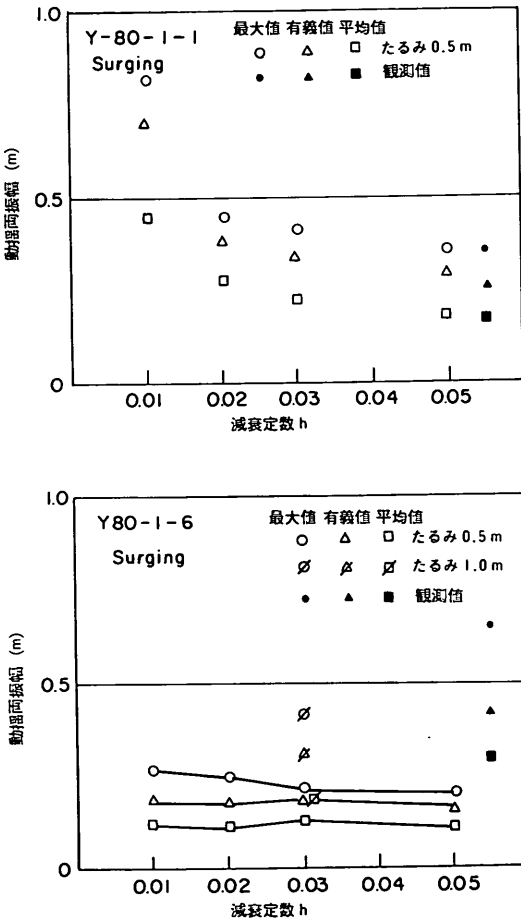


図-5.21 サージングの動揺両振幅(有義値)と減衰定数(四日市港, 第1回め, 観測値, 計算値)

数を $h = 0.05, 0.03, 0.02, 0.01$ として計算したサージングの動揺両振幅の相違を示したものである。 $h = 0.03 \sim 0.05$ の間では減衰定数の相違による動揺量の差異はあまり大きくない。したがって、従来の研究成果からみてもサージングの減衰定数としては、 $h = 0.03 \sim 0.05$ の値を用いてよいと考える。

以上のように係岸船舶の動揺量およびその周波数特性には、係留系の変位復元力特性の影響があることを示したが、前述したように観測対象船舶について実際の係留索の状態を推定することは困難と思われる。また、そのようにしてもあまり意味があるとは思われないので、これ以上の計算は行わない。

(ト) ヒービング

図-5.22はヒービングの動揺量の最大値と最小値について計算結果を示したものである。また、図-5.23はゼロアップクロス法で求めたヒービングの動揺量の有義値と動揺周期の有義値について計算値と観測値とを比較して示したものである。図-5.23には波の長周期成分(73 s以上)を考慮した計算結果もプロットしている。なお、波の長周期成分を考慮した結果については後述する。また、図-5.24は計算値の周波数スペクトルを描いたものである。これを図-5.8の観測値の周波数スペクトルと比較すると、各ケースの計算値と観測値の周波数スペクトルがいずれも比較的良好に一致していることがわかる。ヒービングに関しては係留系の影響が少なく、波浪の入力条件に対応した応答が生じているからである。ただし、観測値では波周期12 s以上のピークのパワーが計算値のそれより大きい、12 s以下のピークのパワーはむしろ計算値のほうが大きい。また、ピークの周期は観測値では20 s, 11 s, 6 s, 3 sであるのに対し、計算

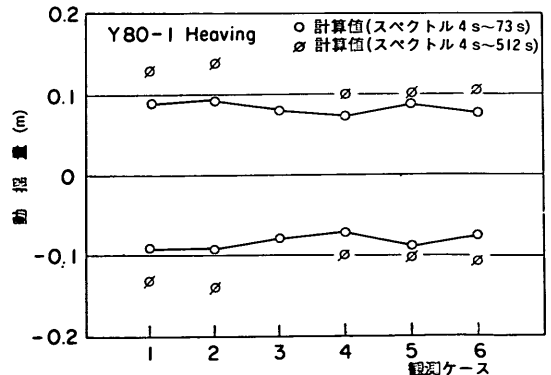


図-5.22 ヒービングの動揺量(最大値)(四日市港, 第1回め, 計算値)

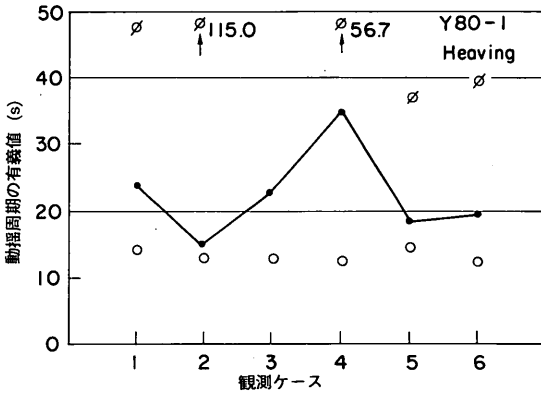
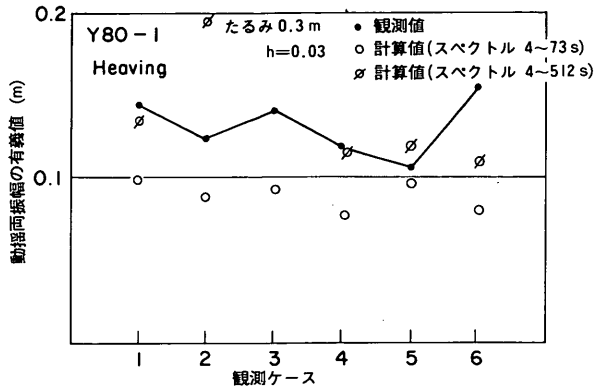


図-5.23 ヒービングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)
(四日市港, 第1回め, 計算値)

値では 60 s, 15 s, 6 s, 4 s であって観測値より若干低い。これらのヒービングの周波数スペクトルと図-5.3の波浪の周波数スペクトルとを対比してみると、波周期 12 s 以上の長周期成分波に対する伝達率はほぼ 1.0 に近く大きい、これより周期の短い成分波に対する伝達率は小さいことがわかる。つまり、船長よりも長い波長の波に対しては伝達率が大きい、それより短い波長の波に対しては伝達率が小さい。

(b) 長周期成分波の考慮

ところで、図-5.23 に示した動揺両振幅の計算値と観測値とを比較すると計算値が観測値よりやや小さい。観測値のヒービングの周波数スペクトルと波の周波数スペクトルとを対比した結果、波周期 12 s 以上の波に対してはヒービングの伝達率が 1.0 であることは先に述べたところである。そこで、ここでは波浪条件として、73 s 以上の長周期成分波を考慮して計算を行った。計算においては波高記録から求めた周波数スペクトルの周期 73 s 以上の成分波をカットしないで周期 512 s までの成分波

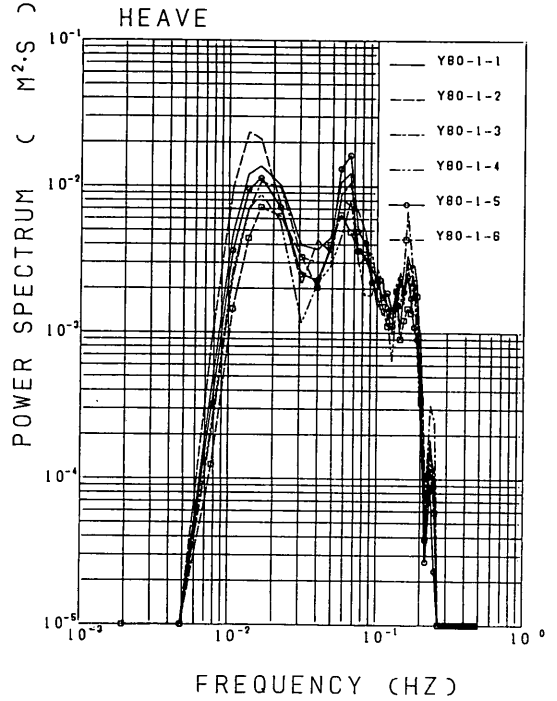


図-5.24 ヒービングの周波数スペクトル
(四日市港, 第1回め, 計算値)

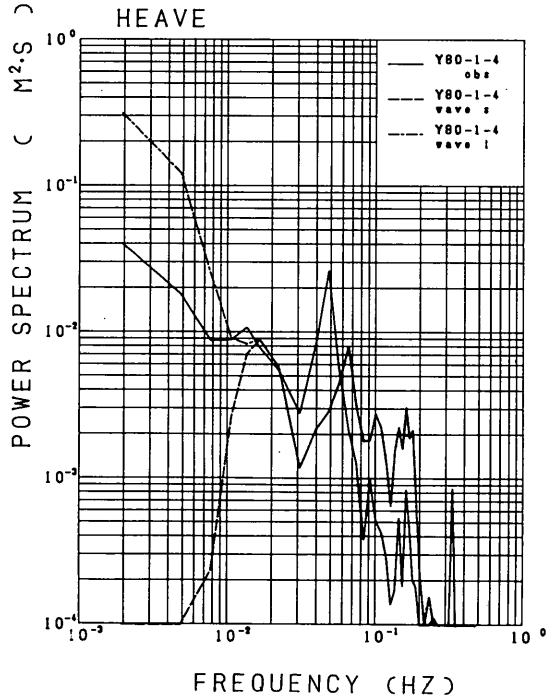


図-5.25 長周期成分波を考慮する場合と考慮しない場合のヒービングの周波数スペクトルの差異
(四日市港, 第1回め, 観測値, 計算値)

を考慮した計算を行ったが、その結果はすでに図-5.23に示したとおりである。長周期成分波を考慮すると実測値と計算値の動揺両振幅は良く一致するものの、動揺周期については計算値が観測値よりずいぶん大きくなってしまふ。これは周期512 sの成分波まで考慮して計算し

たためである。実際にはこれほどの長周期成分波がなかったと考えるのが妥当であろう。たとえば、図-5.25はCase 1-4について長周期成分波を考慮した場合と考慮しない場合のヒービングの計算値の周波数スペクトルを観測値の周波数スペクトルと比較して示したものである。ヒービングについては長周期成分波を考慮した影響が周期100 s以上のスペクトル形状に現れているが、サージングについてはその影響は小さい。また、図-5.26は73 s以上の長周期成分波を考慮して計算した動揺波形であるが、ヒービングの波形は長周期成分波が非常に卓越した波形になっていて、先に図-5.6に示した観測値の動揺波形とは異なる。

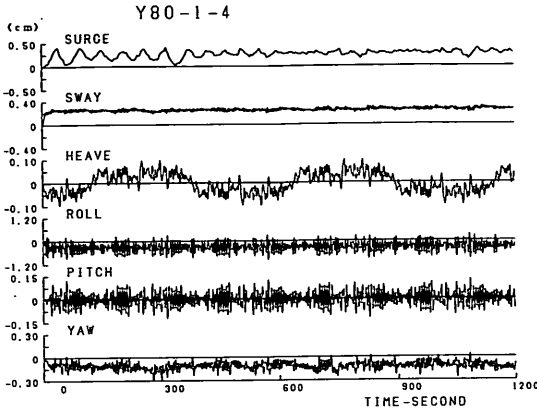


図-5.26 長周期成分波を考慮したシミュレーションによる動揺波形(四日市港, 第1回め, 計算値)

つぎに、Case 1-4について73 s以上の長周期成分波を考慮した場合と考慮しない場合のサージングの動揺の計算値の周波数スペクトルを示すと図-5.27のようになる。サージングについても長周期成分波を考慮すると観測値と計算値の周波数スペクトルがいっそう合ってくる。しかし、図-5.6の観測値の動揺波形と図-5.26の計算値の動揺波形を比較してみると、計算値の動揺波形には観測値の動揺波形にみられる周期約数百秒の長周期成分がない。

㊦ まとめ

以上のことより、係岸船舶の動揺計算においては、波浪条件として風波だけでなく港内における長周期の水面変動を考慮する必要があることがわかるが、ヒービングの動揺から判断しておおよそ100 s程度の成分波まで考えておけばよいものと考えられる。しかし、サージングの動揺からみるとサージングの長周期動揺の原因は単に長周期の水面変動のみではなく、係留索の条件および風の変動性なども重要であることがわかった。

c) 第2回め観測

㊦ 検討の概要

第2回め観測においては係船側から風が吹いているので、船舶の動揺は主に風荷重の作用によって引き起こされている。しかし、目視観測で5~10 cm程度の風波があったとの報告があるので、一応ブレットシュナイダー・光易のスペクトルを用いて波高10 cmの不規則波を発生させ、波向45°として入力して計算した。また、ヒービングの動揺スペクトルと伝達関数から逆算した波の周波数スペクトルを用いた計算も行った。図-5.28はその周波数スペクトル、表-5.9はその波高と周期を示したものである。係留索については、先に図-5.9に示した配置とし、観測報告を参考にして(5)、(6)、(8)、(9)のワイヤロープには2 mのたるみ、(10)の鐵維索には1 mのたるみを与えた。ここでは主として、サージング、スウェ

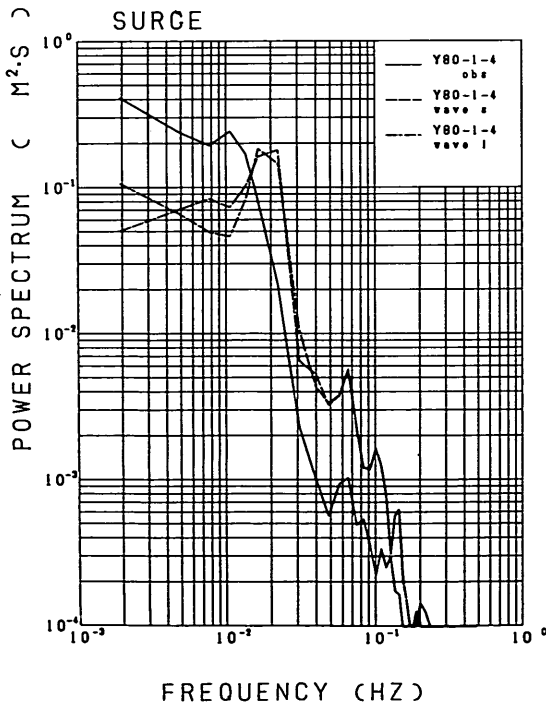


図-5.27 長周期成分波を考慮する場合と考慮しない場合のサージングの周波数スペクトルの差異(四日市港, 第1回め, 観測値, 計算値)

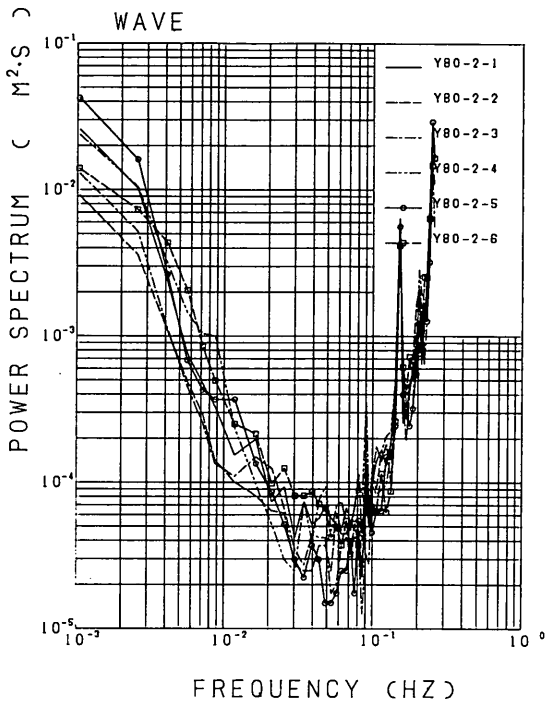


図-5.28 波の周波数スペクトル（ヒービングから逆算したもの、四日市港、第2回め）

表-5.9 Y80-2の波高（四日市港、ヒービングの周波数スペクトルより逆算した波スペクトルによる計算値）

	入射波		反射波		重複波	
	$H_{1/3}$	$T_{1/3}$	$H_{1/3}$	$T_{1/3}$	$H_{1/3}$	$T_{1/3}$
1	0.116	4.42	0.105	4.38	0.101	4.45
2	0.0973	4.68	0.0877	4.73	0.0788	4.87
3	0.0901	4.63	0.0811	4.67	0.0755	4.74
4	0.110	4.55	0.0996	4.65	0.0923	4.77
5	0.107	4.38	0.0967	4.36	0.0969	4.41
6	0.0995	4.50	0.0898	4.50	0.0834	4.56

イング、ヒービング、ローリングについて観測値と数値シミュレーション結果とを比較する。

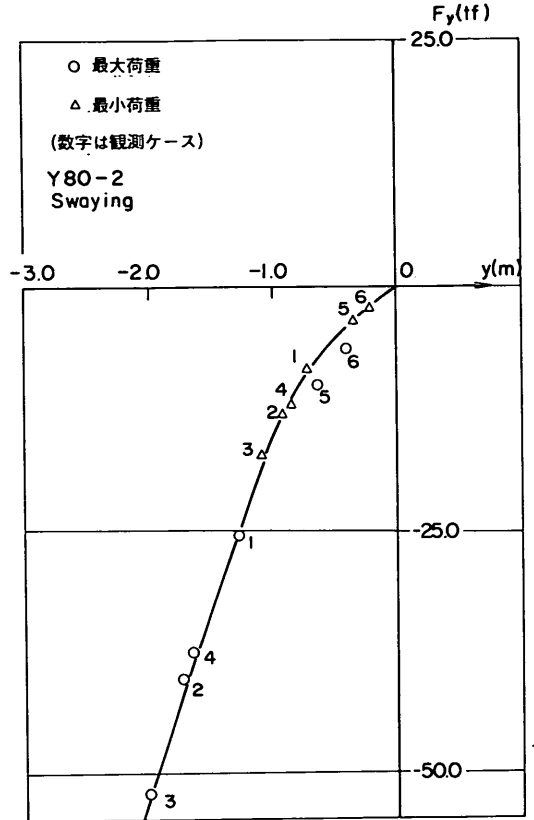
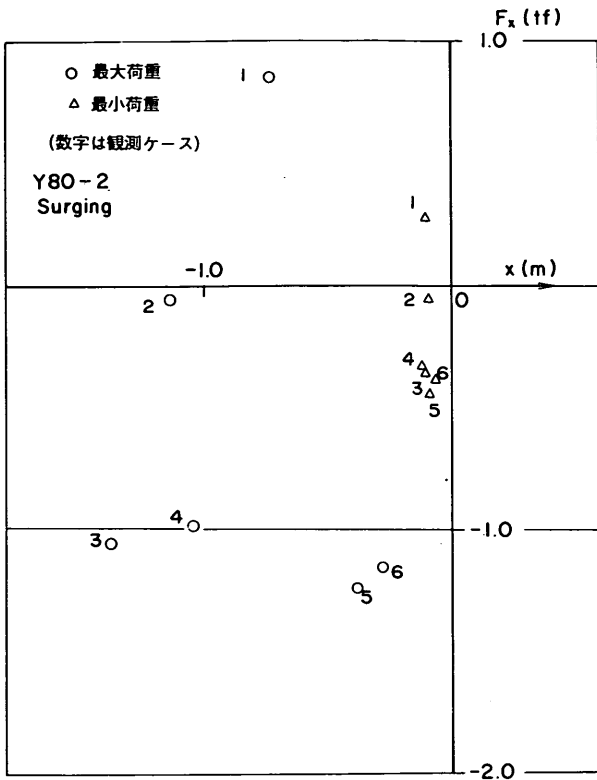
(e) 係岸船舶のドリフト

まず、図-5.29は計算で求めた風荷重の最大値と、風荷重の作用方向へのサージングの動揺量の計算値とを示したものである。風はCase 2-1からCase 2-4までは船尾側係岸側から吹いているが、Case 2-5およびCase 2-6では船首側係岸側からの風向に変わっている。ただし、Case 2-2~Case 2-4については風は船尾側から吹いてはいるが、計算においてはサージング方向の抗力係数が負であるので、風は船舶を船尾方向にドリフトさせるように作用していることになる。

したがって、計算においては船舶はCase 2-1では船首方向に、また、Case 2-2~Case 2-6では船尾方向にドリフトするものと考えられるが、計算結果はCase 2-1も含めてすべて船尾方向へドリフトしている。これはやや理解に苦しむところであるが、係留索の配置とその効き方（たるみや初期張力）などの条件によっては起こりうる現象である。第2回観測時の船舶の係留索のうち、(5)、(6)、(8)、(9)、(11)にはたるみがあったとの報告があるので、計算においては(5)、(6)、(8)、(9)の係留索に2mのたるみを、また、(11)の係留索には1mのたるみを与えてそれらの変位復元力特性をモデル化してみる。表-5.10はこれらの係留索の最大張力と最大変形量の計算値を示したものである。これを見ると、全観測ケースにわたって、(3)、(4)、(7)、(10)の係留索の張力が大きい。これらの係留索張力は船舶の動揺量の計算結果から判断するとスウェイングによって生じたものと考えられる。なぜなら、係留索(10)についてみれば船首方向へのサージングの動揺量が小さいにもかかわらず、係留索が96cmも伸びているからである。他の(3)、(4)、(7)の係留索についても同様に考えることができる。

サージング方向およびスウェイング方向の風荷重の最大値はそれぞれ0.854 tfであるから、サージング方向の風荷重はスウェイング方向の風荷重に比べて無視できるほど小さい。したがって、計算上は船舶は係岸から法線に対し直角の方向に離される方向に移動することになる。船舶がスウェイング方向にドリフトすると係留索間の張力のアンバランスが生ずるため、船舶はこのアンバランスが解消される位置まで引き続き移動することになる。Case 2-1の場合では(3)、(4)および(10)の係留索の張力の影響によって、船舶が船尾方向へドリフトすることになる。船舶を船首尾方向にドリフトさせるサージング方向の風荷重が、スウェイング方向の風荷重より小さい場合には、係留索の条件によっては風荷重の方向とは逆方向にサージングすることもあるわけである。

先に、数値シミュレーションにおける風速を、四日市コンテナふ頭での観測値の1/2として入力した計算を行ったと述べたが、観測値をそのまま入力すると後述するようにスウェイングの動揺量が大きくなって現象は全く説明できなくなる。造船所内の建物の影響で風速が低下するであろうことは前章の模型実験の結果からも推測できるところであり、現地においてもその影響があったものとするのは不自然ではない。表-5.11は計算の条件と実行したケースを示したものである。



a) サージング

b) スウェイニング

図-5.29 風荷重とサージングおよびスウェイニング
(四日市港, 第2回め)

表-5.10 係留索の伸びと張力(四日市港)

係留索No	Y80-2-1	Y80-2-2	Y80-2-3	Y80-2-4	Y80-2-5	Y80-2-6	係留索のたるみの仮定
(1)	-0.99 ~ -0.38 (0.18 ~ 0.46)	-1.40 ~ -0.52 (0.24 ~ 0.65)	-1.67 ~ -0.60 (0.27 ~ 0.78)	-1.37 ~ -0.56 (0.26 ~ 0.64)	-0.67 ~ -0.25 (0.11 ~ 0.31)	-0.49 ~ -0.17 (0.08 ~ 0.23)	0.0
(2)	-0.70 ~ -0.15 (0.14 ~ 0.64)	-0.96 ~ -0.24 (0.22 ~ 0.86)	-1.13 ~ -0.32 (0.29 ~ 1.02)	-0.99 ~ -0.30 (0.27 ~ 0.90)	-0.45 ~ -0.10 (0.09 ~ 0.41)	-0.35 ~ -0.06 (0.05 ~ 0.31)	0.0
(3)	-0.57 ~ -0.09 (0.95 ~ 7.81)	-0.76 ~ -0.16 (1.79 ~ 11.61)	-0.91 ~ -0.23 (2.58 ~ 14.92)	-0.80 ~ -0.20 (2.26 ~ 12.27)	-0.38 ~ -0.02 (0.22 ~ 4.28)	-0.30 ~ 0.02 (0 ~ 3.33)	0.0
(4)	-0.58 ~ -0.12 (1.49 ~ 8.89)	-0.79 ~ -0.21 (2.56 ~ 13.45)	-0.94 ~ -0.29 (3.50 ~ 17.12)	-0.81 ~ -0.25 (2.98 ~ 14.07)	-0.39 ~ -0.02 (0.30 ~ 4.98)	-0.31 ~ 0.01 (0 ~ 3.68)	0.0
(5)	-0.23 ~ 0.45 <たるみ>	-0.27 ~ 0.64 <たるみ>	-0.35 ~ 0.70 <たるみ>	-0.31 ~ 0.55 <たるみ>	-0.13 ~ 0.25 <たるみ>	-0.10 ~ 0.18 <たるみ>	2.0
(6)	-0.32 ~ 0.29 <たるみ>	-0.43 ~ 0.34 <たるみ>	-0.53 ~ 0.32 <たるみ>	-0.45 ~ 0.27 <たるみ>	-0.17 ~ 0.18 <たるみ>	-0.13 ~ 0.14 <たるみ>	2.0
(7)	-1.01 ~ 0.29 (2.67 ~ 11.53)	-1.45 ~ -0.38 (3.42 ~ 19.29)	-1.73 ~ -0.46 (4.21 ~ 25.22)	-1.36 ~ -0.37 (3.31 ~ 17.39)	-0.55 ~ -0.15 (1.38 ~ 4.98)	-0.39 ~ -0.10 (0.90 ~ 3.54)	0.0
(8)	-1.17 ~ -0.39 <たるみ>	-1.68 ~ -0.46 <たるみ>	-2.01 ~ -0.56 (0.0 ~ 0.05)	-1.53 ~ -0.40 <たるみ>	-0.56 ~ -0.15 <たるみ>	-0.39 ~ -0.09 <たるみ>	2.0
(9)	-1.13 ~ -0.35 <たるみ>	-1.63 ~ -0.40 <たるみ>	-1.96 ~ -0.49 <たるみ>	-1.49 ~ -0.35 <たるみ>	-0.55 ~ -0.14 <たるみ>	-0.38 ~ -0.09 <たるみ>	2.0
(10)	-0.96 ~ -0.53 (6.91 ~ 15.33)	-1.31 ~ -0.60 (7.71 ~ 23.14)	-1.54 ~ -0.66 (8.65 ~ 29.55)	-1.14 ~ -0.49 (6.34 ~ 19.20)	-0.30 ~ -0.10 (1.35 ~ 3.91)	-0.18 ~ -0.04 (0.53 ~ 2.33)	0.0
(11)	-0.57 ~ -0.05 <たるみ>	-0.74 ~ -0.04 <たるみ>	-0.88 ~ 0.00 <たるみ>	-0.61 ~ 0.01 <たるみ>	-0.11 ~ 0.08 <たるみ>	-0.05 ~ 0.08 <たるみ>	1.0

上段:係留点の変位(mm) +:係留索がたるむ方向を示す。 下段:張力(tf)
 -:係留索が伸びる方向を示す。

計算条件 $H_{1/3} = 0.10m$ 、 $T_{1/3} = 5.0s$

表-5.11 検討ケースの条件と計算を実行したケース(四日市港,第2回め)

係留索のたるみの条件	波高および風速	Y80-2-1	Y80-2-2	Y80-2-3	Y80-2-4	Y80-2-5	Y80-2-6
0.3m	$H_{1/3} = 0.1m$ *1) 風速 1/1 *2)	○	○	○	○	○	○
0.3m	$H_{1/3} = 0.1m$ *1) 風速 1/2 *3)	○	○	○			
0.3m	逆算した波*4) 風速 1/1 *2)	○	○	○	○	○	○

- *1) ブレッドシュナイダー光易の周波数スペクトル
- *2) 観測値の風速
- *3) 観測値の風速の1/2
- *4) ヒーピングの周波数スペクトルから逆算して求めた波の周波数スペクトル

イ) サージング

図-5.30 はサージングの動揺両振幅と動揺周期の有義値の観測値と計算値とを比較したものである。波高10 cmとしてブレッダシュナイダー・光易の周波数スペクトルを用いて計算した結果とヒービングの周波数スペクトルから逆算した波の周波数スペクトルを用いて計算した結果は全く同一であって、後者の周波数スペクトルに含まれる長周期成分波が動揺に及ぼす影響は少ない。また、Case 2-1 ~ Case 2-3 では風速を1/2として計算しているが、観測値と計算値はよく一致している。しかし、Case 2-4 ~ Case 2-6 は観測値が計算値よりかなり大きい。しかもCase 2-6 では風速が小さくなっているにもかかわらず、観測値においては動揺両振幅および動揺周期のいずれもが大きい。観測報告をみると、Case 2-5 ~ Case 2-6 については係留索(1), (7)のたるみがしだいに大きくなってきているとされているので、この現象はCase 2-5 ~ Case 2-6 では係留索のたるみがいっそう大きくなったために生じたものと考えられよう。また、このように風速が小さいときには強風時のダーペンポートの周波数スペクトルを用

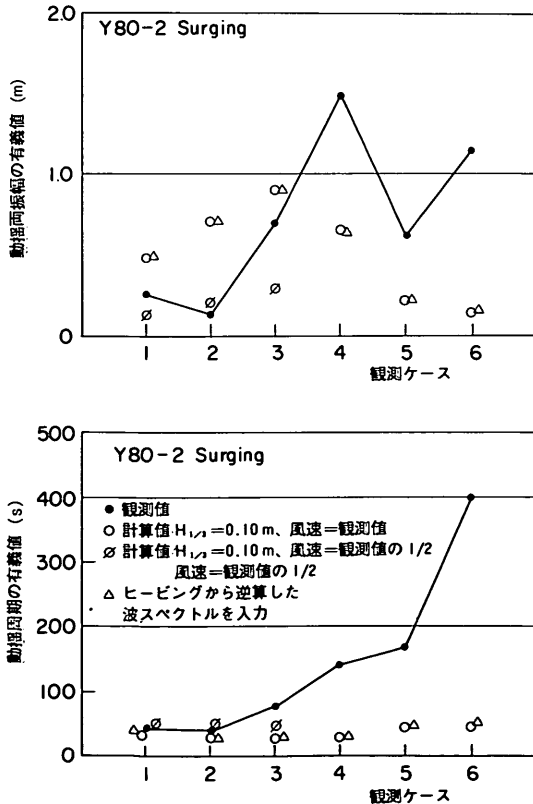


図-5.30 サージングの観測値と計算値との比較(四日市港, 第2回め)

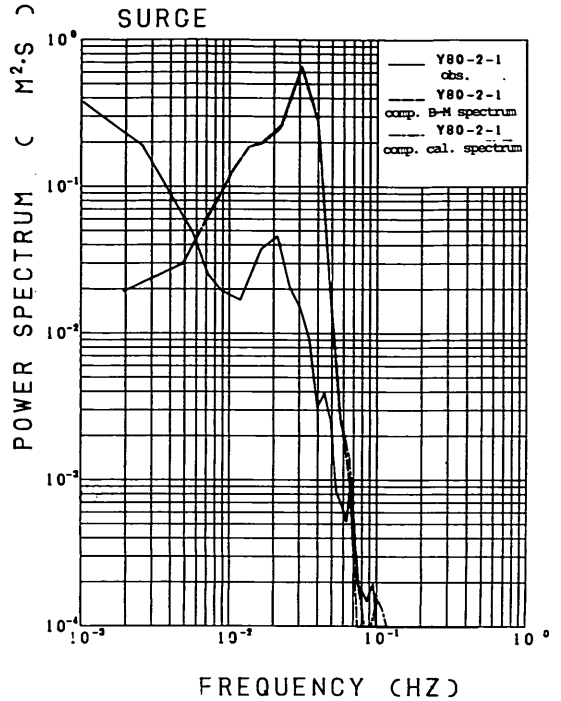


図-5.31 サージングの観測値と計算値の周波数スペクトル(四日市港, 第2回め, Y80-2-1)

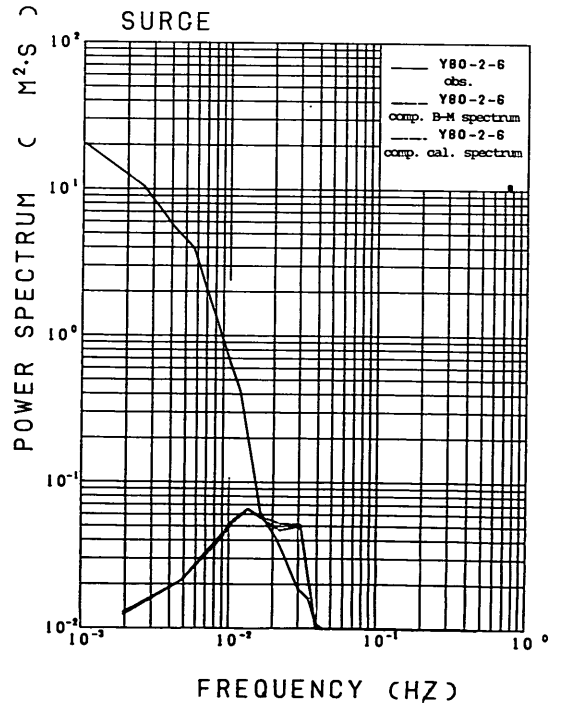
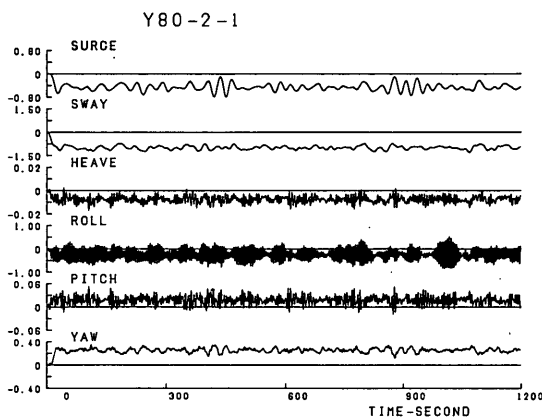


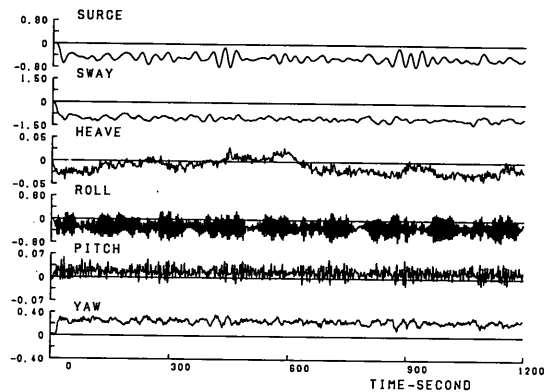
図-5.32 サージングの観測値と計算値の周波数スペクトル(四日市港, 第2回め, Y80-2-6)

いることは適当ではないと考える。しかし、ここでは、たるみの条件を変えてこれ以上の計算は行わない。図-5.31 および図-5.32 はそれぞれ Case 2-1 および Case 2-6 のサージングの計算値と観測値の周波数スペクトルを比較したものである。Case 2-1 の場合は計算値のピークは周期約 33 s にあるのに対し、観測値では 50 s である。また、ピークのパワーは計算値のほうが大きい。これに対し、Case 2-6 では計算値のピークは約 80 s にあるが観測値ではピークが見られない。しかも、周期 100 s 以上のパワーが大きい。この相違が

動揺量の差異として現れているものと考えられる。しかし、波の周波数スペクトルが異なった場合の計算結果には全く差異がないことから、長周期成分波を含んだ計算を行ってもサージングの動揺には影響がない。図-5.33 および図-5.34 はそれぞれ Case 2-1 および Case 2-6 の計算値の動揺波形を示したものである。いずれについても、先に述べた 2 種の波の周波数スペクトルに対して計算した結果を対比して示している。長周期成分波を考慮して計算するとヒービングに長周期の動揺成分が現れるが、サージングについては変化が生じない。

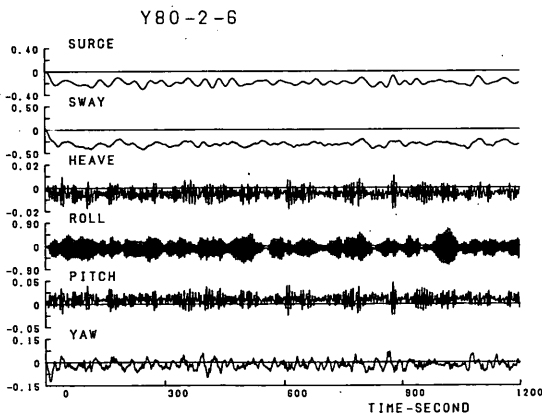


a. プレットシュナイダー・光易の周波数スペクトルによる計算
($H_{1/3} = 0.1 \text{ m}$, $T_{1/3} = 5.0 \text{ s}$)

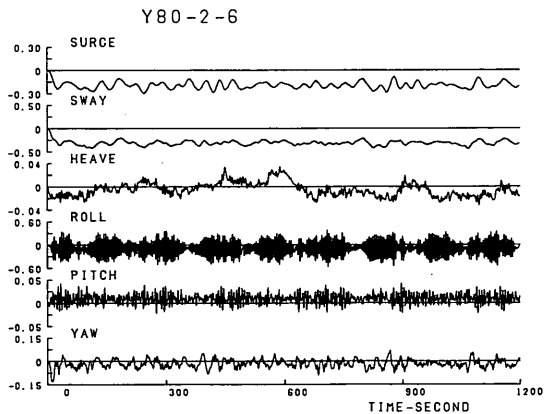


b. ヒービングから逆算した波の周波数スペクトルによる計算
($H_{1/3} = 0.1 \text{ m}$, $T_{1/3} = 5.0 \text{ s}$)

図-5.33 動揺波形(四日市港, 第2回め, Y80-2-1, 観測値)



a. プレットシュナイダー・光易の周波数スペクトルによる計算
($H_{1/3} = 0.1 \text{ m}$, $T_{1/3} = 5.0 \text{ s}$)



b. ヒービングから逆算した波の周波数スペクトルによる計算
($H_{1/3} = 0.1 \text{ m}$, $T_{1/3} = 5.0 \text{ s}$)

図-5.34 動揺波形(Y80-2-6, 四日市港, 第2回め観測値)

(二) スウェイング

スウェイングについて観測値と計算値とを比較する。図-5.35はスウェイングの動揺両振幅と動揺周期の有義値を示したものである。これらの図には、2種の波の周波数スペクトルを用いた計算結果と風速を観測値の1/2として計算した結果を観測値と比較して示している。Case 2-1 ~ Case 2-3については風速が小さかったものと仮定すると観測値と計算値とは比較的良好な対応を示す。Case 2-4, Case 2-5の動揺両振幅の計算値と観測値とはよく一致しているが、Case 2-6の場合には観測値がかなり大きい。Case 2-6の場合には動揺周期も長いことから、係留索のたるみが相当大きかったものと考えられる。図-5.36および図-5.37はそれぞれCase 2-1およびCase 2-6についてスウェイングの計算値と観測値の周波数スペクトルを示したものである。Case 2-1については計算値では周期80sにピークがあり、しかもそのパワーが大きい観測値には明瞭なピークはない。これに対し、Case 2-6については計算値の傾向はCase 2-1とほぼ同じであるが、観測値では周期100s以上の周期成分のパワーが大きい。なお、波の周波数スペクトルの相違がスウェイングに与

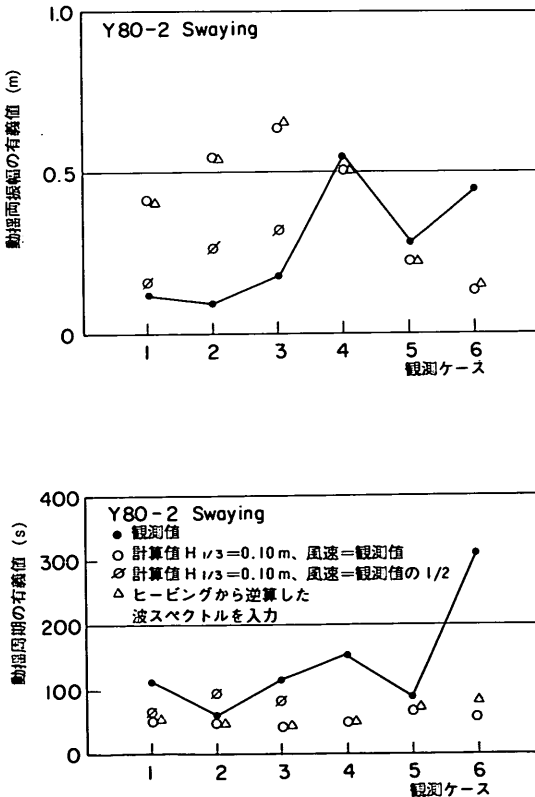


図-5.35 スウェイングの観測値と計算値との比較 (四日市港, 第2回め)

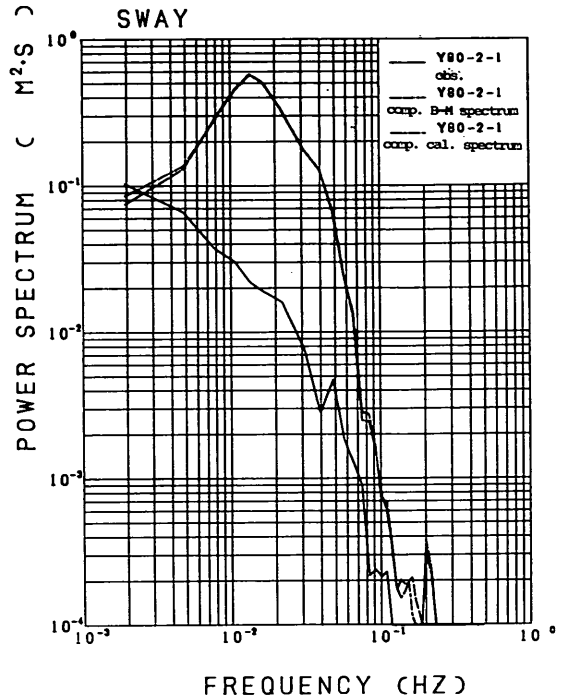


図-5.36 スウェイングの観測値と計算値の周波数スペクトル (四日市港, 第2回め, Y80-2-1)

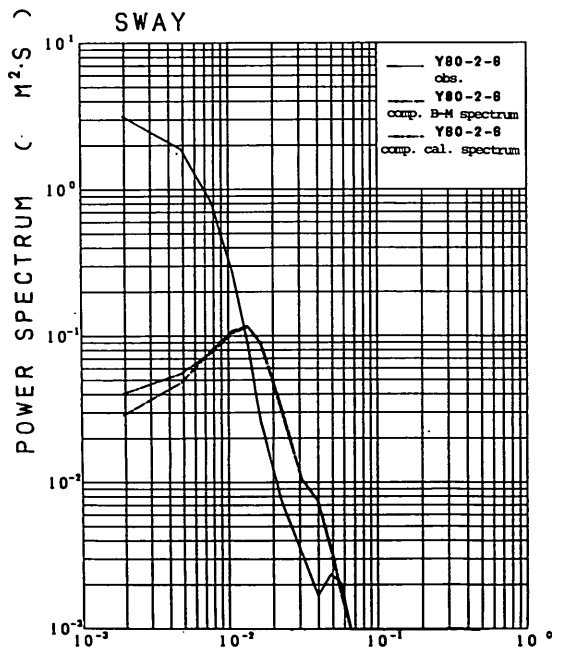


図-5.37 スウェイングの観測値と計算値の周波数スペクトル (四日市港, 第2回め, Y80-2-6)

える影響は大きい。

(4) ヒービング

図-5.38はヒービングの動揺両振幅と動揺周期の有義値について、計算値と観測値とを比較したものである。ヒービングの観測値の周波数スペクトルから逆算して求めた波スペクトルを用いた計算結果は、ブレードシュナイダー・光易の周波数スペクトルを用いた計算結果に比べて観測値とより一致するが、まだ、観測値のほうが大きいようである。ただし、動揺周期についてはヒービングの周波数スペクトルから求めた波の周波数スペクトルを用いて計算した結果と観測値とはよく一致している。図-5.39および図-5.40はそれぞれCase 2-1およびCase 2-6についてヒービングの計算値と観測値の周波数スペクトルを比較して示したものである。ヒービングの計算値と観測値の周波数スペクトルを比較して示したものである。ヒービングについては、動揺の周波数スペクトルから逆算して求めた波の周波数スペクトルを用いて計算した結果が観測値と非常に良く一致している。このことから、観測時には港内に長周期の水面変動があったことが裏付けられる。しかし、ここで考えた長周期の水面変動はサージングやスウェィングの動揺には影響を及ぼ

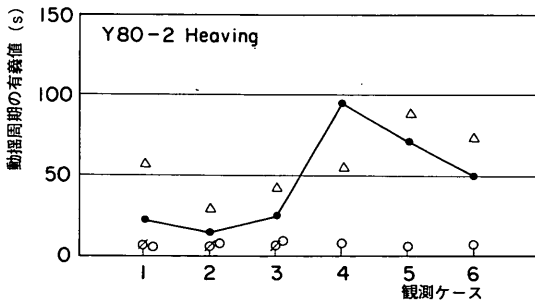
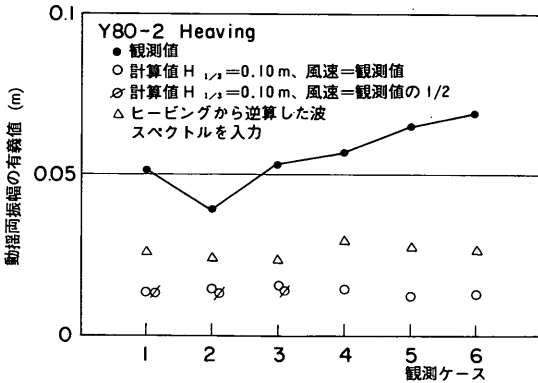


図-5.38 ヒービングの観測値と計算値との比較 (四日市港, 第2回め, Y80-2-1)

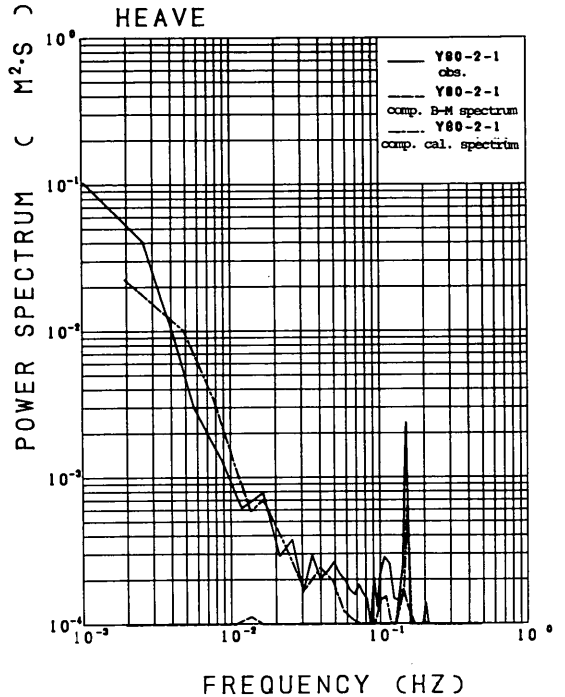


図-5.39 ヒービングの観測値と計算値の周波数スペクトル (四日市港, 第2回め, Y80-2-1)

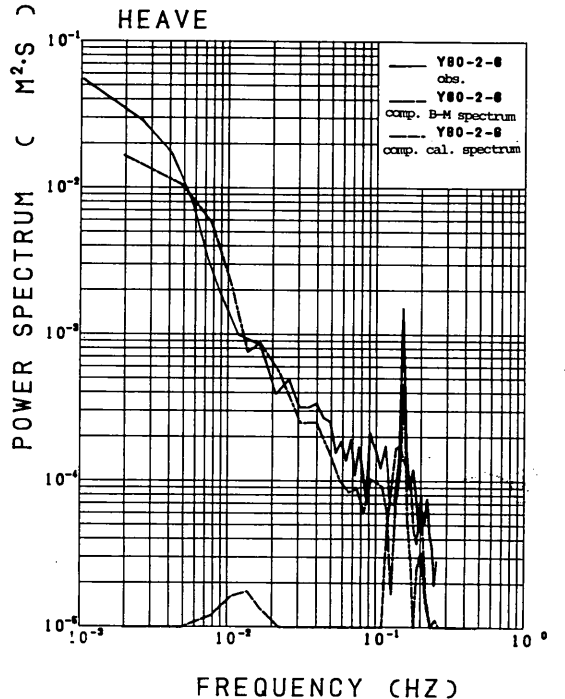


図-5.40 ヒービングの観測値と計算値の周波数スペクトル (四日市港, 第2回め, Y80-2-6)

すほどのものではない。この点については、ローリング、ピッチング、ヨウイングについても同様であるが、あとの2成分については計算結果を省略する。

(ハ) ローリング

図-5.41はローリングの動揺両振幅と動揺周期の有義値について計算値と観測値とを比較して示したものである。ローリングについては、動揺両振幅は計算値が、動揺周期は観測値が大きい。図-5.42および図-5.43はそれぞれCase 2-1およびCase 2-6についてローリングの計算値と観測値の周波数スペクトルを比較して示したものである。これらを見ると周期5sに計算値のピークがあり、しかもパワーが大きいことがわかる。先の図-5.41をみると計算値の動揺周期は各観測ケースとも約5sと一定であるところから、船舶のローリングの固有周期と波周期とがほぼ一致して同調した結果、計算値にはこのような極端なピークが現れたものと考えられる。観測値から判断するとローリングの固有周期は10s前後と考えられる。

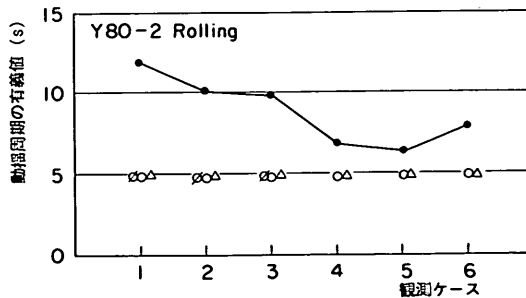
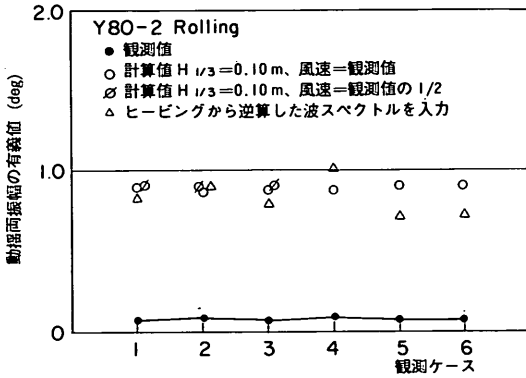


図-5.41 ローリングの観測値と計算値との比較 (四日市港, 第2回め, Y80-2-1)

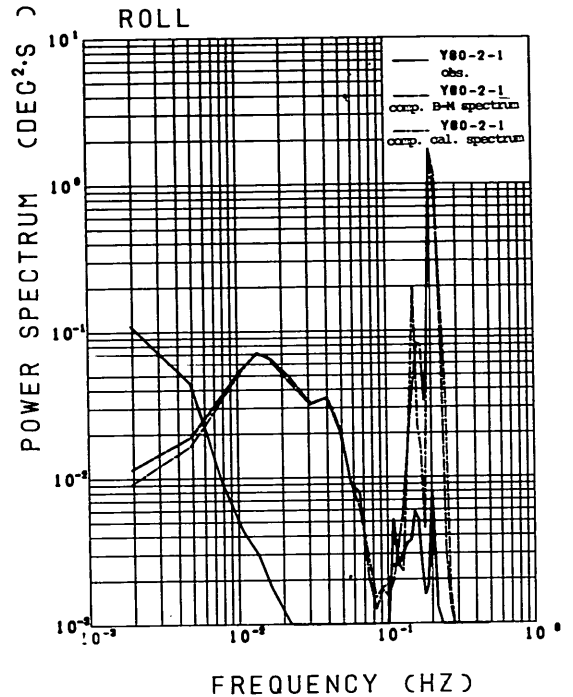


図-5.42 ヒービングの観測値と計算値の周波数スペクトル (四日市港, 第2回め, Y80-2-1)

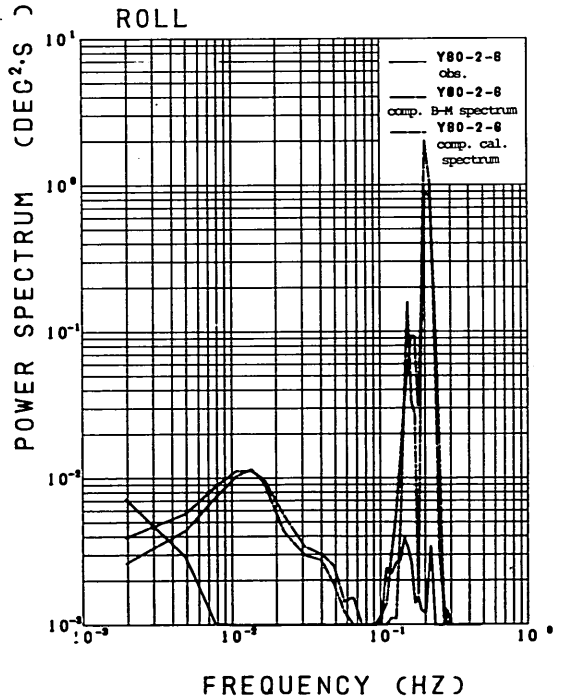


図-5.43 ヒービングの観測値と計算値の周波数スペクトル (四日市港, 第2回め, Y80-2-6)

(4) 四日市港における観測結果と計算結果のまとめ
 以上に述べた四日市港における実船観測と数値シミュレーションの結果から以下のことが明らかになった。

- ① サージングおよびスウェーイングの動揺には係留索の条件の影響があるが、とくに風速が小さいときにその影響が大きい。
- ② また、風速が小さいときに変動風の周波数スペクトルとしてダーベンポートの周波数スペクトルを用いることは必ずしも適当とは思われない。
- ③ 港内には長周期の水面変動があったことが確認されたが、この水面変動は計算においてはヒービングの動揺には影響があるが、サージングおよびスウェーイングにはほとんど影響がない。

なお、今後に残された課題としては、風が弱い場合の風の変動特性、波漂流力などの解明があげられる。

5.3 新潟港における実船観測と動揺解析手法の適用例⁶⁾

(1) 概要

観測は昭和57年1月28日、2月7日および3月2日の合計3回、新潟西港地区の臨港ふ頭に係留中の37120 GTのチップ運搬船、993 GTおよび1404 GTのセメント運搬船を対象に行った。表-5.12はこれらの船舶の諸元である。いずれも冬季風浪に対する係岸船舶の動揺を観測したものであるが、図-5.44に示すように第1回観測と第2回観測はD3ふ頭で実施されたので、船舶に対する風向は海側から船舶を係船岸に押付ける方向に作用している。したがって、第3回観測時の動揺特性は第1回めと第2回めのそれとは異っている。

図-5.44は観測地点および船舶の係留位置を示したものである。観測項目および観測方法は四日市港での観

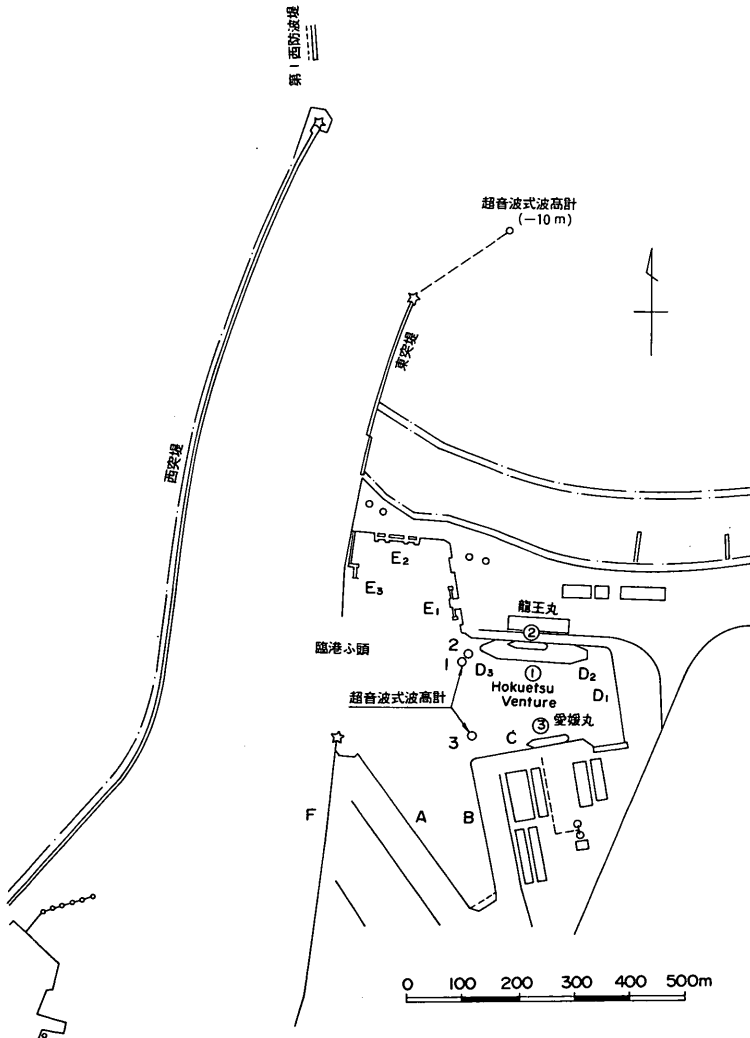


図-5.44 船舶係留位置および波高計設置位置(新潟港)

表-5.12 観測対象船舶主要目等(新潟港)

	第 1 回	第 2 回	第 3 回
年 月 日	昭和57年1月28日	昭和57年2月7日	昭和57年3月2日
係 留 パ ー ス	D ₂ ~ D ₃	D ₃	C
船 名	Hokuetsu Venture	竜 王 丸	愛 媛 丸
総 ト ン 数	37120	993	1404
載 貨 重 量 (tf)	45707	2070	2485
満 載 排 水 量 (tf)	56926	2918	3560
全 長 (m)	198.00	70.47	77.97
垂 線 間 長 (m)	188.00	65.78	72.00
型 幅 (m)	32.20	11.55	12.30
型 深 さ (m)	21.50	5.60	5.80
満 載 喫 水 (m)	11.00	5.00	5.20
載 貨 状 態	空船バラスト	満 載	空船バラスト

測と同じであるが、新潟港においてはサージングとヒーピングの観測はポジションセンサーシステムおよびXYビデオアナライザを用いて行った。ポジションセンサーシステムは船体に固定した発光ダイオードの信号を、半導体位置検出器を装備したカメラで追跡するものである。また、XYアナライザは船体に固定した光源をビデオカメラで撮影し、その位置を計測するものである。計測器の配置の詳細は図-5.46、図-5.55および図-5.64などに示されている。

風向および風速は臨港ふ頭港湾事務所に設置されているプロベラ式風向風速計(設置高さTMSL上12.2m)、および運輸省第一港湾建設局新潟港工事事務所に設置されたプロベラ式風向風速計(設置高さTMSL上18m)によって観測された記録を用いた。ただし、臨港ふ頭における計測器では平均風速は表示されていない。

船舶の係留位置付近の波高は各観測ごとに、港内の図-5.44に示す位置に設置された超音波式波高計を用い

て観測している。また、港外の波浪は東防波堤東北200mの水深10mに設置された運輸省第一港湾建設局の超音波式波高計を用いて観測している。ただし、この記録は、波高計の設置位置からみて、沖波ではなく、第二防波堤の遮蔽を受けた波に対するものと考えられる。

潮位および長周期波は、運輸省第一港湾建設局新潟工事事務所構内に設置されたフース型検潮儀およびこれに接続された長周期波観測機器により観測されている。ただし、第3回めの観測においては、長周期波観測記録は欠測である。

以下に各観測時の結果について述べる。

(2) 観測結果

a) 第1回め観測

(i) 風向・風速

第1回めの動揺観測時の風向・風速は表-5.13に示すとおりである。各観測ケースにおける最大平均風速は11.4~13.8m/sとほぼ一定である。風向はN, NNW,

表-5.13 動揺観測時の風向(新潟港, 第1回め, 昭和57年1月28日)

観測ケース		1-1	1-2	1-3	1-4	1-5	1-6
時 刻		4:10~4:30	4:50~5:10	5:20~5:40	5:50~6:10	6:20~6:40	6:50~7:10
風 速 (m/s)	最大平均	(12.9)	(11.4)	(13.0)	(13.0)	(13.8)	(13.2)
	最大瞬間	14.0(14.9)	12.0(13.8)	12.1(13.7)	12.3(15.4)	13.9(15.9)	13.5(15.6)
風 向	方 位	N (NNW)	N (NNW)	NNW(NNW)	NNW(NNW)	NNW (NW)	NW (NW)
	度*	357°(338°)	352°(329°)	348°(329°)	348°(326°)	330°(306°)	324°(306°)

注1) 臨港ふ頭港湾事務所(地上高さ10.1m, T.M.S.L.+12.2m),
()内は、新潟港工事事務所屋上(地上高さ15.6m, T.M.S.L.+18.0m)
注2) * 北より時計回り

表-5.14 動揺観測時の波浪（新潟港，第1回め，昭和57年1月28日）

観測ケース		1-1	1-2	1-3	1-4	1-5	1-5
時刻		4:10~4:30	4:50~5:10	5:20~5:40	5:50~6:10	6:20~6:40	6:50~7:10
波高 H (m)	H_{max}	0.51 (1.20)	0.54	0.43	0.54 (1.80)	0.74	0.60
	$H_{1/3}$	0.19 (0.86)	0.21	0.22	0.20 (0.91)	0.25	0.25
	H_{mean}	0.11 (0.57)	0.13	0.14	0.13 (0.57)	0.16	0.16
周期 T (s)	T_{max}	3.0 (4.9)	5.0	1.6	1.6 (5.0)	2.4	2.0
	$T_{1/3}$	3.5 (5.0)	3.5	3.1	3.3 (5.6)	2.7	2.4
	T_{mean}	2.4 (4.2)	2.4	2.3	2.3 (4.7)	2.0	1.9
波向 (目視)		WNW	WNW	WNW	WNW	WNW	WNW

注) ()内は、港外(-10m地点)における、観測時に近い毎偶数時の記録

NW (357°~324°)と北北西からしだいに北西に回っているが、船舶に対しては船首から右舷側に50°~80°の角度で作用していたことになる。ただし、D2およびD3ふ頭の背後20mの位置に長さ110m高さ8mの倉庫が係船岸法線に平行に設置されているので、四日市港の例でもみられたように、船舶に作用する風速は観測値より小さいということが考えられる。

(d) 波浪

つぎに、港内の波高および波周期は表-5.14に示すとおりである。有義波高はおよそ19~25cm、有義波周期は2.4~3.5sである。カッコ内の数値は港外波浪の値で、有義波高86~91cm、有義波周期5~5.6sが記録されている。図-5.45は港内波の周波数スペクトルである。約5s(0.2Hz)付近にピークがあるが、周期10s以上の長周期成分波のパワーも大きい。波向は観測報告では船首方向よりやや係船岸寄りとされているが実際のでない。また、D2およびD3ふ頭に関してはCふ頭からの反射波の影響があるものと考えられるので、後述する数値シミュレーションにおいてはこの点を考慮している。なお、波向に対する処置はつぎの第2回観測についても同じである。

(e) 潮位

観測時の潮位は下げ潮であるが、長周期波計の記録には周期約40sと40~50minで波高2~3cmの港内副振動と思われる水面変動が観測されている。

(f) 船舶の係留状況

船舶の係留状況は図-5.46に示すとおりである。係留索はおおむね緊張状態にあり、(1)~(5)、(11)および(14)の係留索はやや張っている状態、その他の係留索は張っているかあるいはよく張っている状態と報告されている。防げん材は直径2.5m長さ5.5mの空気式防げん材が3個所に取り付けてあり、すべて船体に接触していた。ま

た、直径87mmのアンカーチェーンが船首左舷に投入されていた。

(g) 船舶の動揺

観測結果については、後に計算結果と比較して述べるので、ここでは簡単に記述する。なお新潟港の観測記録についても動揺両振幅についてデータを提示し、後の数値シミュレーション結果との比較においても動揺両振幅で比較する。四日市港の観測からも明らかのように、

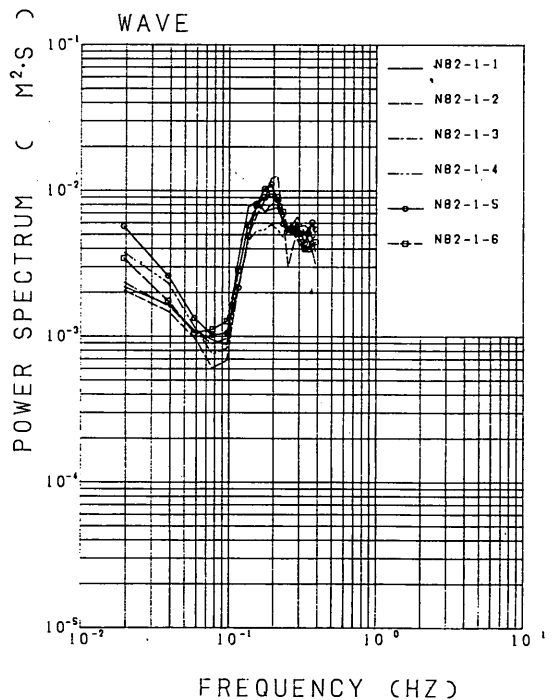


図-5.45 動揺観測時の波の周波数スペクトル（新潟港，第1回め）

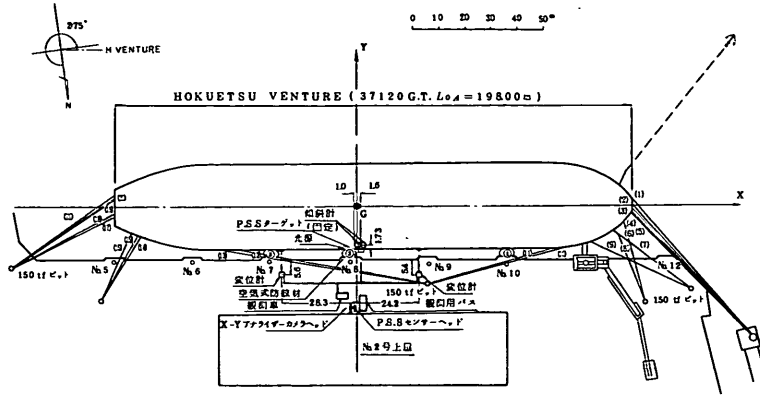


図-5.46 船舶の係留状況(新潟港, 第1回め)

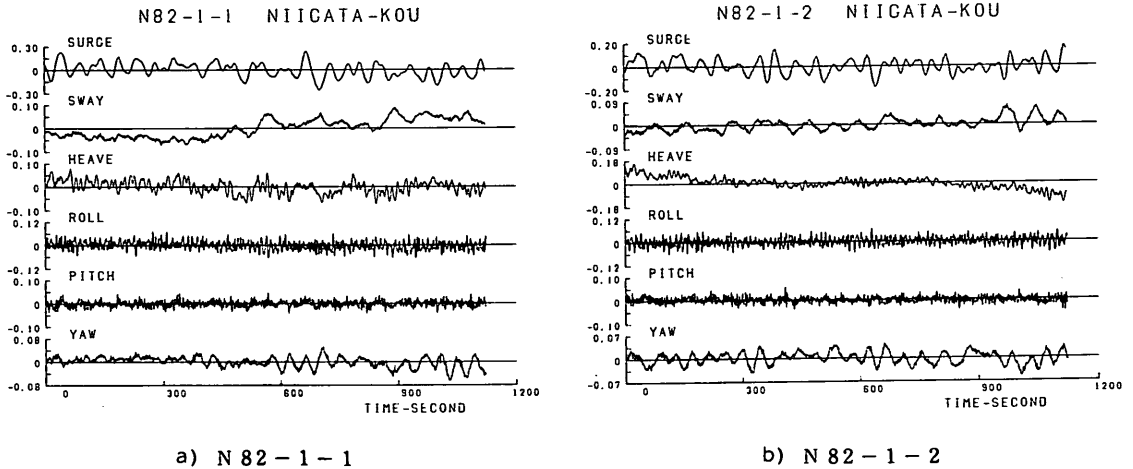


図-5.47 動揺波形(新潟港, 1回め)

ドリフト量は係留索の条件がよほど正確に把握されていないと正しく計算し得ないためである。

図-5.47 (a), (b)は観測された動揺波形である。ここでは代表してCase 1-1とCase 1-2のものを示した。一見して、サージング、スウェイング、ヒーピング、ヨウイングの動揺周期が長く、これに対し、ローリングおよびピッチングの周期が短いことがわかる。周波数特性を詳細に見るために各成分について周波数スペクトルを描いたものが図-5.48~5.53である。周波数スペクトルのピークはサージング50s, スウェイング70s, ヒーピング12sと25s, ローリング70sと12s, ピッチング7s, ヨウイング50s付近にあることがわかる。

ゼロアップクロス法によって計算した動揺両振幅と動

揺周期の最大値, 有義値, 平均値は表-5.15に示すとおりである。動揺周期の有義値と先に示した周波数スペクトルのピークの周期とはほぼ一致しているが, 動揺周期の有義値がやや短めである。サージングおよびスウェイングの動揺周期が長いのは, この観測例においては港内波の長周期成分が存在すること, 風が係船岸側から吹いていて船舶が係船岸から離される方向にドリフトし, その結果船舶が係留索のみで係留されている状態にあることなどが原因と考えられる。動揺両振幅の有義値は, サージング20~70cm, スウェイング4~7cm, ヒーピング7~12cm, ローリング0.08~0.09°, ピッチング0.05°, ヨウイング0.04~0.08°であって, サージング以外の成分の動揺量は大きくない。

表-5.15 船舶動揺量測定結果(新潟港, 第1回め, Hokuetu Venture)

a) 動揺両振幅

観測ケース		1 - 1	1 - 2	1 - 3	1 - 4	1 - 5	1 - 6
サージ(m)	最大値	0.505	0.273	0.594	0.368	0.106 E1	0.529
	有義値	0.302	0.208	0.503	0.310	0.771	0.355
	平均値	0.198	0.120	0.308	0.211	0.428	0.195
スウェーイング(m)	最大値	0.715 E-1	0.727 E-1	0.121	0.110	0.123	0.998 E-1
	有義値	0.536 E-1	0.354 E-1	0.596 E-1	0.502 E-1	0.733 E-1	0.586 E-1
	平均値	0.254 E-1	0.167 E-1	0.280 E-1	0.243 E-1	0.310 E-1	0.255 E-1
ヒービング(m)	最大値	0.111	0.927 E-1	0.176	0.152	0.178	0.116
	有義値	0.789 E-1	0.695 E-1	0.116	0.108	0.121	0.940 E-1
	平均値	0.481 E-1	0.448 E-1	0.755 E-1	0.687 E-1	0.742 E-1	0.588 E-1
ローリング(°)	最大値	0.121	0.114	0.152	0.121	0.118	0.119
	有義値	0.805 E-1	0.763 E-1	0.932 E-1	0.918 E-1	0.790 E-1	0.759 E-1
	平均値	0.509 E-1	0.485 E-1	0.568 E-1	0.582 E-1	0.493 E-1	0.468 E-1
ピッチング(°)	最大値	0.733 E-1	0.879 E-1	0.744 E-1	0.686 E-1	0.782 E-1	0.730 E-1
	有義値	0.474 E-1	0.445 E-1	0.485 E-1	0.450 E-1	0.505 E-1	0.487 E-1
	平均値	0.296 E-1	0.286 E-1	0.309 E-1	0.297 E-1	0.330 E-1	0.326 E-1
ヨウイング(°)	最大値	0.954 E-1	0.760 E-1	0.102	0.913 E-1	0.221	0.793 E-1
	有義値	0.452 E-1	0.451 E-1	0.419 E-1	0.507 E-1	0.828 E-1	0.503 E-1
	平均値	0.225 E-1	0.225 E-1	0.213 E-1	0.251 E-1	0.394 E-1	0.261 E-1

E1, E-1は, それぞれ $\times 10$, $\times 10^{-1}$ を示す。

b) 動揺周期

観測ケース		1 - 1	1 - 2	1 - 3	1 - 4	1 - 5	1 - 6
サージ(s)	最大値	66.1	46.3	66.0	50.1	101	58.2
	有義値	70.7	50.8	62.0	50.7	75.7	50.4
	平均値	47.0	34.8	52.8	43.1	66.4	37.4
スウェーイング(s)	最大値	69.2	50.5	73.6	80.9	156	99.1
	有義値	71.9	35.8	49.0	45.2	70.5	65.1
	平均値	27.9	13.8	20.1	18.8	26.3	25.6
ヒービング(s)	最大値	13.1	13.6	64.0	94.8	73.7	27.6
	有義値	28.4	24.9	38.6	49.5	76.4	43.3
	平均値	17.2	15.4	23.2	27.8	35.5	23.1
ローリング(s)	最大値	7.64	8.92	8.62	10.9	9.84	7.32
	有義値	8.32	8.22	9.47	9.81	8.23	8.05
	平均値	6.09	6.02	6.53	6.83	5.71	5.41
ピッチング(s)	最大値	5.94	6.39	7.29	5.94	16.4	5.72
	有義値	6.58	5.83	6.59	6.43	6.43	6.49
	平均値	4.54	4.42	4.71	4.80	4.54	4.55
ヨウイング(s)	最大値	37.5	82.6	59.9	48.6	110	46.5
	有義値	32.1	36.1	26.2	44.5	44.9	37.3
	平均値	13.4	15.9	11.7	20.8	22.4	19.6

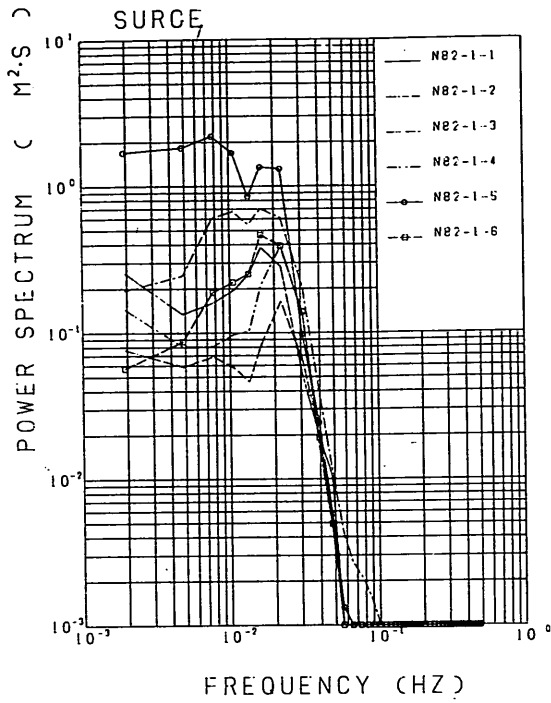


図-5.48 サージングの観測値の周波数スペクトル
(新潟港, 第1回め)

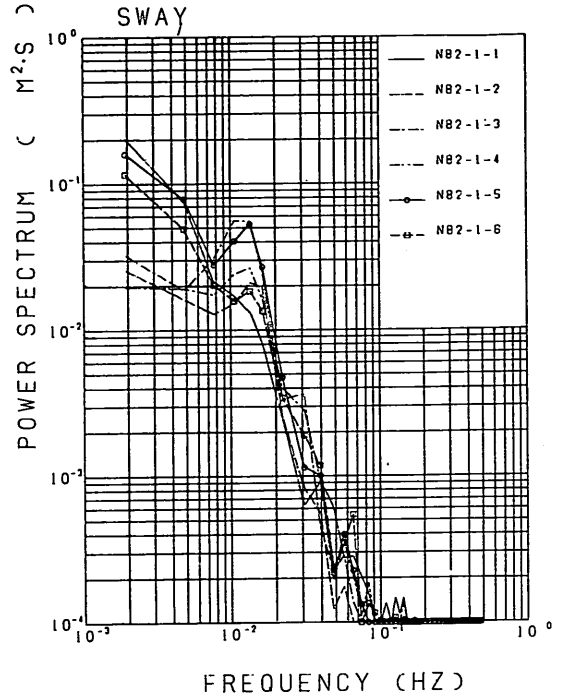


図-5.49 スウェイの観測値の周波数スペクトル
(新潟港, 第1回め)

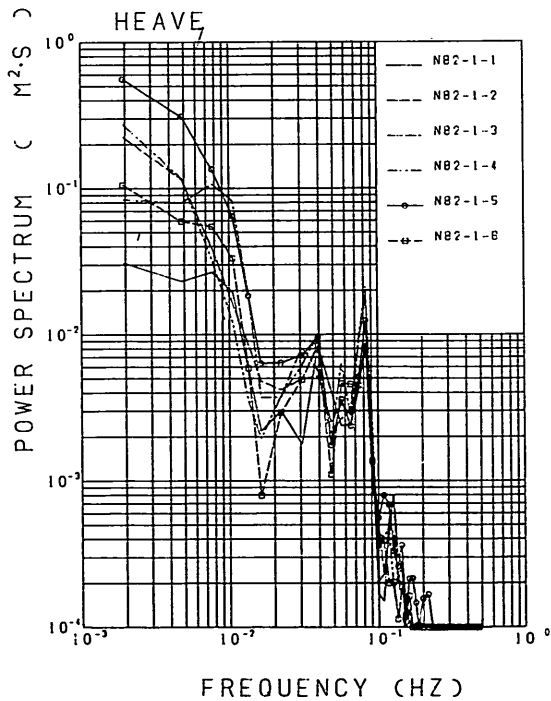


図-5.50 ヒービングの観測値の周波数スペクトル
(新潟港, 第1回め)

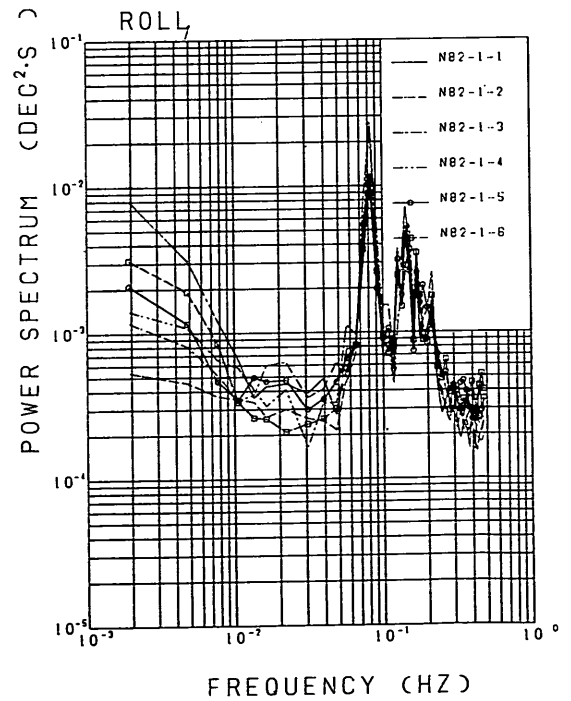


図-5.51 ローリングの観測値の周波数スペクトル
(新潟港, 第1回め)

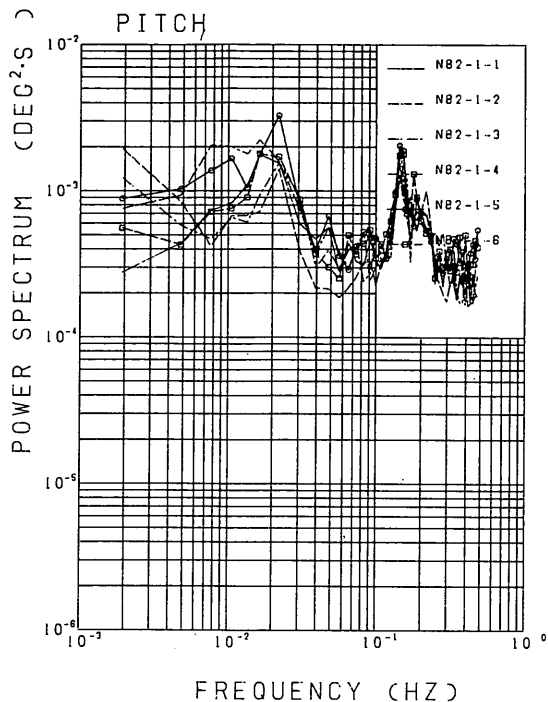


図-5.52 ピッチングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第1回め)

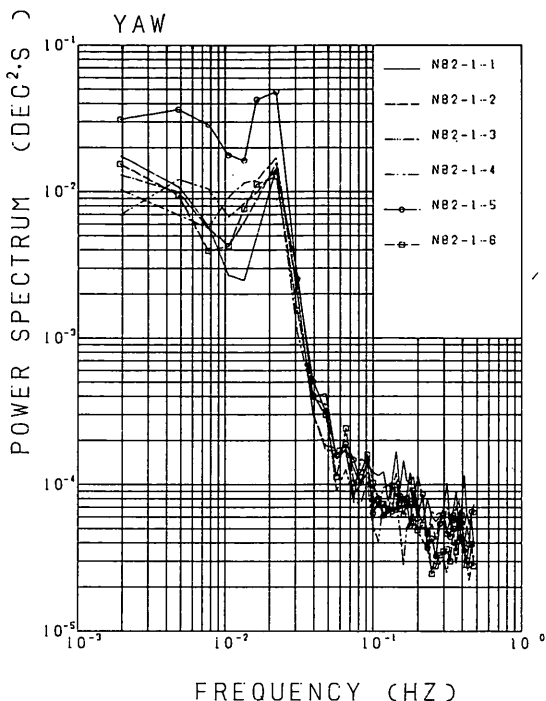


図-5.53 ヨウイングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第1回め)

b) 第2回め観測

(イ) 風向・風速

第2回めの動揺観測の風向・風速は表-5.16に示すとおりである。各観測ケースにおける最大平均風速は11.5~13.4 m/sとほぼ一定である。風向はWNW~NW(293°~306°)で西北西からしだいに北西に回っているが、船舶に対しては船首方向やや係船岸からの風向である。第1回めの観測時と比べると風向がベース法線に対し約19°~32°と船首よりであるため、D2およびD3ふ頭の背後20mの位置にある倉庫の影響による風

速の低下は少ないものと考えられる。

(ロ) 波浪

波高および波周期は表-5.17に示すとおりである。有義波高は25~32cm, 有義波周期は2.7~3.4sである。カッコ内の数値は港外波浪の値で有義波高1.43~1.44m, 有義波周期7.6~8.2sが記録されている。図-5.54は港内波の周波数スペクトルである。波高については観測報告では船舶に対し350°とされているが、第1回め観測のときと同様にD2, D3ふ頭に対してはCふ頭による反射波の影響があるものと考えられる。

表-5.16 動揺観測時の風向, 風速(新潟港, 第2回め, 昭和57年2月7日)

観測ケース	2-1	2-2	2-3	2-4	2-5	2-6	
時刻	20:40~ 21:00	21:10~ 21:30	21:40~ 22:00	22:10~ 22:30	23:00~ 23:20	23:30~ 23:50	
風速 (m/s)	最大平均	(12.3)	(11.5)	(11.9)	(12.3)	(13.4)	(11.2)
	最大瞬間	12.2(14.7)	12.2(14.7)	11.0(14.0)	12.4(15.4)	13.2(15.6)	12.8(14.6)
風向	方位	WNW(W)	WNW(W)	WNW(W)	WNW(W)	NW(WNW)	WNW(W)
	度*	297°(275°)	293°(270°)	293°(270°)	293°(279°)	306°(288°)	297°(279°)

注1) 臨港ふ頭港湾事務所(地上高さ10.1m, T.M.S.L.+12.2m),
()内は, 新潟港工事事務所屋上(地上高さ15.6m, T.M.S.L.+18.0m)
注2) *北より時計回り

表-5.17 動揺観測時の波浪(新潟港, 第2回め, 昭和57年2月7日)

観測ケース	2-1	2-2	2-3	2-4	2-5	2-6	
時刻	20:40~ 21:00	21:10~ 21:30	21:40~ 22:00	22:10~ 22:30	23:00~ 23:20	23:30~ 23:50	
波高 $H(m)$	H_{max}	0.51	0.47	0.58(2.00)	0.40	0.41	0.53(1.85)
	$H_{1/3}$	0.32	0.32	0.31(1.44)	0.25	0.30	0.31(1.43)
	H_{mean}	0.21	0.20	0.21(1.00)	0.17	0.19	0.21(0.88)
周期 $T(s)$	T_{max}	4.0	5.2	6.4(8.0)	5.6	2.8	2.8(9.0)
	$T_{1/3}$	3.1	3.4	2.7(8.2)	2.8	3.1	3.3(7.6)
	T_{mean}	2.3	2.4	2.3(6.6)	2.1	2.3	2.4(5.8)
波向(目視)	WNW	WNW	WNW	WNW	WNW	WNW	

注()内は、港外(-10m地点)における、観測時に近い毎偶数時の記録

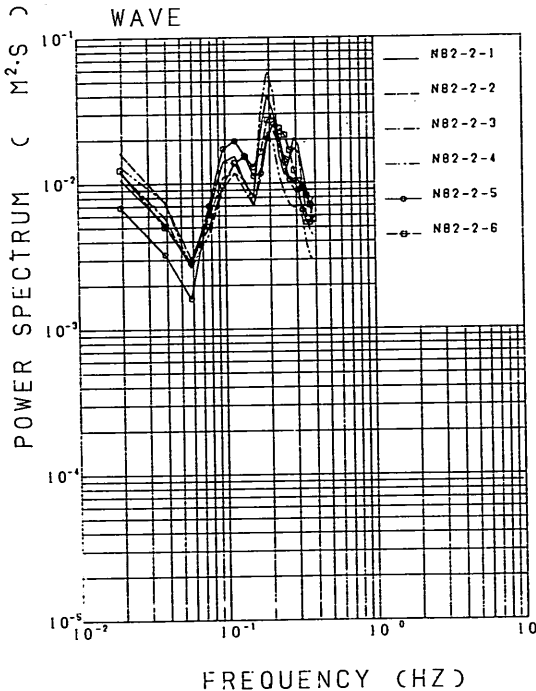


図-5.54 動揺観測時の波の周波数スペクトル(新潟港, 第2回め)

(イ) 潮位

観測時の潮位は上げ潮であるが、長周期波計の記録には周期約75sおよび40~50minの水面変動が見られる。

(ロ) 船舶の係留状況

船舶の係留状況は図-5.55に示すとおりである。6本の係留索はすべてが張ったり緩んだりする状態であった。防げん材は内部にゴムを充てん(填)した直径1m、

幅2.4mのタイヤ2本を厚さ6mmの鋼板ではさんで固定したものが二か所に設置されている。一か所に7ユニットずつ合計14個が設置されている。そのうち、(8)~(10)の3個が船体に接触していた。また、直径36mmのアンカーチェーンが船首左げん側に投入されていた。

(ハ) 船舶の動揺

図-5.56(a), (b)は観測された動揺波形である。ここでは代表してCase 2-1およびCase 2-2のものを示した。一見して、サージング、スウェイング、ヒービング、ヨウイングに長周期の動揺成分が含まれていることがわかる。ゼロアップクロス法によって計算した動揺両振幅と動揺周期の最大値、有義値、平均値は表-5.18に示したとおりである。周波数特性を詳細に見るために各成分について周波数スペクトルを求め、図-5.57~5.62に示す。周波数スペクトルのピークは、サージング10s, 25s, 100s, スウェイング7s, 10s, 100s, ヒービング5s, 8s, 10s, 16s, 25s, 50s, 100s, ローリング7~8s, ピッチング5s, 9s, ヨウイング5s, 10s, 33s, 130s付近にあることがわかる。風は第1回め観測のときと同様に係船岸側から吹いているが、第1回めに比べて船型が小さいこと、船舶が防げん材に接触していることなどの理由により船舶の動揺特性がやや異なっている。第1回め観測の結果と同様にサージングやスウェイングの動揺周期が長い。第1回め観測と異なることは第2回め観測ではサージングの周波数スペクトルのパワーが小さいこと、スウェイングとヨウイングの周波数スペクトルの約10sにピークがあること、ヒービングの周波数スペクトルの5sにピークがあること、ローリングとピッチングの周波数スペクトルのパワーが大きいことなどである。第2回め観測時も第1回め観測時のときと同様に風が係

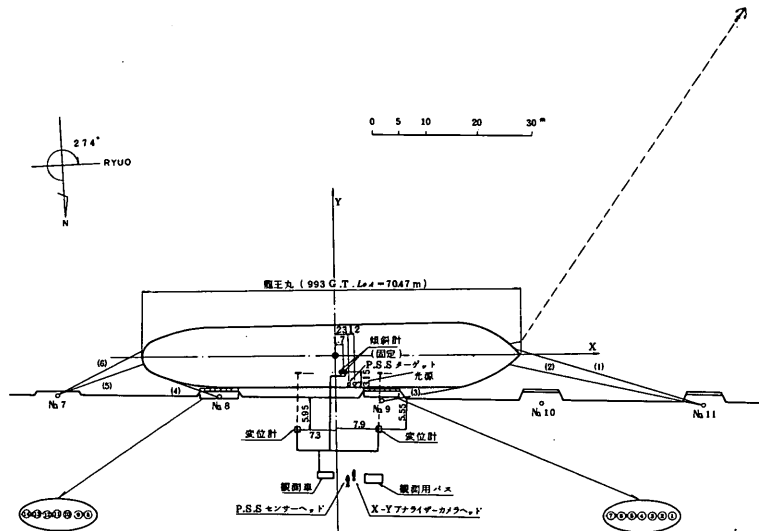
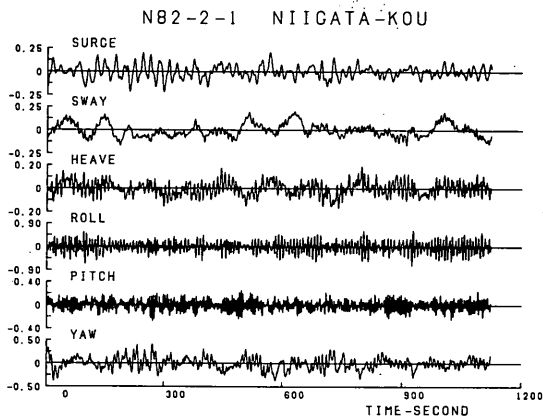
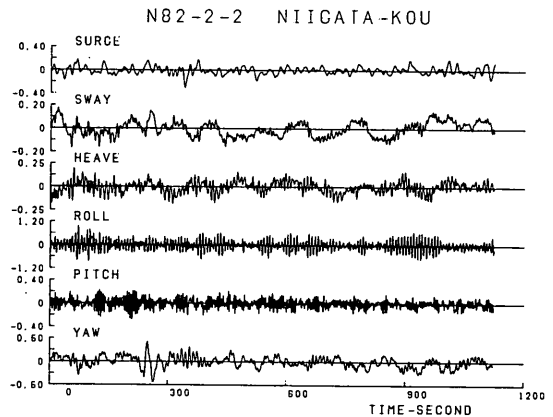


図-5.55 船舶係留状況(新潟港, 第2回め)



a) N 82-2-1



b) N 82-2-2

図-5.56 動揺波形(新潟港, 第2回め)

船岸側から吹いているので、船舶が係船岸から離される方向にドリフトするところであるが、船体に作用する風荷重が小さいことと初期張力が十分あったと思われることなどの理由により、船舶が防げん材に接触しつつ動揺していたものと考えられる。このため周期の短い動揺成分のパワーが相対的に大きくなっているものと考えられる。

ゼロアップクロス法によって計算した動揺両振幅と動揺周期の有義値は代表値であるので、先に示した周波数スペクトルのピークの周期とは完全に一致しないが、パ

ワーの大きいピークの周期と動揺周期の有義値とはほぼ一致しているものとみなされる。動揺両振幅の有義値は、サージング 20~30 cm, スウェイ 14~18 cm, ヒービング 19~22 cm, ローリング $0.8^{\circ} \sim 1.3^{\circ}$, ピッチング $0.2^{\circ} \sim 0.3^{\circ}$, ヨウイング $0.3^{\circ} \sim 0.4^{\circ}$ であって全体的に動揺量が小さい。第1回め観測と比べるとサージングがやや小さいのに対し、ローリング, ピッチング, ヨウイングなどの回転成分が大きいことが特徴的である。とくにローリングについては船舶のローリングの固有周期が第1回めの観測対象船のそれより短く波周期に比較的

表-5.18 船舶動揺量測定結果(新潟港, 第2回め, 竜丸)

a) 動揺両振幅

観測ケース		2-1	2-2	2-3	2-4	2-5	2-5
サージ(m)	最大値	0.348	0.348	0.470	0.335	0.286	0.352
	有義値	0.263	0.218	0.304	0.209	0.203	0.186
	平均値	0.157	0.137	0.195	0.129	0.133	0.117
スウェーイング(m)	最大値	0.342	0.238	0.270	0.237	0.294	0.248
	有義値	0.181	0.154	0.174	0.138	0.173	0.163
	平均値	0.101	0.919 E-1	0.103	0.859 E-1	0.112	0.108
ヒービング(m)	最大値	0.244	0.260	0.357	0.348	0.322	0.292
	有義値	0.188	0.193	0.223	0.198	0.215	0.214
	平均値	0.129	0.131	0.156	0.132	0.141	0.153
ローリング(°)	最大値	0.127 E1	0.159 E1	0.150 E1	0.185 E1	0.153 E1	0.199 E1
	有義値	0.832	0.105 E1	0.103 E1	0.116 E1	0.939	0.134 E1
	平均値	0.530	0.644	0.682	0.676	0.590	0.862
ピッチング(°)	最大値	0.483	0.483	0.429	0.332	0.454	0.410
	有義値	0.313	0.289	0.254	0.227	0.262	0.277
	平均値	0.210	0.184	0.175	0.153	0.178	0.185
ヨウイング(°)	最大値	0.705	0.107 E-1	0.514	0.459	0.595	0.456
	有義値	0.410	0.415	0.429	0.365	0.375	0.297
	平均値	0.253	0.249	0.290	0.235	0.251	0.190

E1, E-1は, それぞれ $\times 10$, 10^{-1} を示す。

b) 動揺周期

観測ケース		2-1	2-2	2-3	2-4	2-5	2-6
サージ(s)	最大値	22.2	18.7	22.7	29.4	19.9	21.6
	有義値	25.3	29.2	27.0	25.7	20.2	20.4
	平均値	19.1	20.8	22.7	19.7	15.8	16.4
スウェーイング(s)	最大値	80.7	119.	55.5	54.7	101.	92.1
	有義値	52.2	42.4	33.4	22.0	57.2	29.0
	平均値	22.7	21.5	19.3	14.8	27.8	17.8
ヒービング(s)	最大値	12.1	9.44	63.1	8.56	7.96	8.41
	有義値	12.6	12.6	15.7	10.5	10.3	11.3
	平均値	9.56	9.86	11.8	10.3	10.6	9.93
ローリング(s)	最大値	7.01	6.80	7.48	7.49	7.02	7.31
	有義値	7.21	7.51	7.28	7.52	7.22	7.30
	平均値	6.50	6.70	7.04	7.02	6.58	7.01
ピッチング(s)	最大値	4.49	5.06	5.11	4.84	4.55	4.81
	有義値	5.02	4.94	5.63	5.10	4.93	5.00
	平均値	4.90	4.86	5.02	4.94	4.80	4.86
ヨウイング(s)	最大値	29.8	29.8	11.1	42.5	49.7	22.9
	有義値	20.5	24.5	23.6	25.6	19.4	18.9
	平均値	12.9	15.5	16.5	15.5	12.8	12.2

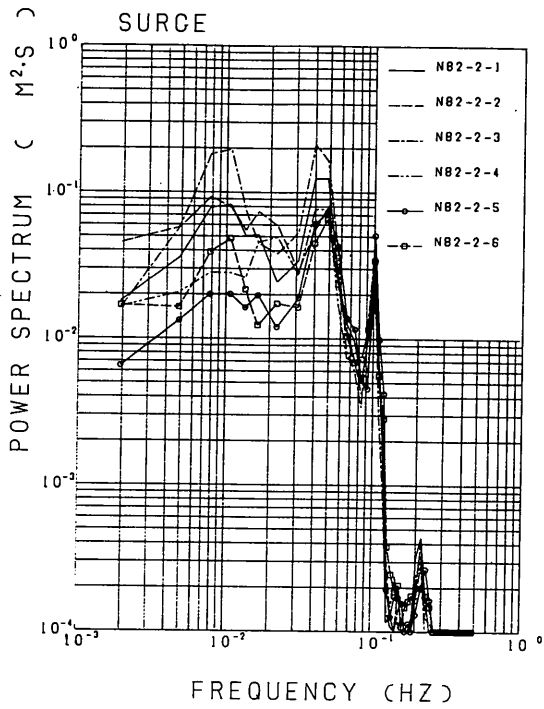


図-5.57 サージングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第2回め)

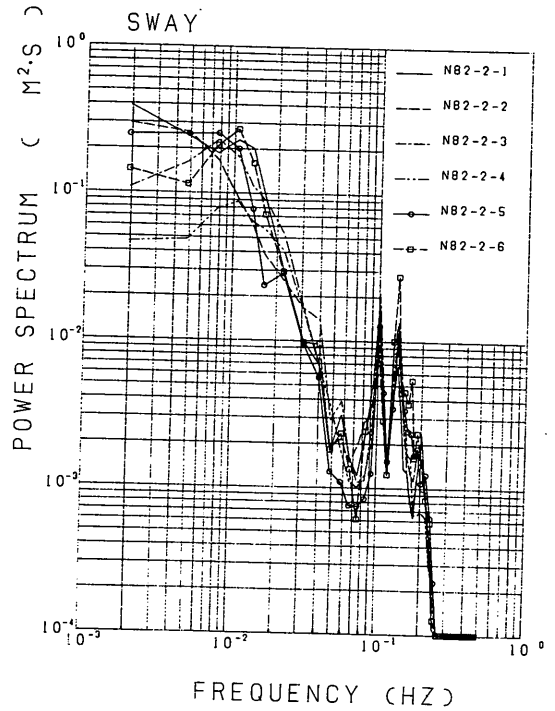


図-5.58 スウェイの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第2回め)

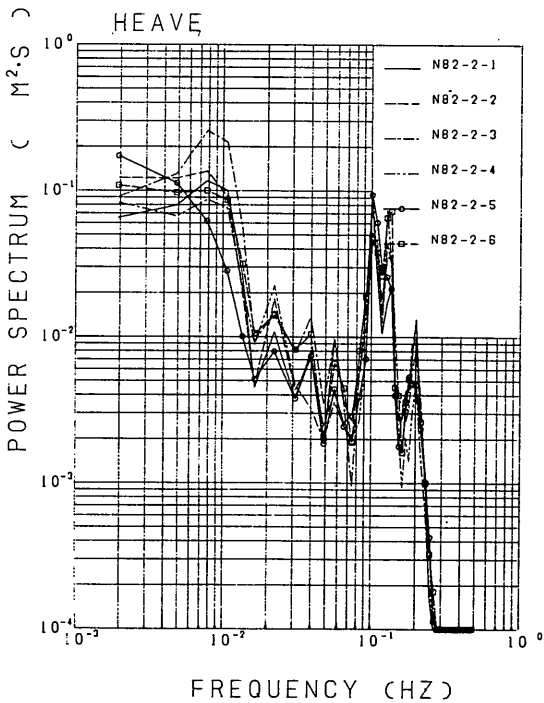


図-5.59 ヒービングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第2回め)

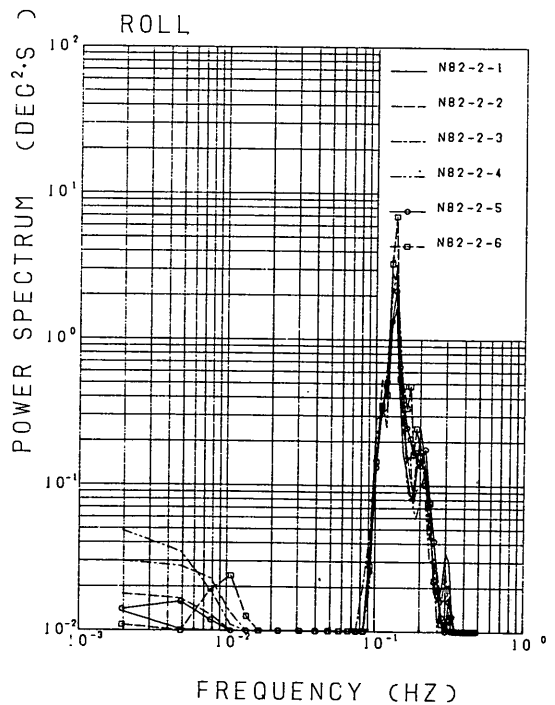


図-5.60 ローリングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第2回め)

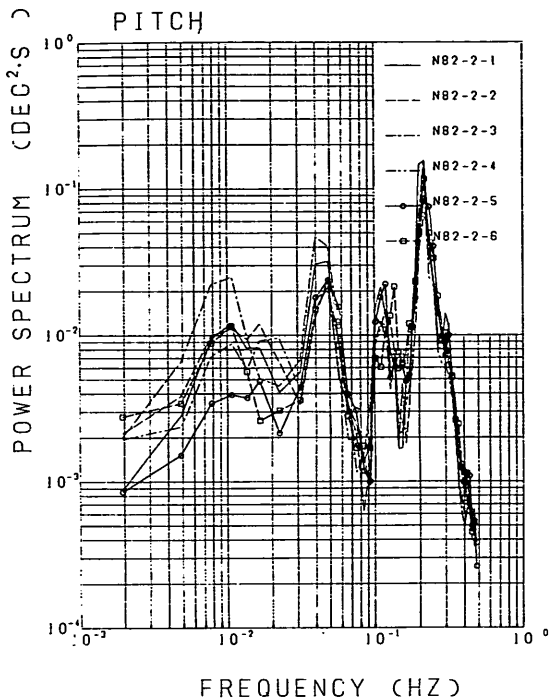


図-5.61 ピッチングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第2回め)

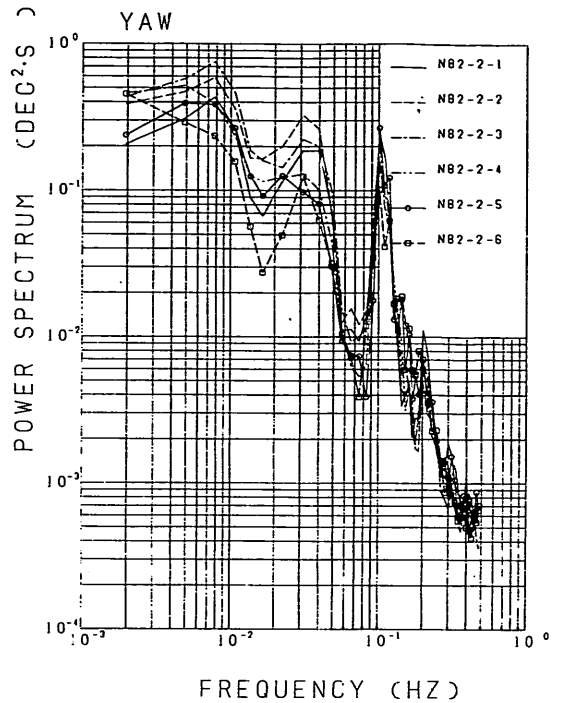


図-5.62 ヨウイングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第2回め)

近かったことが、第1回観測に比べて動揺を大きくしている原因と考えられる。

c) 第3回観測

(f) 風向・風速

第3回めの動揺観測時の風向・風速は表-5.19に示すとおりである。各観測ケースにおける最大平均風速は6.7~7.5 m/s とほぼ一定であるが、第1回観測および第2回観測に比べると小さい。風向はNNE~NE (12°~36°) で北北東からしだいに北東へ回っているが船舶に対しては海側船尾方向からの風である。

(g) 波浪

波高および波周期は表-5.20に示すとおりである。有義波高は51~57 cm、有義波周期は2.7~3.3 sである。カッコ内の数値は港外波浪の値で有義波高1.04 m、有義波周期4.7 sが記録されている。港内波と港外波の波高比は0.5であって、第1回観測および第2回観測に比べて大きい。第3回観測のときは風向がN~NNEであって、第1回観測および第2回観測のWNW~NWと異なっている。したがって、港外波の波向からみて第3回観測時の波は西防波堤によって遮蔽されてい

表-5.19 動揺観測時の風向、風速 (新潟港, 第3回め, 昭和57年3月2日)

観測ケース	3-1	3-2	3-3	3-4	3-5	3-6	
時刻	2:30~2:50	2:55~3:15	3:20~3:40	3:45~4:05	4:10~4:30	4:40~5:00	
風速 (m/s)	最大平均	(7.5)	(7.7)	(7.3)	(7.5)	(7.8)	
	最大瞬間	6.7 (8.9)	6.7 (9.7)	7.0 (9.0)	9.0 (10.0)	6.8 (9.1)	7.5 (9.3)
風向	方位	NNE (N)	NNE (N)	NNE (N)	NNE (N)	NE (N)	NNE (N)
	度*	29° (0°)	27° (0°)	12° (0°)	18° (0°)	36° (0°)	27° (0°)

注1) 臨港ふ頭港湾事務所 (地上高さ10.1 m, T.M.S.L. +12.2 m),
()内は、新潟港工事事務所 (地上高さ156 m, T.M.S.L. +18.0 m)

注2) *北より時計回り

表-5.20 動揺観測時の波浪(新潟港, 第3回め, 昭和57年3月2日)

観測ケース	3-1	3-2	3-3	3-4	3-5	3-6	
時刻	2:30~2:50	2:55~3:15	3:20~3:40	3:45~4:05	4:10~4:30	4:40~5:00	
波高 H (m)	H_{max}	0.87	1.34	0.80	0.83(1.95)	1.21	0.83
	$H_{1/3}$	0.54	0.52	0.51	0.54(1.04)	0.57	0.57
	H_{mean}	0.35	0.34	0.33	0.35(0.67)	0.35	0.37
周期 T (s)	T_{max}	1.8	4.4	3.6	3.2(5.0)	3.4	3.8
	$T_{1/3}$	2.9	2.7	2.7	3.0(4.7)	3.1	3.3
	T_{mean}	2.2	3.0	2.2	2.2(4.5)	2.1	2.4
波向(目視)	NW	NW	NW	NW	NW	NW	

注) ()内は, 港外(-10m地点)における, 観測時に近い毎偶数時の記録

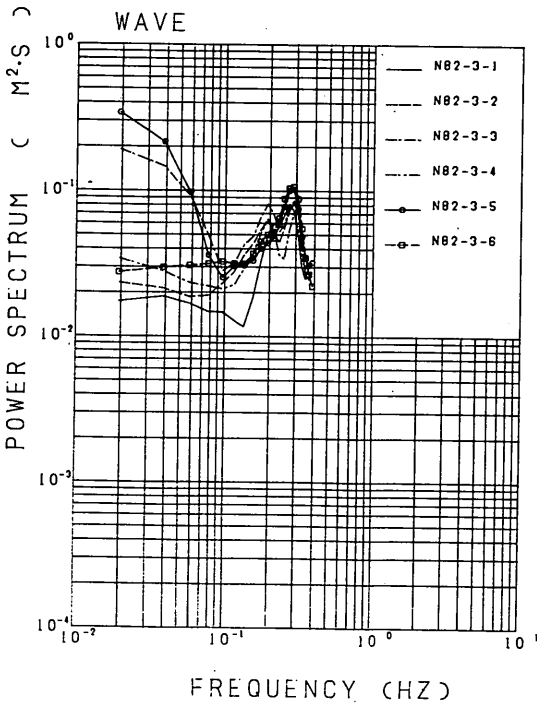


図-5.63 動揺観測時の波の周波数スペクトル (新潟港, 第3回め)

ない波で, 西防波堤に沿って港内に侵入してきたと考えられる。図-5.63は港内の周波数スペクトルである。

(イ) 潮位

観測時の潮位は上げ潮であるが, やはり40~50min程度の周期の副振動と思われる長周期の水面変動がみられる。ただし, 第3回め観測時には長周期波計の記録が欠測していたので, 第1回め観測時および第2回め観測

時に見られた40s程度の周期の水面変動について記録が得られていない。しかし, 後述するヒービングの動揺記録を見るとその値は小さいようである。

(ロ) 船舶の係留状況

船舶の係留状況は図-5.64に示されているとおりである。係留索は5本のうち(2)が張ったり緩んだりする状態, その他のものは張っているか, あるいはよく張っている状態と報告されている。また, 船尾右げん側には直径30mmのアンカー用ワイヤロープが投入されている。防げん材としては直径1.47mm, 高さ1.1mの岸壁取付型空気式防げん材が四か所に設置されている。そのうち(4)を除いた3個が船体に接触していた。

(ハ) 船舶の動揺

図-5.65(a)(b)は観測された動揺波形である。ここでは代表してCase 3-1とCase 3-2のものを示した。第1回め観測と第2回め観測結果と比較すると第3回め観測結果には長周期動揺成分が含まれていないことがわかる。周期特性を詳細に見るために各動揺成分について周波数スペクトルを図-5.66~5.71に示す。周波数スペクトルのピークは, サージング55s, スウェイング5s, 12s, ヒービング5s, ピッチング5~6s, ヨウイング5~6s, 11s付近にあることがわかる。

ゼロアップクロス法によって計算した動揺両振幅と動揺周期の有義値を示すと表-5.21のようになる。動揺周期の有義値と周波数スペクトルのピーク周期とがよく一致していることがわかる。スウェイングおよびローリングの動揺周期が短く, しかも5s程度であるのは, 風が海側から吹き船舶が係船岸に押し付けられた状態で動揺しているためである。第3回め観測を行ったCふ頭には空気式防げん材が設置されているが, これは4.で示した反力漸増型の防げん材に相当する。この場合のスウェ

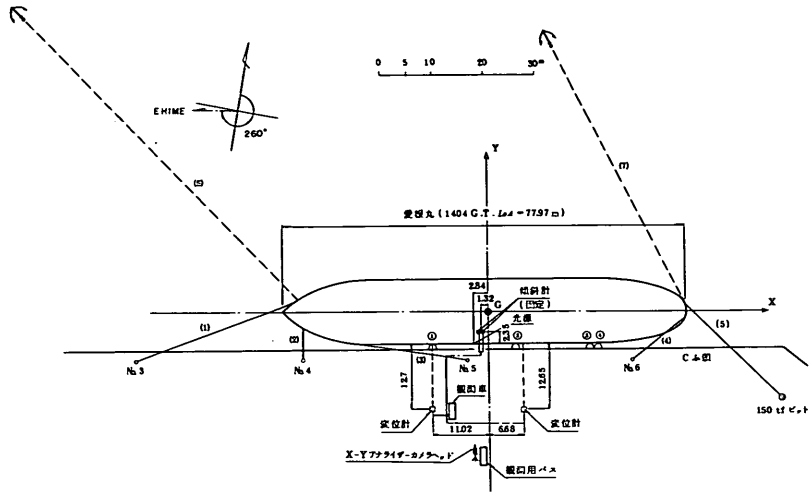


図-5.64 船舶係留状況(新潟港, 第3回め)

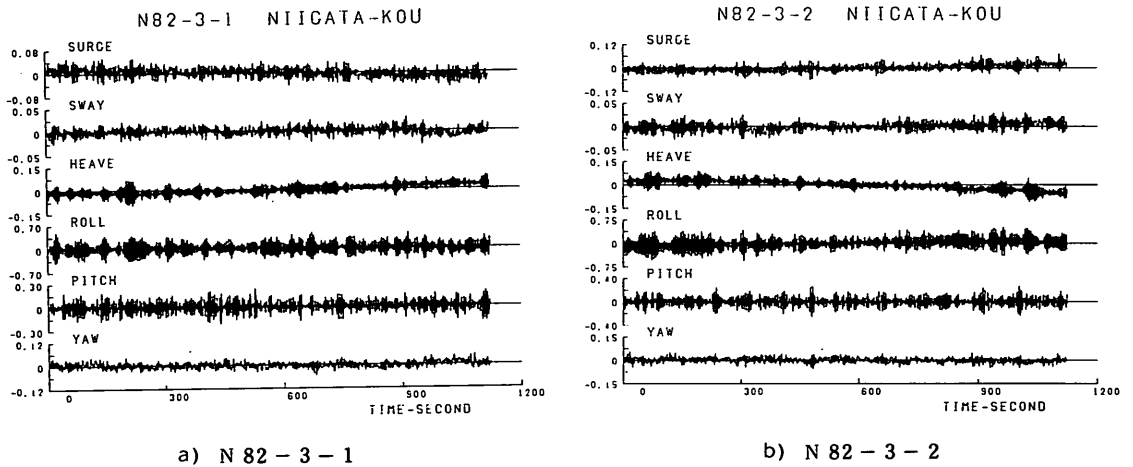


図-5.65 動揺波形(新潟港, 第3回め)

イングやローリングの動揺周期が波周期に近くなっていることは模型実験結果とよく対応している。これに対し、サージングおよびヒービングの動揺周期は短く、しかも動揺の周波数スペクトルの周期10~100sの間のパワーが小さい。ヒービングの動揺特性からみて、第3回め観測の場合には、第1回め観測および第2回め観測に見られた長周期の水面変動が小さかったか、または存在していなかったものと考えられる。いま、ヒービングの周波数スペクトルから港内波の周波数スペクトルから港内波の周波数スペクトルを逆算して図示すると図-5.72のようになる。これは、港内波の観測記録から求めた周波数スペクトルとは異なった形状を示す。しかしながら、サージングおよびヒービングの動揺の長周期成分のパワー

が小さいことの原因が他に見当たらないことと、かりに長周期の水面変動が小さかったと考え、他の動揺成分についても現象がよく理解できるので、ここでは一応このように解釈する。

動揺両振幅の有義値はサージング5~7cm、スウェイ3~3.5cm、ヒービング7.6~10cm、ローリング $0.6^{\circ}\sim 0.7^{\circ}$ 、ピッチング 0.3° 、ヨウイング $0.05^{\circ}\sim 0.07^{\circ}$ であり、いずれも動揺量は小さい。しかし、ローリングとピッチングは比較的大きいようである。とくに、ローリングについては船舶のローリングの固有周期が波周期に比較的近かったことが第1回め観測結果に比べて動揺が大きい原因であると考えられる。

表-5.21 船舶動揺量測定結果(新潟港, 第2回め, 愛媛丸)

a) 動揺両振幅

観測ケース		3-1	3-2	3-3	3-4	3-5	3-6
サージ(m)	最大値	0.871 E-1	0.110	0.850 E-1	0.100	0.865 E-1	0.890 E-1
	有義値	0.580 E-1	0.644 E-1	0.524 E-1	0.679 E-1	0.566 E-1	0.584 E-1
	平均値	0.379 E-1	0.428 E-1	0.352 E-1	0.439 E-1	0.377 E-1	0.374 E-1
スウェイング(m)	最大値	0.483 E-1	0.552 E-1	0.601 E-1	0.167	0.612 E-1	0.472 E-1
	有義値	0.309 E-1	0.343 E-1	0.358 E-1	0.374 E-1	0.306 E-1	0.295 E-1
	平均値	0.197 E-1	0.219 E-1	0.217 E-1	0.243 E-1	0.191 E-1	0.193 E-1
ヒービング(m)	最大値	0.178	0.164	0.126	0.139	0.128	0.131
	有義値	0.991 E-1	0.974 E-1	0.802 E-1	0.822 E-1	0.760 E-1	0.769 E-1
	平均値	0.653 E-1	0.626 E-1	0.552 E-1	0.550 E-1	0.506 E-1	0.483 E-1
ローリング(°)	最大値	0.916	0.106 E1	0.118 E1	0.980	0.100 E1	0.908
	有義値	0.625	0.684	0.673	0.690	0.579	0.599
	平均値	0.406	0.450	0.418	0.473	0.376	0.393
ピッチング(°)	最大値	0.436	0.548	0.389	0.488	0.480	0.403
	有義値	0.276	0.310	0.277	0.295	0.282	0.274
	平均値	0.176	0.192	0.180	0.193	0.181	0.177
ヨウイング(°)	最大値	0.157	0.104	0.910 E-1	0.822	0.127	0.210
	有義値	0.523 E-1	0.613 E-1	0.587 E-1	0.712 E-1	0.564 E-1	0.640 E-1
	平均値	0.341 E-1	0.402 E-1	0.387 E-1	0.435 E-1	0.355 E-1	0.397 E-1

E1, E-1は, それぞれ $\times 10$, $\times 10^{-1}$ を示す。

b) 動揺周期

観測ケース		3-1	3-2	3-3	3-4	3-5	3-6
サージ(s)	最大値	4.95	5.46	4.65	5.01	5.15	5.31
	有義値	5.82	5.74	5.27	5.40	5.67	5.56
	平均値	5.28	5.56	4.83	4.97	4.82	4.76
スウェイング(s)	最大値	5.74	4.78	4.94	6.63	4.70	5.60
	有義値	5.77	5.85	5.36	5.21	5.54	5.15
	平均値	4.88	5.09	4.84	4.99	5.01	5.10
ヒービング(s)	最大値	4.60	4.79	4.11	4.30	4.27	4.55
	有義値	4.63	6.17	5.28	4.45	4.48	4.28
	平均値	5.35	6.12	5.53	4.50	4.71	4.27
ローリング(s)	最大値	4.78	4.84	5.01	4.96	4.78	4.82
	有義値	4.81	4.85	4.88	4.81	4.81	4.86
	平均値	4.61	4.83	4.74	4.73	4.79	4.90
ピッチング(s)	最大値	4.61	5.25	4.82	5.41	5.22	5.70
	有義値	5.04	5.18	4.91	5.14	5.13	5.20
	平均値	4.63	4.79	4.77	4.85	4.71	4.76
ヨウイング(s)	最大値	2.47	5.67	4.97	10.1	5.32	4.86
	有義値	5.95	6.01	6.13	5.49	6.18	6.29
	平均値	4.61	5.00	4.77	4.67	4.55	4.97

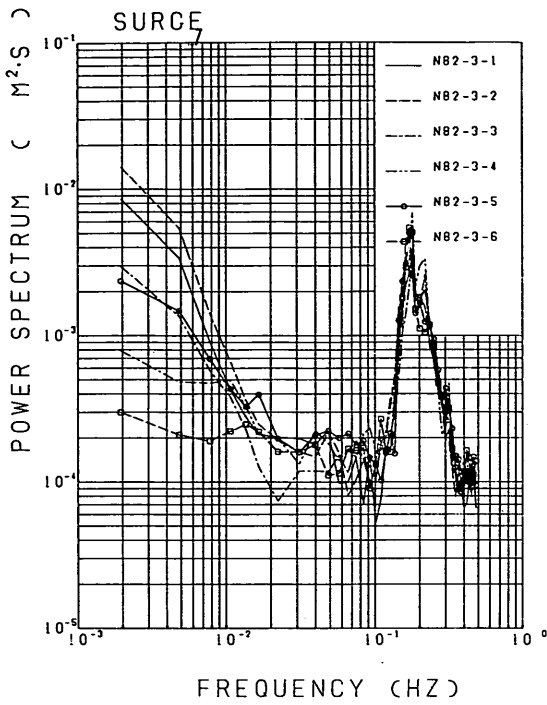


図-5.66 サージングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第3回め)

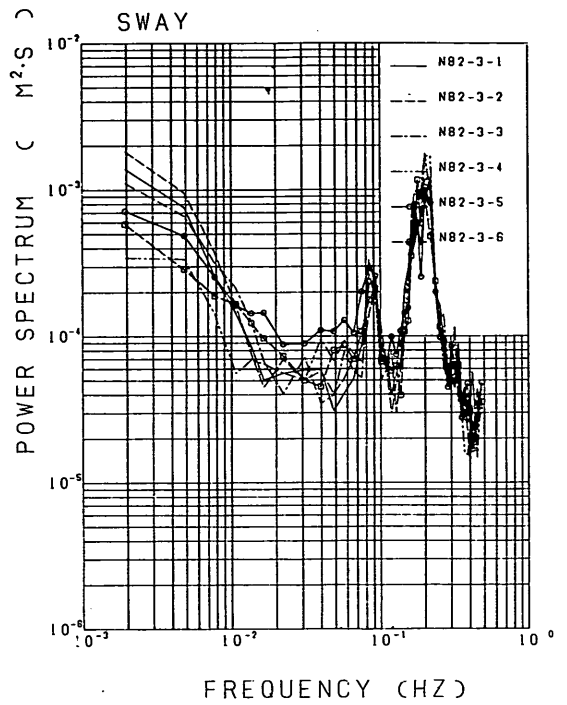


図-5.67 スウェイの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第3回め)

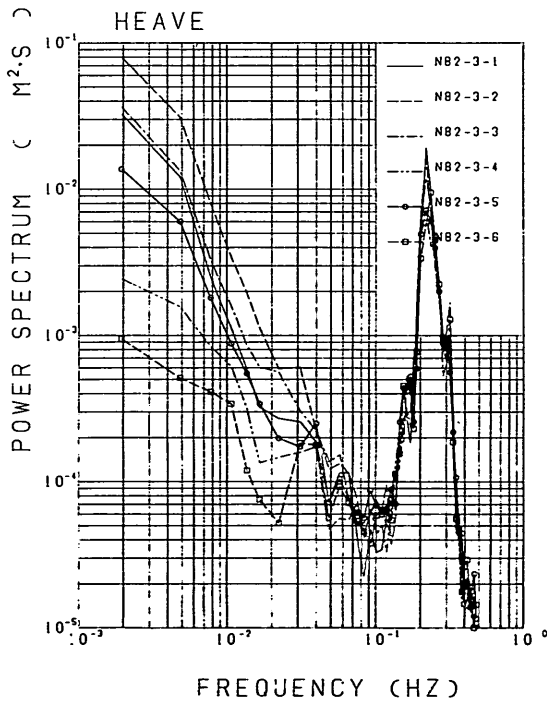


図-5.68 ヒービングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第3回め)

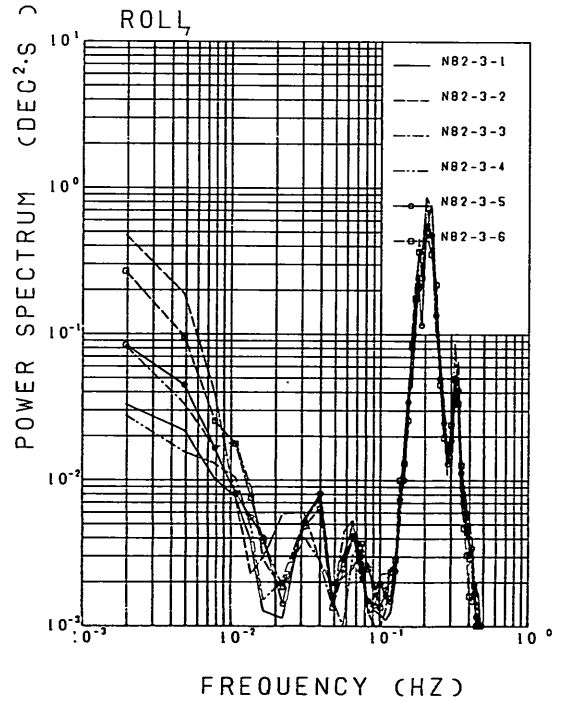


図-5.69 ローリングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第3回め)

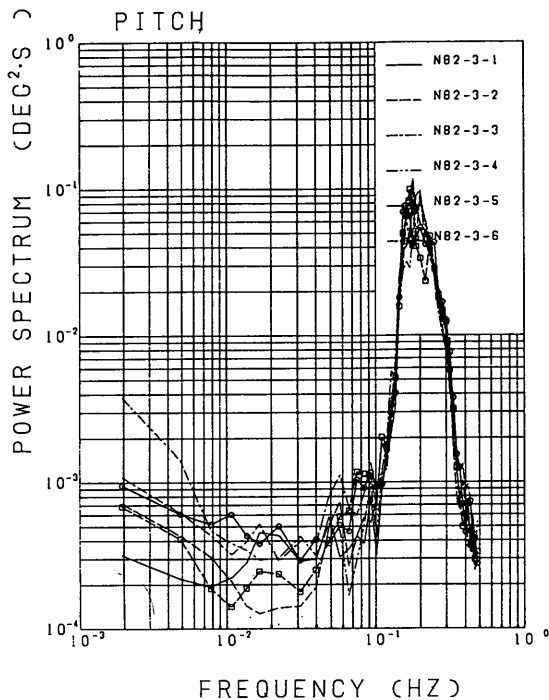


図-5.70 ピッチングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第3回め)

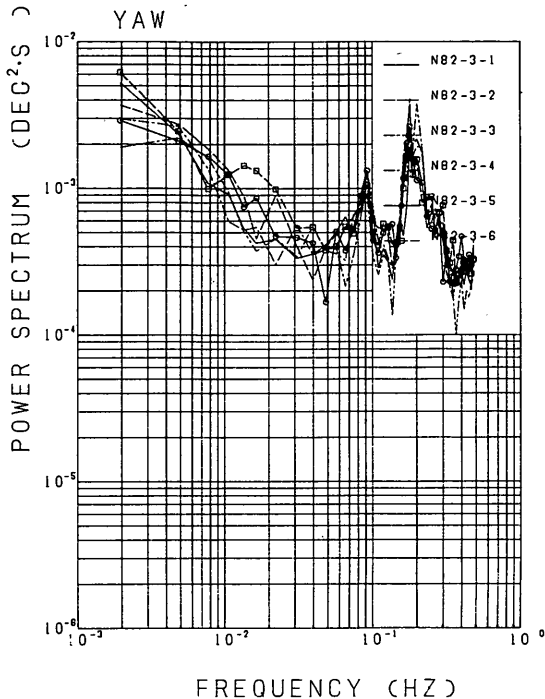


図-5.71 ヨウイングの観測値の周波数スペクトル (新潟港, 第3回め)

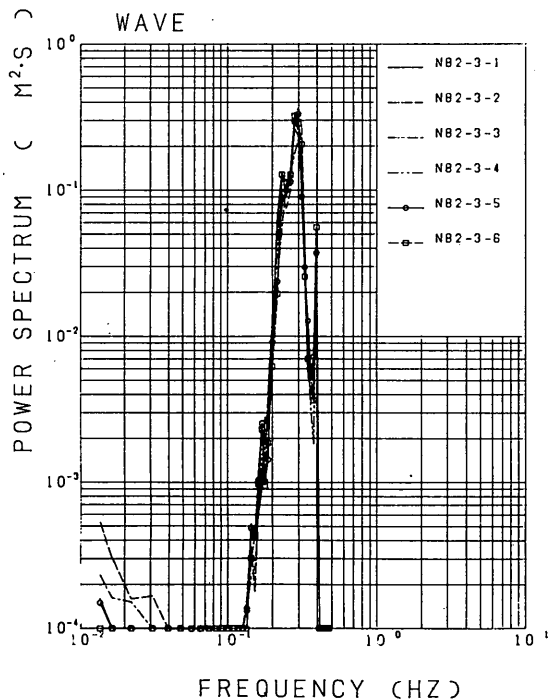


図-5.72 波の周波数スペクトル(ヒービングから逆算したもの, 新潟港, 第3回め)

(3) 観測結果と数値シミュレーション結果との比較検討

a) 数値シミュレーションの条件および検討の方針

(i) 風の条件

数値シミュレーションに当たっては入力条件としての風および波のデータは原則として現地の取得記録を用いた。第1回め観測時と第2回め観測時の風速については倉庫の影響があるのではないかとも思われるが、その影響がわからないので一応取得記録を用いて計算した。ただし、第1回め観測時の風向は船舶に対し49°~82°とほぼ正横であるので倉庫の防風効果を考慮し、一部のケースについては取得記録の1/2の風速とした計算も行った。風の抗力係数は四日市港での観測結果の解析と同様に辻、高石、菅、佐藤⁴⁾による実験結果を用いた。

(ii) 波浪の条件

不規則波は港内波の周波数スペクトルを用いて計算した。また、波向は目視観測結果を参考にして決めたが、前述のようにD2、D3ふ頭についてはCふ頭からの反射波を考慮して船舶に対し、300°の波向の波についても検討した。また、第3回め観測においても目視観測の波向では観測値と計算値との対応が良くないことから波向を若干修正して計算した。

(イ) 付加質量係数, 減衰係数

付加質量係数および減衰係数はサージング以外の動揺成分については船体の造波抵抗力から求め、不規則な船体動揺に対しては有義波の周期に対する値を代表値として用いて計算した。また、サージングについては元良¹¹⁾の方法により求めたものを用いて計算した。

(ロ) 係留系の条件

係留系の条件としては係留索および防げん材の変位復元力特性をモデル化し入力した。係留索の入力条件を決める上での問題は前述したように初期張力であるが、四日市港での観測結果の解析と同様に係留索の張り具合に関する観測報告をもとに初期張力の与え方を二、三変えてこれらを入力条件として計算した。

b) 第1回観測について

(イ) 検討の概要

第1回観測に対する計算においては係留索はいずれもよく張っていると報告されているので、係留索にたるみを考えないで入力した。観測結果の比較は動揺両振幅および動揺周期の有義値を用いて行う。

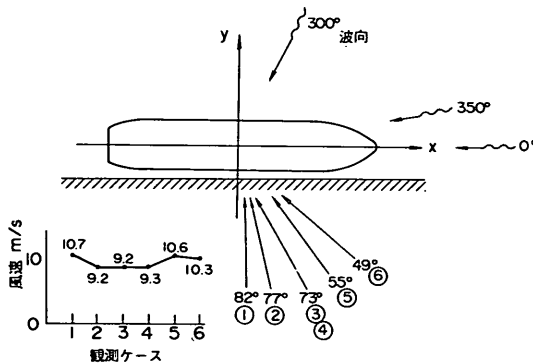


図-5.73 波と風の作用状況(新潟港, 第1回め)

図-5.73は観測対象船舶に対する風と波の作用状況を示したものである。ここでは波向0°, 300°, 350°, 風向82°, 77°, 73°, 55°, 49°として計算している。計算においては各観測ケースで風向を同一にして、波向とつぎに述べる係留索の条件および風速を変えた計算を実施している。係留索の配置は図-5.46に示したとおりである。係留索はすべてナイロンロープであるが、各ケースの計算においては風速に対応させて初期張力を二通り設定している。すなわち、初期張力のスウェイング方向成分の合力が8.0tfと25.2tfの場合である。各観測ケースにおける計算を実行した波向と係留索の条件の組み合わせは表-5.22に示すとおりである。

表-5.22 波向と初期張力の組み合わせと計算を実行したケース番号(新潟港, 第1回め)

	計算条件	観測ケース番号					
		(風向)					
波向	初期張力	N82-1-1 82°	N82-1-2 77°	N82-1-3 73°	N82-1-4 73°	N82-1-5 55°	N82-1-6 49°
N 1-1	25.2tf (風速 1/1)	○	○	○	○	○	○
N 1-2	8.0tf (風速 1/2)	○					
N 1-3	25.2tf (風速 1/1)	○	○	○	○	○	○
N 1-4	8.0tf (風速 1/2)	○					
N 1-5	25.2tf (風速 1/1)	○					

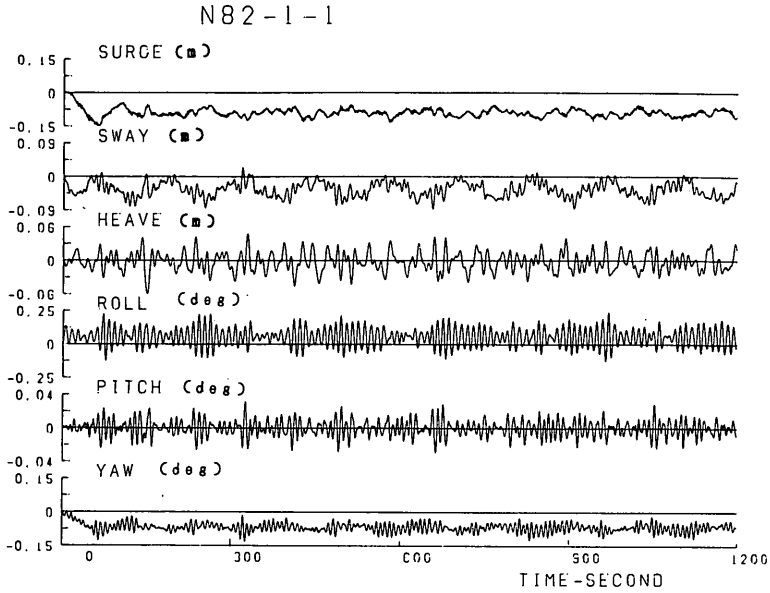
注) ○は計算を実行したことを示す

注) 初期張力はスウェイング方向成分の分力

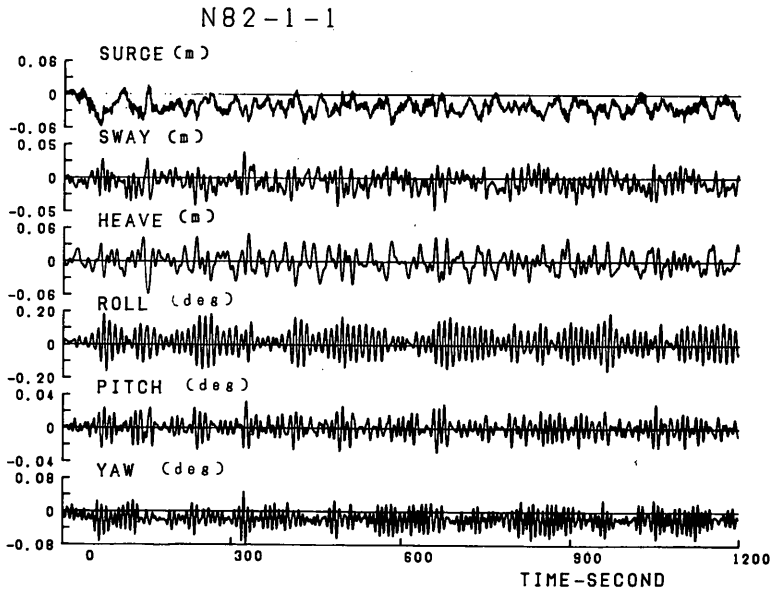
(ロ) 図-5.74(a), (b)は波向が300°で初期張力のスウェイング方向合力が25.2tfおよび8tf(風速1/2)のときの計算値の動揺波形を示したものである。また、図-5.75(a), (b)は波向が350°で初期張力のスウェイング方向合力が25.2tfおよび8tf(風速1/2)のときの計算値の動揺波形を示したものである。ただし、いずれもCase 1-1について示している。これらの図を見ると、まず、初期張力の相違による動揺特性の差異がないことがわかる。実際には、背後の倉庫の影響によって風速が低下しているという効果が考えられるが、観測報告を参考に風速を低減して計算した場合も、また、そうしないで計算した場合にも風荷量に見合うだけの初期張力を係留索に与えているためである。また、この程度の初期張力であれば初期張力の大小によって係留系の変位復元力特性が大幅に変化することがないためでもある。

(イ) 波向と動揺量との関係

つぎに、波向300°と波向350°の場合の計算結果を比べると、当然のことながら波向300°の場合にはスウェイング、ローリング、ヨウイングが大きい。また、波向350°の場合にはサージング、ピッチングが大きい。ただし、D2, D3ふ頭の場合にはCふ頭からの反射波の影響があるので、これら2方向の波を考慮して検討することが望ましい。その場合、本来ならば2方向の成分波を考慮して波力を合成し数値シミュレーションを行うべきところであるが、ここではそれぞれの波向の計算を行い、スウェイング、ローリング、ヨウイングについては波向300°の計算結果を、また、サージング、ピッチングについては波向350°の計算結果を、ヒービングについては波向き300°および350°の計算値と観測値とを比較する。

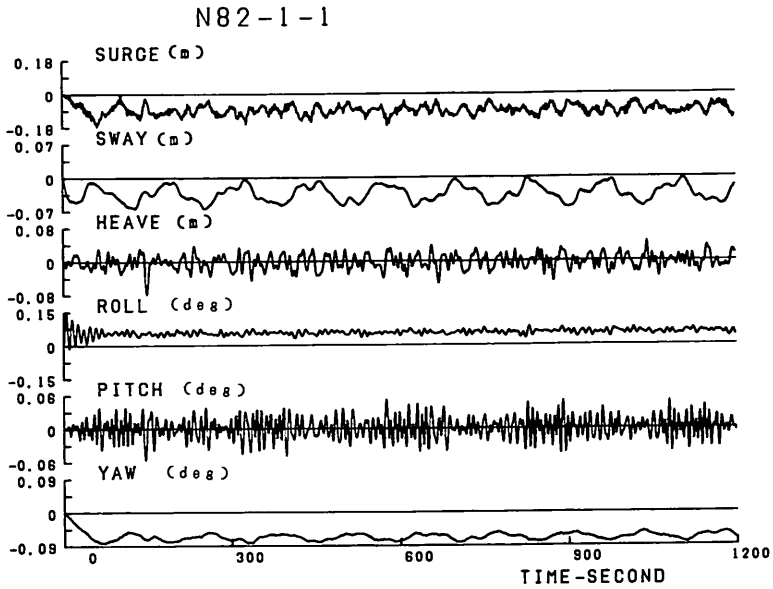


a) 風速 = 観測値, 初期張力 25.2 tf (N1-1)

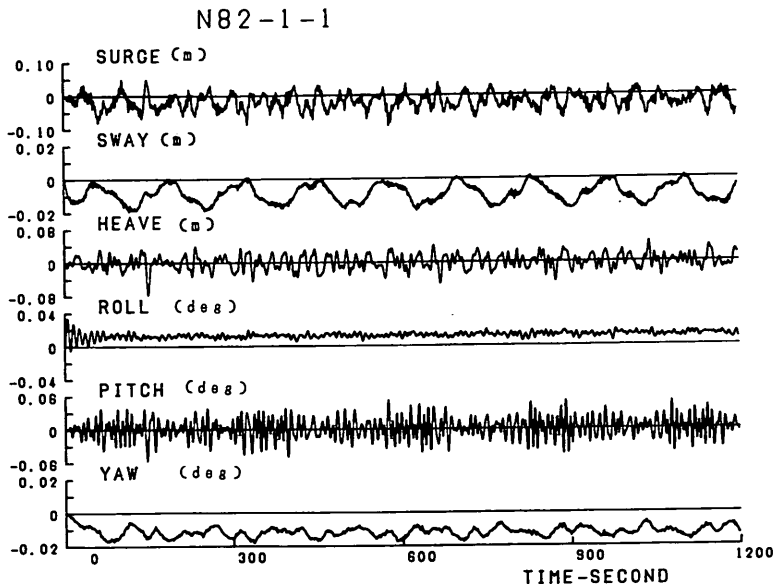


b) 風速 = 観測値の 1/2, 初期張力 8 tf

図-5.74 動揺波形 (N1-1, N2-1, 波向 300°) (N1-2)



a) 風速 = 観測値, 初期張力 25.2 tf (N1-3)



b) 風速 = 観測値の 1/2, 初期張力 8 tf

図-5.75 動揺波形 (N1-3, N1-4, 波向 350°) (N1-4)

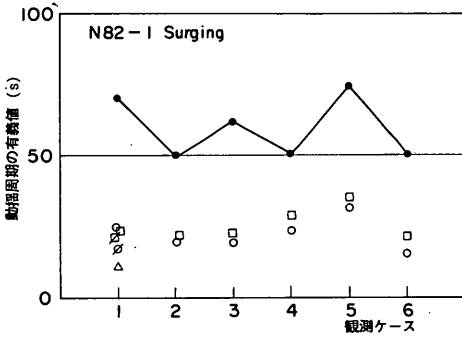
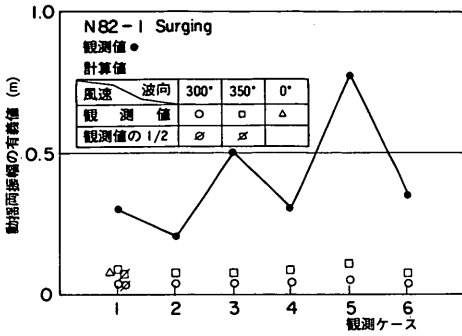


図-5.76 サージングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第1回め, 観測値, 計算値)

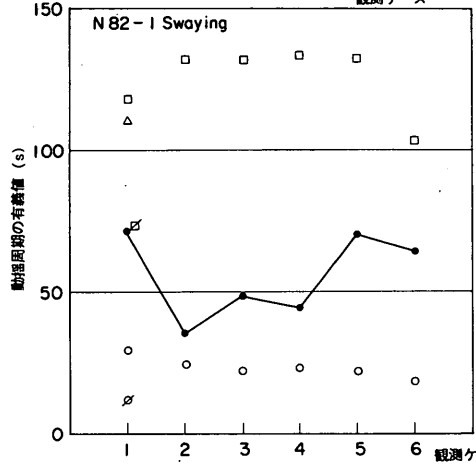
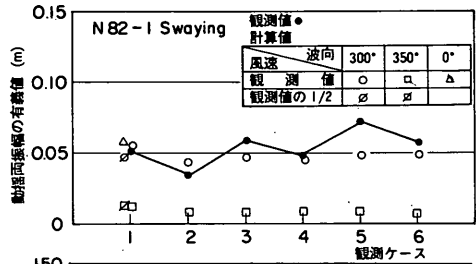


図-5.77 スウェイングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第1回め, 観測値, 計算値)

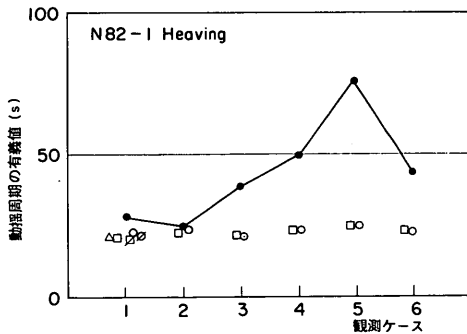
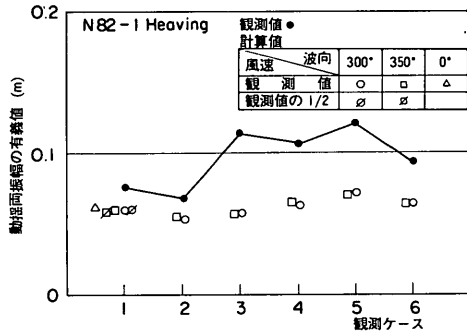


図-5.78 ヒービングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第1回め, 観測値, 計算値)

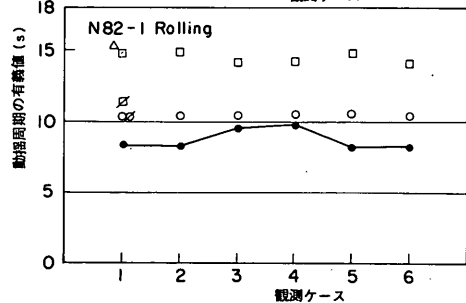
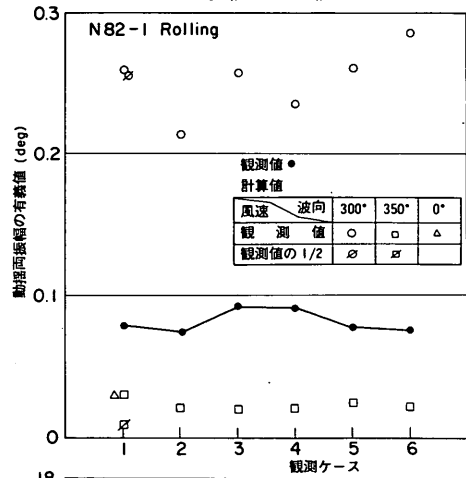


図-5.79 ローリングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第1回め, 観測値, 計算値)

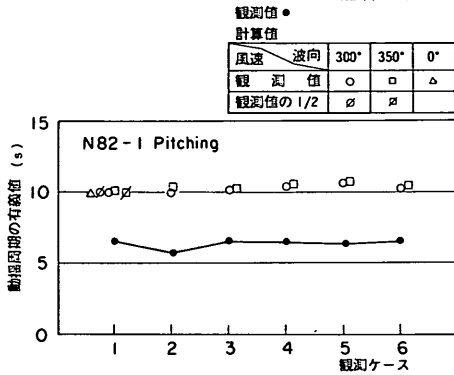
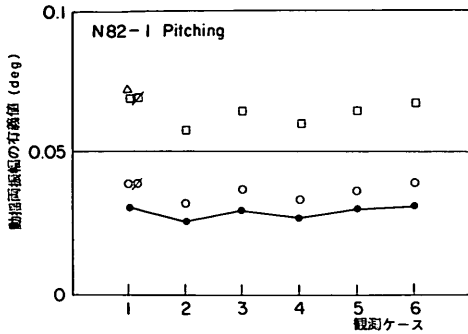


図-5.80 ピッチングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第1回め, 観測値, 計算値)

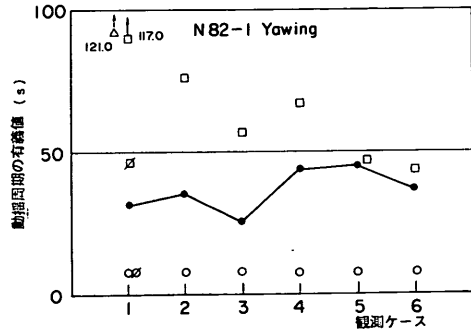
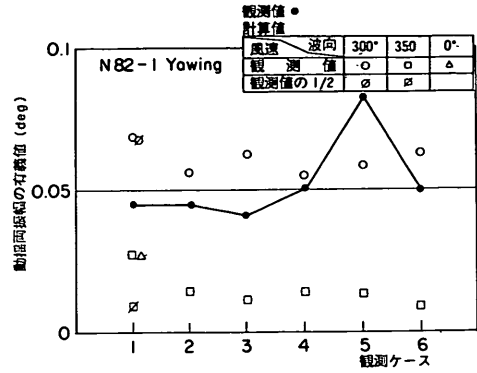


図-5.81 ヨウイングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第1回め, 観測値, 計算値)

図-5.76~5.81は各動揺成分の動揺量をゼロアップクロス法によって整理して求めた動揺両振幅と動揺周期の有義値の計算値と観測値とを示したものである。これらの図には表-5.22に示したN1-1~N1-5までの計算結果のすべてと観測値とをプロットしている。

(イ) 波向300°の場合

まず、N1-1(波向300°, 初期張力25.2tf)の計算結果について見てみよう。この場合には主として、スウェイング、ローリング、ヨウイングおよびヒービングについて検討する。スウェイングとヨウイングについては動揺両振幅の計算値は観測値とよく合っているが、動揺周期の計算値は観測値よりやや短い。ローリングについては動揺両振幅の計算値は観測値の約2倍と大きいけど動揺周期はよく合っている。ヒービングについては動揺両振幅の計算値は観測値よりやや小さいけど動揺周期はよく合っている。なお、サージングについては波向300°とした計算結果は観測値と比べて小さい。

つぎにN1-2(波向300°, 初期張力8tf)の計算結果について見てみる。この計算例では倉庫の防風効果をみて、風速を観測値の1/2とし初期張力を8tfとして

いる。スウェイング、ローリング、ヨウイングおよびヒービングについて、N1-1(波向300°, 初期張力25.2tf)の結果と比べると両者はほぼ同一である。つまり、風速を低減してはいるが、観測報告に従って船舶が防げん材に接触して動揺するように初期張力を与えていることと、この場合には風速が10m/s程度であって、これに見合う初期張力を与えても係留系の変位復元力特性が大きく異なることがなかったことによって船舶の動揺に差異が生じなかったものと考えられる。

(ロ) 波向350°の場合

サージング、ピッチングおよびヒービングについて検討してみる。この場合には入射波の波向を350°とし、初期張力のスウェイング方向の合力を25.2tfおよび8tfの二通りとしたN1-3およびN1-4について計算値と観測値とを比較する。

N1-3(波向300°, 初期張力25.2tf)について述べる。サージングについては動揺両振幅はCase1-1, Case1-3, Case1-5では計算値が観測値より小さく、その差が大きいけど、その他の観測ケースについては計算値と観測値とはよく合っている。ピッチングにつ

いては動揺両振幅はよく合っているが、動揺周期の計算値は観測値よりも大きい。この点はローリングについても同様で、計算において船舶のローリングとピッチングの環動半径の値がやや不相当であったものと考えられる。

N1-4 (波向 300°, 初期張力 8 tf) については Case 1-1 についてのみ計算を行ったが N1-3 の結果とほぼ同一である。この観測例の結果からみると風荷重と初期張力とがバランスして観測報告にあるように船舶が防げん材に接触しつつ動揺するという条件が計算上満足されれば計算結果はほぼ同一であるということがわかる。ヒービングについては動揺両振幅は N1-1 と N1-3 の計算結果とほぼ同じである。

(ア) 波向 0° の場合

N1-5 (波向 0°, 初期張力 25.2 tf) の計算結果は N1-3 の結果とほぼ同じである。

(イ) 動揺の周波数特性

各動揺成分の動揺の特徴を詳細にみるために計算値の周波数スペクトルを求めた (図-5.82~5.87)。サージング、ヒービング、ピッチングについては N1-3 (波向 350°) について、また、スウェイング、ヒービング、ローリング、ヨウイングについては N1-1 (波向 300°) について求めた。まず、サージングについては計算値の

ピーク周期 50 s は観測値のピーク周期とよく合っているもののパワーが 1 オーダー小さい。スウェイングの観測値では 70 s にピークがあるのに対し計算値ではこれより長く 125 s にピークがある。しかし、全体の傾向はよく合っている。ヒービングについては周期 100 s 以下では観測値と計算値の傾向はよく合っているが、計算値のパワーは観測値よりやや小さい。ローリングについては計算値では周期 12 s のピークのパワーが観測値に比べて 1 オーダー大きい。ピッチングについては周期 7~16 s で計算値のピークのパワーが観測値より大きい、その他の周期では逆に観測値のパワーが計算値より大きい。ヨウイングについては計算値は周期 9 s に大きなピークがあるのに対し観測値では 50 s に大きなピークがあって全体的に見て合っていない。

Case 1-1 について、サージングは N1-3, N1-3, N1-4, N1-5, スウェイングとローリングは N1-1 と N1-2 の検討ケースの計算結果の周波数スペクトルを観測値の周波数スペクトルと対比して示す。それらはそれぞれ、図-5.88~図-5.90 である。計算ケースの条件の相違は風速であるが、サージングとスウェイングの周波数スペクトルをみると風速として観測値そのものを入力した計算値のほうが観測値との対応が良い

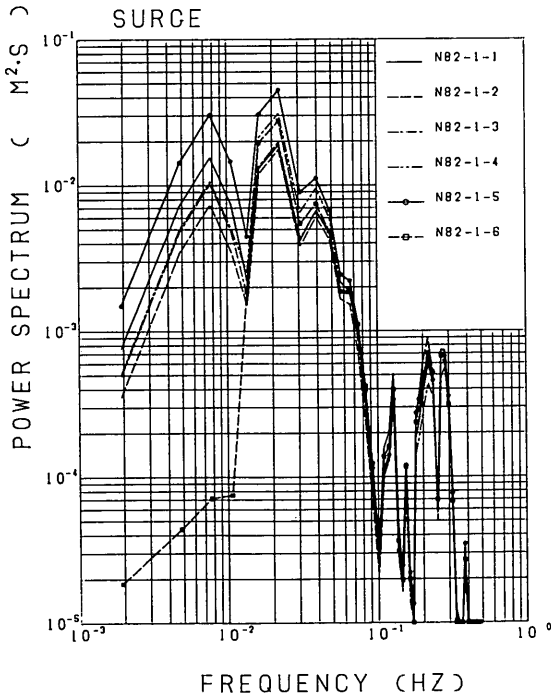


図-5.82 サージングの周波数スペクトル (新潟港, 計算値, N1-3, 波向 350°)

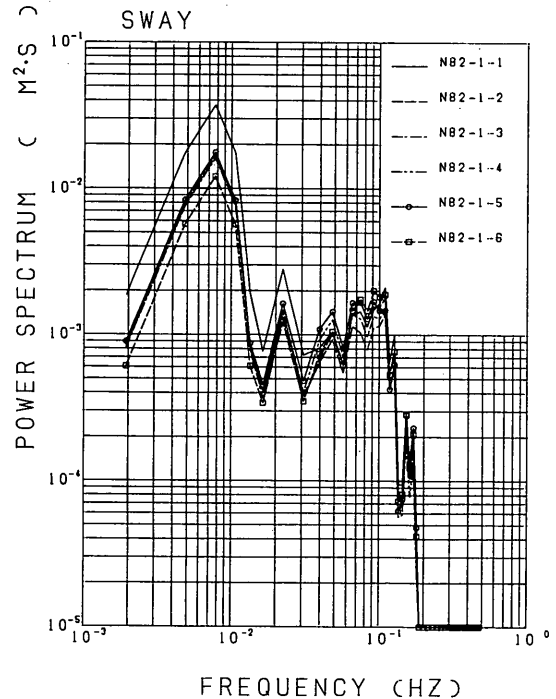
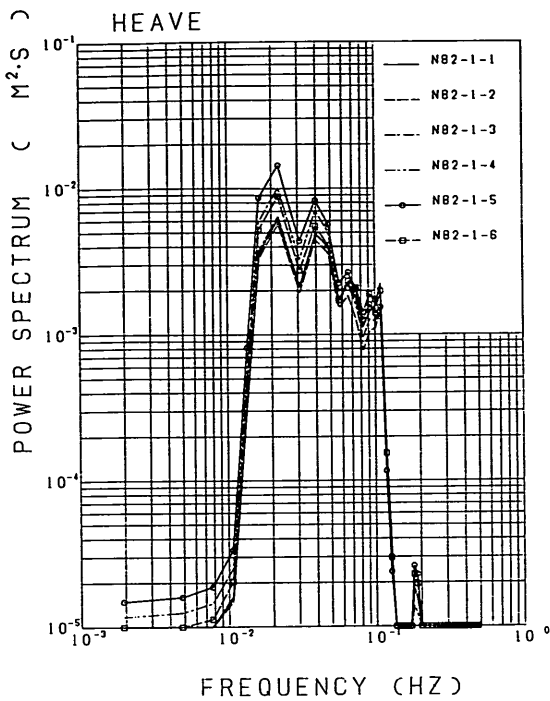
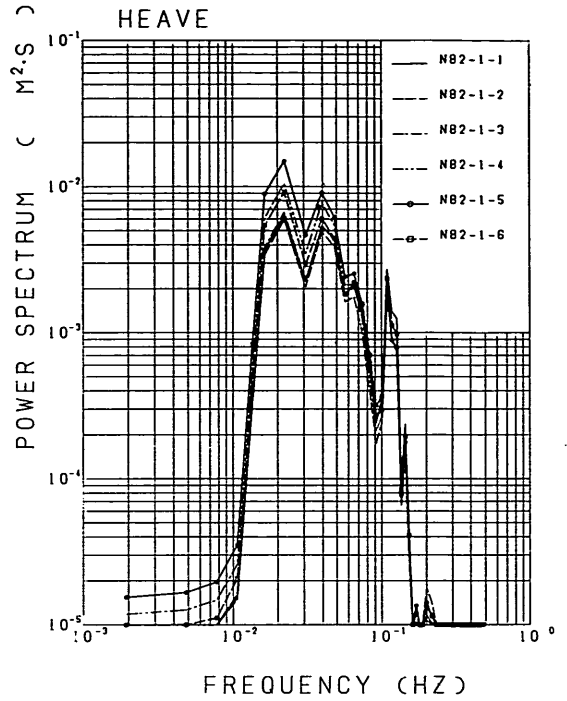


図-5.83 スウェイングの周波数スペクトル (新潟港, 計算値, N1-1, 波向 300°)



a) N1-1, 波向 300°



b) N1-3, 波向 350°

図-5.84 ヒービングの周波数スペクトル(新潟港, 計算値)

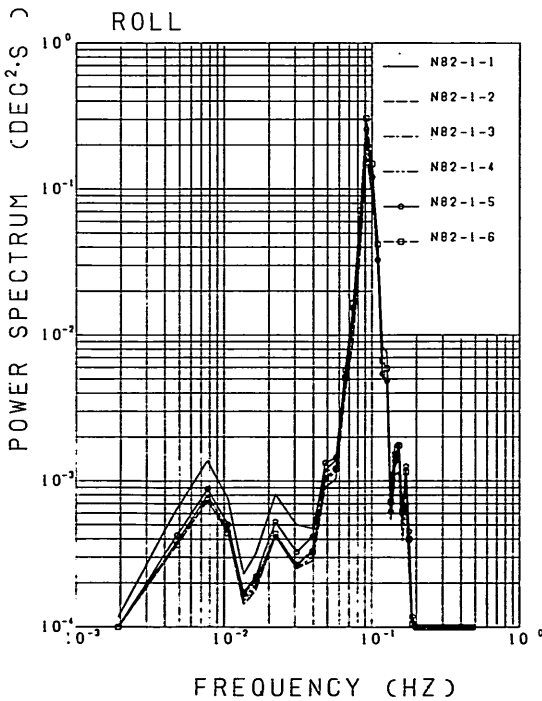


図-5.85 ローリングの周波数スペクトル(新潟港, 計算値, N1-1, 波向 300°)

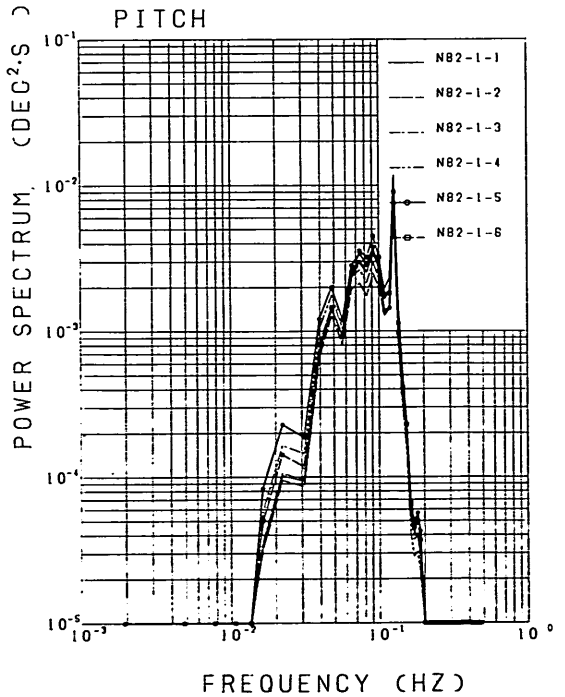


図-5.86 ローリングの周波数スペクトル(新潟港, 計算値, N1-3, 波向 350°)

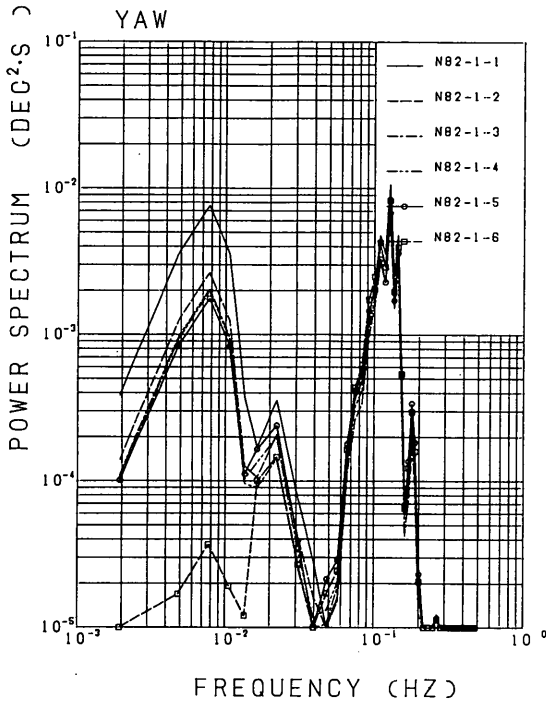


図-5.87 ヨウイングの周波数スペクトル(新潟港, 計算値, N1-1, 波向300°)

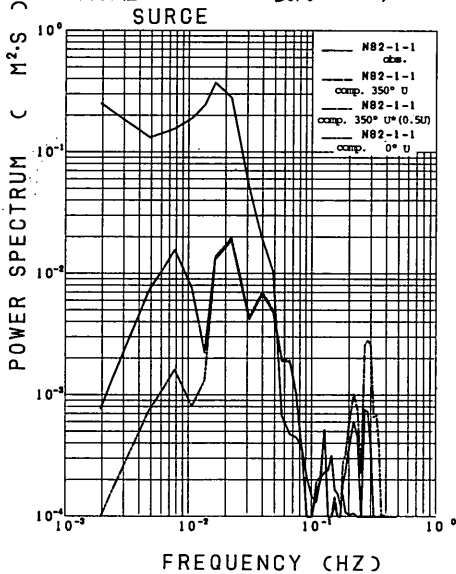


図-5.88 サージの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 観測値, 計算値, N1-3, N1-4, N1-5)

ようである。計算値と観測値とで若干の周波数特性の相違がみられるのは、係留系の変位復元力特性や副振動などの長周期の水面変動が原因であると考えられる。四日市港の観測事例のときにも述べたように、これらの条件

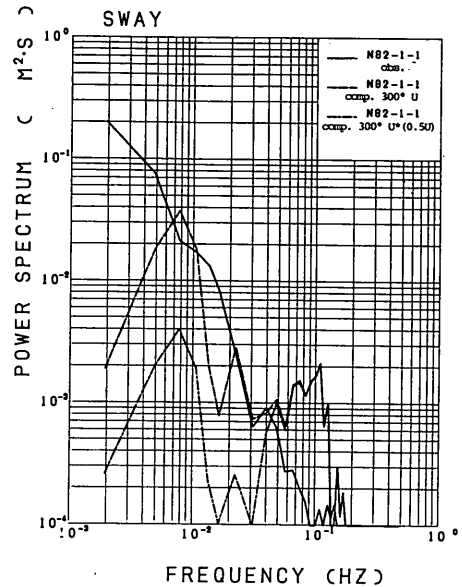


図-5.89 スウェイの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 観測値, 計算値, N1-1, N1-2)

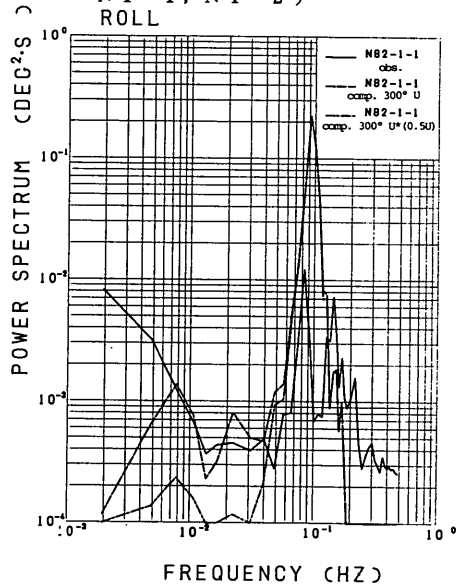


図-5.90 ローリングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 観測値, 計算値, N1-1, N1-2)

については現地観測において必ずしも十分に把握されていたとは言い難い。この点にやや問題は残るものの計算結果は観測結果をよく説明しているものと考えられる。

(4) まとめ

以上に述べたことから、第1回めおよび第2回めの観測が実施されたD3ふ頭においてはCふ頭からの反射波の影響を考慮しておくことが重要であるが、個々の動揺成分については考えうる波向のうち最も影響の大きいものを考えればほぼ動揺の傾向は把握できる。すなわち、

この観測例の場合には、スウェーイング、ローリング、ヨウイングについて、波向300°をサージング、ピッチングについては波向350°を、ヒービングについては波向300°と350°の両方を考える必要がある。

c) 第2回観測について

(f) 検討の概要

図-5.91は観測対象船舶に対する風と波の作用状況を示したものである。ここでは波向0°、300°、350°、風向19°、23°、32°として計算している。計算においては各観測ケースで風向と風速を同一にして波向を変えた計算を行っている。各検討ケースにおける波向の条件は表-5.23に示すとおりである。観測報告によると係留索はよく張っていると報告されているので、係留索のたるみを考えず初期張力を0.5tfとした。なお、係留索の配置は図-5.55に示したとおりである。

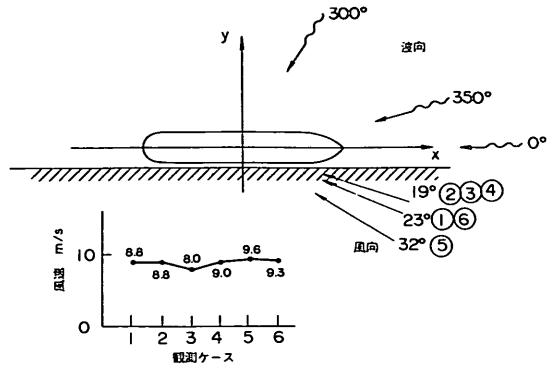


図-5.91 波と風の作用状況(新潟港, 第2回め)

(g) 動揺波形

図-5.92~図-5.94は、順に、波向300°(N2-1)、

表-5.23 波向と初期張力の組み合わせと計算を実行したケース番号(新潟港, 第2回め)

	計算条件		観測ケース番号 (風向)					
	波向	初期張力	N82-2-1 23°	N82-2-2 19°	N82-2-3 19°	N82-2-4 19°	N82-2-5 32°	N82-2-6 23°
N 2-1	300°	0.5tf	○	○	○	○	○	○
N 2-2	350°	0.5tf	○	○	○	○	○	○
N 2-3	0°	0.5tf	○					

注) ○は計算を実行したことを示す

注) 初期張力はスウェーイング方向成分の合力

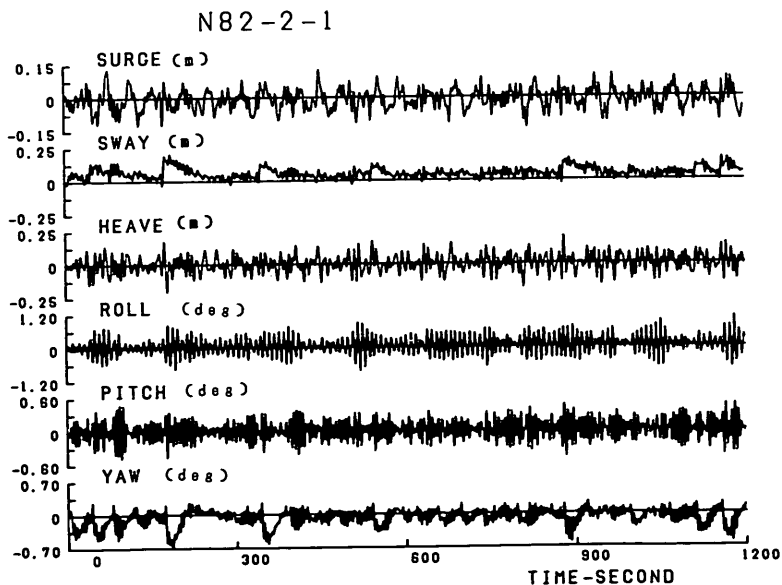


図-5.92 動揺波形(新潟港, 計算値, N2-1, 波向300°)

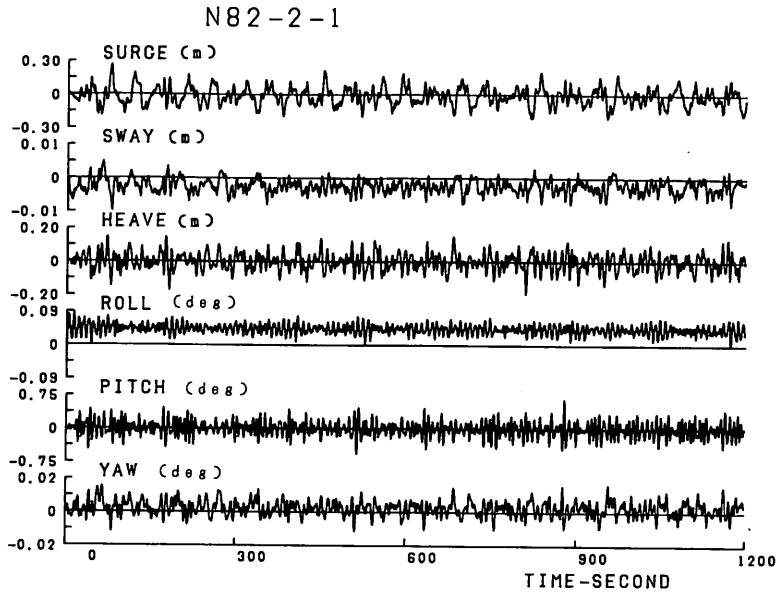


図-5.93 動揺波形(新潟港, 計算値, N2-2, 波向350°)

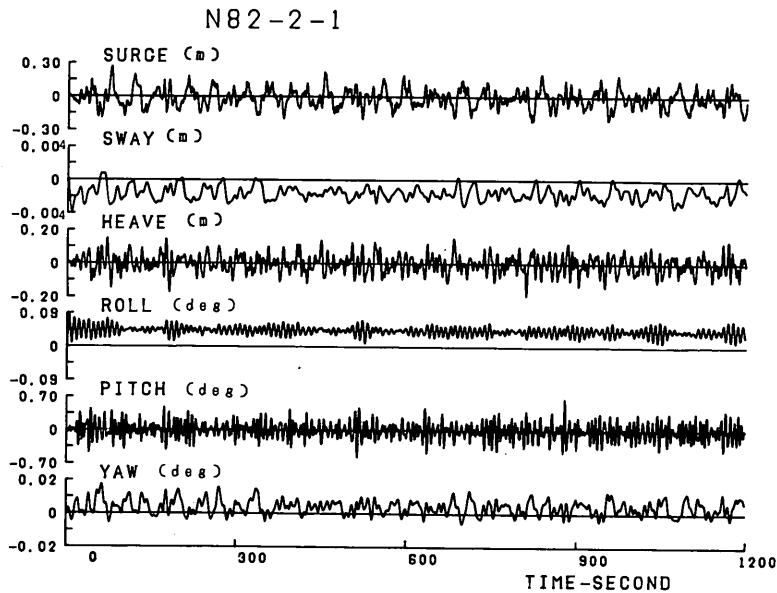


図-5.94 動揺波形(新潟港, 計算値, N2-3, 波向0°)

波向350°(N2-2), 波向0°(N2-3)の場合のCase 2-1の計算結果の動揺波形を示したものである。図-5.92と図-5.56の観測値の動揺波形とを比べるとスウェイング, ローリング, ヨウイングについてはN2-1(波向300°)が, また, サージング, ピッチングについてはN2-2(波向350°)およびN2-3(波向0°)の計算値の動揺波形が観測値の動揺波形と合っ

ている。すでに, 第1回めの観測結果と計算結果とを比較したときに述べたように, サージング, ピッチングに関しては波向350°, また, スウェイング, ローリング, ヨウイングに関しては波向300°, ヒービングに関しては波向300°と350°の両方を考えるのが適当と思われる。

(4) 波向と動揺量との関係

図-5.95~5.100はゼロアップクロス法によって整

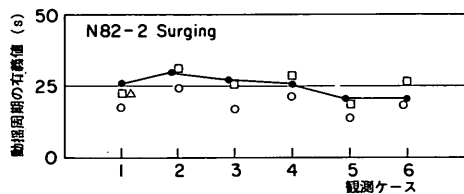
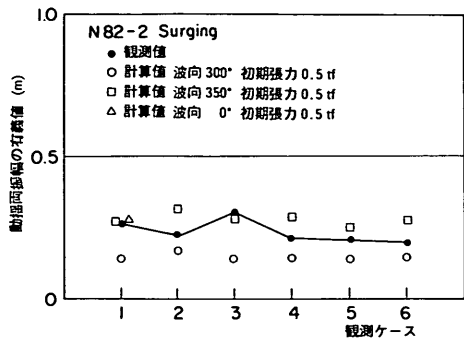


図-5.95 サージングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第2回め, 観測値, 計算値)

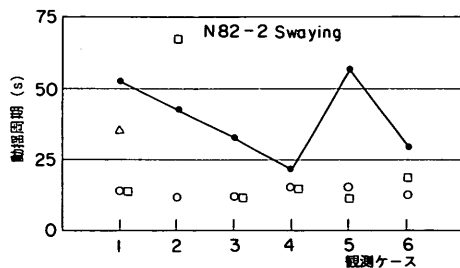
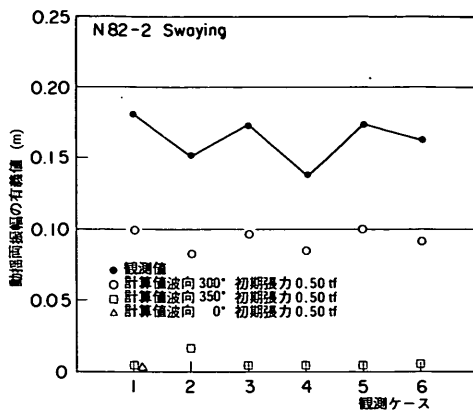


図-5.96 スウェイングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第2回め, 観測値, 計算値)

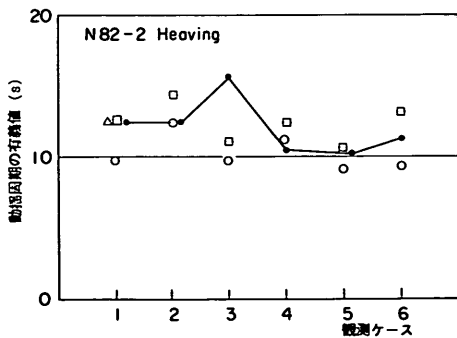
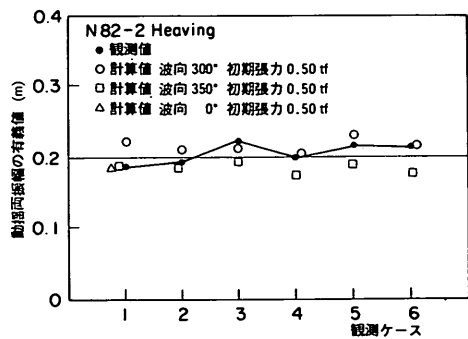


図-5.97 ヒービングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第2回め, 観測値, 計算値)

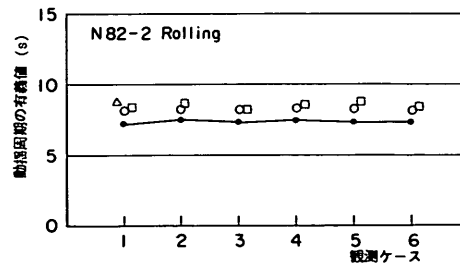
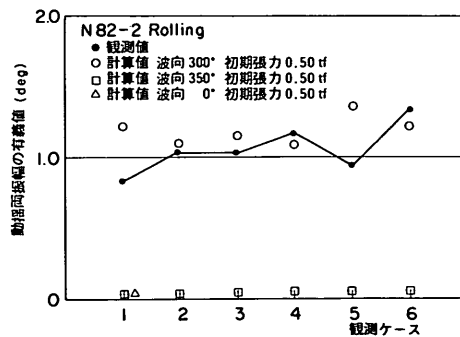


図-5.98 ローリングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第2回め, 観測値, 計算値)

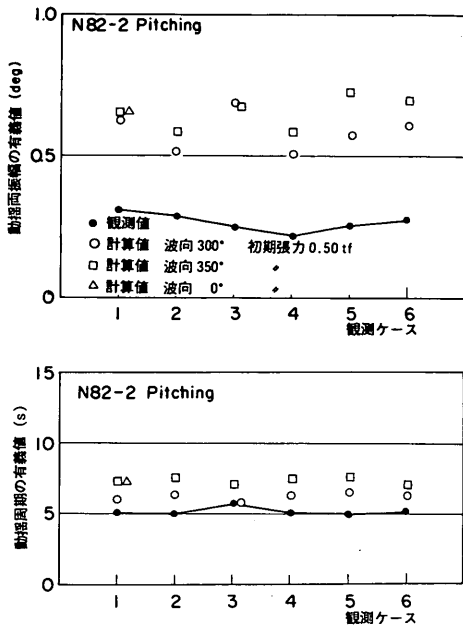


図-5.99 ピッチングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 2回め, 観測値, 計算値)

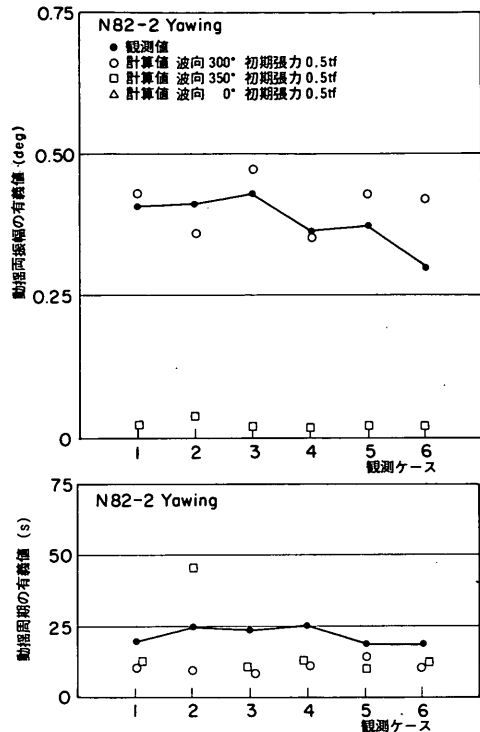


図-5.100 ヨウイングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第2回め, 観測値, 計算値)

理した動揺両振幅と動揺周期の有義値について計算値と観測値とを比較したものである。サージングについては動揺両振幅および動揺周期ともに波向350°(N2-2)、波向0°(N2-3)の検討ケースの計算値が観測値とよく合っている。スウェイングは動揺両振幅および動揺周期とともにN2-1の計算結果は観測値の約1/2である。ヒービングは動揺両振幅および動揺周期ともに、N2-1、N2-2、N2-3の検討ケースの計算値が検討ケースの計算値とよく合っている。ローリングは波向300°のN2-1の検討ケースの計算値が観測値とよく合っている。ピッチングは波向300°のN2-1、波向350°のN2-2、波向0°のN2-3のいずれの検討ケースの動揺両振幅の計算値も観測値の2倍である。しかし、動揺周期はよく合っている。ヨウイングは波向300°のN2-1の検討ケースの動揺両振幅の計算値が観測値とよく合っている。しかし、動揺周期の計算値は観測値の約1/2である。

(㊦) 動揺の周波数特性

各動揺成分の動揺の特性を詳細に見るために計算値の周波数スペクトル(図-5.101~5.106)を求めた。サージング、ピッチング、ヒービングはN2-2(波向350°)について、また、スウェイング、ヒービング、

ローリング、ヨウイングについてはN2-1(波向300°)について求めた。これらを図-5.57~5.62に示した観測値の周波数スペクトルと比較した。まず、サージングについては計算値のピーク周期は500sであるのに対し観測値は25sにピークがある。また、計算値では長周期成分のパワーが小さい。これは数値シミュレーションの入力条件としての波に長周期成分波が考慮されていないために生じたものと考えられる。スウェイングについては周波数スペクトルの形状はほぼ合っているが、長周期成分については計算値のパワーが観測値よりやや小さい。ヒービングについてはピーク周期はよく合っているが、周期10sにおける計算値のパワーが観測値よりやや小さい。また、周期10~100sでは計算値のパワーが観測値のパワーより若干小さいが、100s以上の長周期成分波については計算値のパワーは観測値に比べてかなり小さい。これは長周期成分波が動揺シミュレーションに考慮されていないためである。ローリングについては計算値のピーク周期に対する計算値のパワーが観測値より若干大きい、全体的にみて計算値と観測値とはよく合っている。ピッチングについてはピークの周期の計算値が観測値よりやや長く、しかも計算値のパワーが観測値より大きい。また、周期10~100sのパワーは観測値が

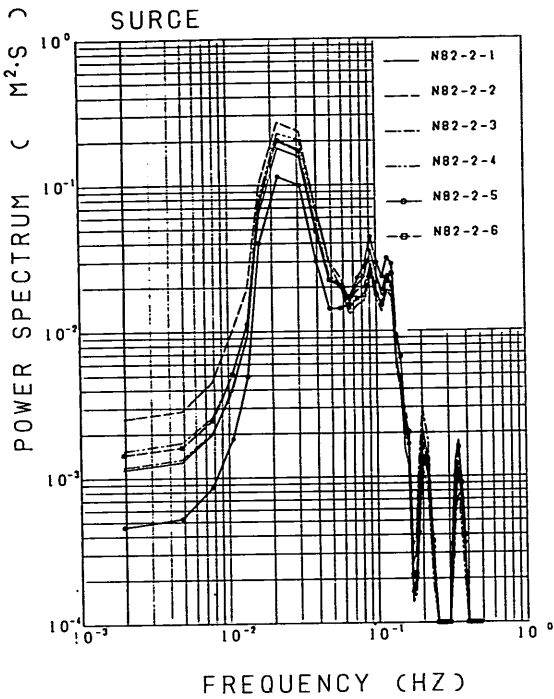


図-5.101 サージングの周波数スペクトル(新潟港, 計算値, N2-2, 波向350°)

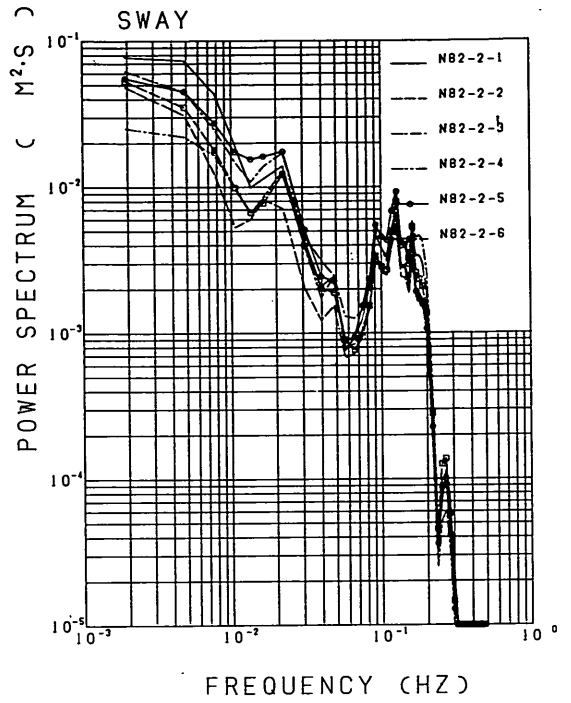
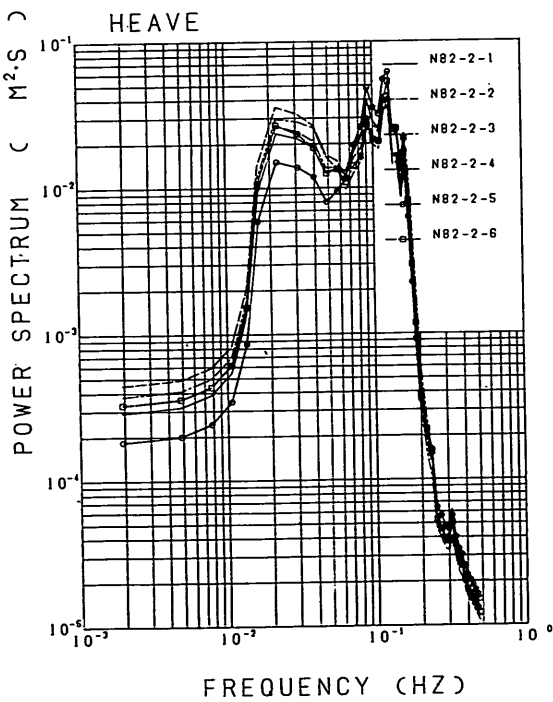
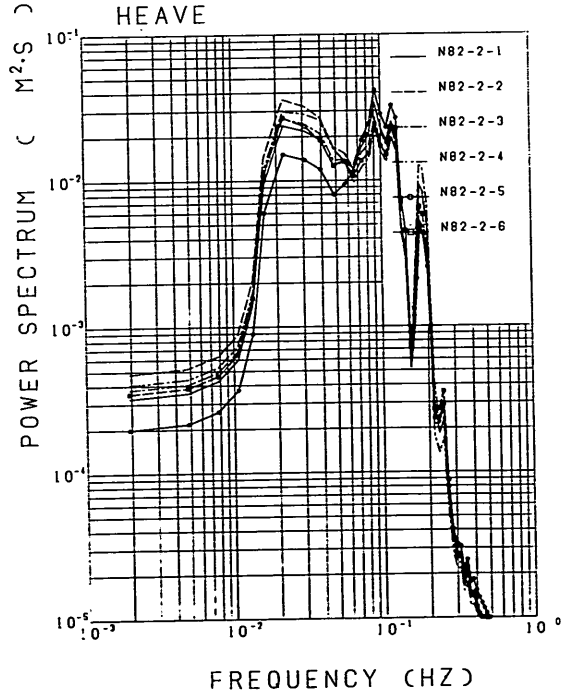


図-5.102 スウェイの周波数スペクトル(新潟港, 計算値, N2-1, 波向300°)



a) N2-1, 波向300°



b) N2-2, 波向350°

図-5.103 ヒービングの周波数スペクトル(新潟港, 計算値)

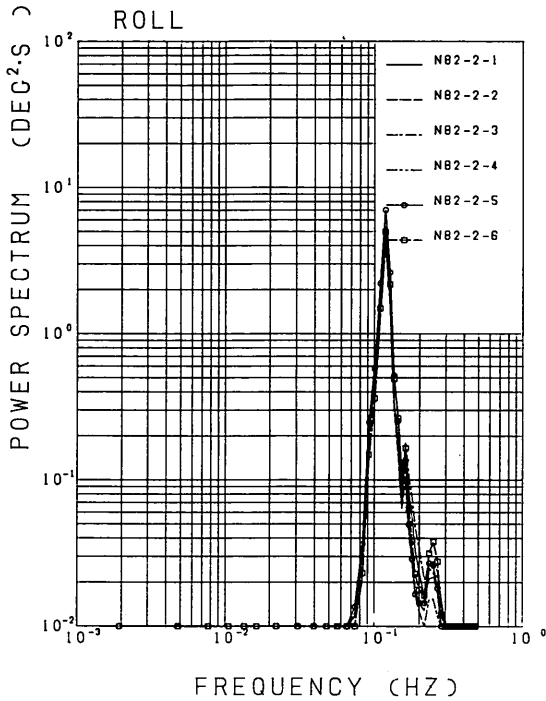


図-5.104 ローリングの周波数スペクトル(新潟港, 計算値, N2-1, 波向300°)

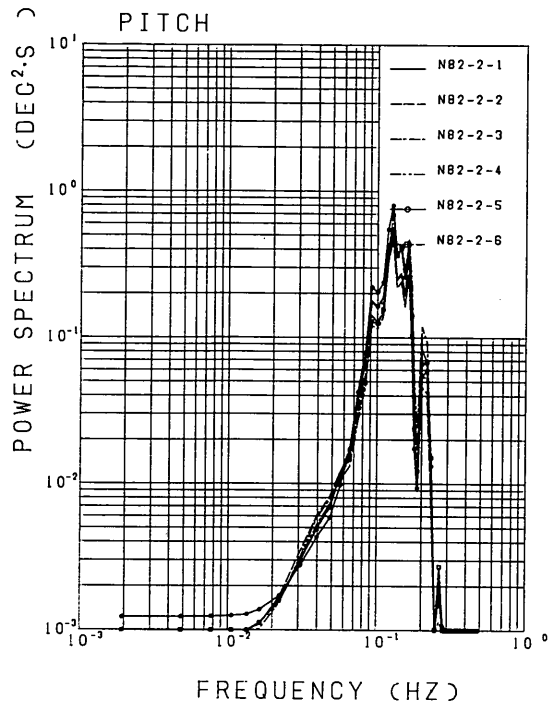


図-5.105 ピッチングの周波数スペクトル(新潟港, 計算値, N2-2, 波向350°)

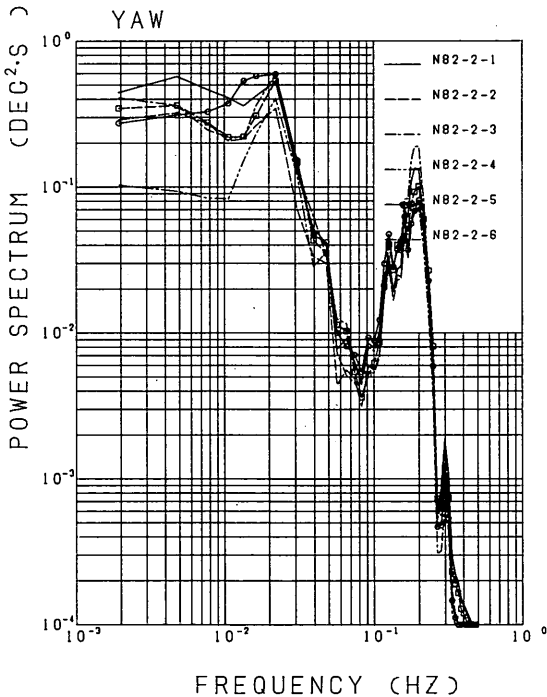


図-5.106 ヨウイングの周波数スペクトル(新潟港, 計算値, N2-1, 波向300°)

計算値より大きい。ヨウイングについてはピーク周期が計算値と観測値とで若干異なるが周波数スペクトルの全体的な傾向はよく合っている。

(付) まとめ

以上のことから第2回観測の場合にもスウェーイング、ローリング、ヨウイングについては波向300°として計算した結果が観測値とよく合っていること、また、サージング、ピッチングについては波向350°として計算した結果が観測値とよく合っていることがわかる。第1回めの観測結果と合わせて考えると、D2、D3ふ頭については港口部からの入射波とCふ頭からの反射波の両方を考慮する必要があることがわかる。

図-5.107と図-5.108は無係留船舶のスウェーイングとローリングの伝達関数と観測値とを比較して示したものである。ただし、観測値は有義波高に対する動揺両振幅の有義値の比で表し、動揺周期の有義値に対してプロットしている。これらの図をみると観測値はスウェーイングおよびローリングのいずれについても波向300°の伝達関数の上に乗っている。したがって、このことからD3ふ頭についてはCふ頭からの反射波を考える必要があることがわかる。

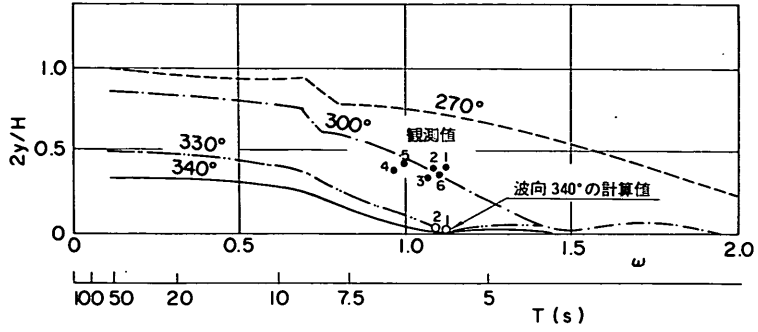


図-5.107 スウェイの伝達関数(新潟港, 第2回め)

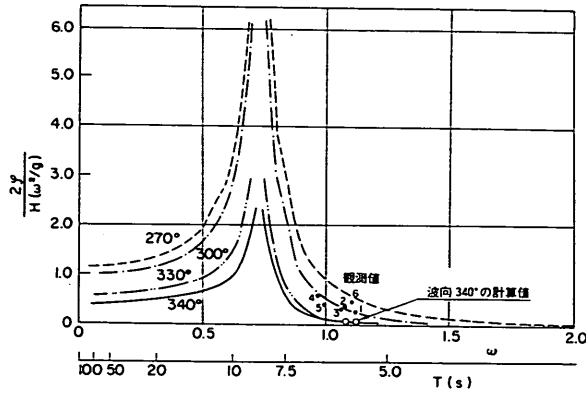


図-5.108 ローリングの伝達関数(新潟港, 第2回め)

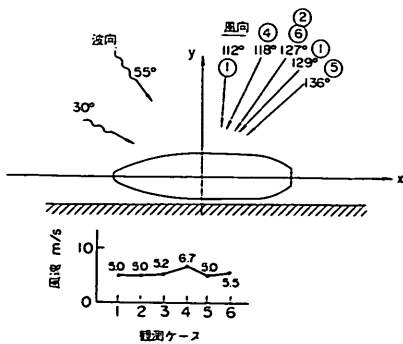


図-109 波と風の作用状況(新潟港, 第3回め)

d) 第3回観測について

(f) 検討の概要

図-5.109は観測対象船舶に対する風と波の作用状況を示したものである。ここでは波向30°(N3-1)と波向55°(N3-2), 風向, 112°, 118°, 127°, 129°, 136°として計算している。計算においては各ケースで風向と風速を同一にして波向の条件を変えて計算を実施している。各ケースにおける波向と風向の条件は表-5.24に示すとおりである。

係留索の配置は図-5.64に示したとおりであるが、観測報告では係留索はいずれもよく張っていると報告されているのでたるみは考えていない。

なお、ここに示す第3回観測に対する数値シミュレ

表-5.24 波向と初期張力の組み合わせと計算を実行したケース番号
(新潟港, 第3回め)

	計算条件		観測ケース番号 (風向)					
	波向	初期張力	N82-3-1	N82-3-2	N82-3-3	N82-3-4	N82-3-5	N82-2-6
			129°	127°	112°	118°	136°	127°
N 3-1	30°	1.0tf	○	○	○	○	○	○
N 3-2	55°	1.0tf	○					
N 3-3	40°	1.0tf	○					

注) ○は計算を実行したことを示す

注) 初期張力はスウェイング方向成分の合力

表-5.25 N83-3の波高(新潟港, ヒービングの周波数スペクトルより逆算した波スペクトルによる計算値)

	入射波		反射波		重複波	
	$H_{1/3}$	$T_{1/3}$	$H_{1/3}$	$T_{1/3}$	$H_{1/3}$	$T_{1/3}$
1	0.556	3.52	0.499	3.52	0.474	3.96
2	0.549	3.48	0.494	3.48	0.452	3.90
3	0.608	3.43	0.547	3.44	0.440	3.81
4	0.512	3.52	0.460	3.51	0.428	3.93
5	0.550	3.48	0.495	3.47	0.434	3.85
6	0.586	3.48	0.527	3.48	0.467	3.84

ーションでは、港内波をヒービングの観測値の周波数スペクトルから逆算して求めた波(表-5.25)の周波数スペクトルを用いて発生させている。第3回め観測に対して港内波の観測記録から得た波の周波数スペクトルを用いて発生させた不規則波に対する動揺計算結果の周波数スペクトルを観測値のそれと比較すると、ヒービングについて波周期10~100sの間の動揺成分について計算値がかなり大きく、この周期の波に対するヒービングの伝達率が1.0に近いことを考えると観測値と計算値との差が説明できなかった。このようなことから上記の措置をとって計算を実行した。なお、港内波の観測記録を用いて発生させた不規則波に対する計算結果はあとで例示する。

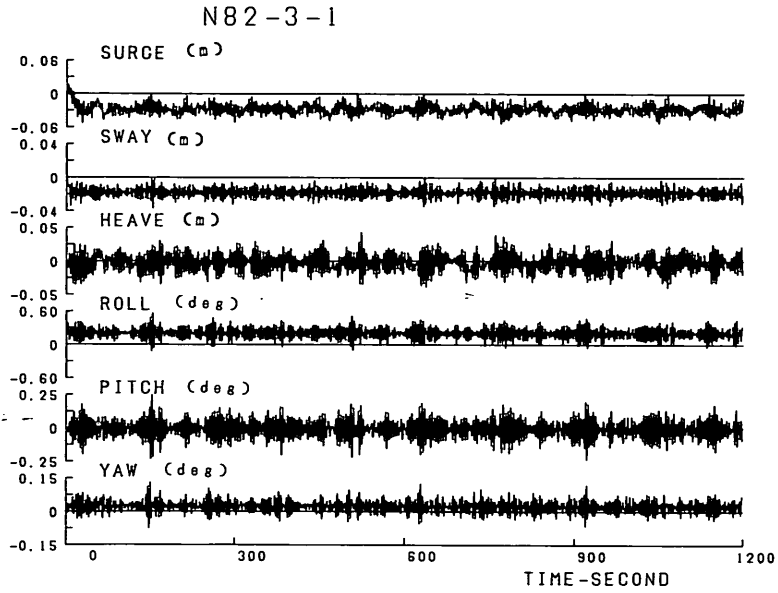
(ウ) 動揺波形

図-5.110(a), (b)はそれぞれ波向30°および55°として計算した動揺波形をCase 3-1について示したものである。図-5.65の観測値の動揺波形と比べると波向30°に対する計算値が観測値によく対応している。

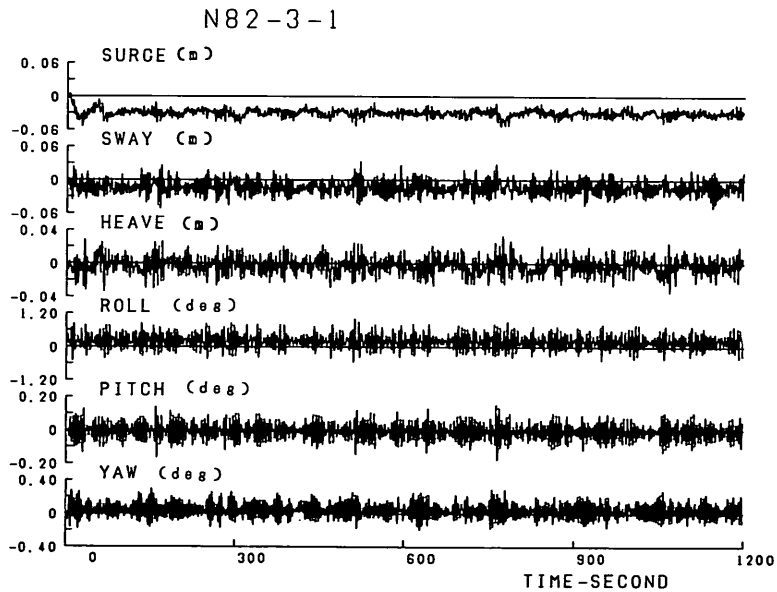
(エ) 動揺両振幅と動揺周期

図-5.111~5.116はゼロアップクロス法によって整理した動揺両振幅と動揺周期の有義値の計算値と観測値とを比較して示したものである。サージングについては動揺両振幅の計算値は観測値の約1/2であるが、動揺周

期の計算値と、観測値とはよく合っている。また、波向による動揺計算結果の差は小さいが、どちらかという波向30°の計算値が観測値に近い。スウェイングについては、動揺両振幅は波向30°ではやや小さく、波向55°ではやや大きい。また動揺周期の計算値は観測値よりもやや小さいがおおむねよく合っている。ヒービングについては、動揺両振幅の計算値は観測値の約1/2である。しかし、後に示す周波数スペクトルの計算値は観測値とよく一致しているので、この差は観測値をゼロアップクロス法で処理するとき図-5.65のヒービングの波形に見られる長周期成分を除去しなかったことによる影響によるものと思われる。その結果観測値が大きくなっているものと思われる。動揺周期はよく合っている。ヒービングの動揺量の計算値は波向の相違による差異が小さい。ローリングについては、スウェイングと同様の傾向で、動揺両振幅は波向30°とすると計算値が観測値より小さく、波向55°とすると計算値は観測値より大きくなる。動揺周期の計算値は観測値とよく合っている。ピッチングについては、動揺両振幅の計算値は観測値よりやや小さいが、波向30°の計算値のほうが観測値に近い。動揺周期の計算値は観測値とよく合っている。ヨウイングについては、動揺両振幅は波向55°とすると計算値が観測値の10倍近くにもなる。これに対し、波向30°の計算値は観測値よりやや大きい程度である。動揺周期の計算値は観測値よりやや小さいがほぼ合っている。以上のことから、各動揺成分ごとに若干の食い違いはあるものの、第3回め観測については波向30°として計算すると観測値との対応が良いものと思われる。ただし、スウェイングとローリングの計算結果を見ると波向40°程度にすると計算値と観測値とが一致すると思われるので後に計算した結果を示す。



a) ヒーピングから逆算した波スペクトルによる計算 (波向 30°)



b) ヒーピングから逆算した波スペクトルによる計算 (波向 55°)

図-5.110 動揺波形 (新潟港, 計算値N3-1)

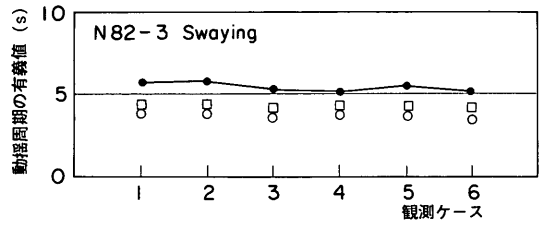
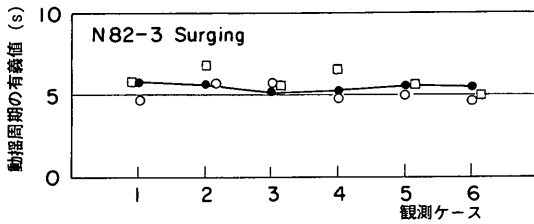
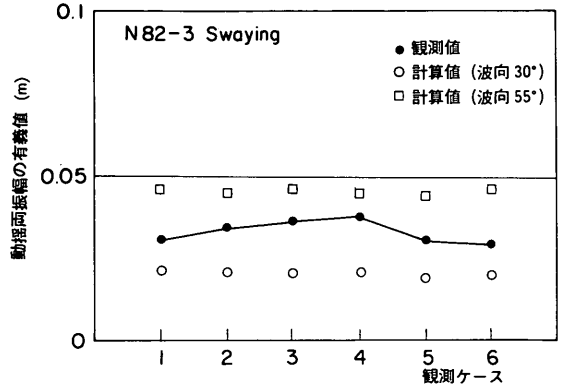
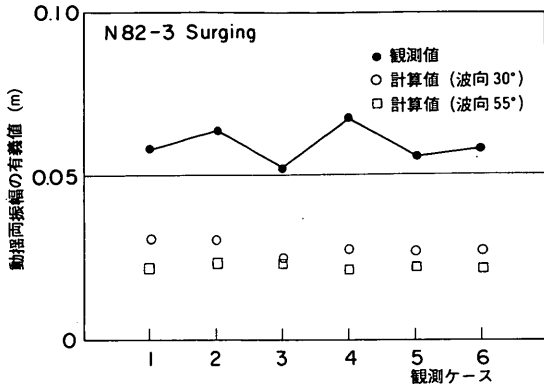


図-5.111 サージングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

図-5.112 スウェイングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

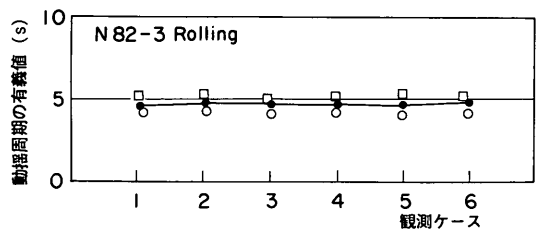
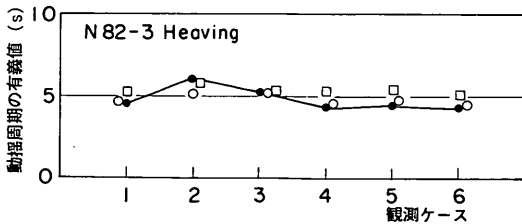
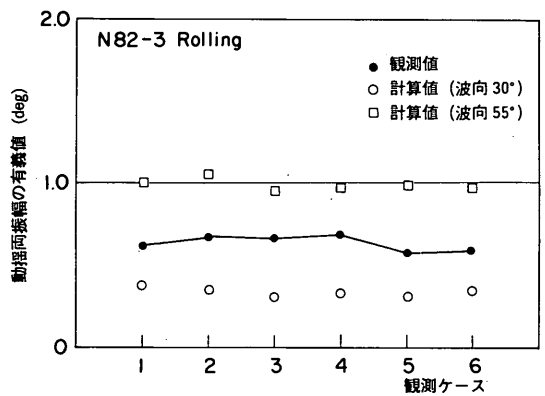
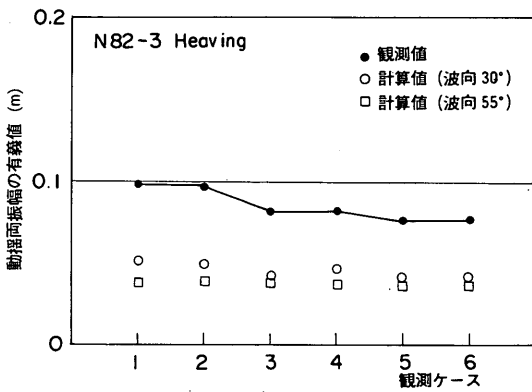


図-5.113 ヒービングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

図-5.114 ローリングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

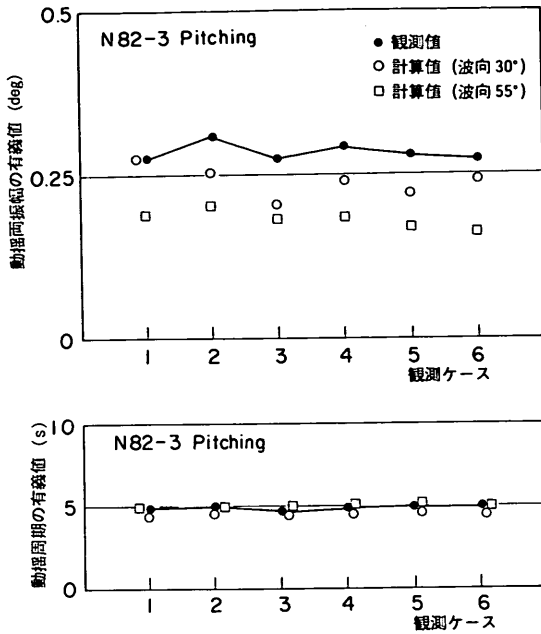


図-5.115 ピッチングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

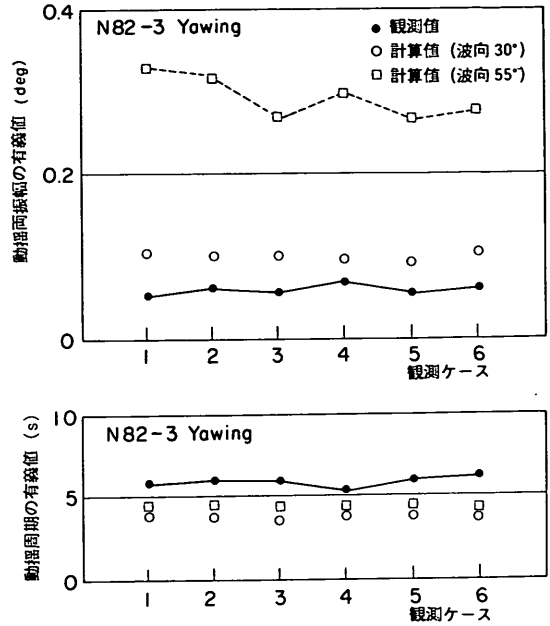


図-5.116 ヨウイングの動揺両振幅(有義値)と動揺周期(有義値)(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

(二) 動揺の周波数特性

図-5.117~5.122はCase 3-1について波向30°とし、港内波の観測記録から求めた周波数スペクトルを用いた場合と、ヒービングの周波数スペクトルから逆算した波の周波数スペクトルを用いた場合の計算結果の周波数スペクトルと観測値の周波数スペクトルとを比較して示したものである。スウェイング以外の各動揺成分についてはヒービングの周波数スペクトルから逆算した波の周波数スペクトルを用いた場合の計算結果と観測値とがよく一致していることがわかる。港内波の観測記録から求めた周波数スペクトルを用いた場合の計算値では周期10~50sの成分のパワーが観測値のパワーより相当大きい。ヒービングの周波数スペクトルから逆算した波の周波数スペクトルを用いた場合にはこの点が改善され観測値とよく一致する。第3回め観測時の港内波の観測記録とヒービングの周波数スペクトルから逆算した周波数スペクトルの相違についてはその原因が不明であるが、観測地点における特異な現象かどうかは今後検討する必要があると考えられる。

図-5.123~5.128はCase 3-1について波向を40°として計算した結果の各動揺成分の周波数スペクトルを観測値の周波数スペクトルと比較して示したものである。

スウェイングとヨウイングについてはまだ若干の差異はあるが、その他の成分については計算値と観測値とはよく合っている。

図-5.129と図-5.130はそれぞれスウェイングとローリングについて、無係留船舶の伝達関数と観測値とを比較している。この図からは波向を適切に評価することはできないが、観測結果と動揺計算結果との対応が良いことがわかる。

(5) 新潟港における観測結果と計算結果のまとめ

以上に述べた新潟港における実船観測と数値シミュレーションの結果から以下のことが明らかになった。

- ① D3ふ頭においてはCふ頭からの反射波の影響を考慮して数値シミュレーションを実施する必要があることがわかった。
- ② D3ふ頭における係船岸背後の倉庫による防風効果は小さいようである。
- ③ 第3回めの観測においては港内波の観測記録から求めた周波数スペクトルと、ヒービングの動揺の周波数スペクトルに相違があり、むしろ、後者を用いて数値シミュレーションを行った計算結果と観測値とが一致した。
- ④ 新潟港における観測においては、第1回め観測か

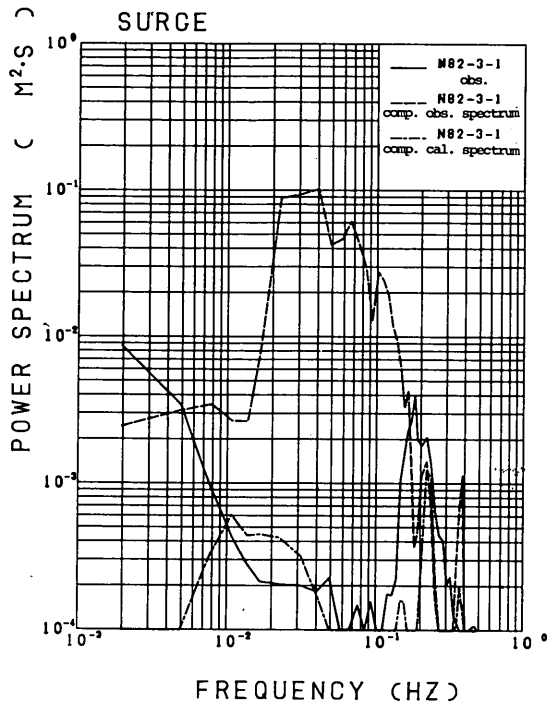


図-5.117 サージングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

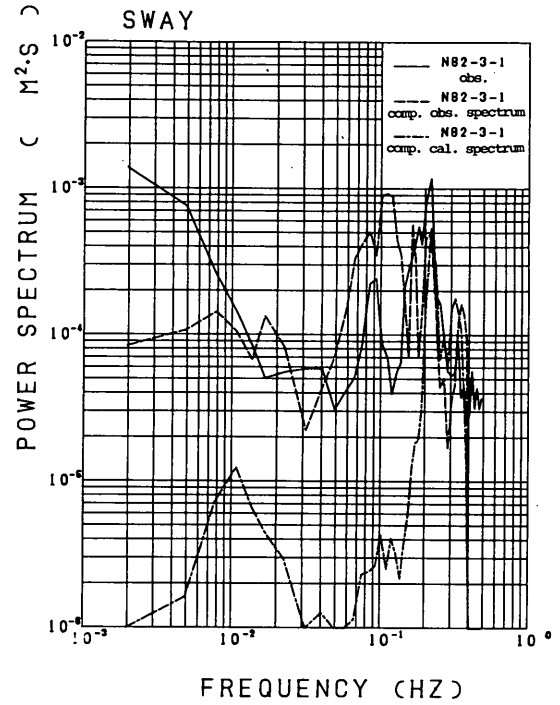


図-5.118 スウェイグの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

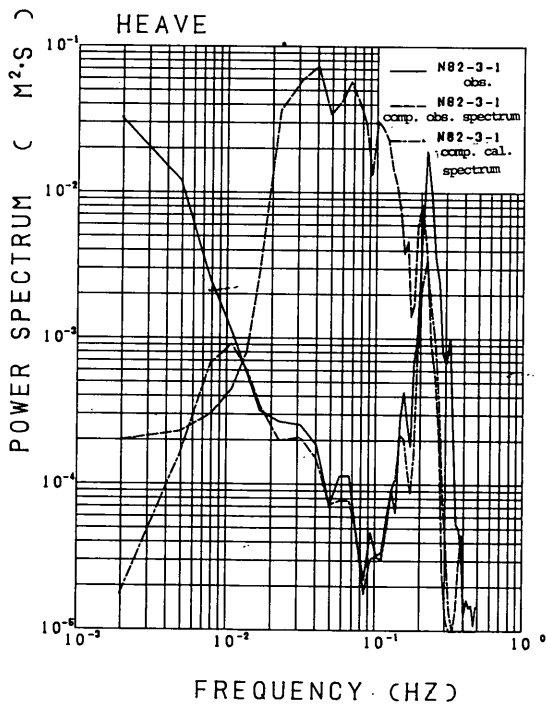


図-5.119 ヒービングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

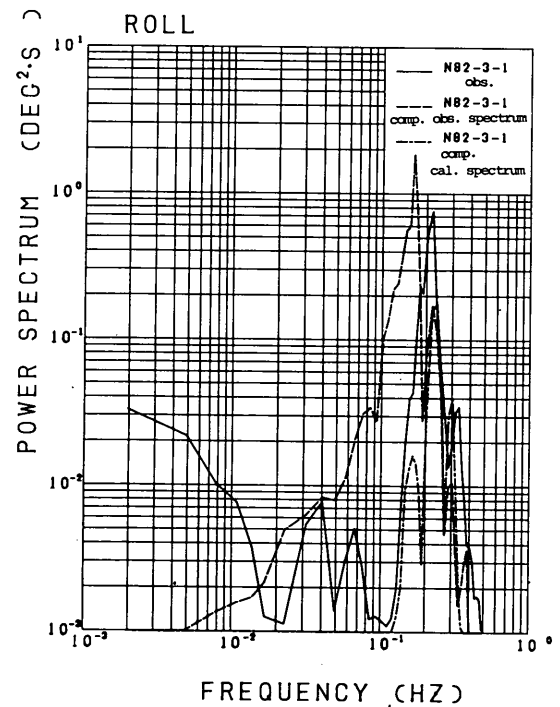


図-5.120 ローリングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

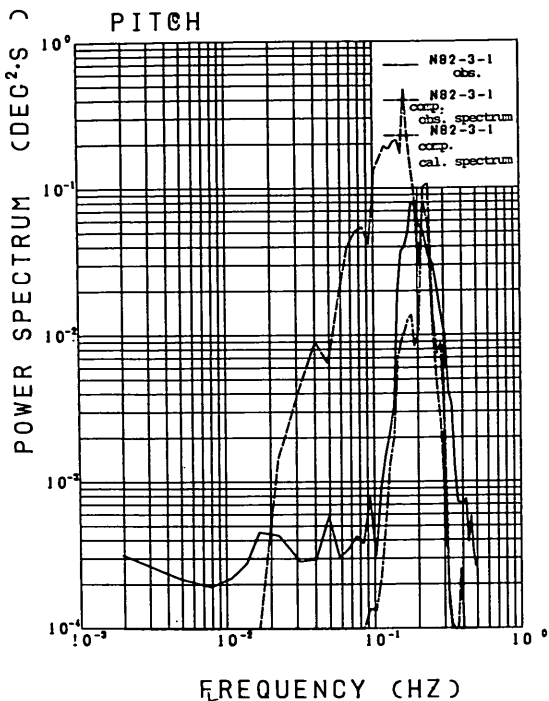


図-5.121 ピッチングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

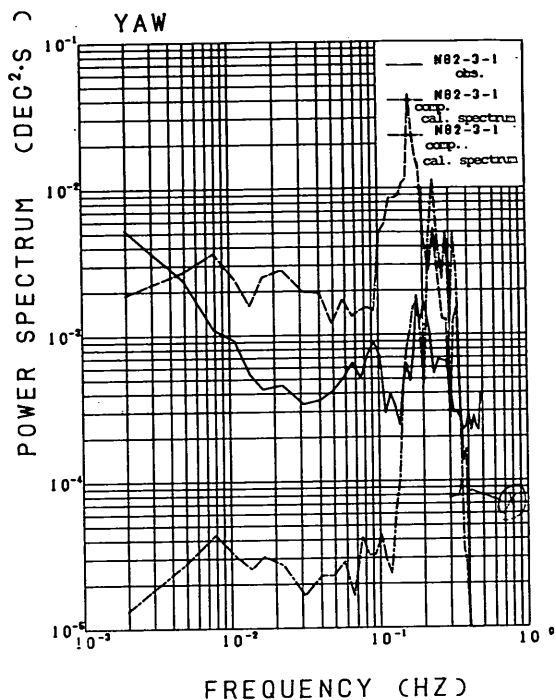


図-5.122 ヨウイングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

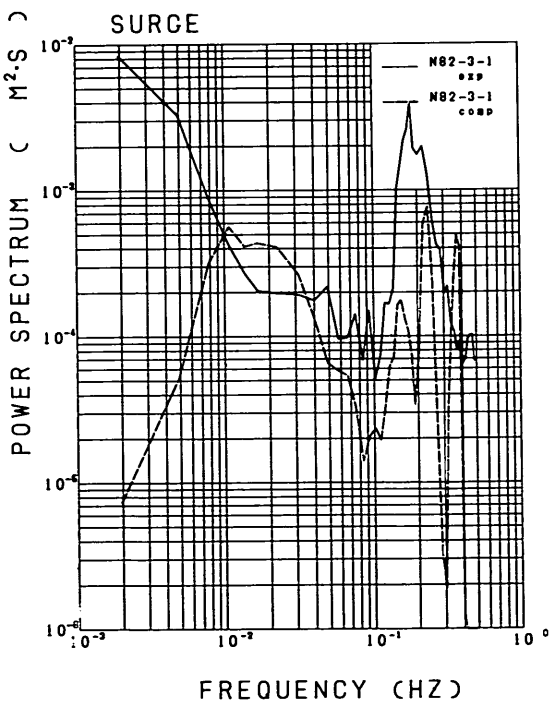


図-5.123 サージングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

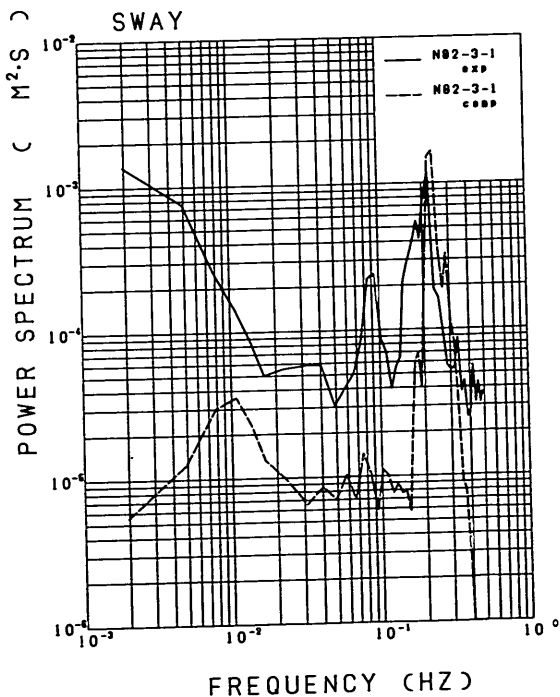


図-5.124 スウェイングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

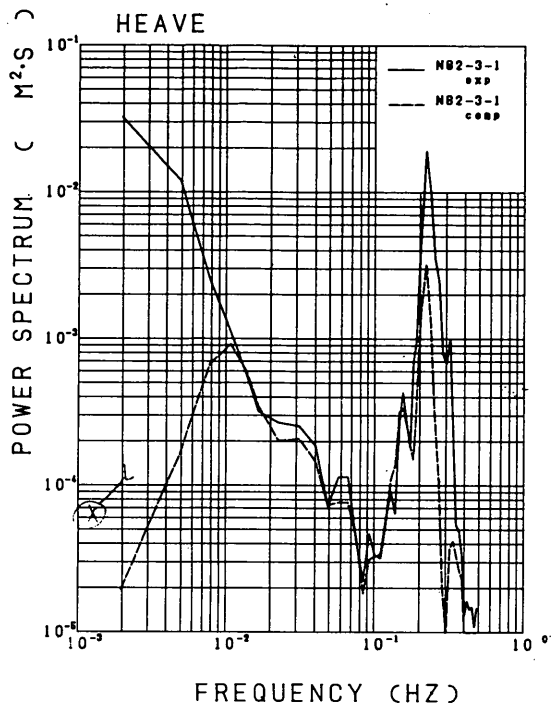


図-5.125 ヒービングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

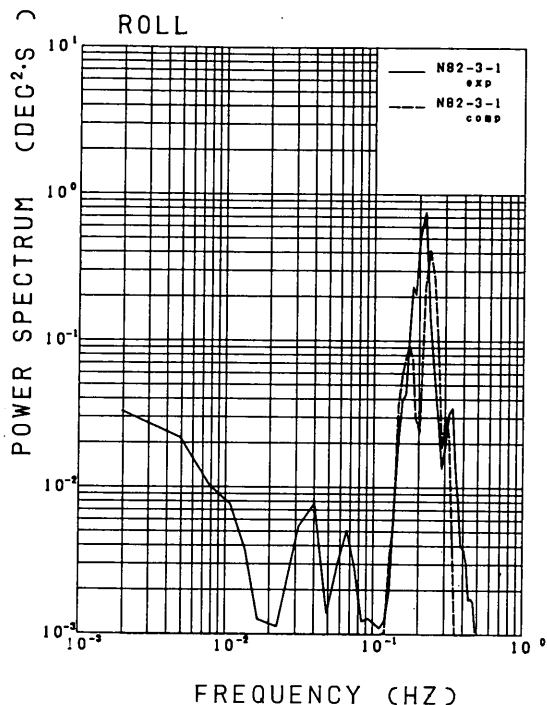


図-5.126 ローリングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

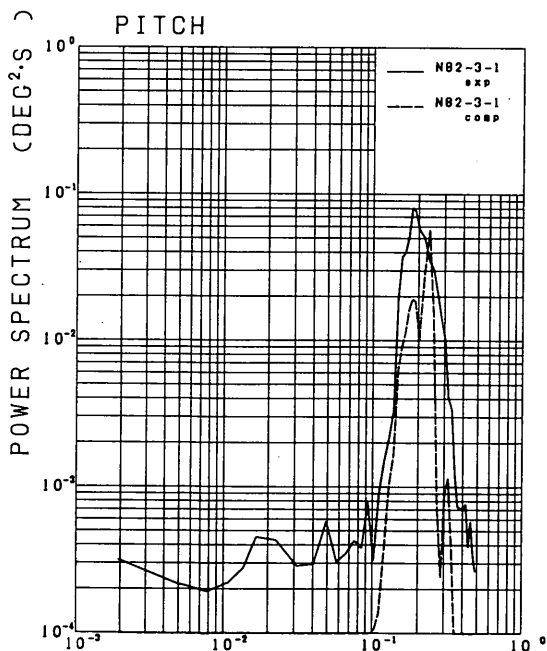


図-5.127 ピッチングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

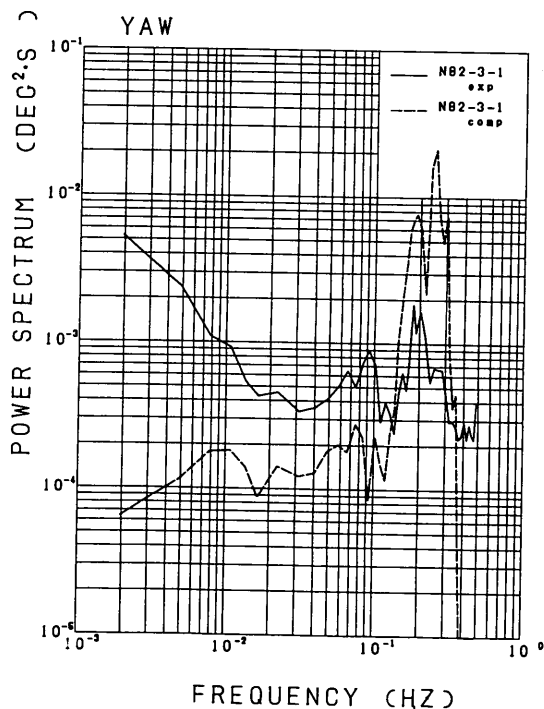


図-5.128 ヨウイングの観測値と計算値の周波数スペクトル(新潟港, 第3回め, 観測値, 計算値)

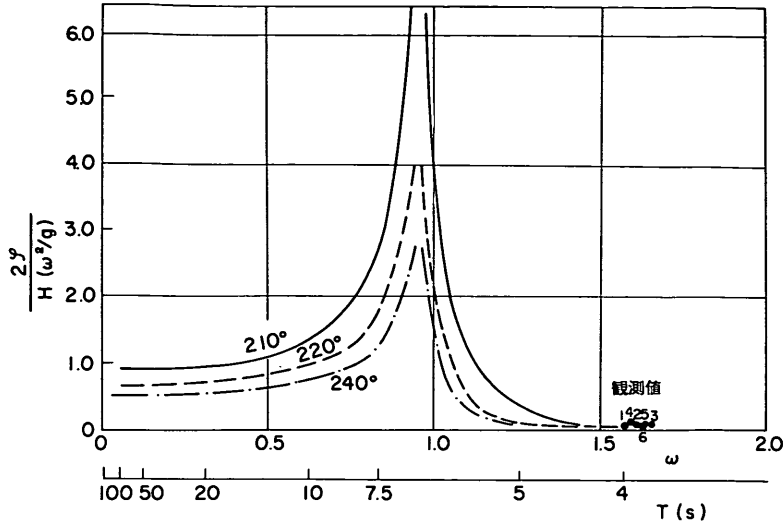


図-5.129 スウェイの伝達関数(新潟港, 第3回め)

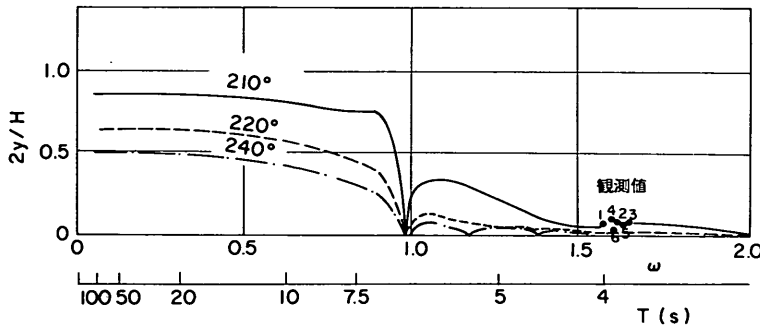


図-5.130 ローリングの伝達関数(新潟港, 第3回め)

ら第3回め観測のすべてについて観測報告に示された波向が必ずしも適当ではないと考えられる。観測対象バースの平面形状は複雑で反射波の影響を考慮する必要があったが、今後、類似のバースについて数値シミュレーションを行う際には波向の選定については十分な注意を要する。

5.4 鹿島港における実船観測と動揺解析手法の適用例⁷⁾

(i) 概要

a) 観測の概要

ここで示す実船観測例は昭和52年3月27～28日にかけて鹿島港20万トン原油タンカーバースに係留した252100 DWTの原油タンカーの動揺観測例である。

観測の主目的は係留中の大型タンカーのけん引力の測定であったが、3月28日午前8時の観測において、サージング、ローリング、ピッチングの観測記録

表-5.26 観測対象船舶の諸元等(鹿島港)

項目	主要目等
全長	336.34 m
垂線間長	320.0 m
型幅	54.5 m
型深	26.0 m
総トン数	130,419.11 tf
載貨重量	252,059.00 tf
満載排水量	316,269.09 tf
満載喫水	19,588 m

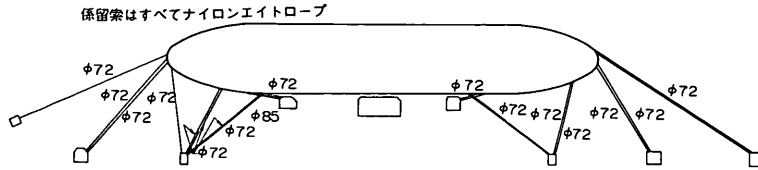


図-5.131 大型タンカーの係留状況

が得られているので、数値シミュレーションを行って観測結果と比較する。

対象船舶は3月27日入港したが、風速がしだいに強くなり、一時は風速が20 m/sにも達し、また、港内波高が1.5 mを越えたため荷役を停止して係留していた。観測時には風速、波高ともにおさまってきたが、NNEの平均風速5.2 m/s、最大瞬間風速9.2 m/sの風が吹き、波周期8 s、港内波高1.31 mであった。風は船尾から197.5°の方向で船舶をドルフィンからやや離す方向に吹いていた。また波は防波堤に沿って入ってくるが波向は160°~180°の間であると思われる。したがって、ここでは、風向197.5°、波向160°~180°として検討する。ただし、風向を変えた計算を補足して行う。表-5.26は対象船舶の諸元である。

船舶は図-5.131のように係留されていた。係留索はφ72mmおよびφ85mmのナイロンロープで合計22本である。これらの係留索の変位復元力特性はたるみがないものとして、初期張力を6tfとしてモデル化した。

b) 船舶の係留

シーパースのプレスティングドルフィンは直杭式で、φ1500mm、 $t = 20 \sim 24$ mmの鋼管杭6本から構成されている。その変位復元力特性を線形化したときのばね定数は14.2 tf/cmと推定される⁸⁾。プレスティングドルフィンには1700H×1750LのH型防げん材が2個取り付けられているが、圧縮変形の初期反力上昇部の変位復元力特性はおおよそ4.67 tf/cmである。観測時の状況からみて防げん材の変形が定反力領域に入ることがなかったので、ここではドルフィンと防げん材の変位復元力特性をともに線形として合成して求めた変位復元力特性を用いて計算した。

c) 波浪条件

入射波の周波数スペクトルとしてはまずブレットシュナイダー⁹⁾・光易¹⁰⁾の周波数スペクトルを用いたが、計算結果と観測結果とを比較すると計算においては動揺周期が短く、観測値に見られる長周期動揺特性が再現されていない。四日市港や新潟港の観測事例からみても、港内における長周期の水面変動の影響を考慮する必要がある場合があ

るので、鹿島港の観測に対する計算においてもこれを考慮することにした。ただし、鹿島港の観測記録からは長周期の水面変動を推測することができないので、つぎのようにして長周期成分波を考慮した波の周波数スペクトルを作成する。

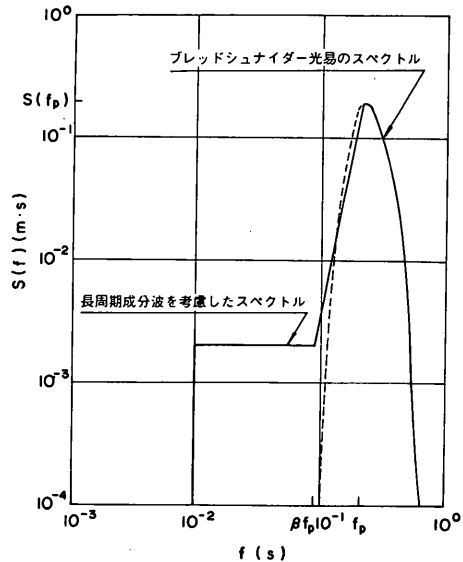


図-5.132 長周期成分波を考慮した波の周波数スペクトル(例)

図-5.132はこれを図示したものである。図には、周期8 s、有義波高1.31 mの不規則波の周波数スペクトルを修正した周波数スペクトルを描いている。この図において、ピーク周波数から高周波数領域に対してはブレットシュナイダー・光易の周波数スペクトルに従うものとする。しかし、ブレットシュナイダー・光易の周波数スペクトルは $f < f_p$ (ピーク周波数)に対してはパワーが極端に小さくなるので、 $f < f_p$ について修正する。結局次式の周波数スペクトルを用いるものとする。

$$f > f_p$$

$$S_1(f) = 0.257 H_{1/3}^2 T^{-4} f^{-5} \exp(-1.03 (T_{1/3} f)^{-4})$$

$$f_p > f > \beta f_p$$

$$S_2(f) = \frac{(1-\alpha)S(f_p)}{-\log f_p + \log(\beta f_p)} (\log f_p - \log f) + S(f_p)$$

$$\beta f_p > f$$

(5.1)

$$S_3(f) = \alpha S(f_p)$$

ただし、 $S(f_p) < 10^{-4}/S^{5/2}$ のときは

$$S_3(f) = 10^{-4}/S^{5/2}, \beta f_p > 10^{-2}S^{-1/2}$$

ここに α, β は定数であるが、 $\alpha = 1/10 \sim 1/100, \beta = 1/2 \sim 1/1.5$ 程度とする。また S は縮尺である。 α および β が大きいほど長周期成分波のパワーを大きく与えることになる。

なお、後述する計算結果においては長周期成分波を考慮してもなおかつ計算値が小さく観測値との差が大きかったので、観測前夜からの強風を考慮して平均風速 20 m/s の計算も行っている。

(2) 観測結果と計算結果との比較

図-5.133 は観測結果の動揺波形である。順にサージング、スプリングラインの張力、ピッチング、ローリングである。これらの観測値はメモーションカメラと傾斜計を用いて計測されている。サージングの最大両振幅は 2.38 m、また動揺周期は約 120 s である。また、ローリングの両振幅は最大値で 4'、有義値で 2'、周期は約 13 s である。ピッチングは最大両振幅 18'、有義値で 9'、周期は約 13' であった。

表-5.27 は上記の計算ケースの結果を示したものである。風速 5.2 m/s として計算した結果を見るとサージング、スウェイングのいずれも観測値より小さい。風速 20 m/s とするとサージングの動揺両振幅が大きくなり約 1.8 m 程度になるので観測値と合ってくる。しかし、

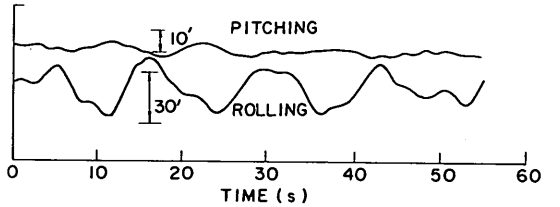
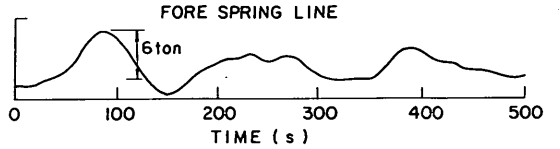
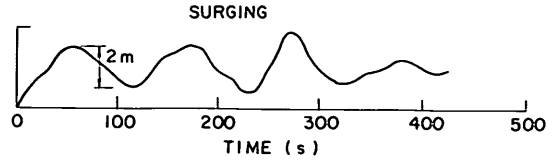


図-5.133 動揺波形(鹿島港, 大型タンカー, 観測値)

スウェイングの計算値が小さく、目視観測でも 1 m 程度の動揺があったので観測値との対応はよくない。ローリングとピッチングについては長周期成分波を考慮して計算した結果と観測値とは良く対応している。波のスペクトルの長周期成分波を考慮することが計算値に及ぼす影響はヒービング、ローリング、ピッチングに現れてくるが、サージング、スウェイング、ヨウイングにはさほど影響がない。また、波向 160° と 180° とでは、この観測ケースの場合には、長周期成分波を考慮した場合のスウェイング、ローリング、ヨウイングに影響があるが、

表-5.27 大型タンカーの動揺計算結果(鹿島港)

波高 (m)	周期 (s)	風速 (m/s)	波向 (°)	風向 (°)	サージング (m)	スウェイング (m)	ヒービング (m)	ローリング (rad)	ピッチング (rad)	ヨウイング (rad)
1.31	8s	5.2	180	197.5	0.0270	0.0251	0.0668	-0.0002	0.0014	0
	(B・H)				-0.3528	0.0243	-0.0732	-0.0003	-0.0015	0
1.31	8s	5.2	160	197.5	0.0388	0.0256	0.0668	-0.0003	0.0014	0
	(B・H)				-0.4297	0.0251	-0.0732	-0.0003	-0.0015	0
1.31	8s	5.2	180	197.5	0.0788	0.0253	0.1532	-0.0002	0.0029	0
	(修正)				-0.4046	0.0242	-0.1775	-0.0003	-0.0032	0
1.31	8s	5.2	160	197.5	0.0383	0.0572	0.1724	0.0028	0.0032	0.0007
	(修正)				-0.3768	-0.0266	-0.1817	-0.0033	-0.0036	-0.0011
1.31	8s	20	180	197.5	1.7941	0.0215	0.1532	-0.0002	0.0029	0.0003
	(修正)				0.0168	0.0139	-0.1775	-0.0004	-0.0032	0
1.31	8s	20	160	197.5	1.7907	0.0489	0.1722	0.0025	0.0032	0.0011
	(修正)				0.0127	-0.0266	-0.1817	-0.0030	0.0036	0.0003

注) 動揺量の上段は最大値
下段は最小値

その他の動揺成分については影響がない。

スウェイングの計算値が観測値と異なることについてはいくつかの原因が考えられるが、風向と防げん材のばね定数の影響が大きいのと思われる。このほか波漂流力の効果も考えられる要因の一つではあるが、波向が 160° ～ 180° であるのでスウェイングに対してはあまり影響がないものと考えられる。そこで風向を若干変えて計算をしてみたところ、風向 225° の場合にスウェイングが1 m程度になる。

以上のように、スウェイングについては若干の相違はあるものの、計算値と観測値とが比較的良好に対応していることが確認された。

5.5 結語

本章においては、強風下における係留中の実船の動揺を観測し、その結果と数値シミュレーション結果とを比較し、動揺解析手法の妥当性を改めて確認した。また、港内に係留された船舶の動揺特性について検討し、数値シミュレーションを実施する際の留意事項を明らかにした。まず、5.1で本章における研究の目的と内容を明らかにし、5.2において四日市港、5.3において新潟港、5.4において鹿島港における実船観測結果を示し、それぞれ数値シミュレーション結果と比較検討した。

実船の観測結果と数値シミュレーション結果とを比較する過程では、数値シミュレーションにおける入力条件の設定の難しさを改めて認識させられた。なぜなら本章で示した実船の動揺観測は強風時とはいえども、4.の模型実験のときの港内で風速 30 m/s 、波高 50 cm というような暴風の条件とは違って、風速 20 m/s 以下のいわば利用時の荷役可能な条件に近い状態において実施されている。したがって、船舶の動揺量が小さく、そのため、観測値にも計算値にも誤差を含む恐れがあったことである。また、波や風の条件、船舶の係留索の張り具合、初期張力などが不明確であったこともあって、動揺量の観測値と計算値とを対比する場合に、波向、係留索の張り具合、初期張力などの条件を変えて数ケースの数値シミュレーションを実施し、それらの結果を比較検討する必要があったことである。結果的には、検討の過程は観測例における波向や係留索などの入力条件を推定することになってしまったくらいがある。しかし、このようにすることによって得た結果をみると、数値シミュレーションによる計算値と観測値とはおおむね良い対応をしていることが明らかになった。また、観測を行った係留岸における波の特性を把握することができたし、係留索の条件と動揺特性との関係などについても多くのことがわかってきた。

それにしても、実際の現象は複雑であって、たとえば四日市港の第2回観測にみられたサージングの長周期動揺現象については、ここでの検討例では十分な説明を行うことができなかった。長周期動揺の原因を種々拾い出し、また港内波に含まれる長周期の水面変動を考慮した計算も行ったが、現象を十分に説明するには至らなかった。その意味では今後に残された課題である。また、新潟港における第3回観測のヒービングの波形には長周期の動揺成分がみられず、他の2回の観測と比べてみても港内の周波数スペクトルの形状がほぼ同じであるのに、ヒービングの動揺特性が相当異なっていた。そこでヒービングの周波数スペクトルから港内波のスペクトルから港内波のスペクトルを逆算して、これを用いて動揺シミュレーション計算を行ったところ、スウェイングとヨウイングについては若干の差異が残ったもののその他の動揺成分についてはむしろ計算値と観測値との対応が良かった。このことは、港内波の記録に現れている周期 $10\sim 100\text{ s}$ の長周期成分波のエネルギーが、当該船舶の係留位置では小さかったと考えねばならないことを意味する。この点についても、現象の複雑さを改めて認識するところである。

以上のように、実際現象にはまだ解明しなければならない問題があるが、ここに示した観測事例からいくつかの重要なことがらを知ることができた。それらは以下の諸点である。

第一に係留船舶の動揺解析において、風荷重が小さい場合には初期張力の大きさが動揺に影響を及ぼすことが明らかになった。風荷重が小さければ初期張力がこれに勝り、そのため数値シミュレーションにおいて船舶は初期張力だけでドリフトして平衡点に達しようとする。実際の船舶では初期張力がどの程度の値であるかを推定することはかなり難しいし、しかも、実際の船舶が動揺しているときには数値シミュレーションにおける初期平衡状態への移行がすでに完了しているものとみなされる。したがって、動揺計算結果と観測値とを比較する際には動揺量の最大値および最小値を比較するより、むしろ動揺両振幅を比較することが重要である。係留岸の配置によっては反射波の影響があるので、一方向の波向だけしか考えないとすれば動揺成分によっては動揺を正しく計算することができないことがある。

第二には、港内には侵入波や副振動などの長周期の水面変動があり、この影響を受けて動揺量が大きくなることもある。そのため、港内波の周波数スペクトルに長周期成分波を考慮して動揺計算を行う必要もある。

以上の内容から、本章における主要な成果を要約し結語とする。

(1) 動揺観測結果について

- ① 実船の動揺観測においても、船舶に対する風の作用方向と風速の大小によって係岸船舶の動揺の特性が異なることが確認された。すなわち、風が海側から吹く場合には船舶は係岸に押し付けられるような状態で動揺しており、スウェィングは短周期動揺が卓越する動揺となる。
- ② これに対し、風が陸側から吹く場合には船舶が係岸から離された状態で動揺し、サージングやスウェィングには長周期動揺成分が卓越する。
- ③ 観測結果のヒービングには、港外からの侵入波または港内の副振動のいずれかが原因であると思われる長周期動揺が見られる。

(2) 観測値と計算値との比較検討について

- ① 観測値と計算値とはおおむね良い対応を示した。
- ② ただし、四日市港の第2回観測に見られたサージングの長周期動揺現象については十分に説明することができなかった。
- ③ その原因として、港内の長周期の水面変動を考えたが、これがサージングやスウェィングの動揺に及ぼす影響は小さく、むしろヒービング、ローリングピッチングに対して影響を及ぼすことがわかった。
- ④ したがって、長周期動揺現象の原因としては、風速が小さいときの変動風の周波数スペクトルと係留索の変位復元力特性などを考えることができるが、これらについては今後さらに検討する必要がある。
- ⑤ 港内の波向については目視観測値は必ずしも正確ではなく、港内の係岸の配置・構造などを考慮して、反射波などを考え適切に選定する必要がある。
- ⑥ 港内の係岸船舶の動揺計算においては長周期の水面変動を考慮する必要がある。
- ⑦ 風荷重などの定常荷重が小さいときには係留索の初期張力がサージングやスウェィングの動揺に及ぼす影響が大きいので、数値シミュレーション計算においてはこの点に配慮する必要がある。

参考文献

- 1) 運輸省港湾局建設課：港内避泊対策調査報告書，1980，79 p.
- 2) 上田茂，白石悟，飯牟礼信幸：強風時における係岸船舶の動揺測定，第28回海岸工学講演会論文集，1981，pp. 431～435.
- 3) 上田茂，白石悟：係岸船舶の動揺に及ぼす波向と係留索の影響について，第29回海岸工学講演会論文集，1984，pp. 451～455.
- 4) 辻豊治，高石敬史，菅信，佐藤辰二：船体に作用する風圧力に関する模型実験，船舶技術研究所報告第7巻，第5号，1972，pp. 13～37.
- 5) Davenport, A.G.: Gust Loading Factors, *Journal of the Proc. of ASCE*, ST3, June, 1967. pp. 11～34.
- 6) 運輸省港湾局建設課：港内避泊対策調査報告書，1982，91 p.
- 7) 上田茂，白石悟，柳沢雄博：超大型タンカーの係留時動揺特性，第25回海岸工学講演会論文集，1978，pp. 602～606.
- 8) 上田茂，佐藤喜一：係留中の大型タンカーの衝突力，港湾技術研究所報告，第19巻，第2号，1980，pp. 67～114.
- 9) Bretschneider, C.L.: Significant Waves and Wave Spectrum, (Fundamental of Ocean Engineering Part 7), *Ocean Industry*. Feb, 1968, pp. 40～46.
- 10) 光易恒：風波のスペクトルの発達(2) 一有限な吹送距離における風波のスペクトル形について— 第17回海岸工学講演会論文集，1960，pp. 1～7.
- 11) 元良誠三：Gravity Dynamometer による波浪中抵抗試験および Surging について，造船協会論文集 94号，1963，pp. 43～52.

6. 荒天時港内避泊バースの係船付帯設備の設計への動揺解析手法の適用例

6.1 概説

すでに2.で述べたように、東京湾、大阪湾および伊勢湾の各港においては、入港船舶の増加と船型の大型化のために、港内に十分な避泊水域を確保することが困難になってきている。したがって、ある程度の船型以下の船舶については、台風等の荒天時においても引き続き港内に在泊し係岸避泊することも考慮する必要が生じ、そのための安全対策を講ずる必要がある。その対象となる船型は、当面のところ、5000 GTとされている。しかし船型の大型化と入港船舶数の増加からみて、これよりやや大型の船舶まで見込む必要があろう。そこで、ここでは、10000 DWT、5000 DWT、3000 DWT級の一般貨物船を対象として、荒天時の最適係留システムと係岸避泊の限界条件を動揺解析手法を用いて検討した。検討においては、まず、係留システムすなわち防げん材および係留索の規模と配置について検討し、ついで、その対象船舶の係留の限界条件として風、波の条件を調べた。つぎに、この数値シミュレーション結果から、港湾の施設整備の方策について検討した。さらに、我が国の三大湾域において将来港内避泊が必要であろうとされる数港について港内波浪の計算を実施し、数値シミュレーション結果と比較して港内避泊可能バースについて検討を行った。

6.2 係船付帯設備の機能と係岸船舶の避泊の限界条件との関係

(1) 調査対象船舶と係留索および防げん材

a) 対象船舶

ここでは、10000 DWT、5000 DWT、3000 DWT級の一般貨物船について検討した。表-6.1はこれらの船舶の諸元である。なお、計算結果の表示にあ

っては4.で行った10000 DWT級の一般貨物船の模型実験結果および数値シミュレーション結果と比較する意味で必要に応じて実船の1/30模型に対する計算値を併記した。

b) 船舶の係留

船舶は図-6.1に示されるように係留されるものと仮定した。たとえば10000 DWTの貨物船の場合には係留索の配置は図-6.2に示す10000 DWT級の貨物船の係船装置の配置図を参考にして、この係船装置に取りうる限度一杯に係留索を配置することにした。5000 DWT級および3000 DWT級の貨物船についても同様である。計算を実行するにあたっては、図-6.3に示すように同種の係留索を束ねて単純化した。しかし検討の結果、スプリングラインの張力が許容値を越えるので、これを廃止し、プレストラインに変更した。このように、係留索の配置および変位復元力特性を変えたケースについて検討を行い、最終的に図-6.4(a)のように荒天時の最適係留索配置を得た。したがって、5000 DWT級および3000 DWT級の貨物船に対しては図-6.4(b), (c)に示す係留索配置で検討する。なお、図-6.3の係留索配置に関する10000 DWT級の貨物船の数値シミュレーション結果のうちの代表的な数例を最後に示し図-6.4(a)の係留索配置についての数値シミュレーション結果と比較する。

c) 係留索

図-6.3に示す係留索のうち主要なものは(1)のパウライン、(8)のスターンライン、(3)および(6)のプレストラインで $\phi 50\text{mm}$ 、 $\phi 45\text{mm}$ のナイロンエイトロープを用いることとした。係留索の(2)、(7)はスプリングラインである。図-6.4ではスプリングラインをとらないので、係留索は(1)パウライン、(2)、(3)、(4)、(5)プレストライン、(6)スターンラインである。10000 DWT級の貨物船については、 $\phi 50\text{mm}$ および $\phi 45\text{mm}$ のナイロンエイトロープ、5000 DWT

表-6.1 対象船舶の諸元(貨物船)

	10000DWT		5000DWT		3000DWT	
	実 船	模型船 1/30	実 船	模型船 1/30	実 船	模型船 1/30
船長(L _{DD})	120.9 ■	4.030 ■	97.7 ■	3.257 ■	80.30 ■	2.677 ■
船幅(B)	18.3 ■	0.610 ■	15.4 ■	0.514 ■	12.15 ■	0.405 ■
喫水(d)	4.32 ■	0.144 ■	3.33 ■	0.111 ■	2.88 ■	0.096 ■
重心位置(KGL)	1.5 ■	0.050 ■	0.970 ■	0.032 ■	0.99 ■	0.033 ■
"(KG)	7.2 ■	0.240 ■	5.55 ■	0.625 ■	4.77 ■	0.159 ■
ブロック傾度 C _R	0.625 ■	0.625 ■	0.625 ■	0.625 ■	0.641 ■	0.641 ■
環動半径(Rolling)	7.14 ■	0.238 ■	6.00 ■	0.200 ■	4.59 ■	0.153 ■
"(Pitching)	34.11 ■	1.137 ■	24.2 ■	0.813 ■	22.65 ■	0.755 ■
"(Yawing)	34.11 ■	1.137 ■	24.2 ■	0.813 ■	22.65 ■	0.755 ■
メタセンター高(GM)	10.5 ■	0.035 ■	1.75 ■	0.056 ■	0.69 ■	0.023 ■
サーズング方向付加質量傾度	0.15	0.15	0.23	0.23	0.26	0.26 ■

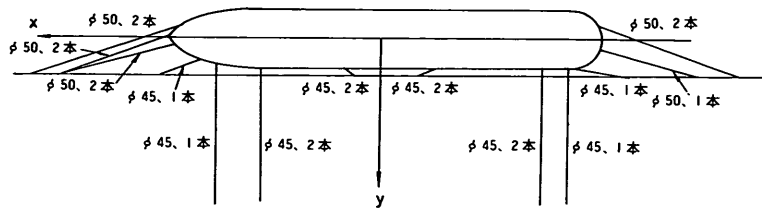


図-6.1 船舶の係留状況(10000 DWT)

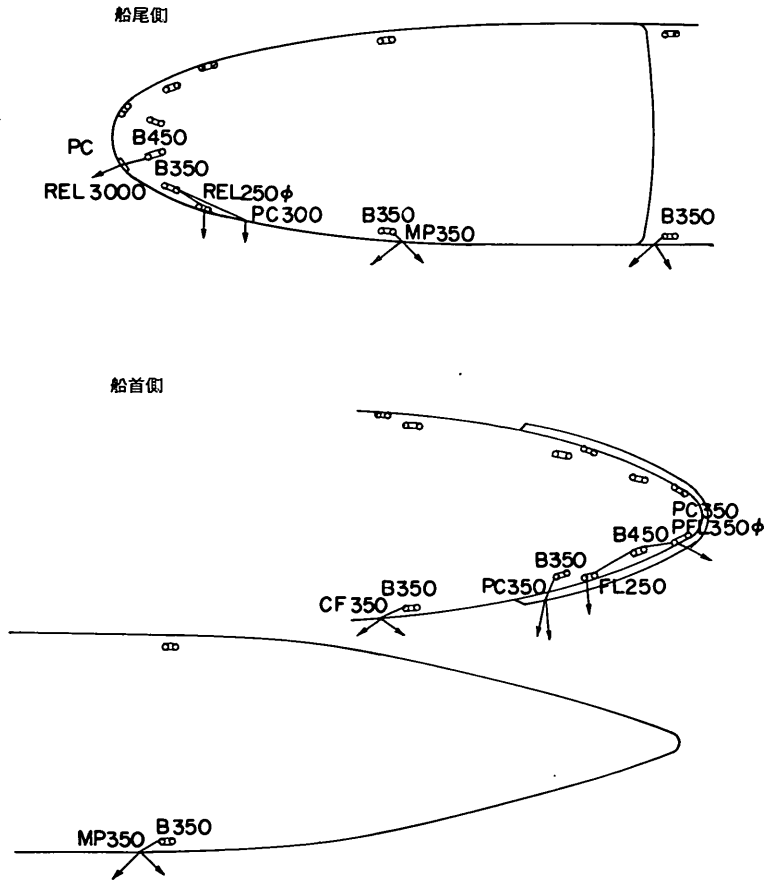


図-6.2 10000 DWT級貨物船の係船装置の配置図

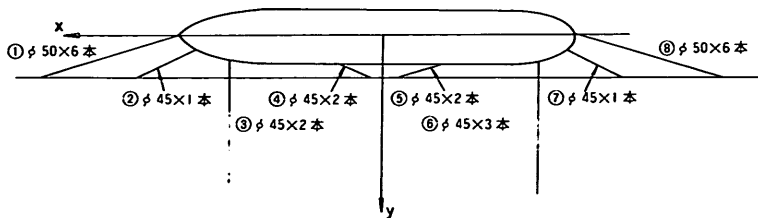


図-6.3 計算に用いた係留系(10000 DWT)

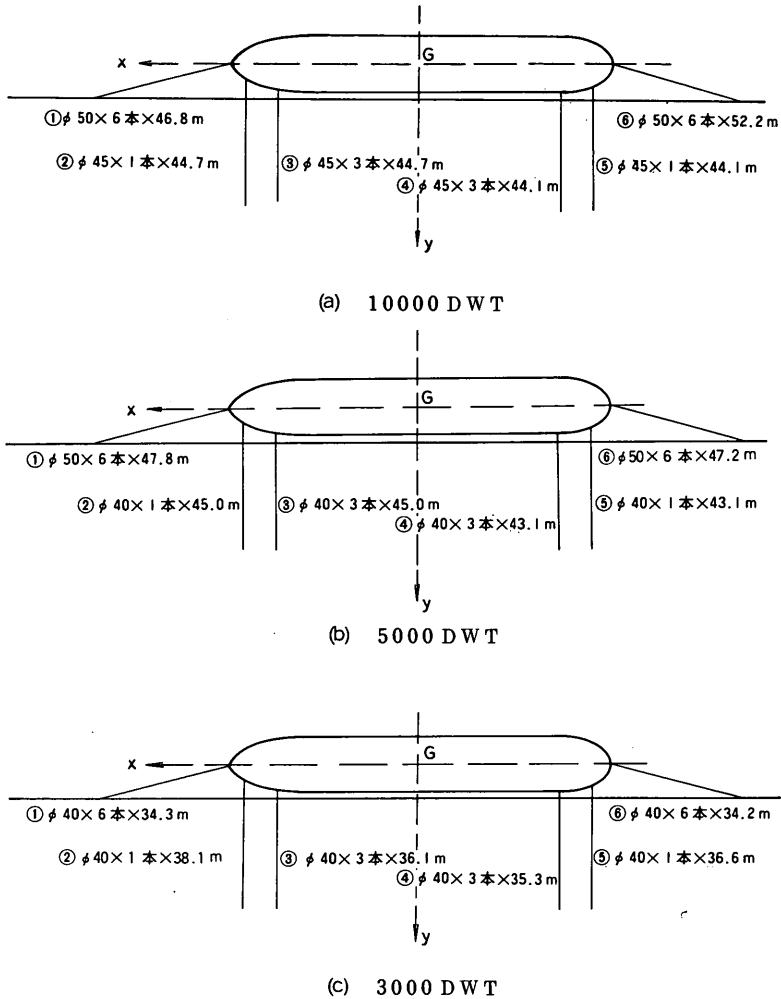


図-6.4 計算に用いた係留系

級の貨物船については、 $\phi 50 \text{ mm}$ および $\phi 40 \text{ mm}$ のナイロエイトロープ、3000 DWT級の貨物船については、 $\phi 40$ のナイロエイトロープを用いることとした。表-6.2 (a), (b), (c)は計算に用いた係留索の本数、径および長さならびに切断荷重と許容張力を各船型別に示したものである。ただし許容張力は切断荷重を安全率で除して求めている。安全率は繊維索の場合3.8とした。図-6.5は入力した係留索の変位復元力特性の一例である。

d) 防げん材

係船岸には防げん材が取り付けられるが、防げん材の選定は以下の手順に従って行った。まず定反力型防げん材では、設計平均風速を定め空載状態での船体に作用する定常風荷重(平均風速に対する風荷重)を求める。定常

風荷重に対する防げん材荷重を計算し、その荷重に対する防げん材の変形量が防げん材高さの10%以下になるような防げん材を選ぶ。またガスト率を1.3として計算した最大瞬間風速に対する風荷重を求め、この風荷重に対する防げん材荷重が、選定する防げん材の最大反力以下になるようにし、かつ、選定する防げん材の最大瞬間風速に対する変形量に波による船舶の動揺量を加えた変形量が、防げん材の許容変形量以下になるようにする。つぎに反力漸増型防げん材では、ガスト率を1.3として最大瞬間風速に対する風荷重を求め、この風荷重に対する防げん材荷重を計算し、この荷重が防げん材の定格変位に対する反力の1/2以下になるようにし、かつ選定する防げん材の最大瞬間風速に対する変形量に波による

表-6.2 係留索の本数, 径, 長さおよび切断荷重許容張力

(a) 10000 DWT

係留索番号	本数	径 (mm)	長さ (m)	切断荷重 (合計)		許容張力 (合計)	
				実船 (tf)	模型船 (kgf)	実船 (tf)	模型船 (kgf)
1	6	50	46.8	261.0	9.67	68.7	2.54
2	1	45	25.5	34.5	1.28	9.10	0.34
3	3	45	44.7	103.5	3.83	27.2	1.01
4	3	45	44.7	103.5	3.83	27.2	1.01
5	1	45	25.5	34.5	1.28	9.10	0.34
6	6	50	46.8	261.0	9.67	68.7	2.54

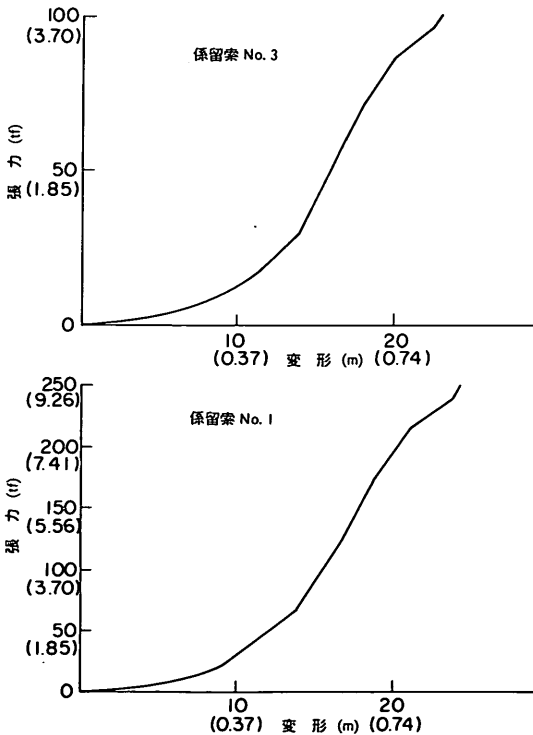
(b) 5000 DWT

1	6	50	47.8	168.6	6.24	44.4	1.64
2	1	40	45.0	28.1	1.04	7.4	0.27
3	3	40	45.0	84.3	3.12	22.2	0.82
4	3	40	43.1	84.3	3.12	22.2	0.82
5	1	40	43.1	28.1	1.04	7.4	0.27
6	6	50	48.2	261.0	9.67	68.7	2.54

(c) 3000 DWT

1	6	40	34.3	168.6	6.24	44.4	1.64
2	1	40	38.1	28.1	1.04	7.4	0.27
3	3	40	36.1	84.3	3.12	22.2	0.82
4	3	40	35.3	84.3	3.12	22.2	0.82
5	1	40	36.6	28.1	1.04	7.4	0.27
6	6	40	34.2	168.6	6.24	44.4	1.64

※係留索の安全率をそれぞれ 3.8 とする。



注) () 内は 1/30 模型の値、張力の場合の単位は kgf

図-6.5 係留索の変位復元力特性

船舶の動揺量を加えた変形量が防げん材の許容変形量以下になるようにする。ただし、波による船舶の動揺量としては、スウェイング、ヨウイング、ローリングを考える。

以下に 10000DWT, 5000 DWT, 3000 DWT の貨物船についてその事例を示す。

まず、平均風速および最大瞬間風速に対する風荷重と、これに対する防げん材荷重を、防げん材を 2 個または 3 個設置した場合について求めると表-6.3 (a), (b) のようになる。表には風向 90°, 120° 平均風速 30 m/s, 35 m/s のときの計算例を示している。10000 DWT 級の貨物船に対し定力型防げん材を 2 個設置した場合の防げん材を選定する場合について述べる。設計平均風速を 35 m/s (模型では 6.39 m/s) とすると、平均風速に対する防げん材荷重が 78.0 tf (模型では 2.89 kgf) であるから、この荷重に対する防げん材の変形量が防げん材高さの 10 % 以下になるためには、高さが 1450 mm 以上のものを選ぶ必要がある。また、最大瞬間風速に対する防げん材荷重を求めると 128.0 tf (模型では 4.74 kgf) であるから、防げん材の最大反力がこの荷重より大きい防げん材としては高さ 1600 mm 以上のものを選ぶ必要がある。つぎに、10000 DWT, 5000 DWT, 3000 DWT 級の貨物船の無係留状態のスウェイング、ローリングおよびヨウイングの動揺量(表-6.4)を位相差を無視してそれぞれの最大値を加算して求めると表-6.5 のようになる。

10000 DWT 級の貨物船について、高さ 1600 mm の定力型防げん材を選定する。最大瞬間風速に対する防げん材の変形量に表-6.5 の船舶に示した波による動揺量を加えた値は合計 325 mm となるが、これは防げん材高さの 35 % 以下である。よって定力型防げん材 2 個を設置する場合には高さが 1600 mm のものを用いるものとする。

反力漸増型防げん材については前述のように最大瞬間風速に対して求めた防げん材荷重が定格変位に対する反力の 1/2 以下であるように、また、防げん材荷重に対する変形量に船舶の波による動揺量を加えた値が防げん材の高さの 50 % 以下になるように適当な防げん材を選定する。その結果 2 個つける場合には高さが 2000 mm, 3 個つける場合には高さが 1800 mm の大きさのものになる。表-6.6 は各船型に対してこのようにして選定した防げん材とその許容反力を示したものである。図-6.6 (a), (b), (c), (d) は数値シミュレーションに用いたこれらの防げん材の変位復元力特性である。

表-6.3 防げん材の反力の概算値

㊸ 防げん材を2個取り付けたとときの反力

	平均風速に対し				最大風速に対し			
	F_Y (tf)	M_Z (tfm)	R_1 (tf)	R_2 (tf)	F_Y (tf)	M_Z (tfm)	R_1 (tf)	R_2 (tf)
10000 DWT								
90° (30 m/s)	7938	-2997	3348	459	13149	-4941	5562	7614
120° (30 m/s)	6507	-10773	756	5751	10611	-17496	1269	9342
120° (35 m/s)	8829	-14580	1026	7803	14499	-23976	1701	12798
150° (30 m/s)	3834	-10935	0	4482	6237	-17820	0	7317
5000 DWT								
90° (30 m/s)	5211	-1620	2079	3159	8640	-2592	3456	5184
120° (30 m/s)	4266	-5670	243	4023	6966	-9234	405	6696
120° (35 m/s)	6777	-7695	351	5481	9504	-12717	513	8991
150° (30 m/s)	2511	-5751	0	3186	4077	-9396	0	5184
3000 DWT								
90° (30 m/s)	4158	-1215	1458	2700	6588	-1701	2727	3861
120° (30 m/s)	3267	-3564	162	3429	5319	-5832	729	4617
120° (35 m/s)	4428	-4860	0	4644	7290	-8019	972	7668
150° (30 m/s)	1917	-3645	0	2781	3105	-5894	0	3564

㊸b 防げん材を3個取り付けたとときの反力

	平均風速に対し					最大風速に対し				
	F_Y (tf)	M_Z (tfm)	R_1 (tf)	R_2 (tf)	R_3 (tf)	F_Y (tf)	M_Z (tfm)	R_1 (tf)	R_2 (tf)	R_3 (tf)
10000 DWT										
90° (30m/s)	7938	-2997	1944	2646	3348	13149	-4941	3186	4374	5589
120° (30m/s)	6507	-10773	0	2160	4725	10611	-17496	0	3537	7695
120° (35m/s)	8829	-14580	0	2943	6426	14499	-23976	0	4833	10530
150° (30m/s)	3834	-10935	0	1269	3888	6237	-17820	0	2079	6318
5000 DWT										
90° (30m/s)	5211	-1620	1188	1728	2106	8640	-2592	2025	2889	3753
120° (30m/s)	4266	-5670	0	1431	3321	6966	-9234	0	2322	5400
120° (35m/s)	6777	-7695	0	1944	4509	9504	-1217	0	3159	7398
150° (30m/s)	2511	-5751	0	837	2754	4077	-9396	0	135	4536
3000 DWT										
90° (30m/s)	4158	-1215	0	1377	3456	6588	-1701	1350	2187	3051
120° (30m/s)	3267	-3564	0	1080	2862	5319	-5832	0	1782	4698
120° (35m/s)	4428	-4860	0	1485	3915	7290	-8019	0	2430	6453
150° (30m/s)	1917	-3645	0	648	2457	3105	-5994	0	1026	4023

表-6.4 無係留船舶の動揺量 ($H_{1/3} = 50$ cm, $T_{1/3} = 10$ s)

波向	10000DWT			5000DWT			3000DWT		
	Swaying	Rolling rad	Yawing rad	Swaying	Rolling rad	Yawing rad	Swaying	Rolling rad	Yawing rad
30°	0.067	0.004	1.93×10^{-3}	0.036	0.030	2.71×10^{-3}	0.095	0.023	2.46×10^{-3}
45°	0.113	0.006	2.54×10^{-3}	0.153	0.041	3.38×10^{-3}	0.143	0.031	3.00×10^{-3}
60°	0.163	0.006	2.47×10^{-3}	0.184	0.049	3.18×10^{-3}	0.188	0.036	2.75×10^{-3}
90°	0.221	0.006	2.52×10^{-4}	0.235	0.054	2.21×10^{-4}	0.232	0.040	3.22×10^{-4}

表-6.5 定反力型防げん材を2個取り付けたときの
変形量(風速35m/s, $H_{1/3}=50\text{m}$,
 $T_{1/3}=10\text{s}$)

		10,000DWT	5000DWT	3000DWT
波による動揺量	Swaylling	0.067	0.036	0.095
	Rolling	0.010	0.065	0.040
	Yawing	0.039	0.041	0.025
最大瞬間風速による動揺量		0.209	0.177	0.164
防げん材位置の動揺量		0.325	0.319	0.324

表-6.6 a) 選定した防げん材
b) 各防げん材の許容荷重

表-6.6(a) 選定した防げん材

	10000DWT	5000DWT	3000DWT
定反力型防げん材	1600mm 2個	1250mm 2個	1150mm 2個
反力漸増型防げん材	2000mm 2個	1800mm 2個	1500mm 2個
	1800mm 3個	1500mm 3個	

表-6.6(b) 各防げん材の許容荷重

35%変形に対し

定反力型防げん材	1600mm	1250mm	1150mm
実物	145.71tf	94.20tf	78.24tf
1/30 模型	5.40 Kgf	3.49 Kgf	2.90 Kgf

50%変形に対し

反力漸増型防げん材	2000mm	1800mm	1500mm
実物	191.56tf	156.42tf	109.42tf
1/30 模型	7.09 Kgf	5.79 Kgf	4.05 Kgf

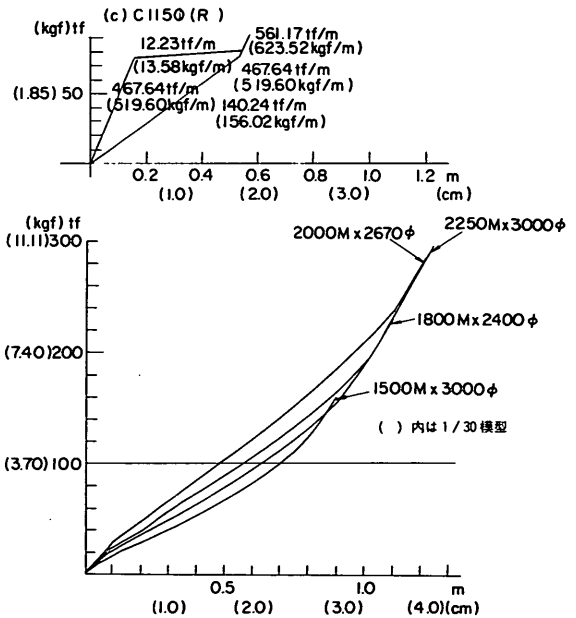
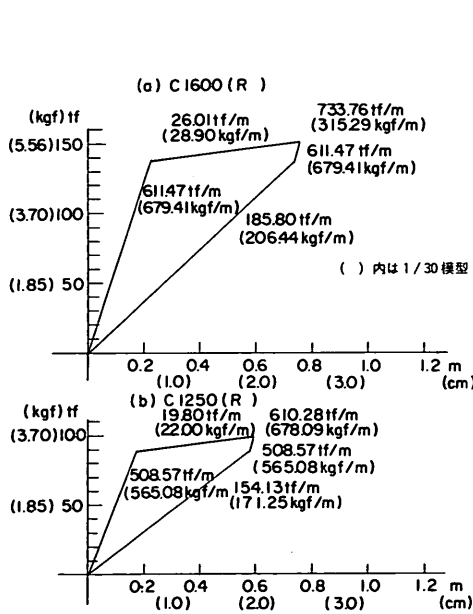


図-6.6 防げん材の変位復元力特性

(2) 荷重

a) 風荷重

風荷重は3.で述べたようにヒューズの実験公式に基づいて算定した。この場合の風力係数は辻, 高石, 菅, 佐藤²⁾の実験結果による値を用いた。また, 風速はダーベンポート³⁾の周波数スペクトルを用いて発生させた変動風速を用い, 時系列データとして与えた。このようにして求めた平均風速と最大および最小風速ならびに各風向(90°,

120°, 150°, 180°, 210°, 240°, 270°)に対する風荷重(抗力およびモーメント)は表-6.7(a), (b), (c)に示すとおりである。たとえば, 10000DWTの貨物船に対し風向120°, 平均風速30m/s(模型船では5.48m/s)が作用する場合, 横方向の風荷重 F_y は109tf(実物では4.05kgf)。ヨウイングに関するモーメント M_y は-60.2tf・m(実物では-2.23kgf・m)である。なおここでは, 120°の風向は船首を係船岸側に回転させる風向にあた

表-6.7 風荷重

㊟ 風荷重 10000 DWT (空載)

風向	風速 (m/s)			風 荷 重											
	平均	最 小	最 大	Fx (tf)		Fy (tf)		Mx (tf・m)		My (tf・m)		Mz (tf・m)			
	風速	風速	風速	最 大	最 小	最 大	最 小	最 大	最 小	最 大	最 小	最 大	最 小		
120°	20.0	12.87	26.18	8.60	2.13	47.52	11.61	-27.54	-114.21	21.06	4.86	-186.30	-785.70		
	25.0	15.83	32.86	13.96	3.24	75.33	17.55	-42.12	-180.63	33.21	8.10	-291.60	-1239.30		
	30.0	18.95	39.66	20.28	4.64	109.35	25.11	-59.94	-262.44	48.60	11.34	-413.10	-1806.30		
	35.0	22.07	46.01	27.73	6.32	149.58	34.02	-81.81	-358.83	66.42	15.39	-558.90	-2470.50		
270°	20.0	12.87	26.18	-0.19	-0.78	-14.04	-58.05	139.32	34.02	-0.46	-1.89	217.89	52.65		
	25.0	15.83	32.86	-0.30	-1.24	-21.33	-91.80	220.32	51.03	-0.70	-2.99	345.06	80.19		
	30.0	18.95	39.66	-0.41	-2.35	-30.51	-133.65	320.76	73.71	-1.00	-4.35	502.20	115.02		
	35.0	22.07	46.01	-0.57	-2.48	-41.58	-182.79	438.21	99.63	-1.35	-5.95	666.07	156.33		
90°	30.0	18.95	39.66	-0.41	-1.81	133.65	30.51	-73.71	-320.76	-1.00	-4.35	-114.21	-664.20		
150°	30.0	18.95	39.66	27.81	6.35	64.26	14.58	-35.84	-145.80	66.42	15.39	-419.58	-183.87		
180°	30.0	18.95	39.66	31.05	6.86	4.05	0.91	9.72	2.43	74.52	16.20	-31.59	-143.37		
210°	30.0	18.95	39.66	30.51	6.35	-14.58	-64.26	145.80	3.24	66.42	15.39	1838.70	419.58		
240°	30.0	18.95	39.66	20.28	4.64	-22.41	-109.35	262.44	59.94	48.60	11.34	1806.30	411.48		

㊟ 風荷重 5000 DWT (空載)

風向	風速 (m/s)			風 荷 重											
	平均	最 小	最 大	Fx (tf)		Fy (tf)		Mx (tf・m)		My (tf・m)		Mz (tf・m)			
	風速	風速	風速	最 大	最 小	最 大	最 小	最 大	最 小	最 大	最 小	最 大	最 小		
120°	20.0	12.87	26.13	6.37	1.54	31.32	7.56	-6.48	-28.35	5.75	1.38	-97.20	-413.10		
	25.0	15.88	32.86	10.10	2.35	49.41	11.61	-10.53	-44.55	9.07	2.11	-153.90	-656.10		
	30.0	18.95	39.60	14.66	3.35	71.82	16.47	-14.58	-64.80	13.20	3.00	-218.70	-955.80		
	35.0	22.07	46.34	20.03	4.56	98.01	22.41	-20.25	-88.29	18.06	4.13	-299.70	-1312.20		
270°	20.0	13.09	26.13	-0.14	-0.57	-9.18	-38.07	34.02	8.10	-0.12	-0.51	115.83	28.35		
	25.0	15.88	32.86	-0.22	-0.89	-14.04	-60.48	54.27	12.96	-0.19	-0.81	183.87	42.93		
	30.0	18.95	39.60	-0.30	-1.32	-19.98	-87.75	78.57	17.82	-0.27	-1.18	266.49	60.75		
	35.0	22.07	46.34	-0.41	-1.78	-27.27	-119.88	107.73	24.30	-0.36	-1.61	363.69	82.62		
90°	30.0	18.95	39.60	-0.30	-1.32	87.75	19.98	-17.82	-78.57	-0.27	-1.18	-60.75	-266.49		
150°	30.0	18.95	39.60	20.06	4.59	42.12	9.72	-8.91	-38.07	18.06	4.13	-218.70	-972.00		
180°	30.0	18.95	39.60	22.41	4.97	2.70	0.54	2.43	0.57	20.17	4.46	-17.01	-76.14		
210°	30.0	18.95	39.60	20.06	4.59	-9.72	-42.12	38.07	8.91	18.06	4.13	972.00	218.70		
240°	30.0	18.95	39.60	14.66	3.35	-16.47	-71.82	64.80	14.58	13.20	3.00	955.80	218.70		

㊟ 風荷重 3000 DWT (空載)

風向	風速 (m/s)			風 荷 重											
	平均	最 小	最 大	Fx (tf)		Fy (tf)		Mx (tf・m)		My (tf・m)		Mz (tf・m)			
	風速	風速	風速	最 大	最 小	最 大	最 小	最 大	最 小	最 大	最 小	最 大	最 小		
120°	20.0	12.87	26.13	4.43	1.08	23.76	5.67	-3.24	-12.96	2.43	0.57	-72.90	-259.20		
	25.0	15.88	32.86	7.02	1.82	37.80	8.64	-4.86	-20.25	3.81	0.891	-97.20	-413.10		
	30.0	18.95	39.60	10.21	2.32	54.81	12.42	-6.48	-29.97	5.51	1.30	-137.70	-599.40		
	35.0	22.07	46.34	13.96	3.16	75.06	17.01	-8.91	-40.50	7.53	1.70	-186.30	-826.20		
270°	20.0	13.09	26.13	-0.11	-0.41	-7.02	-29.16	15.39	4.05	-0.05	-0.19	69.66	17.82		
	25.0	15.88	32.86	-0.14	-0.62	-10.60	-45.17	25.11	5.67	-0.08	-0.34	115.02	26.73		
	30.0	18.95	39.60	-0.22	-0.92	-15.39	-66.96	36.45	8.10	-0.11	-0.49	160.38	38.07		
	35.0	22.07	46.34	-0.27	-1.24	-20.79	-91.80	49.41	11.34	-0.15	-0.67	229.23	51.84		
90°	30.0	18.95	39.60	-0.22	-0.92	66.96	15.39	-8.10	-36.45	-0.11	-0.49	-38.07	-167.67		
150°	30.0	18.95	39.60	13.99	3.19	32.13	7.29	-4.05	-17.01	7.53	1.70	-137.70	-615.60		
180°	30.0	18.95	39.60	17.36	3.83	2.16	0.54	1.22	0.24	9.40	2.03	-13.77	-53.46		
210°	30.0	18.95	39.60	13.99	3.19	-7.29	-32.13	17.01	4.05	7.53	1.70	583.20	137.70		
240°	30.0	18.95	39.60	10.21	2.32	-12.42	-54.81	29.97	6.48	5.51	1.30	599.40	137.70		

る。

b) 波浪荷重

船体に作用する荷重は3.で述べたように船体断面をルイスフォームで近似し、ブレードシュナイダー⁴⁾・光易⁵⁾の周波数スペクトルを用いて発生させた不規則波に対して求めた。波向0°, 30°, 60°, 90°, 波高30 cm, 50 cm, 70 cm, 100 cm, 周期8 s, 10 s, 12 sに対する波力は表-6.8(a), (b), (c)に示すとおりである。なお、前章の検討において港内波については長周期成分波を考慮する必要があることを指摘したが、ここでも、修正した港内波の周波数スペクトルを用いた場合の計算を数例行い、ブレードシュナイダー・光易の周波数スペクトルを用い

た場合の結果と比較する。

計算は以下のステップに従って行った。

(イ) ステップ1. 波浪応答特性の検討

以下の条件で合計15ケースの計算を行う。

周期 $T_{1/3} = 8 \text{ s}, 10 \text{ s}, 12 \text{ s}$

波向 0°, 30°, 60°, 90°

波高 $H_{1/3} = 0.5 \text{ m}$ (ただし, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$, 波向30°については $H_{1/3} = 0.3 \text{ m}, 0.7 \text{ m}$ および 1.0 m の計算も行う)

(ロ) ステップ2. 風向の影響の検討

周期 $T_{1/3} = 10 \text{ s}$, 波向30°, $H_{1/3} = 0.5 \text{ m}$, 風速30 m/sとして、図-6.7に示す以下の90°, 120°,

表-6.8 波浪荷重

㊸ 波浪荷重 10000 DWT (空載)

波向 (°)	周期 (S)	波高 (m)	Fx (tf)		Fy (tf)		Fz (tf)		Mx (tf·m)		My (tf·m)		Mz (tf·m)	
			最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小
0	8	0.5	82.81	- 87.80	0	0	96.39	- 87.21	0	0	4519.8	- 4301.1	0	0
	10		66.26	- 71.58	0	0	188.46	- 193.32	0	0	5775.3	- 5913.0	0	0
	12		59.27	- 62.48	0	0	260.28	- 278.64	0	0	6763.5	- 6188.4	0	0
30	8	0.5	129.60	- 132.57	25.16	- 26.49	216.84	- 205.74	111.78	- 107.73	9290.7	- 9331.2	1117.8	- 1190.7
	10		104.22	- 122.04	24.71	- 25.52	413.91	- 395.55	78.57	- 81.00	10465.2	- 10991.7	1020.6	- 963.9
	12		89.91	- 108.27	23.92	- 23.46	556.47	- 572.13	58.32	- 61.56	12158.1	- 11348.1	850.50	- 785.7
60	8	0.5	75.06	- 73.98	158.76	- 150.66	287.55	- 320.22	212.22	- 194.40	7973.6	- 8334.9	5913.0	- 6852.6
	10		68.85	- 76.14	148.23	- 142.83	486.00	- 451.17	161.19	- 147.42	7927.5	- 8569.8	4924.8	- 4284.9
	12		58.59	- 58.59	123.39	- 117.18	625.86	- 622.89	123.12	- 111.78	7478.7	- 7490.1	3831.3	- 3280.5
90	8	0.5	0	0	466.29	- 500.31	380.70	- 473.85	181.44	- 155.52	499.77	- 675.54	507.87	- 520.02
	10		0	0	361.26	- 376.92	513.81	- 546.48	130.41	- 118.26	642.33	- 727.38	386.37	- 397.71
	12		0	0	264.06	- 295.65	653.67	- 670.95	96.39	- 88.29	818.10	- 850.50	300.51	- 298.89
30		0.3	62.64	- 73.17	14.82	- 15.85	248.40	- 237.33	46.98	- 48.60	6277.5	- 6593.4	611.55	- 579.96
		0.5	104.22	- 122.04	24.71	- 25.52	413.91	- 395.55	78.57	- 81.00	10465.2	- 10991.7	1019.8	- 967.14
		0.7	145.80	- 224.91	34.59	- 35.75	579.42	- 553.50	109.35	- 112.59	14652.9	- 15390.0	1428.0	- 1353.5
		1.0	208.44	- 244.08	49.41	- 51.06	833.22	- 790.83	157.14	- 161.19	20930.4	- 21983.4	2039.6	- 1934.3

㊹ 波浪荷重 5000 DWT (空載)

波向 (°)	周期 (S)	波高 (m)	Fx (tf)		Fy (tf)		Fz (tf)		Mx (tf·m)		My (tf·m)		Mz (tf·m)	
			最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小
0	8	0.5	108.54	- 105.57	0	0	189.54	- 186.84	0	0	6447.6	- 6431.4	0	0
	10		79.92	- 80.73	0	0	325.89	- 310.77	0	0	7217.1	- 6933.6	0	0
	12		68.04	- 68.85	0	0	427.14	- 428.22	0	0	6885.0	- 6447.6	0	0
30	8	0.5	73.44	- 75.60	18.77	- 18.47	213.84	- 201.96	57.51	- 55.89	5945.4	- 6245.1	712.8	- 753.30
	10		66.15	- 70.74	18.12	- 16.79	340.47	- 311.31	44.55	- 42.93	6552.9	- 6552.9	584.82	- 612.36
	12		59.94	- 59.40	15.07	- 15.60	513.27	- 479.52	33.21	- 28.35	6706.8	- 6544.8	387.99	- 388.80
60	8	0.5	39.15	- 44.01	104.76	- 113.67	256.23	- 276.21	183.06	- 158.76	4341.6	- 4463.1	2632.5	- 2616.3
	10		37.80	- 41.04	94.50	- 101.52	355.32	- 329.94	146.61	- 118.26	4122.9	- 4430.7	2122.2	- 2065.5
	12		32.40	- 33.48	77.22	- 81.54	452.79	- 444.69	115.02	- 94.77	3434.4	- 3815.1	1628.1	- 1555.2
90	8	0.5	0	0	298.35	- 257.31	281.88	- 331.02	162.00	- 174.96	179.01	- 227.61	102.87	- 99.63
	10		0	0	225.72	- 211.14	361.80	- 364.77	140.94	- 141.75	218.70	- 230.85	73.71	- 69.66
	12		0	0	164.16	- 164.43	458.46	- 458.99	112.59	- 115.02	272.97	- 260.26	52.65	- 50.22
30		0.3	39.69	- 42.66	10.88	- 10.07	204.39	- 186.84	26.73	- 25.92	3928.5	- 3928.5	350.73	- 367.74
		0.5	66.15	- 70.74	18.12	- 16.79	340.47	- 311.31	44.55	- 42.93	6552.9	- 6552.9	584.82	- 612.36
		0.7	92.61	- 99.09	25.38	- 23.52	476.55	- 436.05	62.37	- 60.75	9177.3	- 9169.2	818.1	- 858.6
		1.0	132.30	- 141.75	36.18	- 33.48	660.94	- 622.69	89.10	- 86.67	13105.8	- 13097.7	1174.5	- 1223.1

◎ 波浪荷重 3000 DWT (空載)

波向 (°)	周期 (s)	波高 (m)	Fx (tf)		Fy (tf)		Fz (tf)		Mx (tf・m)		My (tf・m)		Mz (tf・m)	
			最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小
0	8	0.5	50.22	-53.73	0	0	163.08	-158.22	0	0	3904.2	-4284.9	0	0
		10	49.95	-45.09	0	0	247.59	-232.20	0	0	4058.1	-4317.3	0	0
		12	46.44	-39.96	0	0	317.52	-313.74	0	0	3410.1	-3734.1	0	0
30	8	0.5	36.72	-41.58	14.15	-12.99	181.44	-183.06	25.11	-21.87	3685.5	-4050.0	341.01	-339.39
		10	36.45	-39.69	12.72	-10.40	256.50	-236.52	18.63	-14.58	3596.4	-3993.3	288.36	-260.01
		12	33.21	-38.34	8.67	-9.10	368.28	-355.59	12.15	-11.34	3418.2	-3426.3	192.78	-190.35
60	8	0.5	27.00	-31.59	59.40	-72.09	221.13	-243.00	55.08	-56.70	2664.9	-2770.2	1328.4	-1474.2
		10	25.00	-29.16	51.84	-61.56	263.52	-259.47	38.88	-42.12	2389.5	-2624.4	947.70	-1020.6
		12	21.38	-23.65	41.58	-48.60	331.29	-326.43	29.16	-31.59	1895.4	-2203.2	695.79	-728.19
90	8	0.5	0	0	182.25	-152.55	226.26	-264.33	38.88	-37.26	196.02	-223.56	122.31	-126.36
		10	0	0	134.73	-115.29	269.19	-277.02	29.16	-25.11	217.08	-232.47	88.29	-93.96
		12	0	0	97.47	-89.10	335.88	-331.29	22.68	-19.44	269.73	-264.87	66.42	-67.23
30		0.3	21.87	-23.73	7.64	-6.24	153.90	-142.02	11.34	-8.91	2154.6	-2397.6	173.34	-156.33
		0.5	36.45	-39.69	12.72	-10.40	256.50	-236.52	18.63	-14.58	3596.4	-3993.3	288.36	-260.01
		0.7	51.03	-55.35	17.82	-14.53	359.10	-331.02	25.92	-21.06	5030.1	-5597.1	403.38	-363.69
		1.0	72.90	-79.11	25.43	-20.76	512.73	-473.04	37.26	-29.97	7184.7	-7994.7	576.72	-520.02

150°, 180°, 210°, 240°, 270° の風向について検討する。

ただし、風向 270° については風速 35 m/s についても計算する。以上の 8 ケースについて計算を行う。

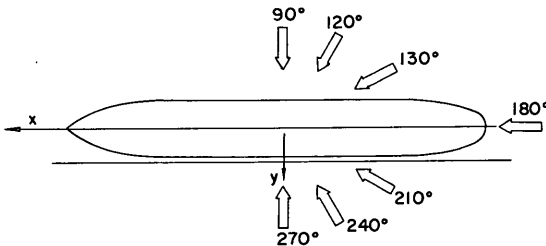


図-6.7 計算に用いた風向

(イ) ステップ 3. 波高および波向に関する詳細な検討
周期 $T_{1/3}=10$ s, 波向 30°, 波高 0.5 m, 0.7 m, 1.0 m

風速 30 m/s, 風向 120°

ただし、波高 0.5 m については風速 35 m/s についても計算を行う。また、波向 45°, 60° で波高 0.5 m, 風速 30 m/s についても計算を行う。以上の合計 5 ケースについて計算を行う。

(ロ) ステップ 4. 防げん材の変位復元力特性の影響の検討

以下の条件で計算を行う。ただし、防げん材は反力漸増型の特性のものとする。

① $T_{1/3}=10$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, 0.5 m, 0.7 m, 1.0 m, 波向 30°, 風速 0 m/s

② $T_{1/3}=10$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, 波向 30°, 風向 120°, 風速 30 m/s, 35 m/s

以上の 6 ケースについて計算を行う。

(ハ) ステップ 5. 長周期成分波を考慮した場合

周期 $T_{1/3}=10$ s, 波高 0.5 m, 波向 30°, 風向 120°, 270°, 風速 30 m/s, 防げん材は定反力型および反力漸増型

ただし、10000 DWT 級の貨物船に対しては、図-6.3 に示す係留索配置(これを L 2 とする)で数多くのケースについて計算を行っているが、以下のステップに対する計算結果を示すことにする。

(ニ) ステップ 6. 図-6.3 の係留索配置に対する風速の検討

周期 $T_{1/3}=10$ s, 波向 30°, 波高 $H_{1/3}=0.5$ m, 風速 30 m/s として図-6.7 に示す 7 方向の風向について検討する。ただし、風向 270° の場合には風速 35 m/s についても計算する。

(ヒ) ステップ 7. 風速および波高の検討

周期 $T_{1/3}=10$ s, 波向 30°, 波高 0.5 m, 0.7 m, 1.0 m, 風速 30 m/s, 風向 120° として計算を行う。ただし、波高 0.5 m については風速 35 m/s について

も計算を行う。また、波向が45°、60°で波高50 cm、風速30 m/sについても計算を行う。

(f) ステップ8. 係船岸の構造についての検討

周期 $T_{1/3}=10$ s、波向30°、波高0.5 m、風速20 m/s、25 m/s、30 m/s、35 m/sとして透過性係船岸について検討する。

(g) ステップ9. 載貨状態に対する検討

周期 $T_{1/3}=10$ s、波向30°、波高0.5 m、風速20 m/s、25 m/s、30 m/s、35 m/sとして満載状態について検討する。

また、図-6.4(a)の係留索配置で以下のステップに対する計算を行っている。

(x) ステップ10. 係留索の変位復元力特性に関する検討

係留索の変位復元力特性を以下のようにする。

L3：係留索が古くなり硬化したとみなした場合

L4：初期張力を考慮する場合

これらの係留索の変位復元力特性をモデル化すると図-6.8のようになる。

検討は、周期 $T_{1/3}=10$ s、波向30°、波高0.5 m、風速20 m/s、25 m/s、30 m/s、35 m/sとして行う。

以上の計算ケースの一覧は表-6.9~6.12に示すとおりである。

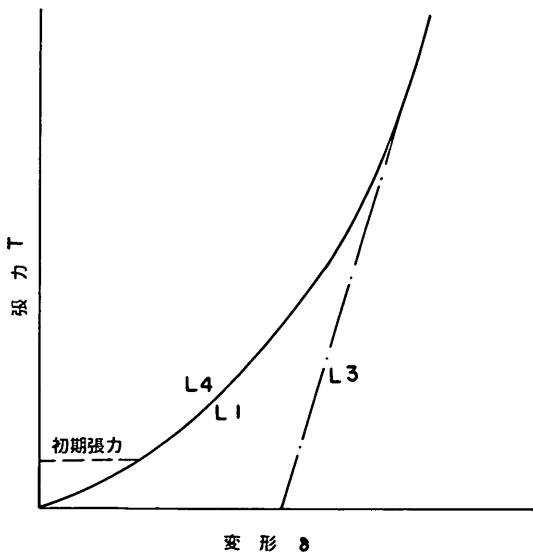


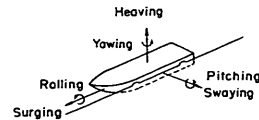
図-6.8 係留索のモデル化(図-6.4(a)の係留索配置に対し)

(4) 計算結果

a) 概要

ここでは、各ステップでの計算結果を取りまとめ、船級別に船体動揺量、防げん材の反力および係留索の張力などの値を示し、暴風時の係岸避泊の可能性について示す。

ステップ5を除く計算結果は表-6.13~6.16および図-6.10~6.36に示す。ただし、図中の白抜きの記号は、各動揺成分の極大値の最大値(最大値)、また、黒色の記号は極小値の最小値(最小値)を示す。それぞれの動揺成分の正負は、図-6.9に示すとおりである。



	正の値	負の値
サージング	船首方向の動揺量	船尾方向の動揺量
スウェイング	係船岸押し付けられる方向の動揺量	係船岸から離れる方向の動揺量
ヒービング	上方への動揺量	下方への動揺量
ローリング	右舷が下がる方向の動揺量	右舷が上昇する方向の動揺量
ピッチング	船首が下がる方向の動揺量	船首が上昇する方向の動揺量
ヨウイング	船尾が係船岸から離れる方向の動揺量	船首が係船岸から離れる方向の動揺量

図-6.9 船船の動揺成分とその正負

たとえば、スウェイングでは防げん材を圧縮する方向が正、係船岸から離れる方向が負である。ステップ5の港内の長周期の水図変動を考慮した結果については別途記述する。また、本章の検討では係岸船舶の動揺特性については言及しないで、荒天時の係岸船舶の安全性についてのみ述べるので、動揺量の最大値および最小値について述べる。なお、3.でも述べたように、数値シミュレーションで得られた値は、確率変数であるので、実際にはこれを統計処理して得られる期待値をもって係岸船舶の安全性を評価する必要がある。しかし、ここでは、具体的に避泊ベースを取り上げて検討するのではなく、一応の目安をつかむための検討を行うので、数値シミュレーションで得られた動揺量の最大値および最小値を用いて検討することにする。

表-6.17~6.20は防げん材(1)、(2)の反力および係留索(1)(バウライン)、(2)、(3)、(4)、(5)(プレストライン)、(6)(スターンライン)の張力を示したものである。また、10000 DWT級の貨物船に対するステップ6~10までの検討結果は表-6.17~6.20に示している。ただし、ステップ5の計算結果については別途記述する。表中の備考欄の○印は防げん材の変形量が定反力型防げん材で

表-6.9 計算ケース一覧10000DWT

STEP	Cace	No.	波 向	風 向	載 荷	岸 壁	防 蔽 材	周 期	波 高	風 速
1	1	JBQHVIR089500	0°	120°	B	Q	H (1600mm)	8	0.5	0
	2	JBQHVIR100500	0°	120°	B	Q	H "	10	0.5	0
	3	JBQHVIR120500	0°	120°	B	Q	H "	12	0.5	0
	4	DBQHVIR089500	30°	120°	B	Q	H "	8	0.5	0
	5	DBQHVIR100500	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	0
	6	DBQHVIR100500	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	0
	7	DBQHVIR100500	30°	120°	B	Q	H "	10	0.7	0
	8	DBQHVIR101000	30°	120°	B	Q	H "	10	1.0	0
	9	DBQHVIR120500	30°	120°	B	Q	H "	12	0.5	0
	10	CBQHVIR089500	60°	120°	B	Q	H "	8	0.5	0
	11	CBQHVIR100500	60°	120°	B	Q	H "	10	0.5	0
	12	CBQHVIR120500	60°	120°	B	Q	H "	12	0.5	0
2	13	ABQHVIR089500	90°	90°	B	Q	H "	8	0.5	0
	14	ABQHVIR100500	90°	90°	B	Q	H "	10	0.5	0
	15	ABQHVIR120500	90°	90°	B	Q	H "	12	0.5	0
	16	KBQHVIR100530	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30
	17	LBQHVIR100530	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30
	18	LBQHVIR100530	30°	150°	B	Q	H "	10	0.5	30
	19	MBQHVIR100530	30°	180°	B	Q	H "	10	0.5	30
	20	NBQHVIR100530	30°	210°	B	Q	H "	10	0.5	30
	21	HBQHVIR100530	30°	240°	B	Q	H "	10	0.5	30
	22	OBQHVIR100530	30°	270°	B	Q	H "	10	0.5	30
	23	OBQHVIR100530	30°	270°	B	Q	H "	10	0.5	35
	24	DBQHVIR100535	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	35
25	DBQHVIR100730	30°	120°	B	Q	H "	10	0.7	30	
26	DBQHVIR101030	30°	120°	B	Q	H "	10	1.0	30	
27	IBQHVIR100530	45°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30	
28	CBQHVIR100530	60°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30	
29	DBQAVIR100530	30°	120°	B	Q	A (1800mm)	10	0.5	30	
30	DBQAVIR100535	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	35	
31	DBQAVIR100300	30°	120°	B	Q	A "	10	0.3	0	
32	DBQAVIR100500	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	0	
33	DBQAVIR100700	30°	120°	B	Q	A "	10	0.7	0	
34	DBQAVIR101000	30°	120°	B	Q	A "	10	1.0	0	
35	DBQAVIR100530	30°	120°	B	Q	A (2000mm)	10	0.5	30	
36	DBQAVIR100535	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	35	
37	DBQAVIR100300	30°	120°	B	Q	A "	10	0.3	0	
38	DBQAVIR100500	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	0	
39	DBQAVIR100700	30°	120°	B	Q	A "	10	0.7	0	
40	DBQAVIR101000	30°	120°	B	Q	A "	10	1.0	0	

表-6.10 計算ケース5000DWT

STEP	Cace	No.	波 向	風 向	載 荷	岸 壁	防 蔽 材	周 期	波 高	風 速
1	1	JBQHVIR089500	0°	(120°)	B	Q	H (1250mm)	8	0.5	0
	2	JBQHVIR100500	0°	(120°)	B	Q	H "	10	0.5	0
	3	JBQHVIR120500	0°	(120°)	B	Q	H "	12	0.5	0
	4	DBQHVIR089500	30°	(120°)	B	Q	H "	8	0.5	0
	5	DBQHVIR100300	30°	(120°)	B	Q	H "	10	0.3	0
	6	DBQHVIR100500	30°	(120°)	B	Q	H "	10	0.5	0
	7	DBQHVIR100700	30°	(120°)	B	Q	H "	10	0.7	0
	8	DBQHVIR101000	30°	(120°)	B	Q	H "	10	1.0	0
	9	DBQHVIR120500	30°	(120°)	B	Q	H "	12	0.5	0
	10	CBQHVIR089500	60°	(120°)	B	Q	H "	8	0.5	0
	11	CBQHVIR100500	60°	(120°)	B	Q	H "	10	0.5	0
	12	CBQHVIR120500	60°	(120°)	B	Q	H "	12	0.5	0
13	ABQHVIR089500	90°	(90°)	B	Q	H "	8	0.5	0	
14	ABQHVIR100500	90°	(90°)	B	Q	H "	10	0.5	0	
15	ABQHVIR120500	90°	(90°)	B	Q	H "	12	0.5	0	
16	KBQHVIR100530	30°	90°	B	Q	H "	10	0.5	30	
17	DBQHVIR100530	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30	
18	LBQHVIR100530	30°	150°	B	Q	H "	10	0.5	30	
19	MBQHVIR100530	30°	180°	B	Q	H "	10	0.5	30	
20	NBQHVIR100530	30°	210°	B	Q	H "	10	0.5	30	
21	HBQHVIR100530	30°	240°	B	Q	H "	10	0.5	30	
22	OBQHVIR100530	30°	270°	B	Q	H "	10	0.5	30	
23	OBQHVIR100535	30°	270°	B	Q	H "	10	0.5	35	
24	DBQHVIR100535	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	35	
25	DBQHVIR100730	30°	120°	B	Q	H "	10	0.7	30	
26	DBQHVIR101030	30°	120°	B	Q	H "	10	1.0	30	
27	IBQHVIR100530	45°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30	
28	CBQHVIR100530	60°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30	
29	DBQAVIR100530	30°	120°	B	Q	A (1500mm)	10	0.5	30	
30	DBQAVIR100535	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	35	
31	DBQAVIR100300	30°	120°	B	Q	A "	10	0.3	0	
32	DBQAVIR100500	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	0	
33	DBQAVIR100700	30°	120°	B	Q	A "	10	0.7	0	
34	DBQAVIR101000	30°	120°	B	Q	A "	10	1.0	0	
35	DBQAVIR100530	30°	120°	B	Q	A (1800mm)	10	0.5	30	
36	DBQAVIR100535	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	35	
37	DBQAVIR100300	30°	120°	B	Q	A "	10	0.3	0	
38	DBQAVIR100500	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	0	
39	DBQAVIR100700	30°	120°	B	Q	A "	10	0.7	0	
40	DBQAVIR101000	30°	120°	B	Q	A "	10	1.0	0	

表-6.11

計算ケーサー一覧3000DWT

STEP	Cate	No.	波向	波向	載貨	岸壁	防波材	周期	波高	流速
1	1	JBQHVIR080500	0°	(120°)	B	Q	H (1150mm)	8	0.5	0
	2	JBQHVIR100500	0°	(120°)	B	Q	H "	10	0.5	0
	3	JBQHVIR120500	0°	(120°)	B	Q	H "	12	0.5	0
	4	DBQHVIR080500	30°	(120°)	B	Q	H "	8	0.5	0
	5	DBQHVIR100300	30°	(120°)	B	Q	H "	10	0.3	0
	6	DBQHVIR100500	30°	(120°)	B	Q	H "	10	0.5	0
	7	DBQHVIR100700	30°	(120°)	B	Q	H "	10	0.7	0
	8	DBQHVIR101000	30°	(120°)	B	Q	H "	10	1.0	0
	9	DBQHVIR120500	30°	(120°)	B	Q	H "	12	0.5	0
	10	CBQHVIR080500	60°	(120°)	B	Q	H "	8	0.5	0
2	11	CBQHVIR100500	60°	(120°)	B	Q	H "	10	0.5	0
	12	CBQHVIR120500	60°	(120°)	B	Q	H "	12	0.5	0
	13	ABQHVIR080500	90°	(90°)	B	Q	H "	8	0.5	0
	14	ABQHVIR100500	90°	(90°)	B	Q	H "	10	0.5	0
	15	ABQHVIR120500	90°	(90°)	B	Q	H "	12	0.5	0
	16	KBQHVIR100530	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30
	17	DBQHVIR100530	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30
	18	LBQHVIR100530	30°	150°	B	Q	H "	10	0.5	30
	19	MBQHVIR100530	30°	180°	B	Q	H "	10	0.5	30
	20	NBQHVIR100530	30°	210°	B	Q	H "	10	0.5	30
3	21	HBQHVIR100530	30°	240°	B	Q	H "	10	0.5	30
	22	OBQHVIR100530	30°	270°	B	Q	H "	10	0.5	30
	23	OBQHVIR100535	30°	270°	B	Q	H "	10	0.5	35
	24	DBQHVIR100535	30°	120°	B	Q	H "	10	0.5	35
	25	DBQHVIR100730	30°	120°	B	Q	H "	10	0.7	30
	26	DBQHVIR101030	30°	120°	B	Q	H "	10	1.0	30
	27	IBQHVIR100530	45°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30
	28	CBQHVIR100530	60°	120°	B	Q	H "	10	0.5	30
	29	DBQAVIR100530	30°	120°	B	Q	A (1150mm)	10	0.5	30
	30	DBQAVIR100535	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	35
4	31	DBQAVIR100300	30°	120°	B	Q	A "	10	0.3	0
	32	DBQAVIR100500	30°	120°	B	Q	A "	10	0.5	0
	33	DBQAVIR100700	30°	120°	B	Q	A "	10	0.7	0
	34	DBQAVIR101000	30°	120°	B	Q	A "	10	1.0	0

表-6.12 計算ケーサー一覧10000DWT
(図-6.3の係留索配置に対して)

ケース No.	波向 (°)	波向 (°)	載貨 状態	係留岸 構造	防げん 材の型	風速	波周期 (s)	波高 (m)
16	KBQHVIR100530	30	B	Q	H	30	10	0.5
17	DBQHVIR100530	30	B	Q	H	30	10	0.5
18	LBQHVIR100530	30	B	Q	H	30	10	0.5
19	MBQHVIR100530	30	B	Q	H	30	10	0.5
20	NBQHVIR100530	30	B	Q	H	30	10	0.5
21	HBQHVIR100530	30	B	Q	H	30	10	0.5
22	OBQHVIR100530	30	B	Q	H	30	10	0.5
23	OBQHVIR100535	30	B	Q	H	35	10	0.5
24	DBQHVIR100535	30	B	Q	H	35	10	0.5
25	DBQHVIR100730	30	B	Q	H	30	10	0.7
26	DBQHVIR101030	30	B	Q	H	30	10	1.0
27	IBQHVIR100530	45	B	Q	H	30	10	0.5
28	CBQHVIR100530	60	B	Q	H	30	10	0.5
41	DBTHVIR100520	30	B	T	H	20	10	0.5
42	DBTHVIR100525	30	B	T	H	25	10	0.5
43	DBTHVIR100530	30	B	T	H	30	10	0.5
44	DBTHVIR100535	30	B	T	H	35	10	0.5
45	DFQHVIR100520	30	F	Q	H	20	10	0.5
46	DFQHVIR100525	30	F	Q	H	25	10	0.5
47	DFQHVIR100530	30	F	Q	H	30	10	0.5
48	DFQHVIR100535	30	F	Q	H	35	10	0.5
49	OBQHVIR100520	30	B	Q	H	20	10	0.5
50	100525	30	B	Q	H	25	10	0.5
51	(L3) 100535	30	B	Q	H	30	10	0.5
52	100530	30	B	Q	H	35	10	0.5
53	OBQHVIR100520	30	B	Q	H	20	10	0.5
54	100525	30	B	Q	H	25	10	0.5
55	(L4) 100530	30	B	Q	H	30	10	0.5
56	100535	30	B	Q	H	35	10	0.5

表-6.13 動揺計算結果 10000 DWT

表-6.13 (a) 動揺計算結果 10000DWT

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (° , rad)							定反力型 1600mm×2
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サーズング	スウェイグ	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング		
1	(120)	0	0	0.5	8	正	0.115	0	0.068	0	0.007	0	"
						負	-0.089	0	-0.057	0	-0.007	0	
2	(120)	0	0	0.5	10	正	0.190	0	0.162	0	0.009	0	"
						負	-0.158	-0.001	-0.171	0	-0.009	0	
3	(120)	0	0	0.5	12	正	0.256	0	0.229	0	0.009	0	"
						負	-0.213	-0.005	-0.239	0	-0.009	0	
4	(120)	0	30	0.5	8	正	0.213	0.006	0.193	0.004	0.016	0.002	"
						負	-0.177	-0.081	-0.202	-0.004	-0.015	-0.002	
5	(120)	0	30	0.3	10	正	0.190	0.007	0.214	0.003	0.011	0.003	"
						負	-0.193	-0.100	-0.213	-0.003	-0.011	-0.001	
6	(120)	0	30	0.5	10	正	0.348	0.009	0.357	0.005	0.018	0.005	"
						負	-0.344	-0.182	-0.354	-0.005	-0.018	-0.003	
7	(120)	0	30	0.7	10	正	0.458	0.011	0.500	0.007	0.026	0.007	"
						負	-0.434	-0.268	-0.496	-0.008	-0.025	-0.004	
8	(120)	0	30	1.0	10	正	0.650	0.033	0.715	0.010	0.037	0.011	"
						負	-0.629	-0.391	-0.709	-0.011	-0.036	-0.004	
9	(120)	0	30	0.5	12	正	0.474	0.016	0.544	0.005	0.020	0.009	"
						負	-0.466	-0.372	-0.517	-0.006	-0.018	-0.003	
10	(120)	0	60	0.5	8	正	0.221	0.029	0.319	0.009	0.015	0.008	"
						負	-0.216	-0.505	-0.336	-0.015	-0.014	-0.007	
11	(120)	0	60	0.5	10	正	0.240	0.054	0.429	0.014	0.015	0.016	"
						負	-0.313	-0.869	-0.398	-0.019	-0.014	-0.005	
12	(120)	0	60	0.5	12	正	0.450	0.062	0.558	0.015	0.013	0.031	"
						負	-0.573	-1.484	-0.522	-0.020	-0.013	-0.014	
13	(90)	0	90	0.5	8	正	0.023	0.194	0.405	0.019	0	0.005	"
						負	-0.046	-1.254	-0.453	-0.023	0	-0.001	
14	(90)	0	90	0.5	10	正	0.268	0.169	0.488	0.017	0	0.003	"
						負	-0.012	-1.663	-0.497	-0.023	0	-0.010	
15	(90)	0	90	0.5	12	正	0.385	0.170	0.589	0.024	0	0.029	"
						負	-0.411	-2.591	-0.528	-0.030	0	-0.016	
16	(90)	30	30	0.5	10	正	-1.247	0.418	0.357	0.001	0.018	0.008	"
						負	-2.870	-0.054	-0.355	-0.112	-0.018	-0.009	

表-6.13 (b) 動揺計算結果 10000DWT

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (° , rad)							定反力型 1600mm×2
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サーズング	スウェイグ	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング		
17	120	30	30	0.5	10	正	11.054	0.331	0.356	-0.008	0.018	0.005	"
						負	5.102	-0.131	-0.356	-0.102	-0.018	-0.012	
18	150	30	30	0.5	10	正	12.657	0.225	0.355	0.003	0.018	0.001	"
						負	5.867	-0.385	-0.356	-0.072	-0.018	-0.018	
19	180	30	30	0.5	10	正	12.798	0.097	0.355	0.011	0.018	0.005	"
						負	6.273	-0.497	-0.357	-0.034	-0.018	-0.014	
20	210	30	30	0.5	10	正	6.219	-7.138	0.351	-0.002	0.018	0.003	"
						負	2.241	-10.971	-0.360	-0.050	-0.018	0.008	
21	240	30	30	0.5	10	正	3.162	-9.111	0.346	-0.003	0.018	0.040	"
						負	1.171	-14.387	-0.364	-0.076	-0.018	0.008	
22	270	30	30	0.5	10	正	0.538	-9.764	0.344	-0.002	0.018	0.017	"
						負	-0.453	-15.809	-0.366	-0.095	-0.018	0.002	
23	270	35	30	0.5	10	正	0.927	-10.773	0.341	-0.004	0.018	0.018	"
						負	-0.515	-17.352	-0.369	-0.127	-0.018	-0.003	
24	120	35	30	0.5	10	正	12.743	0.450	0.355	-0.003	0.018	0.005	"
						負	5.936	-0.131	-0.356	-0.128	-0.018	-0.010	
25	120	30	30	0.7	10	正	11.122	0.352	0.498	0.004	0.025	0.009	"
						負	4.992	-0.302	-0.498	-0.103	-0.025	-0.014	
26	120	30	30	1.0	10	正	11.219	0.359	0.713	0.014	0.036	0.009	"
						負	4.785	-0.367	-0.710	-0.107	-0.036	-0.014	
27	120	30	45	0.5	10	正	11.026	0.382	0.395	0.010	0.017	0.012	"
						負	5.129	-0.433	-0.366	-0.109	-0.016	-0.020	
28	120	30	60	0.5	10	正	11.003	0.532	0.428	0.025	0.015	0.013	"
						負	5.134	-0.932	-0.399	-0.128	-0.014	-0.035	
29	120	30	30	0.5	10	正	11.628	0.445	0.355	0.001	0.018	0	反力漸増型 1800mm×3
						負	5.315	-0.208	-0.356	-0.103	-0.018	-0.013	
30	120	35	30	0.5	10	正	13.497	0.575	0.354	0.003	0.018	0.001	"
						負	6.164	-0.071	-0.356	-0.139	0.018	-0.012	
31	(120)	0	30	0.3	10	正	0.194	0.010	0.214	0.003	0.011	0.002	"
						負	-0.189	-0.086	-0.212	-0.003	-0.011	-0.001	
32	(120)	0	30	0.5	10	正	0.326	0.017	0.357	0.005	0.018	0.003	"
						負	-0.316	-0.145	-0.354	-0.005	-0.018	-0.002	

表-6.13 (c) 動揺計算結果 10000DWT

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (° , rad)							定反力型 1800mm×3
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サーズング	スウェイグ	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング		
33	(120)	0	30	0.7	10	正	0.466	0.025	0.499	0.007	0.026	0.004	反力漸増型 2000mm×2
						負	-0.428	-0.200	-0.495	-0.007	-0.025	-0.002	
34	(120)	0	30	1.0	10	正	0.666	0.035	0.713	0.009	0.037	0.006	"
						負	-0.620	-0.295	-0.707	-0.010	-0.036	-0.003	
35	120	30	30	0.5	10	正	11.107	0.585	0.354	0.002	0.018	0.005	"
						負	5.115	-0.071	-0.355	-0.107	-0.018	-0.015	
36	120	35	30	0.5	10	正	12.790	0.766	0.353	0.002	0.018	0.004	"
						負	5.961	-0.035	-0.355	-0.139	-0.018	-0.011	
37	(120)	0	30	0.3	10	正	0.199	0.011	0.213	0.003	0.011	0.002	"
						負	-0.182	-0.084	-0.212	-0.003	-0.011	-0.001	
38	(120)	0	30	0.5	10	正	0.337	0.015	0.356	0.005	0.018	0.003	"
						負	-0.299	-0.140	-0.353	-0.006	-0.018	-0.001	
39	(120)	0	30	0.7	10	正	0.483	0.024	0.498	0.007	0.025	0.005	"
						負	-0.428	-0.209	-0.494	-0.009	-0.025	-0.002	
40	(120)	0	30	1.0	10	正	0.670	0.031	0.711	0.010	0.036	0.007	"
						負	-0.602	-0.288	-0.706	-0.011	-0.036	-0.003	

表-6.14 動揺計算結果 5000 DWT

表-6.14 (a) 動揺計算結果 5000DWT

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (°, rad)						定反力型 1250mm×2
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サーギング	スウェイング	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング	
1	(120)	0	0	0.5	8	正	0.142	0	0.123	0	0.011	0
						負	-0.137	-0.001	-0.120	0	-0.011	0
2	(120)	0	0	0.5	10	正	0.204	0.001	0.205	0	0.012	0
						負	-0.219	-0.004	-0.187	0	-0.012	0
3	(120)	0	0	0.5	12	正	0.267	0.001	0.271	0	0.011	0
						負	-0.272	-0.010	-0.255	0	-0.011	-0.001
4	(120)	0	30	0.5	8	正	0.365	0	0.293	0.021	0.022	0.007
						負	-0.379	-0.205	-0.273	-0.021	-0.022	-0.004
5	(120)	0	30	0.3	10	正	0.269	0.008	0.258	0.013	0.014	0.007
						負	-0.250	-0.322	-0.234	-0.013	-0.014	-0.005
6	(120)	0	30	0.5	10	正	0.625	0.021	0.430	0.022	0.023	0.010
						負	-0.710	-0.562	-0.391	-0.022	-0.023	-0.008
7	(120)	0	30	0.7	10	正	0.775	0.032	0.601	0.032	0.032	0.013
						負	-0.775	-0.646	-0.547	-0.032	-0.032	-0.011
8	(120)	0	30	1.0	10	正	1.117	0.028	0.659	0.046	0.046	0.025
						負	-1.171	-0.941	-0.782	-0.047	-0.046	-0.012
9	(120)	0	30	0.5	12	正	1.033	0.053	0.616	0.023	0.022	0.023
						負	-1.229	-1.650	-0.615	-0.023	-0.020	-0.020
10	(120)	0	60	0.5	8	正	0.443	0.050	0.378	0.054	0.016	0.017
						負	-0.516	-0.727	-0.414	-0.053	-0.016	-0.013
11	(120)	0	60	0.5	10	正	1.309	0.053	0.466	0.060	0.016	0.026
						負	-0.415	-1.498	-0.473	-0.058	-0.016	-0.029
12	(120)	0	60	0.5	12	正	1.078	0.043	0.586	0.055	0.015	0.045
						負	-0.965	-2.324	-0.529	-0.057	-0.014	-0.057
13	(90)	0	90	0.5	8	正	0.216	0.207	0.418	0.072	0	0.007
						負	-0.297	-1.385	-0.466	-0.070	0	-0.007
14	(90)	0	90	0.5	10	正	1.916	0.260	0.499	0.056	0	0.047
						負	-1.856	-3.025	-0.533	-0.056	0	-0.051
15	(90)	0	90	0.5	12	正	2.659	0.147	0.583	0.072	0	0.076
						負	-2.356	-4.756	-0.528	-0.075	0	-0.072
16	(90)	30	30	0.5	10	正	-1.109	0.394	0.429	0.047	0.023	0.010
						負	-3.610	-0.259	-0.391	-0.053	-0.023	-0.020

表-6.14 (b) 動揺計算結果 5000DWT

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (°, rad)						定反力型 1250mm×2
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サーギング	スウェイング	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング	
17	120	30	30	0.5	10	正	9.458	0.256	0.427	0.022	0.023	0.009
						負	0.603	-0.629	-0.393	-0.034	-0.023	-0.030
18	150	30	30	0.5	10	正	10.137	0.198	0.423	0.032	0.022	0.004
						負	2.481	-1.137	-0.390	-0.071	-0.023	-0.059
19	180	30	30	0.5	10	正	11.306	0.055	0.425	0.035	0.023	0.006
						負	0.238	-1.100	-0.394	-0.050	-0.023	-0.041
20	210	30	30	0.5	10	正	4.128	-5.735	0.423	0.023	0.023	0.054
						負	0.269	-10.632	-0.396	-0.064	-0.023	-0.008
21	240	30	30	0.5	10	正	2.413	-7.465	0.420	0.016	0.023	0.047
						負	0.377	-13.118	-0.398	-0.081	-0.023	-0.006
22	270	30	30	0.5	10	正	0.783	-8.095	0.418	0.017	0.023	0.010
						負	-1.432	-14.610	-0.400	-0.089	-0.023	-0.006
23	270	35	30	0.5	10	正	1.105	-8.818	0.415	0.014	0.023	0.012
						負	-1.877	-16.565	-0.402	-0.102	-0.023	-0.011
24	120	35	30	0.5	10	正	10.429	0.347	0.426	0.024	0.023	0.008
						負	1.932	-0.290	-0.394	-0.059	-0.023	-0.021
25	120	30	30	0.7	10	正	9.532	0.326	0.599	0.044	0.032	0.011
						負	0.493	-0.750	-0.549	-0.103	-0.032	-0.040
26	120	30	30	1.0	10	正	9.641	0.342	0.657	0.076	0.056	0.011
						負	0.317	-0.799	-0.784	-0.116	-0.056	-0.042
27	120	30	45	0.5	10	正	9.420	0.371	0.442	0.073	0.021	0.012
						負	0.653	-0.618	-0.414	-0.116	-0.021	-0.038
28	120	30	60	0.5	10	正	9.343	0.325	0.465	0.102	0.016	0.024
						負	0.763	-1.122	-0.474	-0.166	-0.016	-0.054
29	120	30	30	0.5	10	正	9.583	0.260	0.425	0.041	0.023	0.002
						負	0.570	-0.343	-0.391	-0.087	-0.023	-0.018
30	120	35	30	0.5	10	正	10.571	0.348	0.424	0.057	0.023	0.003
						負	1.959	-0.138	-0.393	-0.091	-0.023	-0.019
31	(120)	0	30	0.3	10	正	0.327	0.010	0.257	0.014	0.014	0.004
						負	-0.346	-0.183	-0.234	-0.014	-0.014	-0.004
32	(120)	0	30	0.5	10	正	0.474	0.015	0.428	0.023	0.023	0.005
						負	-0.439	-0.372	-0.369	-0.023	-0.023	-0.006

表-6.14 (c) 動揺計算結果 5000DWT

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (°, rad)						反力増大型 1500mm×3
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サーギング	スウェイング	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング	
33	(120)	0	30	0.7	10	正	0.582	0.029	0.509	0.032	0.032	0.009
						負	-0.554	-0.469	-0.545	-0.032	-0.032	-0.009
34	(120)	0	30	1.0	10	正	0.809	0.049	0.656	0.045	0.045	0.013
						負	-0.721	-0.752	-0.778	-0.045	-0.045	-0.008
35	120	30	30	0.5	10	正	9.588	0.365	0.424	0.052	0.023	0.003
						負	0.525	-0.424	-0.390	-0.052	-0.023	-0.021
36	120	35	30	0.5	10	正	10.582	0.415	0.423	0.045	0.023	0.008
						負	1.654	-0.261	-0.391	-0.103	-0.023	-0.019
37	(120)	0	30	0.3	10	正	0.236	0.015	0.255	0.014	0.014	0.004
						負	-0.200	-0.232	-0.232	-0.014	-0.014	-0.004
38	(120)	0	30	0.5	10	正	0.458	0.023	0.425	0.024	0.023	0.010
						負	-0.473	-0.358	-0.387	-0.024	-0.023	-0.005
39	(120)	0	30	0.7	10	正	0.633	0.025	0.597	0.033	0.032	0.010
						負	-0.552	-0.597	-0.542	-0.033	-0.032	-0.007
40	(120)	0	30	1.0	10	正	0.681	0.035	0.653	0.045	0.045	0.013
						負	-0.676	-0.631	-0.775	-0.045	-0.045	-0.012

表-6.15 動揺計算結果 3000 DWT

表-6.15 (a) 動揺計算結果 3000DWT

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (rad)						
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サージング	スウェイング	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング	
1	(120)	0	0	0.5	8	正 0.184 負 -0.166	0.001 -0.005	0.174 -0.162	0 -0.001	0.016 -0.017	0 0	定反力型 1150mm×2
2	(120)	0	0	0.5	10	正 0.233 負 -0.246	0.002 -0.016	0.237 -0.213	0.001 -0.001	0.017 -0.017	0.001 -0.001	"
3	(120)	0	0	0.5	12	正 0.273 負 -0.304	0.002 -0.028	0.301 -0.272	0.001 -0.002	0.015 -0.016	0.001 -0.001	"
4	(120)	0	30	0.5	8	正 0.391 負 -0.354	0.016 -0.258	0.381 -0.385	0.019 -0.022	0.032 -0.032	0.006 -0.006	"
5	(120)	0	30	0.3	10	正 0.307 負 -0.249	0.016 -0.235	0.289 -0.275	0.013 -0.014	0.020 -0.019	0.007 -0.007	"
6	(120)	0	30	0.5	10	正 0.514 負 -0.596	0.034 -0.585	0.482 -0.459	0.029 -0.038	0.033 -0.032	0.016 -0.013	"
7	(120)	0	30	0.7	10	正 0.898 負 -0.730	0.033 -0.981	0.675 -0.642	0.032 -0.034	0.046 -0.045	0.021 -0.013	"
8	(120)	0	30	1.0	10	正 1.108 負 -1.039	0.070 -0.932	0.964 -0.918	0.042 -0.053	0.065 -0.064	0.023 -0.018	"
9	(120)	0	30	0.5	12	正 0.769 負 -0.494	0.039 -1.144	0.674 -0.690	0.024 -0.031	0.027 -0.025	0.021 -0.025	"
10	(120)	0	60	0.5	8	正 0.468 負 -0.539	0.087 -0.887	0.451 -0.516	0.046 -0.049	0.023 -0.021	0.019 -0.012	"
11	(120)	0	60	0.5	10	正 1.003 負 -1.313	0.119 -1.756	0.531 -0.573	0.058 -0.068	0.022 -0.020	0.032 -0.034	"
12	(120)	0	60	0.5	12	正 1.062 負 -1.338	0.094 -2.268	0.624 -0.581	0.076 -0.107	0.019 -0.018	0.061 -0.059	"
13	(90)	0	90	0.5	8	正 0.717 負 -0.827	0.155 -1.689	0.510 -0.585	0.057 -0.066	0 0	0.021 -0.017	"
14	(90)	0	90	0.5	10	正 1.055 負 0.887	0.194 -2.993	0.552 -0.626	0.084 -0.098	0 0	0.055 -0.067	"
15	(90)	0	90	0.5	12	正 1.985 負 -1.421	0.171 -3.274	0.625 -0.574	0.095 -0.113	0 -0.001	0.077 -0.078	"
16	90	30	30	0.5	10	正 -0.072 負 -2.409	0.386 -0.076	0.482 -0.459	0.022 -0.166	0.033 -0.032	0.010 -0.016	"

表-6.15 (b) 動揺計算結果 3000DWT

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (rad)						
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サージング	スウェイング	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング	
17	120	30	30	0.5	10	正 8.812 負 -2.623	0.407 -0.669	0.481 -0.462	0.014 -0.182	0.032 -0.033	0.017 -0.069	定反力型 1150mm×2
18	150	30	30	0.5	10	正 7.378 負 3.004	0.065 -1.182	0.479 -0.461	0.017 -0.128	0.032 -0.032	0.008 -0.094	"
19	180	30	30	0.5	10	正 8.693 負 2.292	-0.045 -0.873	0.480 -0.462	0.041 -0.101	0.032 -0.033	0 -0.040	"
20	210	30	30	0.5	10	正 3.478 負 0.027	-3.944 -7.998	0.473 -0.464	0.056 -0.157	0.032 -0.032	0.066 -0.021	"
21	240	30	30	0.5	10	正 2.420 負 0.640	-4.764 -10.485	0.471 -0.469	-0.055 -0.245	0.032 -0.032	0.047 -0.020	"
22	270	30	30	0.5	10	正 0.583 負 -0.946	-5.998 -11.724	0.468 -0.473	0.044 -0.284	0.032 -0.031	0.017 -0.013	"
23	270	35	30	0.5	10	正 0.668 負 -1.047	-6.709 -12.924	0.462 -0.479	0.051 -0.310	0.032 -0.031	0.020 -0.020	"
24	120	35	30	0.5	10	正 8.277 負 1.787	0.414 -0.177	0.480 -0.460	0.003 -0.197	0.032 -0.033	0.004 -0.019	"
25	120	30	30	0.7	10	正 8.707 負 -2.513	0.425 -0.755	0.674 -0.645	0.031 -0.183	0.045 -0.046	0.016 -0.075	"
26	120	30	30	1.0	10	正 9.023 負 -2.800	0.446 -0.701	0.963 -0.920	0.068 -0.208	0.064 -0.065	0.020 -0.073	"
27	120	30	45	0.5	10	正 1.461 負 -7.610	21.244 -2.015	0.483 -0.541	0.024 -0.268	0.029 -0.028	0.005 -0.274	"
28	120	30	60	0.5	10	正 8.732 負 -2.647	0.481 -0.915	0.527 -0.575	0.099 -0.246	0.021 -0.021	0.038 -0.097	"
29	120	30	30	0.5	10	正 8.954 負 -2.547	0.528 -0.800	0.479 -0.459	0.072 -0.151	0.031 -0.033	0.026 -0.091	反力漸増型 1500mm×2
30	120	35	30	0.5	10	正 8.368 負 1.875	0.480 -0.412	0.478 -0.458	0.067 -0.176	0.032 -0.032	0.005 -0.032	"
31	(120)	0	30	0.3	10	正 0.309 負 -0.377	0.021 -0.246	0.288 -0.274	0.014 -0.016	0.019 -0.019	0.005 -0.005	"
32	(120)	0	30	0.5	10	正 0.454 負 -0.549	0.039 -0.599	0.480 -0.456	0.022 -0.026	0.032 -0.032	0.012 -0.009	"

表-6.15 (c) 動揺計算結果 3000DWT

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (rad)						
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サージング	スウェイング	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング	
33	(120)	0	30	0.7	10	正 0.786 負 -0.592	0.053 -0.579	0.672 -0.638	0.029 -0.033	0.045 -0.045	0.013 -0.013	反力漸増型 1500mm×2
34	(120)	0	30	1.0	10	正 0.947 負 -1.187	0.100 -1.296	0.960 -0.912	0.048 -0.051	0.065 -0.064	0.028 -0.016	"

表-6.16 a) 動揺計算結果 10000 DWT (図-6.3 の係留索配置に対して)

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (°, rad)							
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サージング	スウェーイング	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング		
16	90	30	30	0.5	10	正	0.387	0.474	0.363	0.003	0.020	0.007	定反力型 1600mm×2
						負	-2.217	-0.051	-0.363	-0.115	-0.019	-0.009	
17	120	30	30	0.5	10	正	6.45	0.36	0.39	-0.007	0.020	0.005	"
						負	3.18	-0.039	-0.411	-0.103	-0.020	-0.009	
18	150	30	30	0.5	10	正	7.11	0.276	0.360	0.001	0.020	0.007	"
						負	3.51	-0.504	-0.369	-0.081	-0.020	-0.025	
19	180	30	30	0.5	10	正	7.44	0.111	0.36	0.004	0.020	0.010	"
						負	3.6	-0.234	-0.369	-0.044	-0.019	-0.007	
20	210	30	30	0.5	10	正	2.823	-6.48	0.351	-0.001	0.019	0.053	"
						負	0.609	-9.42	-0.372	-0.059	-0.020	0.035	
21	240	30	30	0.5	10	正	1.17	-7.8	0.342	0.004	0.019	0.075	"
						負	-0.260	-11.280	-0.381	-0.055	-0.019	0.027	
22	270	35	30	0.5	10	正	-0.264	-8.22	0.33	0.005	0.019	0.035	"
						負	-1.362	-12.450	-0.387	-0.104	-0.019	0.017	
23	270	35	30	0.5	10	正	0.148	-8.880	0.327	0.019	0.020	0.037	"
						負	-1.503	-13.770	-0.393	-0.146	-0.019	0.019	
24	120	30	30	0.5	10	正	7.410	0.579	0.360	-0.002	0.020	0.002	反力漸増型 2500mm×2
						負	3.540	-0.028	-0.369	-0.144	-0.020	-0.016	
25	120	30	30	0.7	10	正	6.660	0.405	0.501	0.007	0.027	0.006	"
						負	3.180	-0.110	-0.507	-0.105	-0.027	-0.012	
26	120	30	30	1.0	10	正	6.81	0.429	0.726	0.009	0.039	0.009	"
						負	3.06	-0.166	-0.732	-0.109	-0.039	-0.014	
27	120	30	45	0.5	10	正	6.54	0.474	0.393	0.014	0.019	0.007	"
						負	3.27	-0.238	-0.378	-0.109	-0.018	-0.016	
28	120	30	60	0.5	10	正	6.48	0.588	0.429	0.023	0.016	0.010	"
						負	3.27	-0.642	-0.420	-0.137	-0.015	-0.028	

b) 動揺計算結果 10000 DWT (係留索の相違)

CASE	風		波			動揺量の最大値・最小値 (°, rad)							
	風向 (°)	風速 (m/s)	波向 (°)	波高 (m)	周期 (s)	サージング	スウェーイング	ヒービング	ローリング	ピッチング	ヨウイング		
41	120	20	30	0.5	10	正	4.77	0.22	0.190	0.017	0.011	0.009	透過性係留岸
						負	2.00	-0.615	-0.192	-0.066	-0.011	-0.023	
42	120	25	30	0.5	10	正	5.73	0.283	0.188	0.012	0.011	-0.009	"
						負	2.60	-0.408	-0.193	-0.087	-0.011	-0.021	
43	120	30	30	0.5	10	正	6.48	0.39	0.187	0.003	0.011	0.066	"
						負	3.33	-0.122	-0.195	-0.102	-0.011	-0.012	
44	120	35	30	0.5	10	正	7.26	0.394	0.186	-0.008	0.011	0.003	"
						負	3.6	-0.026	-0.196	-0.139	-0.011	-0.015	
45	120	20	30	0.5	10	正	4.47	0.091	0.363	0.016	0.014	0.004	減敷
						負	1.101	-0.114	-0.354	-0.022	-0.013	-0.004	
46	120	25	30	0.5	10	正	5.19	-0.122	0.363	0.019	0.014	0.004	"
						負	2.13	-0.088	-0.354	-0.024	-0.013	-0.005	
47	120	30	30	0.5	10	正	6.15	0.121	0.35	0.021	0.014	0.003	"
						負	2.235	-0.076	-0.357	-0.027	-0.013	-0.006	
48	120	35	30	0.5	10	正	6.9	0.173	0.36	0.016	0.014	0.002	"
						負	2.13	-0.069	-0.357	-0.029	-0.013	-0.009	
49	270	20	30	0.5	10	正	0.3	-0.411	0.354	0.016	0.019	0.006	L3
						負	-0.399	-1.902	-0.369	-0.066	-0.019	-0.003	
50	270	25	30	0.5	10	正	0.281	-0.621	0.351	0.011	0.019	0.007	"
						負	-0.432	-1.74	-0.372	-0.012	-0.019	-0.002	
51	270	30	30	0.5	10	正	0.267	-0.876	0.348	0.006	0.019	0.009	"
						負	-0.48	-4.05	-0.375	-0.155	-0.019	-0.002	
52	270	35	30	0.5	10	正	0.246	-1.179	0.342	-0.003	0.019	0.012	"
						負	-0.588	-5.37	-0.381	-0.194	-0.019	-0.001	
53	270	20	30	0.5	10	正	0.178	-1.287	0.357	-0.005	0.020	0.008	L4
						負	-0.612	-6.06	-0.369	-0.060	-0.019	-0.001	
54	270	25	30	0.5	10	正	0.160	-2.71	0.354	-0.005	0.020	0.009	"
						負	-0.654	-8.07	-0.372	-0.037	-0.019	-0.004	
55	270	30	30	0.5	10	正	0.168	-4.05	0.351	-0.005	0.019	0.009	"
						負	-0.675	-9.93	-0.375	-0.123	-0.019	-0.005	
56	270	35	30	0.5	10	正	0.333	-5.16	0.345	0.016	0.019	0.009	"
						負	-0.669	-10.74	-0.378	-0.161	-0.019	-0.009	

35%、また、反力漸増型防げん材で50%を越えたものである。各防げん材のこの変形量に対する反力は表-6.6(b)に示すとおりである。また、係留索については、許容張力を越えたものについては△印をつけている。許容値を越えた防げん材の反力および係留索の張力の計算値にはアンダーラインを引いて示している。

b) 10000 DWT級の貨物船に対する検討結果

(f) 風速0 m/sの場合

① 動揺量

ここでは係岸船舶の波による動揺の特徴を把握する。図-6.10は波高0.5 m、風速0 m/sの場合の船体動揺に及ぼす周期と波向の影響を調べたものである。スウェーイングは波向90°のときに最も大きく、とくに係船岸から離れる側の動揺量が大きく、周期12 sのときには約2.59 m、周期10 sのときには1.66 mである。ローリングも波向90°のときに最も大きく周期12 sのときには-1.72°~1.38°である。ヨウイングは波向60°の場合が最も大きく、周期12 sのときには-0.92°~1.66°である。この場合のサージンは風などの定常性がないのでスウェーイングやヨウイングの動揺に伴って生じるものと考えられる。したがって、波向が60°や90°の場合の動揺量が、波向が30°の場合の動揺量よりもやや大きくなっている。またヒービングは波向30°~90°の間ではあまり差がないが波向90°の場合が大きく周期12 sで-0.53~0.59 m、周期10 sで-0.50~0.49 mであって、ほぼ波高の2倍の両振幅である。ピッチングは波向30°のときに大きく周期12 sのとき-1.03°~1.15°である。これらの結果からみると入射波の波向が60°以上になると、スウェーイングとローリングの動揺量が大きくなって船舶と係船岸との接触による衝撃力が大きくなると考えられるので、入射波の波向が60°以上となるような係船岸の法線は避けたほうがよいと言える。なお、各動揺成分の動揺量は周期12 sのときにいちばん大きいことがわかる。図-6.11は、風速0 m/s、波向30°、周期10 sで波高の異なる波が作用した場合の船舶の動揺量を比較したものである。動揺量はいずれの成分についても波高に比例している。しかし風がない場合には波高1.0 mであっても動揺量は大きくない。

② 防げん材の反力および係留索の張力

表-6.17に示す防げん材(1)、(2)、および係留索(1)(パウライン)、(2)、(3)、(4)、(5)(プレストライン)、(6)(スターライン)の張力を見ると風速0 m/sのときは、最大反力は波向90°、周期8 s、波高0.5 mの場合に防げん材(2)で生じ約111 tf(模型で4.10 kgf)である。また、係留索の最大張力は、波向90°、周期12 s、波高

0.5 mの場合に係留索(4)に生じ2.08 tf(模型で0.072 kgf)である。いずれも表-6.2および表-6.6(b)に示した許容値以内にある。

以上に述べた、風速0 m/sの場合の計算結果を見ると、波高0.5 mには、周期が12 sより短い波が90°以下の角度で入射する場合においても係船が可能であること、また、周期10 sの波が30°の角度で入射する場合には、波高1.0 mの場合においても係船が可能であることがわかる。実際には風が作用するし、また、港内の長周期の水面変動の影響も考えられるので、ここでの検討は、一応傾向をつかむにとどめ、以下の項でより詳細に限界条件を検討することにするが、三大湾における波周期は、過去の記録からみて、およそ10 s程度が最大であろうと思われるので、波周期を10 sとして検討する。

(g) 風向が船体動揺に及ぼす影響

図-6.12は周期10 s、波高0.5 m、波向30°の波と風速30 m/sの風が90°、120°、150°、180°、210°、240°、270°の風向で作用した場合の船舶の動揺量を比較したものである。

① サージ

サージンは、風向が180°、150°、120°、ついで210°の場合に大きい。風向が210°と150°とでは、風荷重はほぼ同じであるが、風向が210°のときには係船岸側から、風が150°のときには海側から風が作用する。風が海側から作用する場合には、船舶は係船岸に押し付けられているので、スウェーイングの動揺が小さく、したがって、係留索の伸びはもっぱらサージンのよって生じることになる。つまり、サージンはに対しては係留索の変位復元力特性は柔らかい状態にある。これに対し、風が係船岸側から作用する場合にはスウェーイングが大きくなって、それに伴って係留索が伸びるので、係留索の変位復元力特性は硬化した状態になる。したがって、風向を船首から正負の方向に測った角度の絶対値が同一であっても、係船岸側から風が作用する場合には海側から風が作用する場合よりサージンの動揺量が小さくなる。当然のことながら風向180°のときの動揺量が最も大きく6.3~12.8 mの間で動揺する。ただし、動揺振幅をみると、風向が120°や150°の場合と大差ない。

② スウェーイング

スウェーイングは風向が90°~150°の間では係船岸に押し付けられるような状態であり、また、風向が180°の場合にはスウェーイング方向の風荷重が小さいので動揺量が大きくない。海側から風が作用する場合には、風向90°の場合に最も大きく-0.054~0.42 mである。風が作用していると船舶が係船岸から離される動揺量が小さくな

波周期	8 s	10 s	12 s
最大値	△	○	□
最小値	▲	●	■

10000 DWT, () 内は 1/30 模型の値

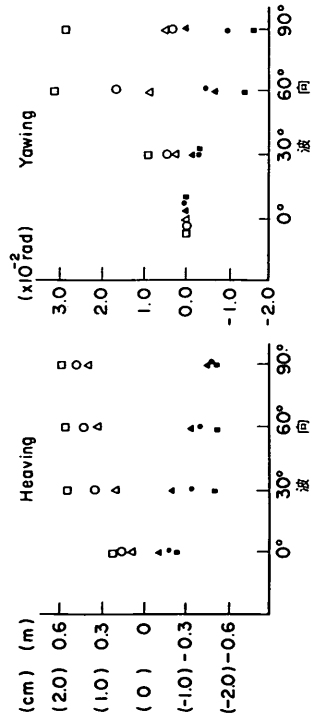
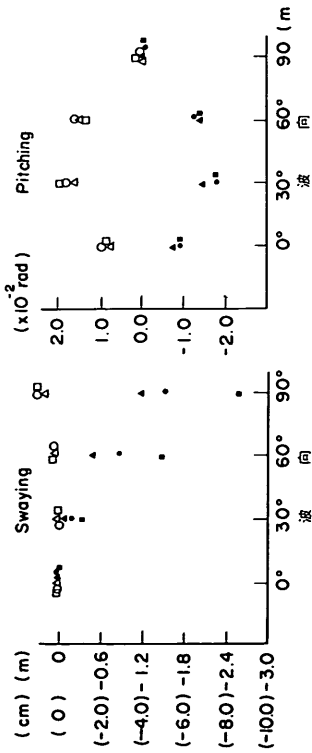
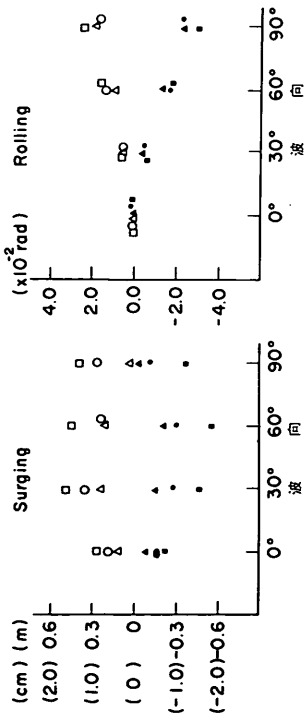


図-6.10 10000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/3}=0.5$ m, $T_{1/3}=8 \sim 12$ s, 波向 30° 60° 90° 風速 0 m/s)

10000 DWT, () 内は 1/30 模型の値
○ 最大値 ● 最小値

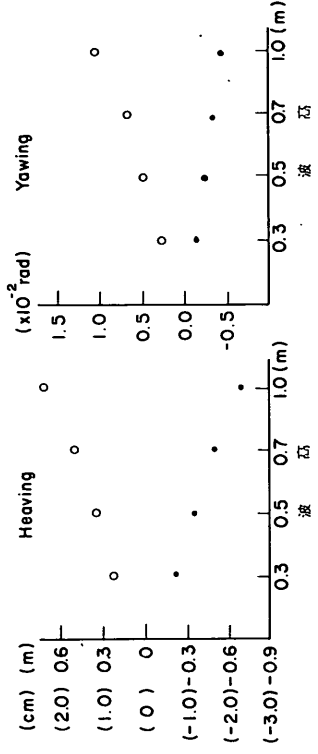
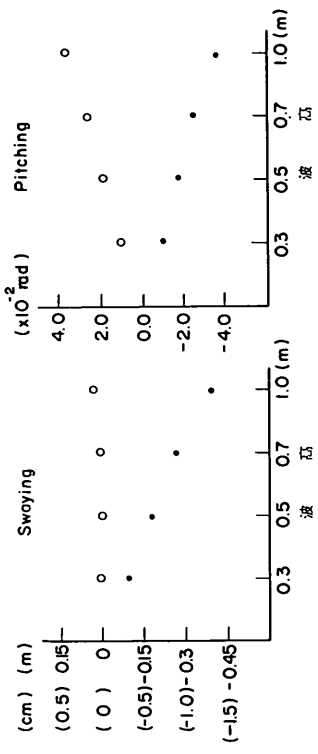
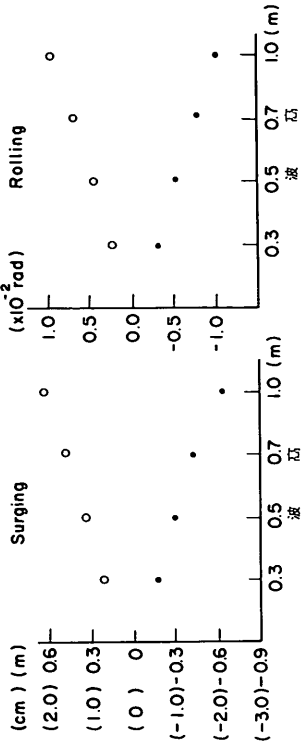
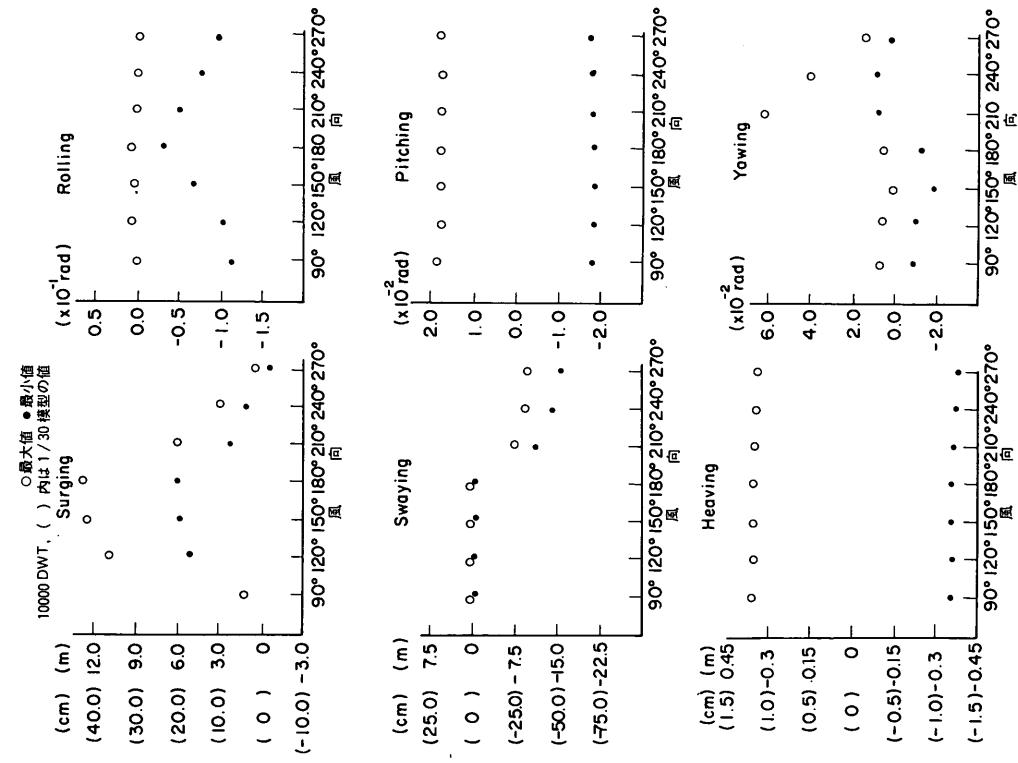
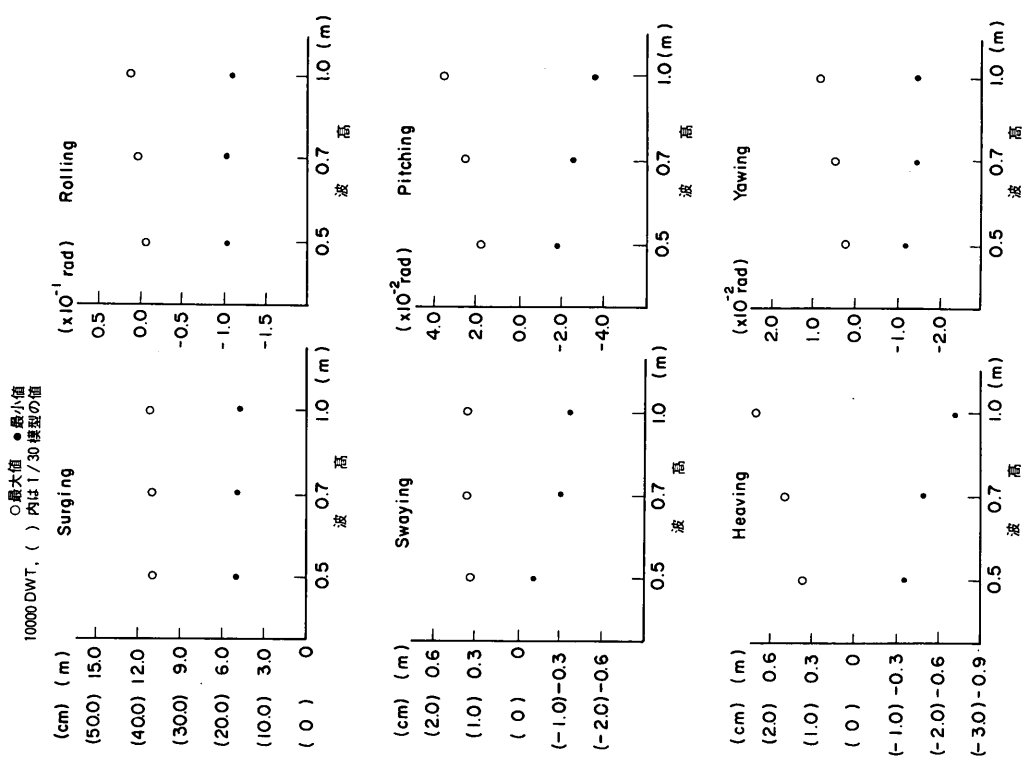


図-6.11 10000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/3}=0.3 \sim 1.0$ m, $T_{1/3}=10$ s, 波向 30° 風速 0 m/s)



図一 6.12 10000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
 ($H_{1/3}=0.5$ m, $T_{1/3}=10$ s, 波向 30° 風速 30 m/s, 風向 $90^\circ \sim 270^\circ$)



図一 6.13 10000 DWT 船舶の動揺量
 ($H_{1/3}=0.5 \sim 1.0$ m, $T_{1/3}=10$ s, 波向 30° 風速 30 m/s, 風向 120°)

10000 DWT, () 内は 1/30 模型の値
○ 最大値 ● 最小値

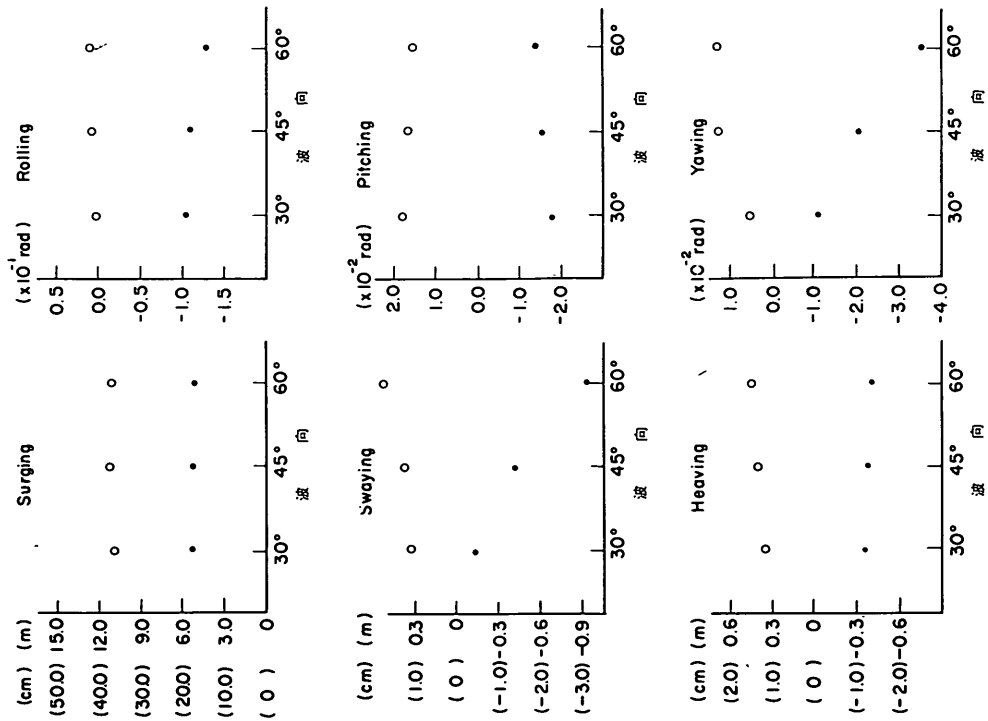


図 - 6.14 10000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/3}=0.5m$, $T_{1/3}=10s$, 波向 30° , 45° , 60° , 風速 $30m/s$, 風向 120°)

10000 DWT, () 内は 1/30 模型の値

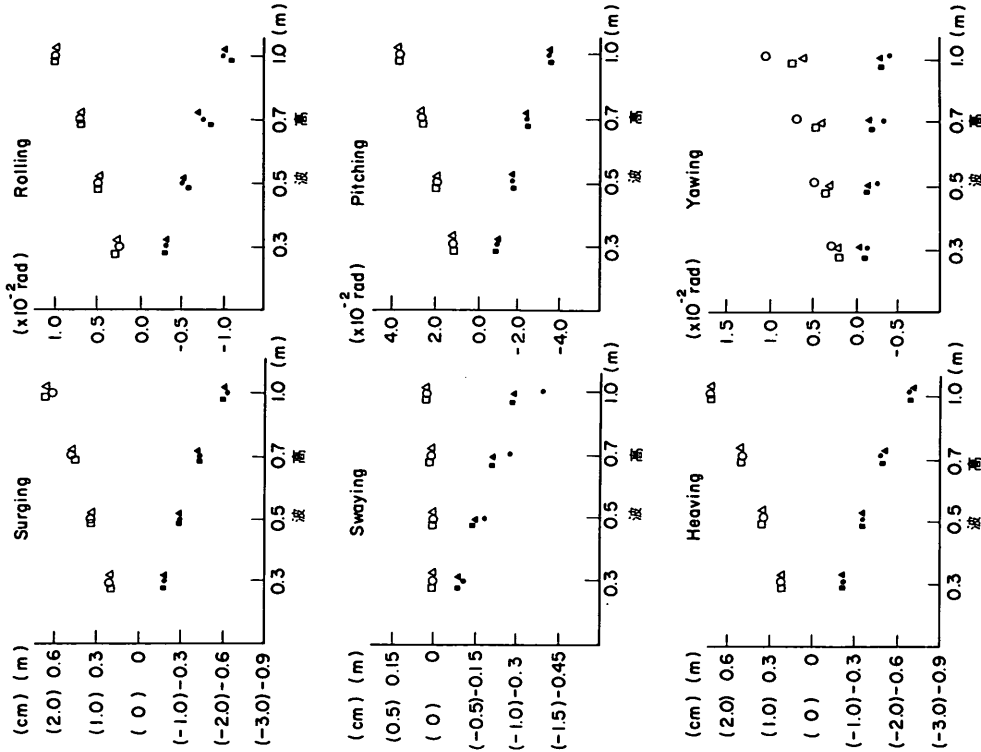


図 - 6.15 10000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/3}=0.3\sim 1.0m$, $T_{1/3}=10s$, 波向 30° , 風速 $0m/s$, 定反力型および反力増型防げん材)

防舷材	H	A 1800	A 2000
最大値	○	△	□
最小値	●	▲	■

防舷材	H	A 1800	A 2000
最大値	○	△	□
最小値	●	▲	■

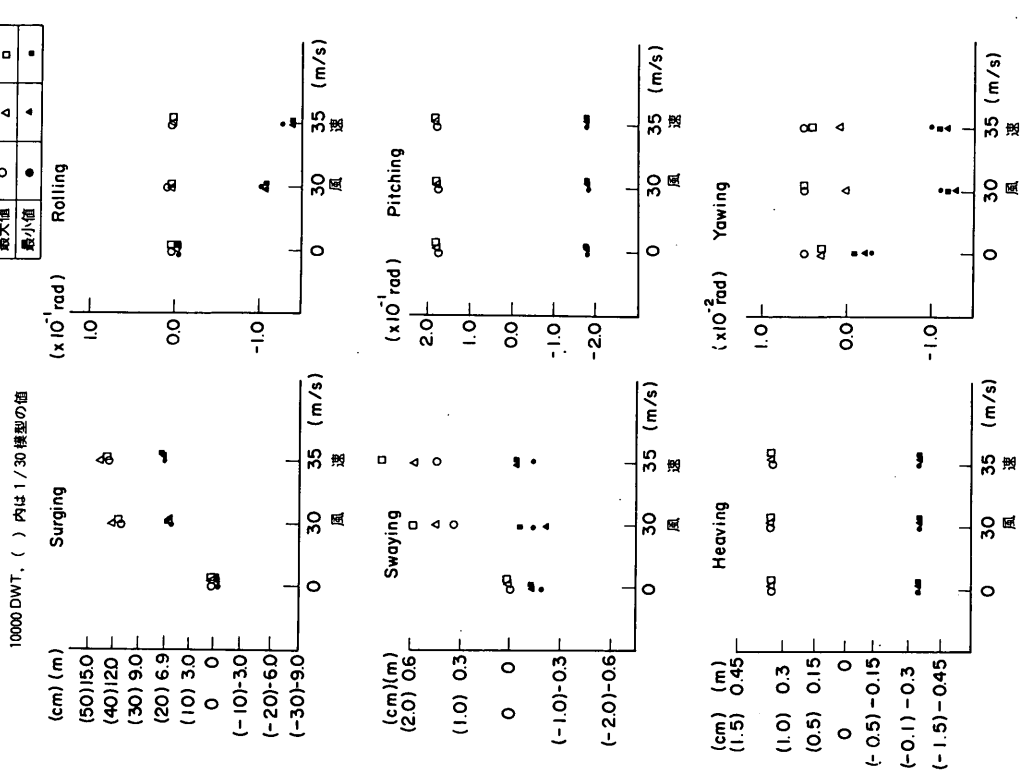


図-6.16 10000 DWT 船舶の動揺量(最大値)
($H_{1/3}=50\text{cm}$, $T_{1/3}=10\text{s}$, 波向 30° , 風速 $0\sim 35\text{m/s}$, 風向 120°)

る。風向が $210^\circ\sim 270^\circ$ になると、船舶は係船岸から大きく離され、風向が 270° の場合のスウェイングは $-15.8\sim -9.76\text{m}$ となる。

③ ヒービングおよびピッチング

ヒービングおよびピッチングは風向に対しては大きな変位がなく、それぞれ 0.36m および 1.0° である。

④ ローリング

ローリングは風向が 0° のときにいちばん小さく、 90° および 270° のときに大きくなる。風向が 90° のときは $-6.41^\circ\sim 0.06^\circ$ 、また風向が 270° のときには $-5.4^\circ\sim 0.11^\circ$ である。いずれの場合にも係船岸側へ傾斜する動揺量が多い。風向が $210^\circ\sim 270^\circ$ の場合にもこのような傾向があるのは一見奇異であるが、変動風を作用させている場合には、風速が大きくなると船舶は係船岸から離されそれに伴って張力が増大しているが、風が息をつくところの張力が効いて船舶は係船岸側へ引き戻される。このときに係船岸側へ傾くローリングの動揺量が大きくなるのである。この現象は実験でも確認されていてFBQH VIR 30 (波向 30° , 風向 270°), HBQH VIR 30 (波向 30° , 風向 240°)の場合がそれに当たる。4の図-4.123(c)および図-4.124(c)を参照するとその状態がよく理解できる。

⑤ ヨウイング

ヨウイングは、風向が $90^\circ\sim 180^\circ$ の間では 150° のときが多い。しかし全体として、動揺量が小さくかつ風向に対してあまり差がなく、おおよそ $-1.0^\circ\sim -0.5^\circ$ である。しかし風向が $210^\circ\sim 270^\circ$ の間ではやや大きくなる。計算した範囲内では風向が 210° の場合に最も動揺が大きく、 $0.5^\circ\sim 3.6^\circ$ となる。風向が $210^\circ\sim 270^\circ$ の範囲でヨウイングが大きくなるのは、ヨウイングモーメントが大きくなることと、船舶が係船岸から離されるため船舶が係留索のみで係留された状態になっていて、その場合係留索の変位復元力特性が柔らかいことなどが原因である。

⑥ 防げん材の反力および係留索の張力

表-6.17で風向が $90^\circ\sim 150^\circ$ および 180° について防げん材の反力を、また、風向が $120^\circ\sim 270^\circ$ について係留索の張力を調べてみると、防げん材反力はいずれの風向についても防げん材(2)の反力が防げん材(1)の反力より大きく、風向が 90° , 120° および 150° のとき、それぞれ、 139tf , 138tf および 138tf である。係留索の張力の最大は、風向が 270° のときに生じていて、係留索(4)で風速 30m/s に対して 45tf , 風速 35m/s に対して 64.3tf である。しかし、風向 210°

～270°の間では、係留索(2), (3), (4), (5)の張力は表-6.2に示した許容値を越える。これに対し、風向120°～180°の間では、係留索の張力は許容値以内にある。

(イ) 波高、波向に対する詳細な検討

① 動揺量

ここでは、風向120°、風速30 m/sについて、波高と波向が係岸船舶の動揺に及ぼす影響を調べる。周期10 s、波高0.5 m, 0.7 m, 1.0 mで、波向が30°, 45°, 60°について検討する。ここで、風向120°を選んだ理由は、風向90°のときと比べると、風向120°のときには防げん材の反力はやや小さい程度であり差がないことと、サージングとヨウイングが大きく、また、係留索の張力が大きいためである。

図-6.13は波高と動揺量との関係を示したものであるが、サージング以外の動揺成分は波高に比例して動揺量が大きくなっている。これと、図-6.11に示した風が作用していない場合の結果とを比較すると、サージング、スウェイングおよびヨウイングの動揺量が大きくなっている。しかし、ローリングは逆に小さくなっている。また、ヒービングとピッチングは変わらない。

図-6.14は波向と動揺量の関係を示したものであるが、サージング、ヒービングおよびローリングは波向30°～60°の間ではほぼ同一である。波向30°の場合には、それぞれ、5.1～11.1 m, 0.36 m, -5.84°～-0.46°である。これに対し、スウェイングとヨウイングについては、波向が大きくなると動揺量が増加し波向60°の場合には波向30°の場合の3倍以上にもなる。またピッチングの動揺量は波向が大きくなると減少するがあまり大きな変化ではない。波向30°の場合のスウェイング、ヨウイング、ピッチングの動揺量はそれぞれ-0.13～0.33 m, -1.03～0.29°, 1.08°である。

② 防げん材の反力および係留索の張力

表-6.17で防げん材の反力および係留索の張力を調べてみると波向60°の場合には防げん材(2)の反力が236 tfとなって表-6.6(b)に示す許容値を越える。しかし、波向30°～45°では防げん材の反力および係留索張力は許容値以内にある。

(ロ) 防げん材の変位復元力特性の相違による影響

ここでは、変位復元力特性の異なる防げん材を用いた場合の係岸船舶の動揺特性、防げん材の反力および係留索の張力などについて検討する。防げん材は先に述べた定反力型1600 mmの硬めの特性のものと、反力漸増型のもので高さ1800 mmのもの3個および高さが2000 mmのもの2個の3種とした。風がない場合には波向30°とし、周期10 sで波高0.3 m, 0.5 m, 0.7 m, 1.0 m, ま

た、風がある場合には、風向120°、風速30 m/s、波向30°、波周期10 s、波高0.5 mとした。

① 風がない場合

図-6.15は、風速0 m/s、波向30°、周期10 s、波高0.5 mで、防げん材の変位復元力特性の相違による動揺量の差異を示したものである。一般的にみて防げん材の変位復元力特性の相違による動揺量の差異は小さいといえる。ただし、スウェイングの係船岸から離される方向の動揺量とヨウイングの動揺量は、反力漸増型の防げん材(図中Aの記号で表したもの)を用いた場合には定反力型の防げん材(図中Hの記号で示したもの)を用いた場合より小さい。防げん材の反力および係留索の張力はいずれの場合も許容値以内にある。

② 風がある場合

図-6.16は波向30°、周期10 s、波高0.5 mで風向120°、風速0 m/s, 30 m/s, 35 m/sについて防げん材の変位復元力特性が異なる場合の動揺量の相違を示したものである。風がない場合と同様にサージング、ローリング、ピッチングは、いずれの風速についても防げん材の変位復元力特性の相違による動揺の差はない。しかし、スウェイングとヨウイングについては、風速30 m/s, 35 m/sの場合には差異が生じる。すなわち、スウェイングの防げん材が圧縮される方向の変位は、反力漸増型防げん材を用いた場合が定反力型防げん材を用いた場合より大きく、風速が大きくなるとますます増加する。また、ヨウイングもそれにつれて若干変化する。風速30 m/sのときのスウェイングの動揺量は定反力型防げん材1600 mmを2個、反力漸増型防げん材1800 mmを3個、および2000 mmを2個用いた場合のそれぞれについて、-0.13～0.33 m, -0.21～0.45 m, -0.07～0.59 mとなる。しかし、防げん材の反力および係留索の張力は、いずれの防げん材を用いた場合にも許容値を越えることはない。風速35 m/sの場合も同様である。

(ハ) 10000 DWT級の貨物船に対するまとめ

以上の検討の結果を取りまとめると、10000 DWT級の貨物船の係岸避泊の可能性について以下のことが言える。

① 波向30°、周期10 s、波高0.5 mの波、風向0°～180°、平均風速30 m/sの場合には、係岸避泊船舶の動揺による防げん材の反力および係留索の張力は許容値以内にある。

② また、波向30°の場合には、風速35 m/sであっても防げん材の変形は許容値を越えない。しかし、風向120°～180°に対しては、サージングが5～12 mにもなるので、この点についての配慮が必要になる。

③ 波向30°、周期10 s、波高0.5 m、風向180°

表-6.17 防げん材の反力, 係留索の張力(10000DWT)

ケース番号	防げん材 変位(1)	防げん材 変位(2)	防げん材 変位(3)	防げん材 反力(1)	防げん材 反力(2)	防げん材 反力(3)	係留索 張力(1)	係留索 張力(2)	係留索 張力(3)	係留索 張力(4)	係留索 張力(5)	係留索 張力(6)	備 考
1	JBQHVIR080500	0	0	0.111	0.077	0.098	0.024	0.020	0.007	0.064	定反力型 1600mm×2		
2	JBQHVIR100500	0	0	0.185	0.181	0.116	0.012	0.029	0.026	0.010	0.077		
3	JBQHVIR120500	0.001	0.001	0.381	0.317	0.158	0.013	0.033	0.027	0.010	0.097		
4	JBQHVIR080500	0.013	0.013	8.021	7.776	0.240	0.023	0.057	0.084	0.031	0.148		
5	DBQHVIR100300	0.005	0.010	3.191	6.353	0.161	0.019	0.046	0.074	0.028	0.110		
6	DBQHVIR100500	0.012	0.021	7.259	12.621	0.289	0.036	0.088	0.132	0.050	0.196		
7	DBQHVIR100700	0.014	0.028	8.710	17.254	0.394	0.042	0.105	0.190	0.071	0.284		
8	DBQHVIR101000	0.021	0.044	12.882	26.739	0.628	0.065	0.160	0.288	0.109	0.396		
9	DBQHVIR120500	0.014	0.024	8.312	14.940	0.404	0.057	0.155	0.279	0.086	0.234		
10	CBQHVIR080500	0.038	0.087	23.304	52.959	0.242	0.054	0.140	0.210	0.076	0.217		
11	CBQHVIR100500	0.039	0.090	24.110	54.985	0.340	0.061	0.185	0.343	0.159	0.434		
12	CBQHVIR120500	0.055	0.103	33.445	63.263	0.689	0.152	0.398	1.090	0.464	0.669		
13	ABQHVIR080500	0.155	0.181	94.477	110.763	0.272	0.106	0.327	0.395	0.135	0.272		
14	ABQHVIR120500	0.156	0.132	95.507	80.806	0.494	0.196	0.532	0.466	0.157	0.341		
15	ABQHVIR100500	0.149	0.159	90.868	97.263	0.814	0.464	1.214	2.075	0.782	0.857		
16	KBQHVIR100530	0.241	0.295	137.473	138.873	2.030	0.032	0.068	0.068	0.031	0		
17	DBQHVIR100530	0.192	0.246	117.663	137.602	0	0.164	0.569	0.543	0.147	21.866		
18	LBQHVIR100530	0.099	0.265	60.429	138.104	0	0.406	1.523	1.456	0.322	32.025		
19	MBQHVIR100530	0.089	0.134	54.622	81.830	0	0.552	1.959	1.794	0.457	33.315		
20	NBQHVIR100530	0	0	0	0	0	0.733	3.883	13.025	27.535	10.048	△	
21	HBQHVIR100530	0	0	0	0	7.629	8.779	27.674	43.630	17.034	25.945	△	
22	OBQHVIR100530	0	0	0	0	19.380	11.782	36.199	45.288	16.058	15.391	△	
23	OBQHVIR100535	0	0	0	0	30.152	17.694	53.871	64.315	22.023	19.910	△	
24	DBQHVIR100535	0.229	0.306	137.167	139.167	0	0.225	1.096	1.163	0.244	31.859		
25	DBQHVIR100730	0.192	0.362	117.638	140.827	0	0.177	0.688	0.559	0.153	22.095		
26	DBQHVIR101030	0.211	0.420	128.985	142.127	0	0.224	0.852	0.703	0.169	22.521		
27	LBQHVIR100530	0.219	0.531	133.686	145.020	0	0.276	0.735	0.562	0.160	21.797		
28	CBQHVIR100530	0.364	0.876	140.680	236.223	0	0.557	1.328	0.771	0.184	21.746	○	
29	DBQAVIR100530	0.230	0.400	40.305	64.614	102.477	0	0.081	0.013	0.005	22.673	定力漸増型 1800mm×3	
30	DBQAVIR100535	0.306	0.482	7.35	51.374	76.569	118.612	0	0.017	0.007	0.002	33.738	
31	DBQAVIR100300	0.006	0.006	0.015	1.410	1.307	3.328	0.148	0.039	0.061	0.023	0.101	
32	DBQAVIR100500	0.014	0.010	0.026	3.094	2.246	5.639	0.248	0.069	0.103	0.038	0.160	
33	DBQAVIR100700	0.015	0.016	0.030	3.277	3.530	6.700	0.344	0.039	0.097	0.142	0.226	
34	DBQAVIR101000	0.026	0.021	0.053	5.738	4.666	11.582	0.499	0.052	0.133	0.210	0.339	
35	DBQAVIR100530	0.329	0.697	67.013	122.963	0	0.171	0.632	0.539	0.143	22.046	反力漸増型 2000mm×2	
36	DBQAVIR100535	0.427	0.842	85.030	152.948	0	0.246	1.067	1.012	0.185	32.090		
37	DBQAVIR100300	0.007	0.014	1.947	3.240	0.152	0.017	0.043	0.062	0.023	0.101		
38	DBQAVIR100500	0.008	0.027	2.227	6.533	0.269	0.028	0.071	0.110	0.041	0.172		
39	DBQAVIR100700	0.016	0.043	4.374	10.306	0.387	0.040	0.102	0.150	0.056	0.263		
40	DBQAVIR101000	0.022	0.046	5.938	11.088	0.602	0.082	0.154	0.241	0.089	0.379		

～360°，風速30～35 m/sの場合には，船舶は係岸から最大15～17 m離され，一部の係留索の張力が許容値を越える。したがって，現在の錨船規則に従って船舶が装備する係留装置および係留索を用いて係岸避泊をしようとするれば，係岸側から吹く風に対する防風対策が必要となる。

④ 波向30°で検討したところ防げん材の変位復元力特性が異なっても係岸避泊船舶の動揺量に大きな差は生じない。また，定反力型防げん材および反力漸増型防げん材のいずれを用いても，係岸避泊船舶の動揺によって防げん材の変形が許容値を越えることはない。ただし，防げん材の高さが1600～2000 mmと大きくなるので，これが荷役に支障をきたすかどうかなどの検討が必要である。

⑤ 以上のことから10000 DWT級船舶の係岸避泊の限界条件は風が海側から作用する場合には風速35 m/s，波向30°，周期10 sの場合波高0.5 mとなるが，風が係岸側から吹く場合には風速30 m/sでも一部の係留索の張力が許容値を越えるので別途対策を講ずる必要がある。

c) 50000 DWT級の貨物船について

f) 風速が0 m/sの場合

① 動揺量

図-6.17は波高0.5 m，風速0 m/sの場合の船体動揺に及ぼす周期と波向の影響を調べたものである。スウェーイングは波向90°のときに最も大きく，とくに係岸から離される方向の動揺量が大きく，周期12 sのときには4.76 m，周期10 sのときには3.03 mである。またローリングは，周期10 sのときにいちばん大きく4.9°，ヨウイングは波向90°，周期12 sの場合が最も大きく4.1°～4.4°である。波向60°，周期12 sのときには-3.3～2.6°である。この場合のサージンは風などの定常力がないので，スウェーイングやヨウイングの動揺に伴って生じているものと考えられる。したがって，波向が60°や90°の場合の動揺量が波向が30°の場合より大きくなっている。ヒービングは波向30°～90°の間ではあまり差がないが，波向90°の場合が大きく，周期12 sで-0.53～0.59 m，周期10 sで-0.53～0.50 mである。ピッチングは波向0°～60°のときに大きく，たとえば波向30°で周期10 sのときには1.26°である。

これらの結果を10000 DWT級の貨物船の動揺計算結果と比べると，船型による差異が若干みられる。すなわち同一条件において5000 DWT級の貨物船のサージニング，スウェーイング，ローリング，ヨウイングの動揺量は10000 DWT級の貨物船の動揺量より大きい。ただし，ローリングは5000 DWT級の貨物船では周期10 sのときに最

も大きい，10000 DWTの貨物船では周期12 sのときに最も大きかった。しかし，ピッチングおよびヒービングの動揺量についてはあまり差がない。波周期については，10000 DWT級の貨物船の場合と同様，周期8～12 sの間では，ローリング以外は周期12 sのときの動揺量が最も大きい。波向に対する動揺特性の傾向は，10000 DWTの貨物船の場合とほぼ同じである。

図-6.18は風速0 m/s，波向30°，周期10 sで波高の異なる波が作用した場合の船舶の動揺量を比較したものである。動揺量はいずれの成分についても波高に比例している。風がない場合には波高1.0 mであっても動揺量は大きくない。

② 防げん材の反力および係留索の張力

表-6.18に示す防げん材(1)および(2)，ならびに係留索(1)(パウライン)の張力を見ると，風速0 m/s，波高0.5 mのときには，防げん材の反力の最大は防げん材(2)で生じ，波向90°，周期12 sの場合に最も大きく9.2 tfであって，波向60°，周期12 sの場合には防げん材(1)の反力が大きく6.08 tfである。また，係留索の最大張力は波向90°，周期12 sの場合に係留索(4)で生じ4.7 tfであるがいずれも表-6.2および表-6.6(b)に示した許容値以内にある。

したがって，ここでの検討結果から，波高0.5 mで周期12 sより短い波が90°以下の角度で入射する場合には係船が可能であること，また，周期10 sの波が30°の角度で入射する場合には，波高1.0 mの場合においても係船が可能であることがわかった。そこで，以下に周期10 sの波が30°～60°角度で入射するものとして検討した結果について述べる。

(a) 風向が船体動揺に及ぼす影響

図-6.19は，周期10 s，波高0.5 m，波向30°の波と風速30 m/sの風が90°，120°，150°，180°，210°，240°，270°の風向で作用した場合の船舶の動揺量を比較したものである。

① サージニング

サージニングは風向180°，150°，120°について210°の場合に大きい。風向が210°と150°とでは，風荷重は同じであるが，風向が210°のときは係岸側から，風向150°のときは海側から作用するという違いがあり，風向210°のときのサージニングが風向150°のときより大きい。当然のことながら，風向180°のときの動揺量が最も大きく，0.28～11.31 mである。ただし，動揺振幅は風向が120°や150°の場合と大差ない。つまり風向180°の場合はドリフト量が大きくなっているのである。

波周期	8 s	10 s	12 s
最大値	△	○	□
最小値	▲	●	■

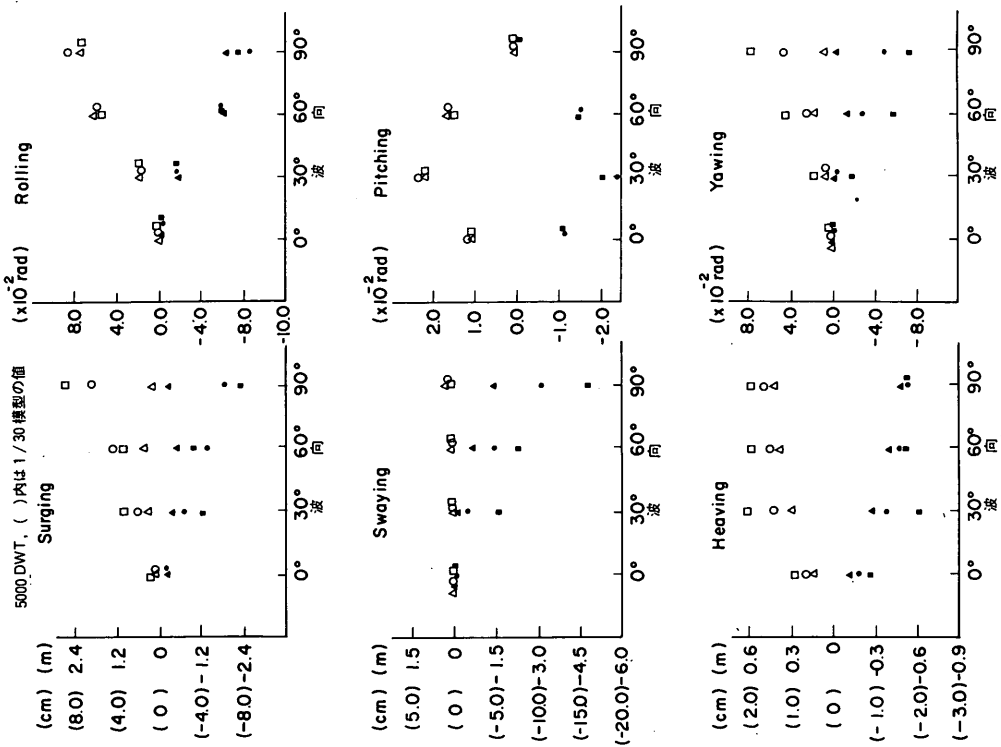


図 - 6.17 5000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/3}=50\text{cm}$, $T_{1/3}=8\sim 12\text{s}$, 波向 30° 60° 90° , 風速 0 m/s)

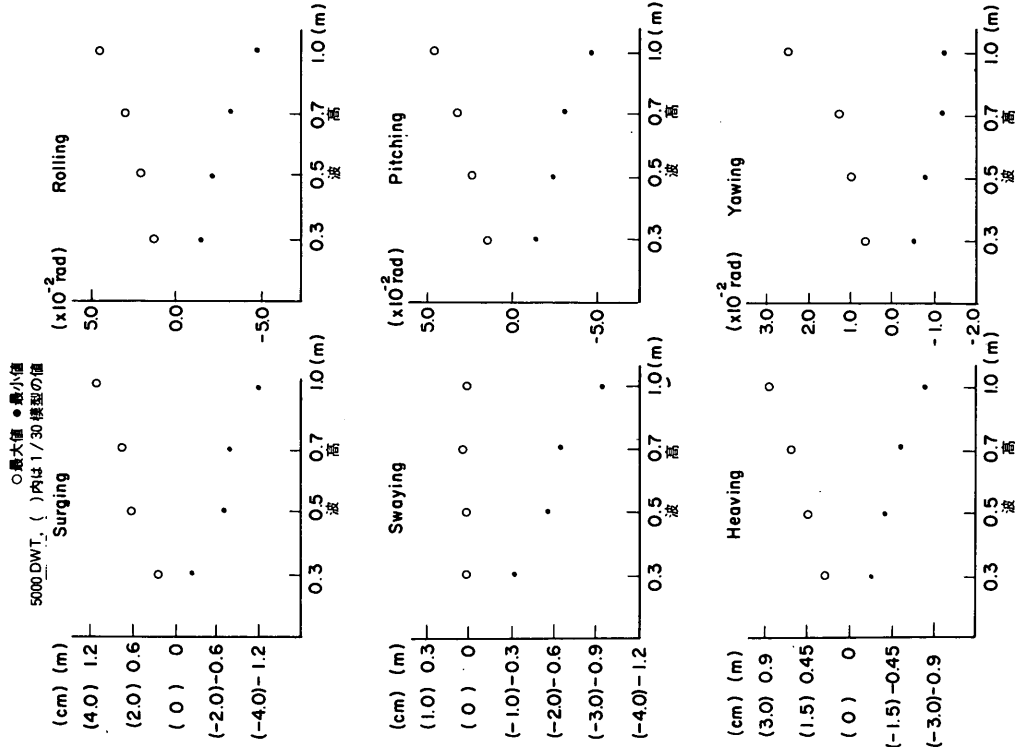


図 - 6.18 5000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/3}=30\sim 100\text{cm}$, $T_{1/3}=10\text{ s}$, 波向 30° , 風速 0 m/s)

5000 DWT. ()内は1/30模型の値
○最大値 ●最小値

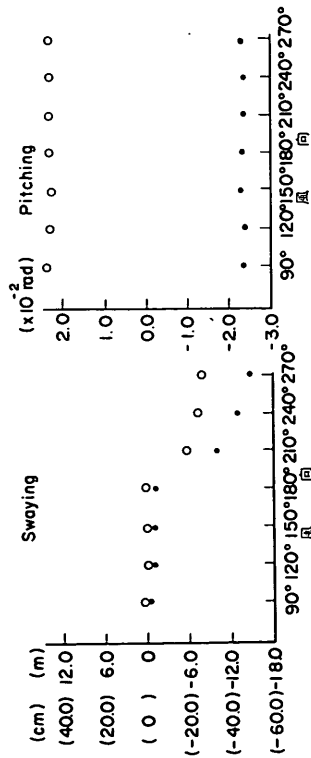
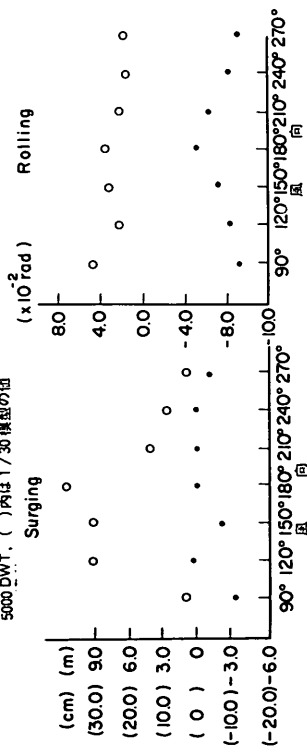


図-6.19 5000 DWT船舶の動揺量(最大値)
($H_{1/3}=50$ cm, $T_{1/3}=10$ s, 波向30°風速30m/s, 風向90°~270°)

5000 DWT. ()内は1/30模型の値
○最大値 ●最小値

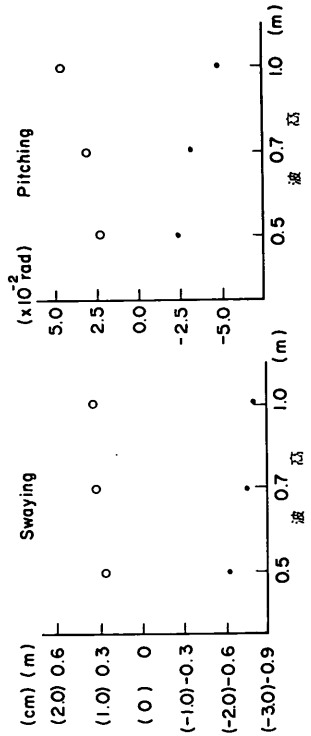
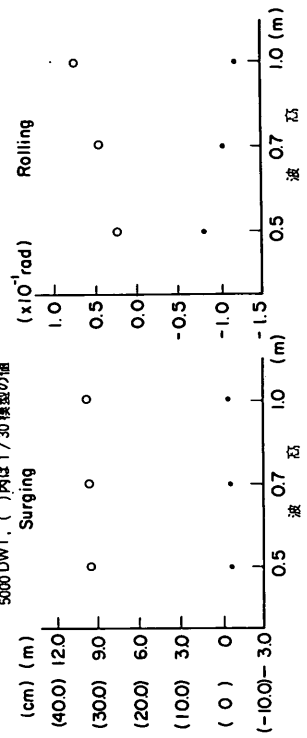


図-6.20 5000 DWT船舶の動揺量(最大値)
($H_{1/3}=50\sim 100$ cm, $T_{1/3}=10$ s, 波向30°風速30m/s, 120°)

防舷材	H	A 1500	A 1800
最大値	○	△	□
最小値	○	△	□

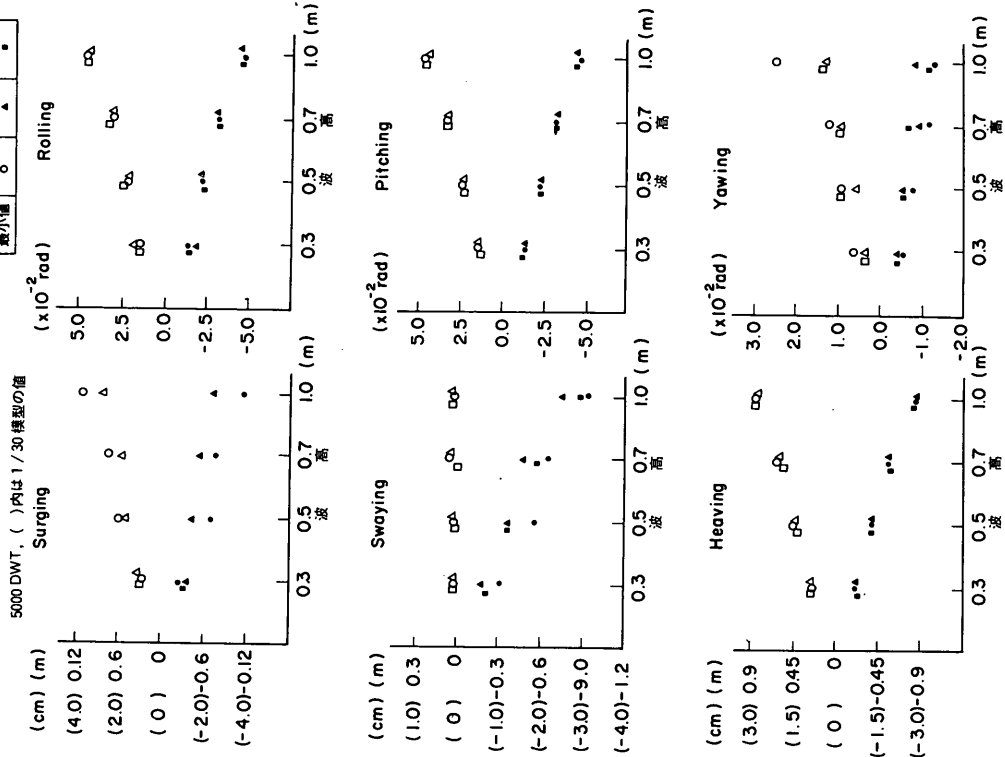


図-6.22 5000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
 ($H_{1/3} = 30 \sim 100 \text{ cm}$, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$, 風速 0 m/s , 定反力型および
 反力増増型防舷材)

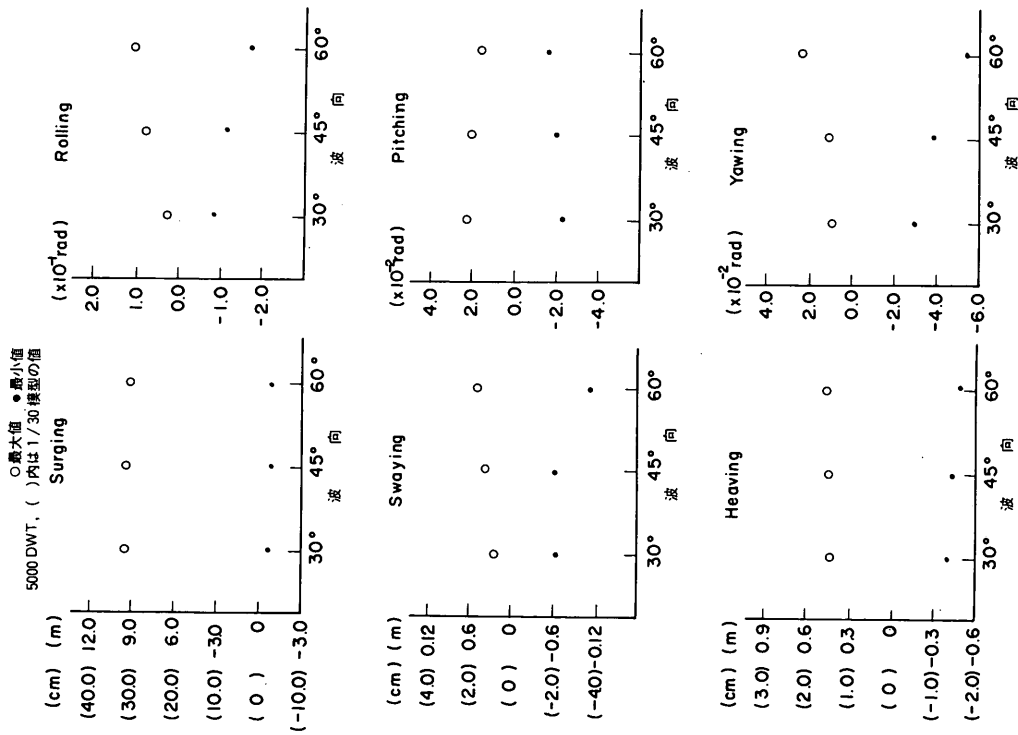


図-6.21 5000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
 ($H_{1/3} = 50 \text{ cm}$, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$, 波向 30° , 45° , 60° 風速 30 m/s , 風向 120°)

防舷材	H	A 1500	A 1800
最大値	○	△	□
最小値	○	△	□

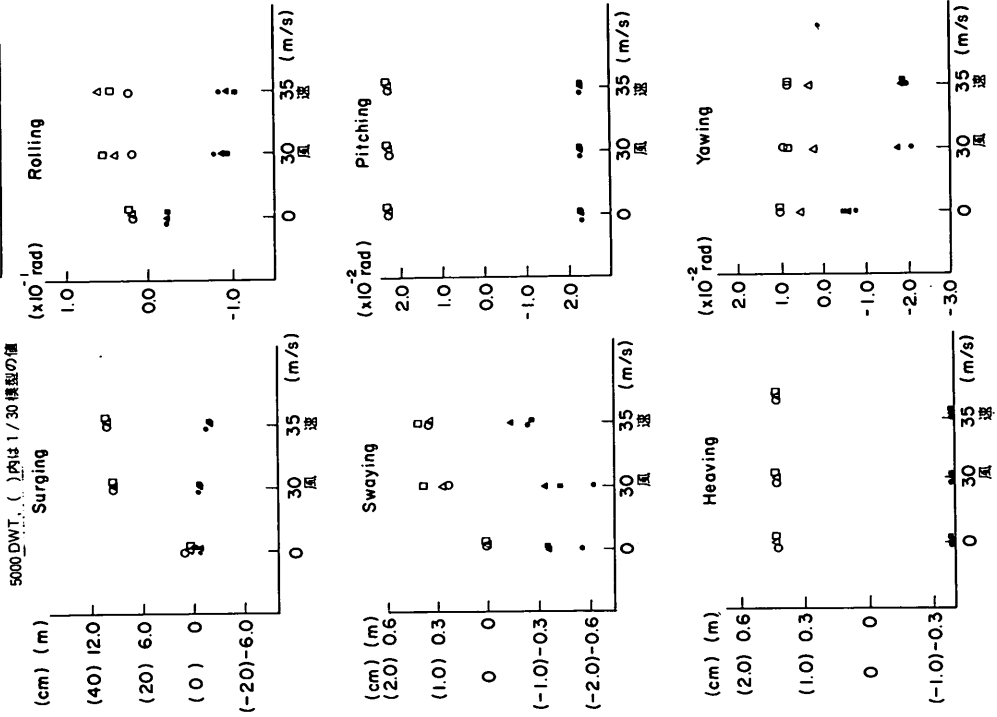


図-6.23 5000 DWT 船舶の動揺量(最大値)
($H_{1/3}=50\text{cm}$, $T_{1/3}=10\text{s}$, 波向 30° 風速 $0\sim 35\text{m/s}$, 風向 120°)

② スウェイング

スウェイングは風向が $90^\circ\sim 150^\circ$ の間では、係船岸に寄せられるような状態であり、また、風向が 180° の場合には、スウェイングの風荷重が小さいので動揺量が大きくない。海側から風が吹く場合には、係船岸に寄せられる方向の動揺量は風向 90° の場合に最も大きく 0.39m であるが、 10000DWT 級の貨物船と比べるとやや小さい。風が作用していると船舶が係船岸から離される量が小さくなるが、風向 150° の場合に最大で、 -1.14m である。この動揺量は 10000DWT 級の貨物船と比べると逆にやや大きい。風向が $210^\circ\sim 270^\circ$ になると、船舶は係船岸から大きく離され、風向が 270° の場合のスウェイングは、 $-14.61\text{m}\sim -8.1\text{m}$ となる。

③ ヒービングおよびピッチング

ヒービングおよびピッチングは風向に対しては大きな変化がなく、それぞれ、 $-0.41\sim 0.43\text{m}$ 、 1.32° である。

④ ローリング

ローリングは風向が 180° のときがいちばん小さく、 90° および 270° のときに大きくなる。風向が 90° のときには、 $-5.33^\circ\sim 2.69^\circ$ 、風向が 270° のときには $-5.10^\circ\sim 0.97^\circ$ である。いずれの場合にも、係船岸側へ傾斜する方向の動揺量が大きい。変動風を作用させている場合

には、風が息をつくとき、船舶が係留索の張力によって係船岸側へ引き戻されるが、このときに係船岸側へ傾く動揺量が大きくなるのである。

⑤ ヨウイング

ヨウイングは風向が $90^\circ\sim 180^\circ$ の間では、風向 150° のときに大きく、 $-3.38^\circ\sim 0.23^\circ$ である。また、風向 $210^\circ\sim 270^\circ$ の間では、風向 210° のときに大きく、 $-0.46^\circ\sim 3.67^\circ$ である。

⑥ 防げん材の反力および係留索の張力

風向が $90^\circ\sim 150^\circ$ および 180° について防げん材の反力を、また、風向が $120^\circ\sim 270^\circ$ について係留索の張力を調べてみると、防げん材の反力はいずれの場合も防げん材(2)の反力が防げん材(1)の反力よりもやや大きく、風向が 90° 、 120° 、 150° のとき、それぞれ、 91.9tf 、 91.3tf 、 89.6tf である。係留索の張力の最大は風向が 270° のときに生じて、係留索(4)で風速 30m/s に対し 30tf 、風速 35m/s に対し 93.7tf である。しかし、風向 $210^\circ\sim 270^\circ$ の間では、係留索(2)、(3)、(4)、(5)の張力は表-6.2に示した許容値を越える。これに対し、風向 $120^\circ\sim 180^\circ$ の間では、係留索の張力は許容値以内にある。

以上に述べたように風向に対する係船岸側の動揺特性

表-6.18 防げん材の反力, 係留索の張力 (5000 DWT)

ケース番号	防げん材 変位 (1)	防げん材 変位 (2)	防げん材 変位 (3)	防げん材 反力 (1)	防げん材 反力 (2)	防げん材 反力 (3)	係留索 張力 (1)	係留索 張力 (2)	係留索 張力 (3)	係留索 張力 (4)	係留索 張力 (5)	係留索 張力 (6)	備 考
1	JBQHVIR080500	0	0	0.205	0.127		0.114	0.009	0.022	0.018	0.007	0.094	定反力型 1250mm×2
2	JBQHVIR100500	0.001	0	0.416	0.224		0.144	0.010	0.026	0.022	0.009	0.113	"
3	JBQHVIR120500	0.001	0.001	0.554	0.301		0.189	0.010	0.027	0.022	0.009	0.127	"
4	DBQHVIR080500	0.015	0.027	7.380	13.595		0.299	0.026	0.070	0.145	0.055	0.336	"
5	DBQHVIR100300	0.016	0.016	8.187	8.143		0.185	0.036	0.096	0.125	0.045	0.209	"
6	DBQHVIR100500	0.032	0.030	16.072	15.129		0.499	0.074	0.203	0.205	0.078	0.431	"
7	DBQHVIR100700	0.037	0.037	18.712	18.664		0.606	0.075	0.206	0.249	0.092	0.512	"
8	DBQHVIR101000	0.044	0.075	22.203	38.033		0.873	0.089	0.239	0.471	0.207	0.903	"
9	DBQHVIR120500	0.044	0.070	22.500	35.581		0.888	0.120	0.327	0.527	0.209	0.609	"
10	CBQHVIR080500	0.053	0.081	26.980	41.307		0.348	0.086	0.241	0.338	0.123	0.401	"
11	CBQHVIR100500	0.095	0.084	48.140	42.887		0.994	0.275	0.670	0.499	0.218	0.838	"
12	CBQHVIR120500	0.119	0.110	60.771	56.178		1.575	0.709	1.729	1.293	0.515	1.290	"
13	ABQHVIR080500	0.114	0.118	58.032	59.822		0.310	0.122	0.363	0.388	0.130	0.310	"
14	ABQHVIR100500	0.193	0.179	89.300	89.028		1.229	0.801	1.928	1.844	0.736	2.212	"
15	ABQHVIR120500	0.243	0.343	90.295	92.275		3.031	1.224	3.152	4.696	1.909	4.143	"
16	KBQHVIR100530	0.223	0.321	89.897	91.844		3.450	0.075	0.196	0.116	0.046	0.623	"
17	DBQHVIR100530	0.182	0.293	89.097	91.296		0	0.173	0.485	0.480	0.149	22.038	"
18	LBQHVIR100530	8.548	14.581	90.385	90.738		10.729	3.383	5.675	0.849	0.234	31.221	"
19	MBQHVIR100530	0.074	0.149	37.819	75.778		0.373	0.607	1.838	1.494	0.443	37.377	"
20	NBQHVIR100530	0	0	0	0		1.302	3.544	10.465	17.021	6.155	22.188	"
21	HBQHVIR100530	0	0	0	0		7.752	6.443	19.481	26.308	8.997	21.436	"
22	OBQHVIR100530	0	0	0	0		17.153	8.736	26.347	30.126	10.057	14.496	"
23	OBQHVIR100535	0	0	0	0		27.138	14.004	41.553	44.162	14.342	20.650	"
24	DBQHVIR100535	0.219	0.350	89.819	92.459		0	0.260	0.851	0.759	0.221	28.333	"
25	DBQHVIR100730	0.204	0.367	89.527	92.748		0	0.302	0.757	0.479	0.151	22.231	"
26	DBQHVIR101030	0.370	0.430	92.808	94.003		0	0.361	0.910	0.688	0.223	22.604	"
27	JBQHVIR100530	0.242	0.528	90.277	95.946		0	0.236	0.653	0.526	0.159	22.038	"
28	CBQHVIR100530	0.407	0.755	93.541	195.388		0	0.545	1.444	0.882	0.332	21.702	○
29	DBQAVIR100530	0.187	0.306	27.404	42.273	63.930	0	0.194	0.648	0.486	0.150	0.338	反力漸増型 1500mm×3
30	DBQAVIR100535	0.291	0.413	40.381	55.782	82.048	0	0.314	0.997	0.888	0.267	0.226	"
31	DBQAVIR100300	0.017	0.007	2.976	1.211	3.959	0.242	0.025	0.068	0.093	0.034	0.178	"
32	DBQAVIR100500	0.031	0.018	5.468	3.258	5.727	0.321	0.039	0.105	0.147	0.083	0.324	"
33	DBQAVIR100700	0.052	0.025	9.269	4.418	8.693	0.397	0.068	0.184	0.215	0.081	0.507	"
34	DBQAVIR101000	0.050	0.035	8.831	6.153	11.415	0.578	0.065	0.180	0.329	0.119	0.626	"
35	DBQAVIR100530	0.325	0.584	54.004	92.593		0	0.161	0.542	0.540	0.160	22.470	反力漸増型 1800mm×2
36	DBQAVIR100535	0.370	0.649	60.423	103.279		0	0.246	0.816	0.994	0.313	29.609	"
37	DBQAVIR100300	0.025	0.021	5.521	4.681		0.193	0.033	0.091	0.078	0.029	0.231	"
38	DBQAVIR100500	0.029	0.042	6.480	9.284		0.349	0.042	0.118	0.200	0.075	0.339	"
39	DBQAVIR100700	0.041	0.045	8.994	9.977		0.446	0.057	0.162	0.212	0.076	0.453	"
40	DBQAVIR101000	0.061	0.070	13.424	15.328		0.604	0.097	0.264	0.334	0.124	0.581	"

が明らかになったが、これを、10000 DWT級の貨物船の場合と比べてみると、5000 DWT級の貨物船の場合には、ローリングの動揺量が10000 DWT級の貨物船の場合より大きくなっている。また、ヨウイングは逆に10000 DWT級の貨物船の場合より小さくなる。

(イ) 波高と波向に対する詳細な検討

① 動揺量

ここでは、風向 120° 、風速 30 m/s の場合について、波高と波向が係岸船舶の動揺に及ぼす影響を調べる。周期 10 s 、波高 0.5 m 、 0.7 m 、 1.0 m で、波高が 30° 、 45° 、 60° について計算を行う。

図-6.20は波高と動揺量との関係を示したものであるが、サージング以外の動揺成分は波高に比例して動揺量が大きくなっている。これと、図-6.18に示した風が作用していない場合の結果とを比較すると、サージング、スウェイング、ヨウイングの動揺量は大きくなっている。しかし、ローリングは逆に小さくなっている。また、ヒービングとピッチングは変わらない。

図-6.21は波向と動揺量との関係を示したものであるが、サージングとヒービングは波向 $30^\circ\sim 60^\circ$ の間ではほぼ一定である。波向 30° の場合には、それぞれ、 $0.60\sim 9.46\text{ m}$ 、 $-0.39\sim 0.43\text{ m}$ である。これに対し、スウェイング、ローリング、ヨウイングについては、波向が大きくなると動揺量が増加し、波向 60° の場合には波向 30° の場合の約3倍以上にもなる。また、ピッチングの動揺量は波向が大きくなると減少はするがあまり変化はない。波向 30° の場合のスウェイング、ヨウイング、ピッチングの動揺量は、それぞれ、 $-0.63\sim 0.26\text{ m}$ 、 $-1.72^\circ\sim 0.52^\circ$ 、 1.32° である。

② 防げん材の反力および係留索の張力

表-6.18で防げん材の反力および係留索の張力を調べてみると、波向 45° と 60° の場合には、防げん材(2)の反力が、それぞれ、 96 tf 、 195 tf となり、表-6.6(b)に示す許容値を越える。しかし、波向 30° では、防げん材の反力および係留索の張力は許容値以内にある。

(イ) 防げん材の変位復元力特性による影響

ここでは、変位復元力特性の異なる防げん材を用いた場合の係岸船舶の動揺特性、防げん材の反力および係留索の張力などについて検討する。防げん材は先に述べた定反力型 1250 mm の硬めのものと反力漸増型のもので高さが 1800 mm のもの3個および高さが 2000 mm のもの2個の3種とした。風向は 120° 、風速 30 m/s 、波向 30° 、周期 10 s 、波高 0.5 m とした。

① 風がない場合

図-6.22は、風速 0 m/s 、波向 30° 、周期 10 s 、波

高 0.3 m 、 0.5 m 、 0.7 m 、 1.0 m のときの防げん材の変位復元力特性の相違による動揺量の差異を示したものである。一般的にみて、防げん材の変位復元力特性の相違による動揺量の差異は小さいといえる。ただし、スウェイングについては係船岸から離れる方向の動揺量が、また、サージングとヨウイングの動揺量は反力漸増型防げん材(図中Aの記号で表したものを)を用いた場合には定反力型防げん材(図中Hの記号で表したものを)を用いた場合より小さい。防げん材の反力および係留索の張力はいずれの場合にも許容値以内にある。

② 風がある場合

図-6.23は波向 30° 、周期 10 s 、波高 0.5 m で、風向 120° 、風速 0 m/s 、 30 m/s 、 35 m/s について防げん材の変位復元力特性が異なる場合の動揺量の相違を示したものである。サージング、ヒービング、ピッチングについてはいずれの風速に対しても防げん材の変位復元力特性の相違による動揺量の差異は小さい。しかし、スウェイング、ローリング、ヨウイングについては風速 30 m/s と 35 m/s の場合に若干の差異が生ずる。すなわち、防げん材が圧縮される方向の変位は反力漸増型防げん材を用いた場合が定反力型防げん材を用いた場合より大きく、風速が大きくなるとますます増加する。また、ヨウイングもそれにつれて変化する。風速 30 m/s のときのスウェイングの動揺量は、定反力型防げん材 1250 mm を2個、反力漸増型防げん材 1800 mm を2個、 1500 mm を3個用いた場合のそれぞれについて、 $-0.63\sim 0.26\text{ m}$ 、 $-0.34\sim 0.28\text{ m}$ 、 $-0.42\sim 0.35\text{ m}$ となる。しかし、防げん材の反力および係留索の張力はいずれも許容値以内にある。これは、風速 35 m/s の場合についても同様である。

(イ) 5000 DWT級の貨物船に対するまとめ

以上の検討の結果を取りまとめると、5000 DWT級の貨物船の係岸避泊の可能性について以下のことが言える。

① 波向 30° 、周期 10 s 、波高 0.5 m の波で、風向 $0^\circ\sim 180^\circ$ 、平均風速 35 m/s の場合には、船舶の動揺による防げん材の反力および係留索の張力は許容値以内にある。

② ただし、その場合、風向 $120^\circ\sim 180^\circ$ に対し、サージングが $5\sim 12\text{ m}$ にもなるので、この点についての配慮が必要である。

③ 波向 30° 、周期 10 s 、波高 0.5 m 、風向 $180^\circ\sim 360^\circ$ 、風速 30 m/s 、 35 m/s の場合には、船舶は係船岸から最大 $15\sim 17\text{ m}$ 離され、一部の係留索の張力が許容値を越える。したがって、現在の鋼船規則に従って船舶が装備する係船装置および係留索を用いて係岸

避泊をしようとするれば、係船側から吹く風に対する防風対策が必要となる。

④ 波向 30° で検討したところ、防げん材の変位復元力特性の相違によって係岸船舶の動揺量に大きな差は生じていない。また、定反力型防げん材および反力漸増型防げん材のいずれを用いても係岸船舶の動揺によって防げん材の変形が許容値を越えることはない。ただし、防げん材の高さが $1250\sim 1800\text{mm}$ と大きくなるのでこれが荷役に支障をきたすかどうかなどの検討が必要である。

⑤ 以上のことから 5000DWT 級の貨物船についての係岸避泊の限界条件は、風が海側から吹く場合には風速 35m/s 、波向 30° 、周期 10s の場合、波高 0.5m となるが、風が陸側から吹く場合には風速 30m/s でも一部の係留索の張力が許容値を越えるので別途対策が必要である。

d) 3000DWT 級の貨物船について

イ) 風速が 0m/s の場合

① 動揺量

ここでは、係岸船舶の波による動揺の特徴を把握しておく。

図-6.24は、波高 0.5m 、風速 0m/s の場合の船体動揺に及ぼす波周期と波向の影響を調べたものである。スウェイングは波向 90° のときに最も大きく、特に係岸から離れる方向の動揺量が大きく、周期 12s のときには、 3.27m 、周期 10s のときには、 2.99m である。また、ローリングは周期 12s のときにいちばん大きく、 $-6.47^\circ\sim 5.44^\circ$ である。ヨウイングは波向 90° 、周期 12s の場合が最も大きく、 $-4.47^\circ\sim 4.41^\circ$ である。この場合のサージンは風などの定常力がないのでスウェイングやヨウイングの動揺に伴って生じているものと考えられる。したがって、波向が 60° や 90° の場合の動揺量が波向 30° の場合よりも大きくなっている。この傾向は 10000DWT 級および 5000DWT 級の貨物船の場合と同様である。波向 60° の場合、周期 12s で、 $-1.34\sim 1.06\text{m}$ 、周期 10s で、 $-1.31\sim 1.00\text{m}$ である。

ヒービングは波向 $0^\circ\sim 90^\circ$ の間ではあまり差がないが、 $-0.5\sim 0.7\text{m}$ である。ピッチングは波向 $0^\circ\sim 60^\circ$ の間で大きく、たとえば、波向 30° のときには周期 10s で、 $-1.83\sim 1.89\text{m}$ である。

これらの結果を 10000DWT 級および 5000DWT 級の貨物船の結果と比べると船型による差異が若干みられる。同一条件において、サージニング、スウェイング、ローリング、ピッチング、ヨウイングなどの動揺量が大きくなっていることがわかる。

図-6.25は風速 0m/s 、波向 30° 、周期 10s で波高の異なる波が作用した場合の船舶の動揺量を比較したものである。動揺量はいずれの成分についても波高に比例している。

② 防げん材の反力および係留索の張力

表-6.19に示す防げん材反力および係留索の張力を見ると、防げん材の反力は波向 90° 、周期 12s の場合に大きく 76tf である。また、係留索の張力の最大は波向 90° 、周期 12s の場合に係留索(4)で生じ、 3.72tf であるが、いずれも表-6.2または表-6.6(b)に示した許容値以内にある。

(ロ) 風向が船舶の動揺に及ぼす影響

① 動揺量

図-6.26は周期 10s 、波高 0.5m 、波向 30° の波と、風速 30m/s の風が 90° 、 120° 、 150° 、 180° 、 210° 、 240° 、 270° の風向で作用する場合の動揺量を比較したものである。まず、サージンは風向が 180° 、 150° 、 120° の場合に大きい。風向が 210° と 150° とでは風荷重は同じであるが、風向が 210° のときは係岸側から、風向が 150° のときには海側から作用するという相違があり、 10000DWT 級および 5000DWT 級の貨物船の場合にも述べたように風向が 210° のときのサージニングが 150° のときよりも大きい。当然のことながら、風向 180° のときの動揺量が最も大きく、 $2.29\sim 8.69\text{m}$ である。

スウェイングは風向が $90^\circ\sim 150^\circ$ の間では船舶は係岸に寄せられるので動揺量は小さく、係岸から離される方向の動揺量の最大は風向 150° のときに、 -1.18m 、また、係岸に寄せられる方向の動揺量は風向 120° のときに 0.41m である。

ヒービングおよびピッチングは風向に対しては大きな変化はなく、それぞれ、約 0.48° および 1.83° である。ローリングは風向が 180° のときにいちばん小さく、 90° および 270° のときに大きくなる。風向が 90° のときには、 $-9.51^\circ\sim 3.78^\circ$ である。

② 防げん材の反力および係留索の張力

風向が $90^\circ\sim 180^\circ$ について防げん材の反力を、また、風向が $120^\circ\sim 270^\circ$ について係留索の張力を調べてみる。防げん材の反力の最大は 76.2tf である。係留索の張力の最大は風向が 270° のときに生じていて、係留索(4)で風速 30m/s に対し 28.3tf 、また風速 35m/s に対し 41.9tf である。しかし、風向 $210^\circ\sim 270^\circ$ の間では、係留索(2)、(3)、(4)、(5)の張力は表-6.2に示した許容値を越える。これに対し、風向 $120^\circ\sim 180^\circ$ の間では係留索の張力は許容値以内にある。

以上述べたように、風に対する3000 DWT級の係岸船舶の動揺特性が明らかになったが、これを、10000 DWT級および5000 DWT級の貨物船の場合と比べてみると、3000 DWT級の貨物船の場合にはローリングの動揺量がかなり大きくなっている。しかし、風が係岸側から吹く場合のスウェイングの動揺量は逆に小さい。

イ) 波高と波向に対する詳細な検討

① 動揺量

ここでは、風向120°、風速30 m/sについて、波高と波向が係岸船舶の動揺に及ぼす影響を調べる。周期10 s、波高0.5 m、0.7 m、1.0 mで、波向30°、45°、60°について計算する。

図-6.27は波高と動揺量との関係を示したものであるが、サージング、スウェイング、ヨウイングを除いて、波高に比例して動揺量が大きくなっている。これと、図-6.25に示した風が作用していない場合の結果とを比べると、サージングとヨウイングは風が作用した場合には大きくなっている。しかし、ローリングは逆に小さくなっている。また、ヒービングとピッチングは変わらない。

図-6.28は波向と動揺量との関係を示したものであ

るが、サージングとヒービングは波向30°~60°の間ではほぼ一定である。波向30°の場合には、それぞれ、-2.68~8.81 m、-0.46~0.48 mである。これに対しスウェイング、ローリング、ヨウイングについては波向が大きければ動揺量も増加する。しかし、その増加の程度は10000 DWT級および5000 DWT級の貨物船と比べて大きくはない。またピッチングの動揺量は波向が大きくなるとやや減少する。波向30°の場合のスウェイング、ヨウイング、ピッチングの動揺量は、それぞれ、-0.67~0.41 m、-0.95°~0.97°、-1.89°、-1.83°である。

② 防げん材の反力および係留索の張力

表-6.19で防げん材の反力および係留索の張力を調べてみると、波向60°の場合には防げん材(2)の反力が124 tfとなり表-6.6(b)に示す許容値を越える。しかし、波向30°~45°の場合の防げん材の反力および波向30°~60°の場合の係留索の張力は許容値以内にある。

(イ) 防げん材の変位復元力特性による影響

ここでは、変位復元力特性の異なる防げん材を用いた場合の係岸船舶の動揺特性、防げん材の反力および係留索の張力などについて検討する。防げん材は先に述べた

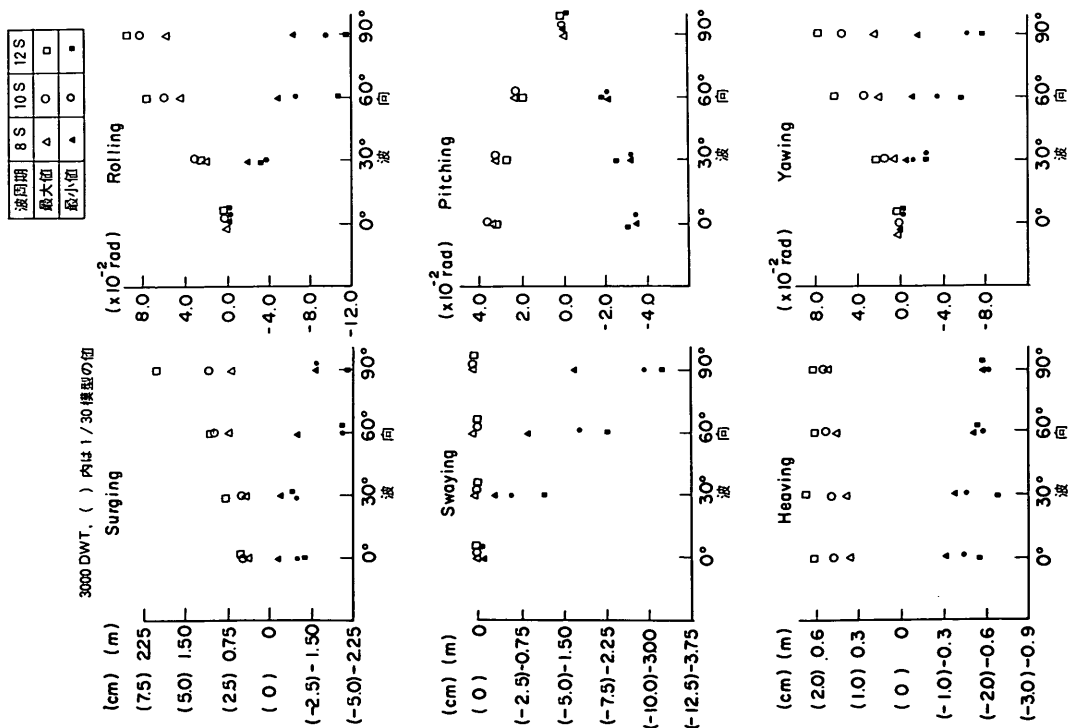


図-6.24 3000 DWT 船舶の動揺量(最大値)
($H_{1/3} = 50\text{cm}$, $T_{1/3} = 8 \sim 12\text{s}$, 波向30° 60° 90° 風速0 m/s)

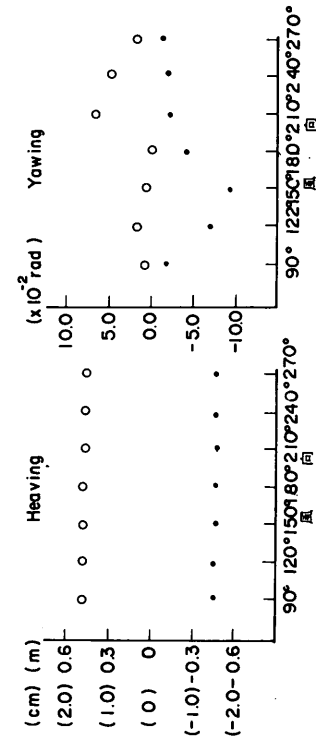
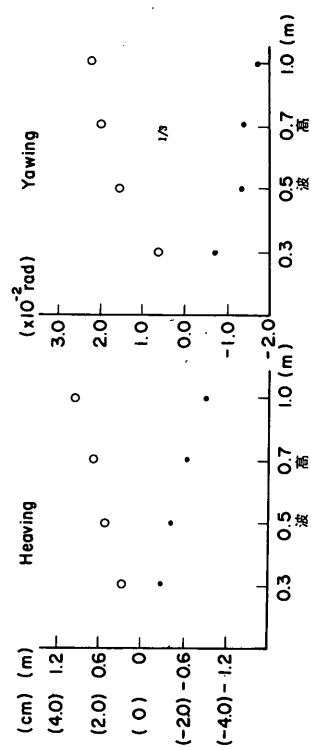
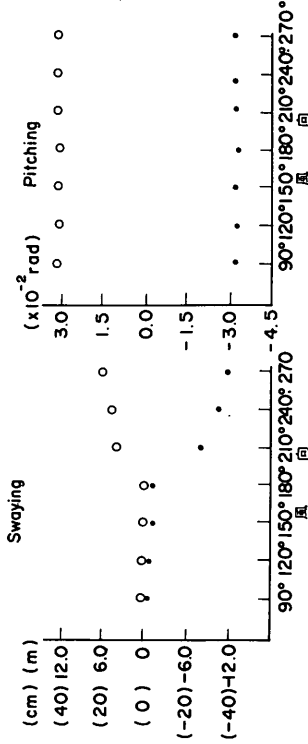
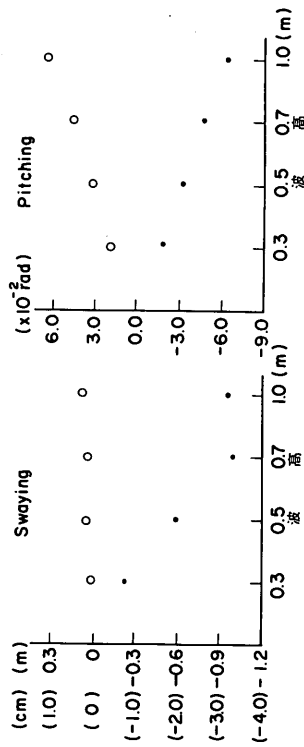
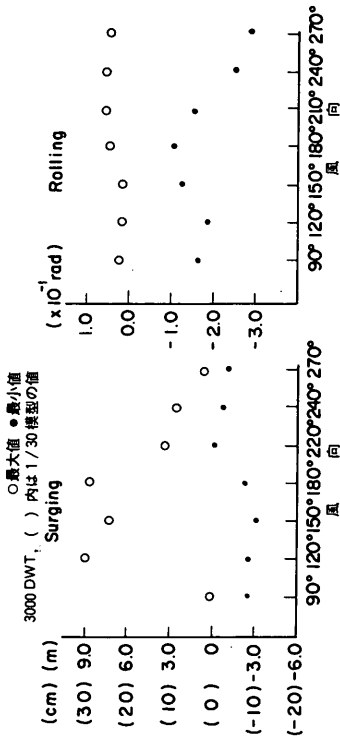
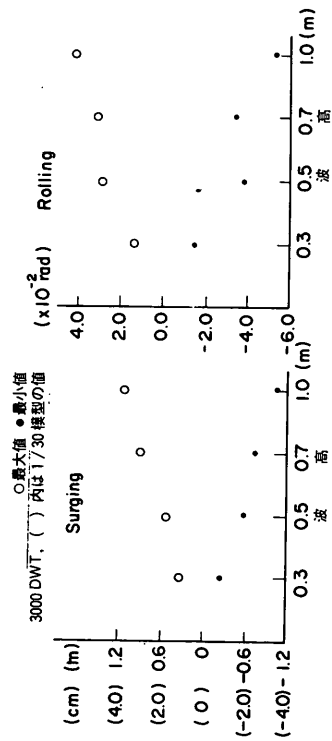


図-6.25 3000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/2}=30\sim 100$ cm, $T=10$ s, 波向 30° 風速 0 m/s)

図-6.26 3000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/2}=50$ cm, $T_{1/2}=10$ s, 波向 30° 風速 30 m/s, 風向 $90\sim 270^\circ$)

○最大値 ●最小値
 () 内は 1/30 模型の値

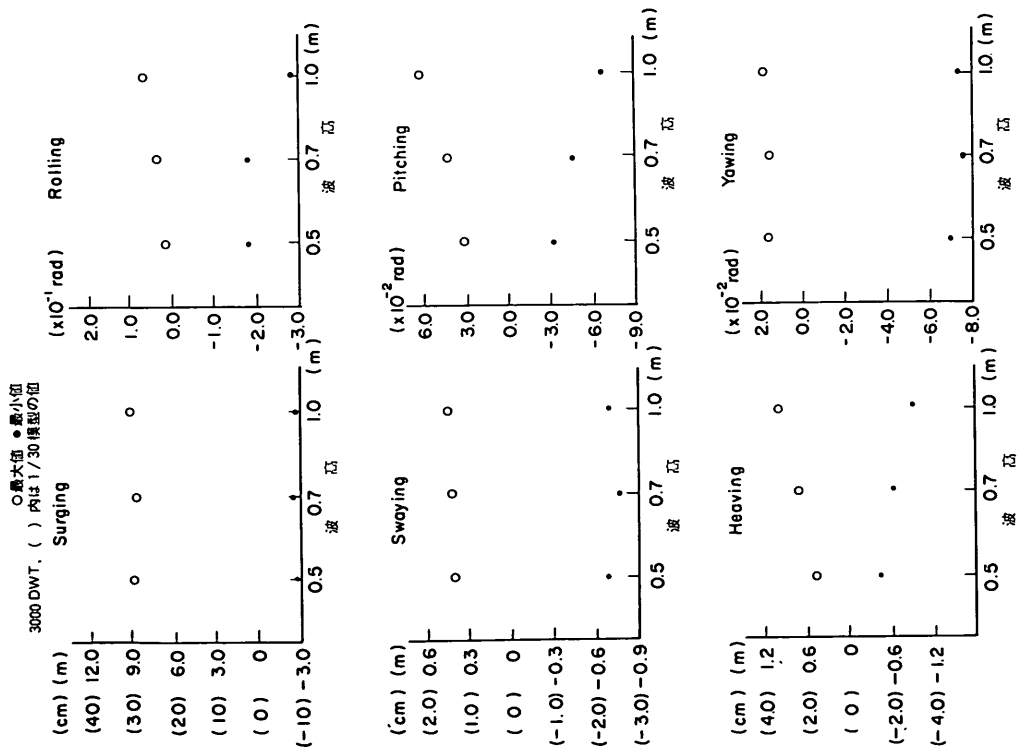


図-6.27 3000 DWT 船舶の動揺量(最大値)
 ($H_{1/3}=50\sim 100\text{cm}$, $T_{1/3}=10\text{s}$, 波向 30° 風速 30m/s , 風向 120°)

○最大値 ●最小値
 () 内は 1/30 模型の値

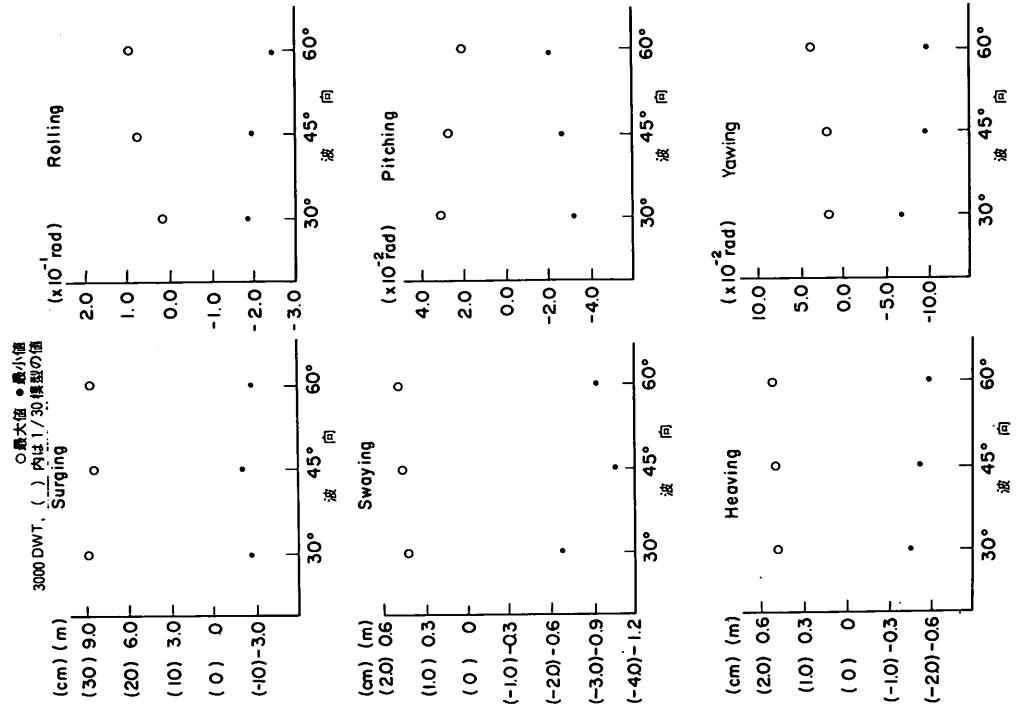


図-6.28 3000 DWT 船舶の動揺量(最大値)
 ($H_{1/3}=50\text{cm}$, $T_{1/3}=10\text{s}$, 波向 30° 45° 60° 風速 30m/s , 風向 120°)

防舷材	H	A 1500
最大値	○	△
最小値	●	▲

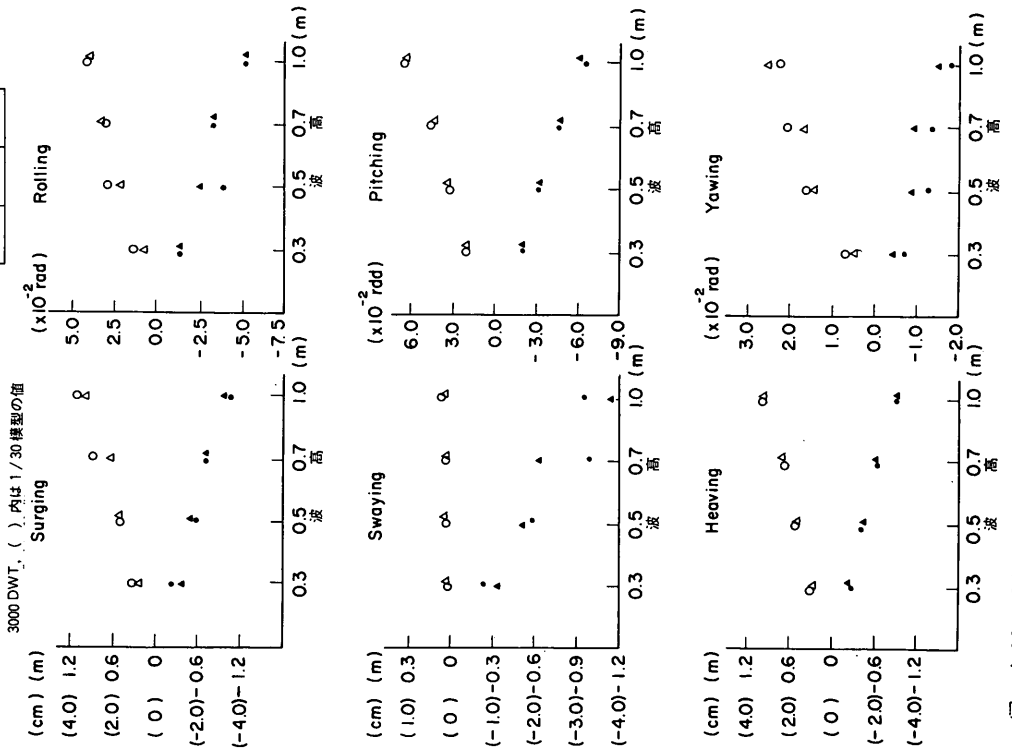


図-6.29 3000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
 ($H_{1/3}=30\sim 100$ cm, $T_{1/3}=10$ s, 風速 0 m/s, 定反力型
 および反力漸増型防げん材)

防舷材	H	A 1500
最大値	○	△
最小値	●	▲

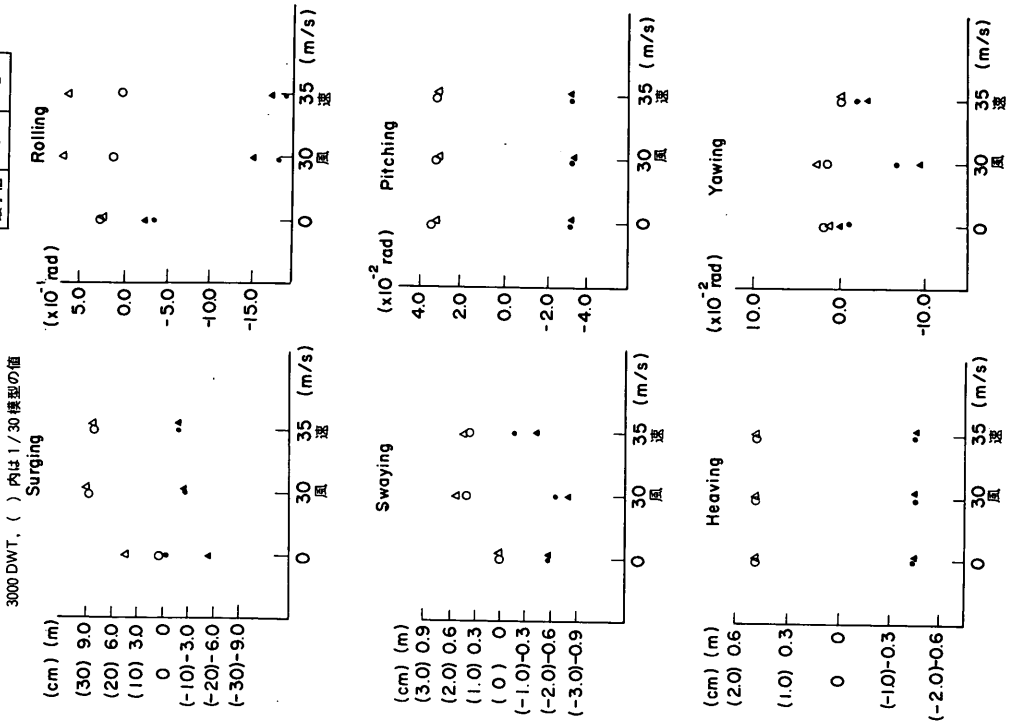


図-6.30 3000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
 ($H_{1/3}=50$ cm, $T_{1/3}=10$ s, 波向 30° , 風速 0 \sim 35 m/s, 風向 120°)

表-6.19 防げん材の反力, 係留索の張力 (3000 DWT)

ケース番号	防げん材 変位 (1)	防げん材 変位 (2)	防げん材 変位 (3)	防げん材 反力 (1)	防げん材 反力 (2)	防げん材 反力 (3)	防げん材 係留索 張力 (1)	防げん材 係留索 張力 (2)	防げん材 係留索 張力 (3)	防げん材 係留索 張力 (4)	防げん材 係留索 張力 (5)	防げん材 係留索 張力 (6)	備 考
1	JBQHVIR080500	0.001	0.001	0.357	0.305	0	0.154	0.014	0.066	0.030	0.012	0.125	定反力型 1150mm×2
2	JBQHVIR100500	0.002	0.001	0.827	0.664	0	0.177	0.014	0.069	0.031	0.012	0.146	"
3	JBQHVIR120500	0.002	0.002	1.004	1.135	0	0.206	0.016	0.067	0.037	0.013	0.147	"
4	DBQHVIR080500	0.014	0.025	6.386	11.479	0	0.365	0.048	0.169	0.156	0.057	0.322	"
5	DBQHVIR100300	0.013	0.017	6.004	8.024	0	0.225	0.043	0.149	0.122	0.044	0.213	"
6	DBQHVIR100500	0.023	0.040	10.619	18.679	0	0.451	0.073	0.224	0.328	0.116	0.371	"
7	DBQHVIR100700	0.034	0.055	16.061	25.642	0	0.606	0.101	0.317	0.527	0.202	0.532	"
8	DBQHVIR101000	0.033	0.057	15.219	26.736	0	0.802	0.103	0.386	0.480	0.186	0.842	"
9	DBQHVIR120500	0.046	0.029	21.628	13.586	0	0.513	0.163	0.456	0.324	0.114	0.514	"
10	CBQHVIR080500	0.046	0.091	21.659	42.687	0	0.459	0.101	0.304	0.376	0.131	0.493	"
11	CBQHVIR100500	0.089	0.104	41.733	48.425	0	0.967	0.377	0.990	1.105	0.398	0.733	"
12	CBQHVIR120500	0.051	0.143	23.988	66.904	0	1.488	0.481	1.269	2.317	0.900	2.189	"
13	ABQHVIR080500	0.099	0.124	46.443	58.109	0	0.562	0.139	0.422	1.012	0.351	0.581	"
14	ABQHVIR100500	0.205	0.198	75.872	75.790	0	2.160	0.907	2.137	2.742	0.971	1.959	"
15	ABQHVIR120500	0.209	0.197	75.923	75.776	0	3.095	1.187	3.164	3.738	1.373	4.089	"
16	KBQHVIR100530	0.172	0.234	75.471	76.223	0	2.061	0.035	0.106	0.082	0.032	0	"
17	DBQHVIR100530	0.184	0.211	75.616	75.952	0	4.242	0.558	1.499	0.704	0.198	26.081	"
18	LBQHVIR100530	0	0.215	0	75.999	0	0.115	1.211	3.077	0.376	0.104	15.701	"
19	MBQHVIR100530	0	0.132	0	61.945	0	0	0.646	1.921	0.986	0.241	25.302	"
20	NBQHVIR100530	0	0	0	0	0	2.608	3.123	9.198	14.661	4.882	20.634	"
21	HBQHVIR100530	0	0	0	0	0	8.261	5.488	17.480	23.540	7.472	22.215	" Δ
22	OBQHVIR100530	0	0	0	0	0	17.211	7.455	23.532	28.428	8.747	15.468	" Δ
23	OBQHVIR100535	0	0	0	0	0	23.731	9.145	29.410	41.936	11.895	28.046	" Δ
24	DBQHVIR100535	0.132	0.296	61.583	76.988	0	0	0.136	0.406	0.413	0.121	21.531	"
25	DBQHVIR100730	0.184	0.219	75.618	76.519	0	4.080	0.605	1.664	0.707	0.206	26.277	"
26	DBQHVIR101030	0.211	0.242	75.942	76.322	0	4.693	0.526	1.372	0.956	0.287	27.724	"
27	LBQHVIR100530	0.196	0.274	75.762	76.842	0	2.022	1.040	2.337	0.845	0.242	24.848	"
28	CBQHVIR100530	0.435	0.624	78.588	123.856	0	3.982	0.943	2.364	1.057	0.320	26.931	" ○
29	DBQAVIR100530	0.474	0.766	63.657	114.279	0	5.332	0.668	1.685	0.779	0.225	26.876	反力減型 1500mm×2 ○
30	DBQAVIR100535	0.371	0.733	50.437	106.000	0	0	0.299	0.734	0.458	0.131	22.179	"
31	DBQAVIR100300	0.021	0.023	3.723	4.164	0	0.282	0.032	0.096	0.122	0.043	0.187	"
32	DBQAVIR100500	0.030	0.054	5.276	9.577	0	0.493	0.059	0.180	0.313	0.111	0.361	"
33	DBQAVIR100700	0.050	0.045	8.973	7.972	0	0.521	0.088	0.265	0.286	0.102	0.598	"
34	DBQAVIR101000	0.053	0.105	9.459	17.115	0	0.954	0.112	0.343	0.782	0.295	0.791	"

定反力型1150mmの硬めの特性のもの、反力漸増型のもので高さが1500mmのもの2個の2種とした。風向は120°、風速30m/s、波向30°、周期10s、波高0.5mとした。

① 風がない場合

図-6.29は風速0m/s、波向30°、周期10s、波高0.3m、0.5m、0.7m、1.0mのときの防げん材の変位復元力特性の相違による動揺量の差異を示したものである。全般的にみて、防げん材の変位復元力特性の相違による動揺量の差異は小さいと言える。ただし、波高0.7mおよび1.0mについては船舶が係船岸から離れる方向の動揺量については、定反力型防げん材を用いた場合と、反力漸増型防げん材を用いた場合とでは、動揺量の大小関係が逆である。防げん材の反力および係留索の張力はいずれも許容値以内にある。

② 風がある場合

図-6.30は波向30°、周期10s、波高0.5mで、風向120°、風速0m/s、30m/s、35m/sについて、防げん材の変位復元力特性が異なる場合の動揺量の相違を示したものである。スウェィング、ローリングおよびヨウイングについては、風速30m/sと35m/sのときに防げん材の変位復元力特性の相違による動揺量の差異が生ずるが、全体的にみて大きな差はない。防げん材の反力および係留索の張力は一例を除いて許容値以内にある。防げん材の反力が許容値を越えるのは、反力漸増型防げん材を用いて風向120°、風速30m/s、波向30°、周期10s、波高0.5mの場合である。ただし、風速35m/sの場合に防げん材の反力が許容値以内にあることから考えるとやや理解しがたい。

③ 3000DWT級の貨物船に対するまとめ

以上の結果をまとめると3000DWT級の貨物船について以下のことが言える。

① 周期10s、波向30°~45°、波高0.5mで、風向0°~180°、平均風速35m/sの条件の場合には、船舶の動揺による防げん材の反力および係留索の張力は許容値以内にある。

② ただし、その場合、風向120°~180°に対しサージングが2~8mになるので、この点についての配慮が必要である。

③ 波向30°、周期10s、波高0.5m、風向180°~360°、風速30m/s、35m/sの場合には、船舶は係船岸から8~11m離され、一部の係留索の張力が許容値を越える。したがって、現在の鋼船規則に従って船舶が装備する係船装置および係留索を用いて係岸避泊しようとするれば、係船岸側から吹く風に対する防風対策が

必要である。

④ 波向30°で検討したところ、防げん材の変位復元力特性の相違による係岸船舶の動揺量の差異は大きくない。また、定反力型防げん材および反力漸増型防げん材のいずれを用いても係岸船舶の動揺によって防げん材の変形が許容値を越えることはない^{*}。ただし、防げん材の高さが1150~1500mmと大きくなるので、これが荷役に支障をきたすかどうか検討する必要がある。

⑤ 以上のことから、3000DWT級の貨物船については、係岸避泊の限界条件は、風が海側から作用する場合には風速35m/s、波向30°、周期10sの場合波高0.5mとなるが、風が陸側から吹く場合には一部の係留索の張力が許容値を越えるので別途対策が必要である。

e) 10000DWT級の貨物船に対する若干の補足検討
ここでは、図-6.3に示した係留索配置について検討した結果を示す。実際には、これらの検討は図-6.4に示した係留索配置についての検討に先だって実施したが、結果的には係留索配置を変更しているので、補足的に記述する。

⑥ 風向の影響の検討

図-6.31は波向30°、周期10s、波高0.5m、風速30m/sとして、風向90°、120°、150°、180°、210°、240°、270°について動揺量の検討を行った結果である。動揺の傾向は先に検討した図-6.4の係留索配置の場合とほぼ同じであるが、スプリングラインが効いているため、サージングおよびスウェィングが若干小さい。しかし、表-6.20の防げん材および係留索の張力をみると、風向120°~270°では係留索(3)、(4)、(5)、(6)の張力が許容値を越える。

⑦ 波高および波向の詳細な検討

ここでは、風向120°、風速30m/s、波向30°、周期10s、波高0.3m、0.5m、0.7m、1.0mについて動揺量を検討する。図-6.32は波高と動揺量の関係を示したものである。スウェィング、ヒービング、ピッチング、ヨウイングはおおむね波高に比例している。図-6.4の係留索配置に対するものと比較すると、サージングが若干小さいがその他はほぼ同じである。防げん材反力と係留索の張力はいずれも許容値以内にある。

図-6.33は波向と動揺量との関係を示したものである。ここでは、風向120°、風速30m/s、周期10s、波高0.5m、波向30°、45°、60°として検討した。スウェィングおよびヨウイングは波向が大きくなると増加し、ピッチングは逆に減少している。動揺量は図-

* 一例について許容値を越えるが若干矛盾があるので一応このようにする。

6.4の係留索配置の場合と大差ない。表-6.20をみると、波向45°および60°では、防げん材(2)の反力が許容値を越える。

(イ) 係船岸の構造の影響

ここでは、係船岸の構造として、棧橋やドルフィンなどの波の反射が少ない構造(透過性係船岸)と、直立岸壁などの波の反射がある構造(非透過性係船岸)とについて係船船舶の動揺の相違を調べる。ここでは、透過性係船岸については反射率を0、非透過性係船岸については反射率を1.0として検討した。

図-6.34は、風向120°、波向30°、周期10s、波高0.5mの場合に風速を20m/s、25m/s、30m/s、35m/sとして計算した結果である。サージングについては、係船岸の構造の相違による動揺量の差異はほとんどない。これは、サージングについては、風の影響が大きいためである。ヒービングとピッチングに関しては、透過性係船岸の場合のほうが動揺量が小さい。その比率は波向と船型によって異なると考えられるが、ここでの検討では透過性係船岸の場合には、非透過性係船岸の場合の約50%程度の動揺量であった。

スウイングとヨウイングについては風速20m/s、25m/sについては透過性係船岸のほうが、スウイングでは係船岸から離れる方向の動揺量が、また、ヨウイングでは船尾が係船岸に寄る方向の動揺量大きい。

この差は係船岸の構造の差によって生じたのではあるが、透過性係船岸ではスウイングの波力が非透過性係船岸よりやや大きいので、定反力型防げん材の非対称性の影響が非透過性係船岸の場合よりもいっそう大きく現れたものと考えることができる。ヨウイングの動揺の傾向は、そのようなスウイングの動揺に対応したものである。ローリングについては、透過性係船岸と非透過性係船岸における波力の差がそれほど大きくないので、スウイングやヨウイングほどは動揺量に差が生じていない。

(ロ) 船舶の載貨状態の影響

いままでは空載時を対象として検討をしていたが、ここでは満載時について比較検討する。

図-6.35は、満載時および空載時の船舶の動揺量の差異を示したものである。満載時には空載時と比べて波力は大きいけれど、風荷重は大幅に減少する。また質量が変化するので、各動揺成分によって、その影響の度合が異なっている。

サージングは、満載時のほうが空載時より動揺量が大きくなっている。満載時には空載時より風荷重が小さくなるにもかかわらず、動揺が大きいというのはやや理解に苦しむが、これは風向が120°であるため、サージ

ングの方向の風荷重が小さいのに対し、満載時であるためサージング方向の波力が相対的に大きくなったことと、質量の増加によって係留索のみかけの固有周期が長くなったためであると考えられる。空載時と満載時の動揺量は、それぞれ、3.33~6.48mおよび3.60~7.26mである。このときの係留索張力は係留索(4)で29.7tfであるから許容値を越えている。したがって、先にも述べたように係留索配置を変更するのが良い。

スウイングは、満載時の動揺量が非常に小さくなっている。これは風荷重が空載時に比べて減少しているためである。ヒービングは、満載時と空載時とでほとんど差がない。ローリングは、満載時には空載時に比べて非常に大きな動揺量を示す。風速30m/sおよび35m/sでは、それぞれ-5.8°~0.17°、-7.96°~0.46°である。ピッチングおよびヨウイングについては、満載時の動揺量は空載時より小さい。

防げん材反力をみると、風速30m/sおよび風速35m/sで、それぞれ最大109tf、110tfである。

以上のことより、満載時においても波向、風向に対しさらに検討をしておく必要はあるが係留索配置を変更すれば、係船避泊は可能と考えられる。

(ハ) 係留索配置及び初期張力の影響

前項までの検討で、若干の係留索配置の変更の必要が認められた。また、いままでの計算においては係留索の初期張力や、劣化の影響を見込んでいないので、それらの要因を考慮して数例の計算を行うことにする。

係留索の配置および条件は、以下に示すとおりである。

L1: 図-6.4に示した係留索配置で、新品のロープを用い初期張力を0とした場合(いままで計算に用いていた係留索配置)

L2: 図-6.3に示した係留索配置で新品の係留索を用い、初期張力を0とした場合

L3: 図-6.4に示した係留索配置で係留索が劣化し変位復元力特性が硬化した場合、すなわち、図-6.5に示した係留索の変位復元力特性で、伸びが30%以下の部分の特性をカットし、伸びが30%と40%の間の変位復元力特性の平均として変位復元力特性を与えたもの。

L4: 図-6.4に示した係留索配置で新品の係留索を用い、さらに、初期張力を係留索の10%ひずみに相当する値として与えた場合。

図-6.36は、波向30°、波高0.5m、周期10sで、風向270°、風速20m/s、25m/s、30m/s、35m/sとしたときの結果を示したものであるが、サージング、スウイング、ローリング、ヨウイングについては係留

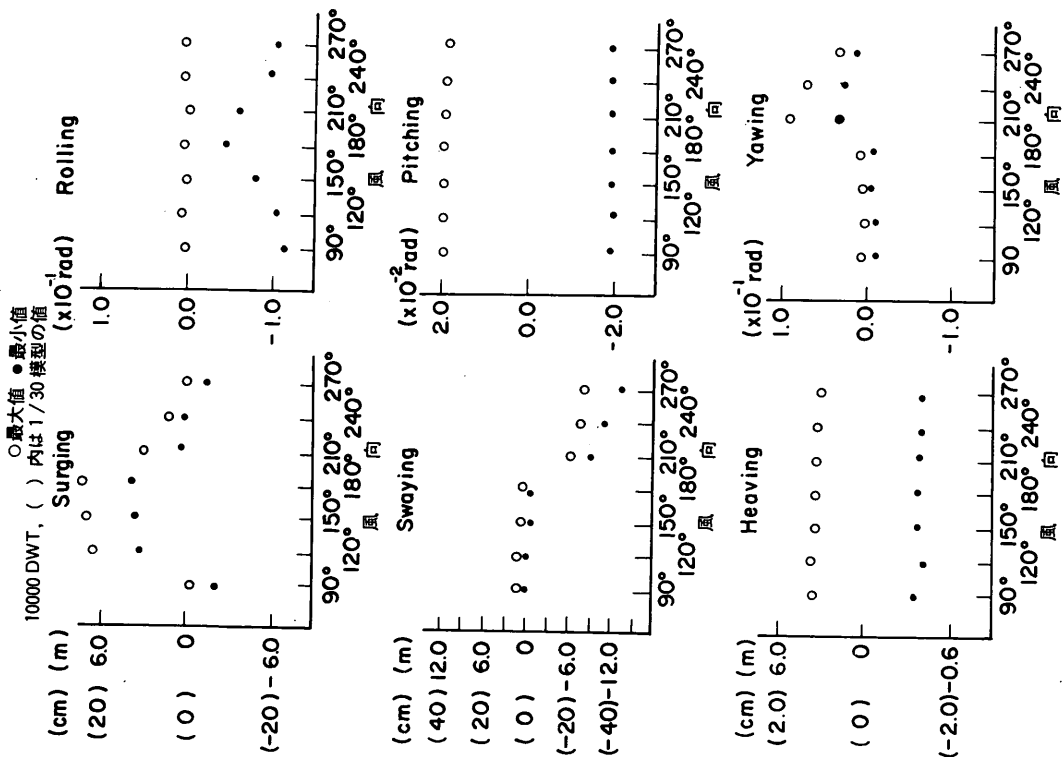


図-6.31 10000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/3}=0.5$ m, $T_{1/3}=10$ s, 波向 30° , 風速 30 m/s, 風向 $90^\circ \sim 120^\circ$)

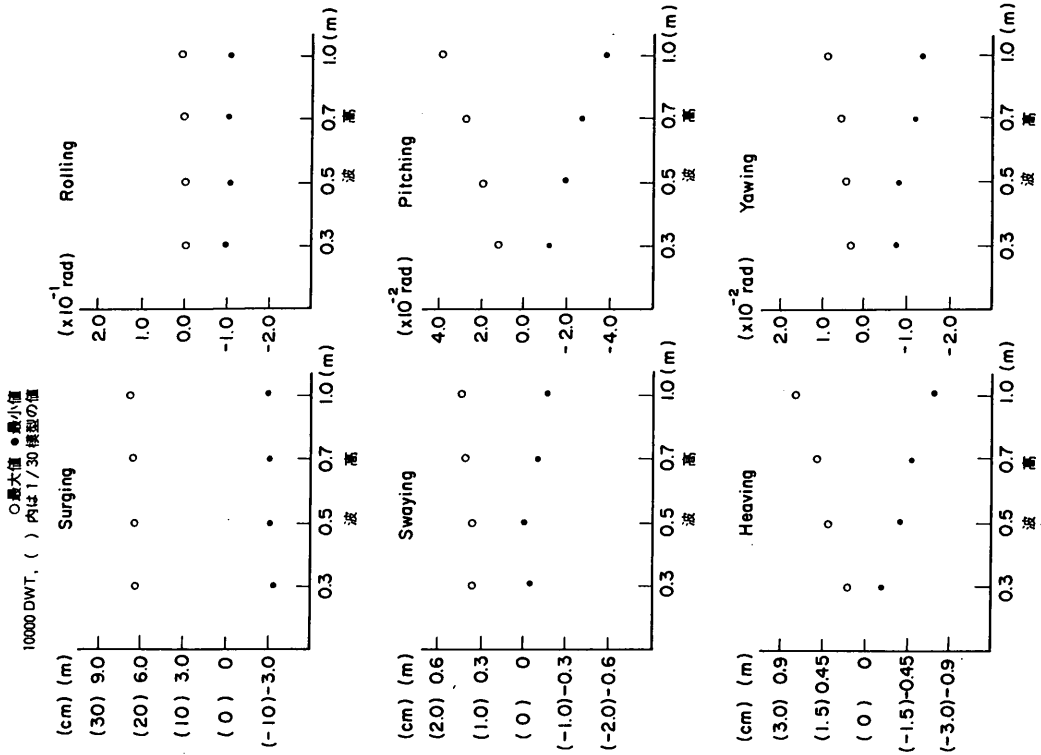
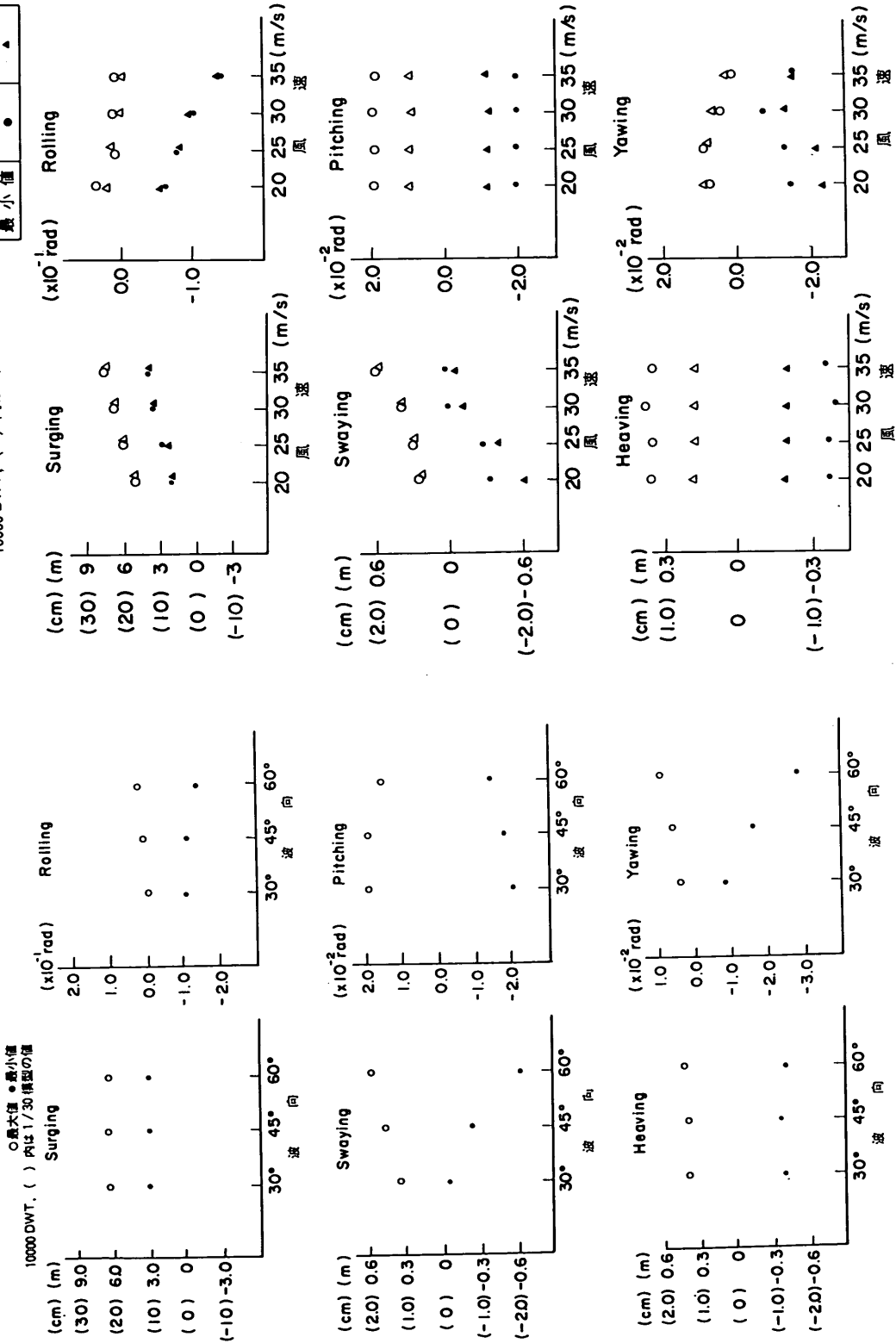


図-6.32 10000 DWT 船舶の動揺量 (最大値)
($H_{1/3}=0.3 \sim 1.0$ m, $T_{1/3}=10$ s, 風速 30 m/s, 風向 120°)

係船岸	非通過性	通過性
最大値	○	△
最小値	●	▲

10000 DWT, () 内は 1/30 模型の値



○最大値 ●最小値
10000 DWT, () 内は 1/30 模型の値

図-6.34 10000 DWT 船舶の動揺量(最大値)
($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=10\text{s}$, 波向 30° , 風速 30m/s , 風向 120°)

図-6.33 10000 DWT 船舶の動揺量(最大値)
($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=10\text{s}$, 波向 30° , 45° , 60° , 風速 30m/s , 風向 120°)

観覧状態	空載	満載
最大値	○	△
最小値	●	▲

10000 DWT, () 内は 1/30 模型の値

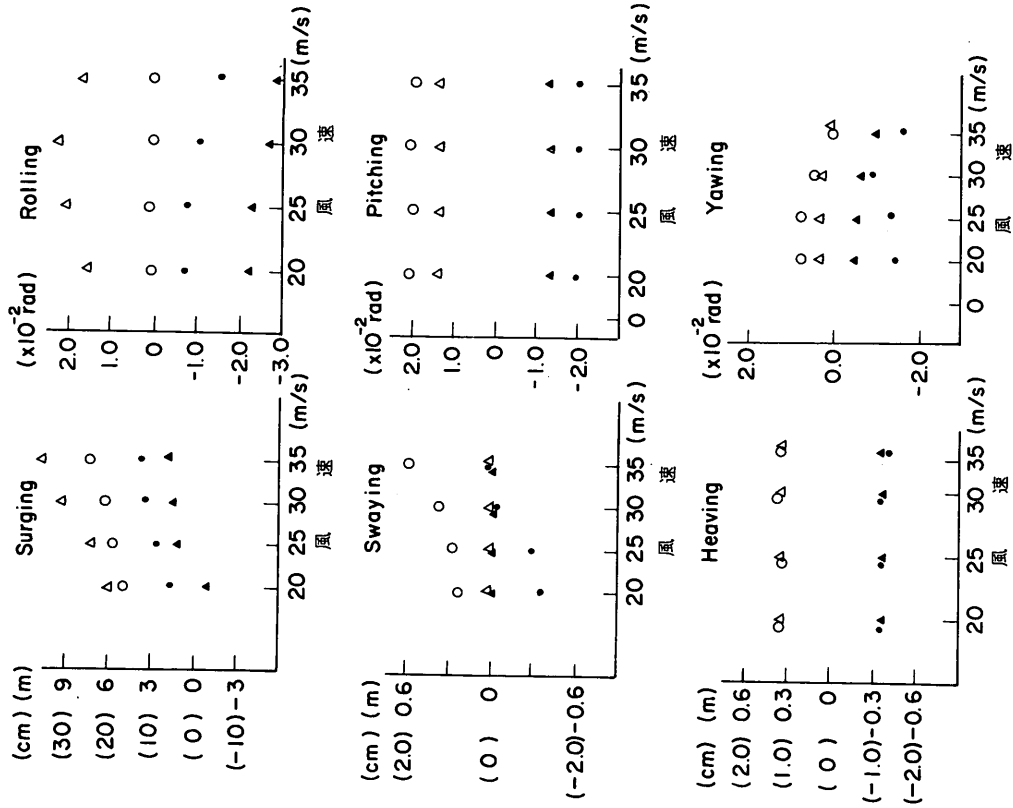


図-6.35 10000 DWT 船舶の動揺量 (最大値) ($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=10\text{s}$, 波向 30° , 風速 $0\sim 35\text{m/s}$, 風向 120°)

係船系	L1	L2	L3	L4
最大値	△	○	□	◎
最小値	▲	●	■	◎

10000 DWT, () 内は 1/30 模型の値

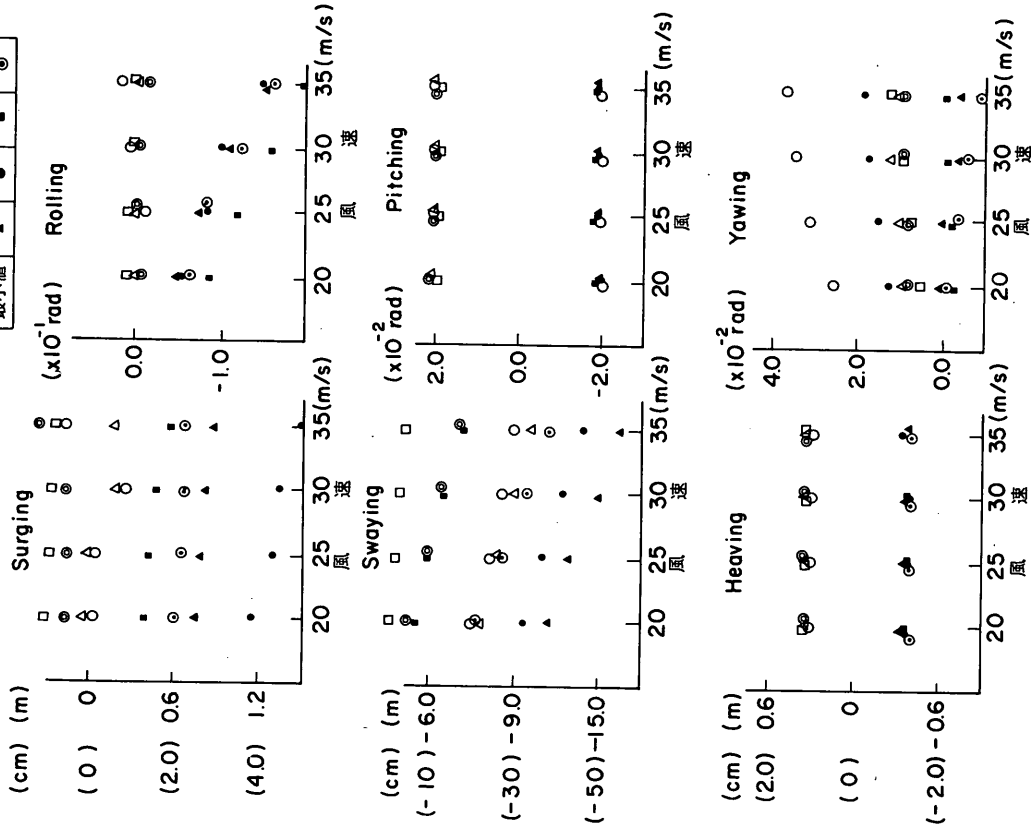


図-6.36 10000 DWT 船舶の動揺量 (最大値) ($H_{1/3}=0.5\text{m}$, $T_{1/3}=10\text{s}$, 波向 30° , 風速 $20\sim 35\text{m/s}$, 風向 120°)

表-6.20 防げん材の反力・係留索の張力(10000 DWT)
(図-6.3の係留索配置に対して)

No.	ケース番号	防げん材 反力(1)	防げん材 反力(2)	係留索 張力(1)	係留索 張力(3)	係留索 張力(4)	係留索 張力(5)	係留索 張力(6)	係留索 張力(8)	
16'	MBQH VIR100530	10854	11100	1.38	0.05	0	1.05	0.03	0	△
18'	LBQH VIR100530	81.65	10889	0	0.62	<u>2349</u>	0	0.22	8.91	△
19'	MBQH VIR100530	53.14	5840	0	0.35	<u>2867</u>	0	0.41	10.21	△
20'	NBQH VIR100530	0	0	0.81	3.59	<u>2344</u>	13.04	26.43	19.87	△
21'	HBQH VIR100530	0	0	3.05	7.53	<u>4666</u>	<u>3407</u>	<u>3723</u>	18.28	△
22'	OBQH VIR100530	0	0	7.83	14.15	<u>6056</u>	<u>4717</u>	<u>2990</u>	9.40	
23'	OBQH VIR100535	61.99	87.29	0	0.24	6.37	0	0.16	4.29	△
24'	DBQH VIR100535	102.47	115.40	0	0.22	<u>2508</u>	0	0.11	9.18	
25'	DBQH VIR100730	108.16	111.38	0	0.22	16.36	0.19	0.10	8.02	
26'	DBQH VIR101030	108.11	112.43	0	0.27	17.85	0	0.16	7.80	
27'	IBQH VIR100530	108.16	115.67	0	0.24	15.85	0	0.14	7.43	
28'	CBQH VIR100530	110.03	<u>179.25</u>	0	0.59	16.85	0	0.24	7.34	○
41	DBTH VIR100520	86.72	109.51	0	0.54	6.75	0	0.19	4.29	
42	DBTH VIR100525	99.98	109.81	21.60	0.41	10.88	0	0.16	5.67	
43	DBTH VIR100530	108.43	110.75	0	0.30	16.28	0	0.11	7.29	
44	DBTH VIR100535	108.24	<u>128.06</u>	16.20	0.30	<u>25.19</u>	0	0.14	8.99	○△
45	DFQH VIR100520	47.90	88.37	0	0.22	7.67	0	0.16	4.16	
46	DFQH VIR100525	56.54	108.03	0	0.27	11.29	0	0.19	5.16	
47	DFQH VIR100530	75.60	108.68	0	0.35	<u>19.14</u>	0	0.27	7.18	△
48	DFQH VIR100535	94.96	110.38	0	0.41	<u>29.75</u>	0	0.32	8.94	△
49	OBQH VIR100520	0	0	9.75	18.28	17.66	<u>18.93</u>	5.99	0	△
50	OBQH VIR100525	0	0	12.50	25.38	<u>24.92</u>	<u>26.54</u>	8.37	0	△
51	OBQH VIR100530	0	0	16.01	<u>36.02</u>	<u>33.56</u>	<u>35.48</u>	11.72	0	△
52	OBQH VIR100535	0	0	20.36	<u>49.65</u>	<u>44.68</u>	<u>47.12</u>	15.74	0	△
53	OBQH VIR100520	0	0	6.91	12.56	16.39	13.31	5.72	0	
54	OBQH VIR100525	0	0	9.15	19.17	<u>26.22</u>	<u>19.36</u>	7.94	0	△
55	OBQH VIR100530	0	0	12.10	25.81	<u>37.99</u>	<u>27.08</u>	9.96	0	△
56	OBQH VIR100535	0	0	16.17	<u>42.04</u>	<u>55.39</u>	<u>36.18</u>	12.67	0	△

△ 係留索の張力が許容値を越えたもの } アンダーラインを引いたもの
○ 防げん材の反力が許容値を越えたもの

索配置が船舶の動揺に及ぼす影響が現れている。スウェーピングとサージングについては、係留索配置や変位復元力特性を変えることによってドリフト量がかなり変化する。また、L3の係留索配置の劣化を考慮した場合には、他の条件の場合より動揺両振幅が小さくなっている。ただし、サージングについては、係留索配置を変えることによってドリフト量および動揺両振幅は小さくなっているが、それほど大きな差異はない。スウェーピングは、L1の場合にはL2よりドリフト量が増える。L2のときにはスプリングラインが計算において効いていたため

ある。しかし、スプリングラインの張力は大きく切断の恐れがある。係留索が切断すればL1の係留索配置よりもっと悪い状態になることが予想される。係留索配置を変えてもL4の場合のように初期張力を作用させれば、L2の場合よりドリフト量が減少する。また、係留索が劣化している場合には、係留索の変位復元力特性が硬くなっているため、その効果によって動揺量は減少する。ローリングはL3のときにやや動揺が大きくなるが、その他の条件では、ほぼ同一の動揺量である。また、ヨウイングの動揺量は係留索配置を変えることにより減少す

表-6.21 動揺計算結果

㊤ 10000 DWT (港内の長周期成分を考慮したとき)

(#, rad)

	風向	波向	サーズング	スウェイング	ヒーピング	ローリング	ピッチング	ヨウイング
DBQHVIR 100530	120°	30°	11.054	0.331	0.356	-0.008	0.018	0.005
			5.102	-0.131	-0.356	-0.102	-0.018	-0.012
DBQHVIR 100530L	120°	30°	9.928	0.300	0.424	-0.005	-0.018	0.006
			4.558	-0.153	-0.416	-0.098	-0.018	-0.011
DBQAVIR 100530	120°	30°	11.107	0.585	-0.355	0.002	0.018	0.005
			5.115	-0.071	-0.355	-0.107	-0.018	-0.015
DBQAVIR 100530L	120°	30°	9.968	0.527	0.424	0.003	0.018	0.005
			4.571	-0.057	-0.416	-0.106	-0.018	-0.014
OBQHVIR 100530	270°	30°	0.538	-9.784	0.344	-0.002	0.018	0.017
			-0.453	-15.809	-0.366	-0.095	-0.018	-0.002
OBQHVIR 100530L	270°	30°	0.532	-8.786	0.413	0.001	0.018	0.017
			-0.508	-14.218	0.424	-0.099	-0.018	-0.002

㊤ 5000 DWT (港内の長周期成分を考慮したとき)

(#, rad)

	風向	波向	サーズング	スウェイング	ヒーピング	ローリング	ピッチング	ヨウイング
DBQHVIR 100530	120°	30°	9.458	0.256	0.427	0.022	0.023	0.009
			0.603	-0.629	-0.393	-0.084	0.023	-0.030
DBQHVIR 100530L	120°	30°	8.554	0.265	0.491	0.033	0.023	0.006
			0.451	-0.432	0.435	-0.076	-0.024	-0.026
DBQAVIR 100530	120°	30°	9.588	0.385	0.424	0.052	0.023	0.008
			0.525	-0.424	-0.390	-0.092	-0.023	-0.021
DBQAVIR 100530L	120°	30°	8.672	0.316	0.489	0.052	0.022	0.076
			0.383	-0.373	-0.435	-0.089	-0.023	-0.019
OBQHVIR 100530	270°	30°	0.783	-8.095	0.418	0.017	0.023	0.010
			-1.432	-14.610	0.400	-0.089	-0.023	-0.006
OBQHVIR 100530L	270°	30°	0.872	-7.285	0.463	0.017	0.023	0.011
			-1.407	-13.14	0.443	-0.088	-0.023	-0.005

㊤ 3000 DWT (港内の長周期成分を考慮したとき)

(#, rad)

	風向	波向	サーズング	スウェイング	ヒーピング	ローリング	ピッチング	ヨウイング
DBQHVIR 100530	120°	30°	8.812	0.407	0.481	0.014	0.032	0.017
			-2.623	-0.669	-0.467	-0.182	-0.032	-0.069
DBQHVIR 100530L	120°	30°	8.011	0.3861	0.543	0.017	0.031	0.014
			-2.144	-0.740	0.454	-0.185	-0.033	-0.082
DBQAVIR 100530	120°	30°	8.954	0.528	0.479	0.072	0.031	0.026
			-2.547	-0.800	-0.459	-0.151	0.033	-0.091
DBQAVIR 100530L	120°	30°	8.119	0.540	0.540	0.076	0.031	0.020
			-2.641	-0.723	0.451	-0.173	-0.033	-0.073
OBQHVIR 100530	270°	30°	0.583	-5.998	0.468	0.044	0.032	0.017
			-0.946	-11.724	-0.473	-0.284	-0.031	-0.013
OBQHVIR 100530L	270°	30°	0.578	-5.403	0.529	0.045	0.032	0.022
			-0.848	-10.544	0.464	-0.288	-0.032	-0.019

る。

つぎに、係留索の張力を調べてみる。同じく表-6.20に風速30m/sおよび35m/sにおけるL1, L3, L4の条件で計算した係留索(1), (2), (3), (4), (5), (6)の最大張力を示している。風速30m/sおよび35m/sになると係留索(2), (3), (4), (5)の張力が許容値を越える。

f) 港内の長周期波を考慮した場合の検討

ここでは、5で示した港内の長周期波を考慮した修正されたプレットシュナイダー・光易の周波数スペクトルを用いて計算した結果を示し、長周期波を考慮しない場合の結果と比較する。計算は、波向30°, 周期10s, 波高0.5mで、風向120°, 風速30m/s, 防げん材として定反力型防げん材および反力漸増型防げん材を用いた場合と、波向30°, 周期10s, 波高0.5mで、風向270°, 風速30m/sおよび35m/sの条件で、10000DWT, 5000DWT, 3000DWT級の貨物船のそれぞれについて行う。

表-6.21は、その結果を対比して示したものである。ケース番号にLの記号をつけたものが長周期波を考慮した計算結果である。これらを見ると、長周期波を考慮した場合には、定反力型防げん材を用いた場合のスウェィングおよびヒービングの動揺量が若干大きくなるが、その他の動揺成分については、プレットシュナイダー・光易の周波数スペクトルを用いた場合の計算結果と大差ないことがわかる。

6.3 港内避泊バース整備の方策

(1) 概要

すでに、2で港内避泊の必要性を述べ、その検討の手段として、3で係岸船舶の動揺解析モデルを提示し、その数値シミュレーションによる解法を示した。水理模型実験結果および実船観測結果と比較すると、この動揺解析手法を用いて係岸船舶の動揺計算を行った結果は、一部に現象を十分に説明していないところもあるが、水理模型実験結果および実船観測結果とおおむね良好な対応が得られているので、この動揺解析手法を港内における係岸避泊のための港湾の施設整備の方策の検討に活用することができる。前節においては、当面の港内避泊の目標とされている、10000DWT級、5000DWT級および3000DWT級の貨物船について検討を行った。本節では、その結果をもとに荒天時における港内避泊のための港湾の施設整備の方策について述べる。先に2で述べたように、港内避泊に関する研究が、運輸省港湾局⁶⁾、所管の港湾建設局⁷⁾⁸⁾⁹⁾、日本海難防止協会、東京湾海難防止協会、伊勢湾海難防止協会¹⁰⁾などにおいても実施されている。

運輸省港湾局においては、昭和54年度から委員会を組織し、港内避泊対策調査を実施しているが、港内における係岸船舶の動揺解析の理論的および実験的研究を進めるとともに、荒天時の港内避泊のための指針の作成を行っている。筆者もこの委員会に参加している。ここでは、その成果の一部を引用し、港内の係岸避泊のための港湾の施設整備の方策について述べる。なお、すでに2において港湾の施設整備の方策についてあらかじめ述べているので、ここでは要点を取りまとめることにする。

(2) 施設計画の手順

港内における係岸避泊用係岸の計画の手順は、図-6.37のようになる。ここでは、このフローチャートにおいて、避泊バースの配置、構造、係船付帯設備等の配置および設計に関する事項について述べる。

イ) 外 施設および避泊バースの配置

避泊バースの法線の方向は、荒天時に予想される最強時の風速を船舶に対し係岸側正横から受けないように計画することが望ましい。とくに、係岸からの風によって船舶が係岸より大きく離れ、かつ、長周期の波を受けると、ローリングの動揺も大きくなり、また、係岸避泊船舶の係留索張力が大きくなり係留索の切断の恐れがある。

また、港外からの侵入波が船舶に対し正横から作用し、かつ、風が船舶を係岸に押し付ける方向に作用すると、船舶のスウェィングおよびローリングの動揺量が大きくなり、その結果、防げん材の変形量が増大し反力が大きくなる。このような状態を避けるためには、波の入射角と船舶とのなす角度、つまり、バース法線に対する波の入射角を小さくすることが必要であるが、波向がおおむね45°以下となるように外郭施設および係岸の法線を計画する必要がある。しかし、入射角があまり小さい場合には港外の波が回折せずに直接港内に侵入してくることを意味するのであるから、この点についての配慮が必要である。したがって、波の入射角はおおむね30°~45°程度となるようにするのがよいと考えられる。ただし、実船観測結果をみると、港内の波向は、反射波などの影響があって複雑であるので、数値シミュレーションによる検討をする際には、現地における波向について十分な調査を行う必要がある。

ロ) 防風対策

船舶が正横から強風を受けると、その風向によって、防げん材または係留索に大きな力がかかるので、できうる限り防風対策を施すことが必要である。係岸側からの風に対しては、地形、植栽、上屋等の建造物、ウインドスクリーン等によって防風を行うことが可能であって、運輸省

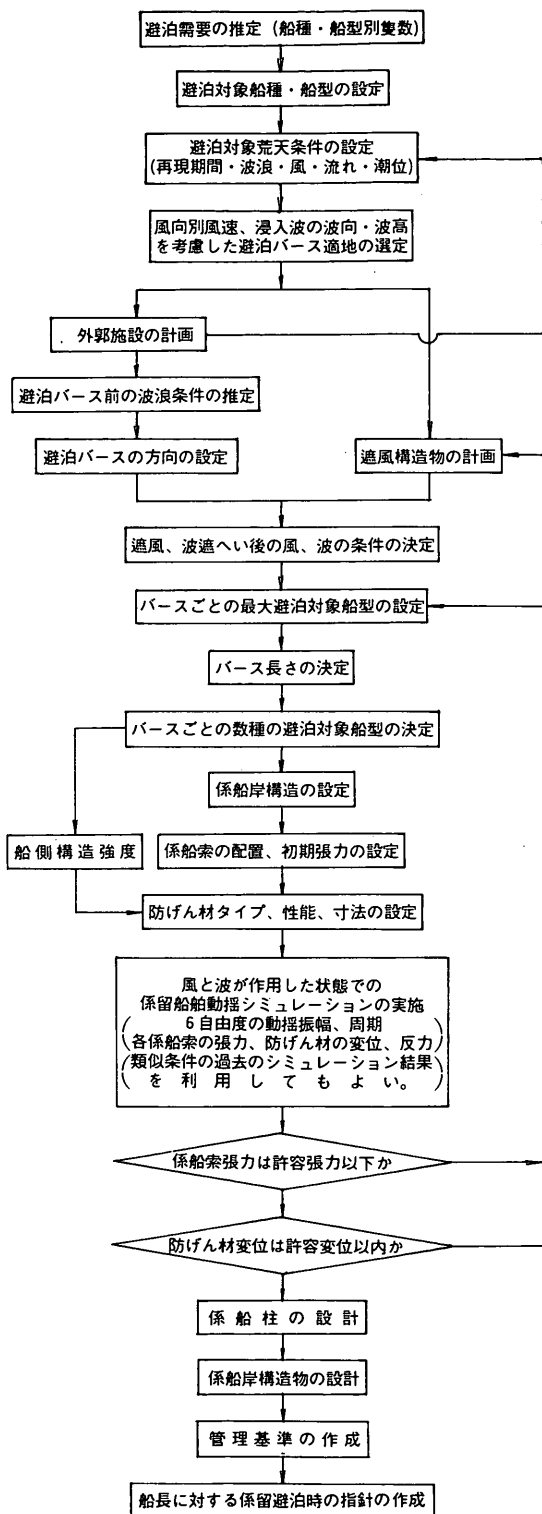


図 - 6.37 避泊バースの計画および設計のフローチャート

第一港湾建設局が実施した実験¹¹⁾、加藤らの模型実験¹²⁾、筆者らが行った実験等においてもその効果が確認されている。船舶の正横の風に対しては、船長以上の長さ、船舶のブリッジ以上の高さをもつ防風施設を設けることによって船舶に作用する風速を50%以下にすることができる。しかし、傾斜風に対しては、風の回りこみがあるので、防風施設は連続的に配置するのが望ましい。実際、多くの係船岸においては、上屋の防風効果が期待できるものと考えられる。

(イ) 避泊バースの長さおよび水深

避泊バースにおいては、船舶から取られる係留索が交差することがないように、また、船舶の動揺によって隣接するバースに係留した船舶と接触することがないようにしてその長さを決める。また、避泊バースの水深は、避泊対象最大船舶の満載喫水に船舶の動揺による船体沈下量および余裕水深を加えた値とする。

(ニ) 係留索の配置および係船柱

荒天時の係岸避泊においては、係留索配置は利用時とは異なり、パウライン、スターンラインおよびプレストラインを主体とする係留索配置とする。すなわち、図-6.4または図-6.38に示す本田の実験の結果得られたA型係留法を基本とするのがよい。これは、荒天時には船舶の動揺によりスプリングラインの張力が増大し、係留索の切断の恐れがあるためである。スプリングラインが切断した場合には、船舶の係留状態は一層悪化することになる。いまのところ、荒天時の係留索配置は船舶が装備する係船装置の能力の限界一杯に係留索を取ることを考えているが、その場合には、スプリングラインを取るよりはプレストラインを増強し、むしろ、船舶の動揺はある程度許容した状態で係留するのがよい。

係船岸に設置する係船柱は、上記の係留索配置を考慮し、係船柱に取られる係留索の切断荷重に係留索本数を乗じた値以上とする。係船柱には曲柱と直柱とがあるが、係船岸法線の近くには曲柱を設置し、係船岸から対象船舶の船幅の2倍程度(30~40m)の位置に直柱を配置する。

(ホ) 防げん材

防げん材は、船舶が接岸するとき、および、係留中に波や風の作用を受けて動揺し係船岸に接触する際に、船舶の運動エネルギーを吸収するものであるが、船舶の動揺量を吸収できるよう十分な能力をもつものを選定する必要がある。防げん材の設置位置と高さは、船舶のローリングによって船舶が係船岸構造物に直接接触しないように配慮する必要がある。また、防げん材の配置は、船舶の平行げんの範囲に2箇所以上設置する。ただし、船

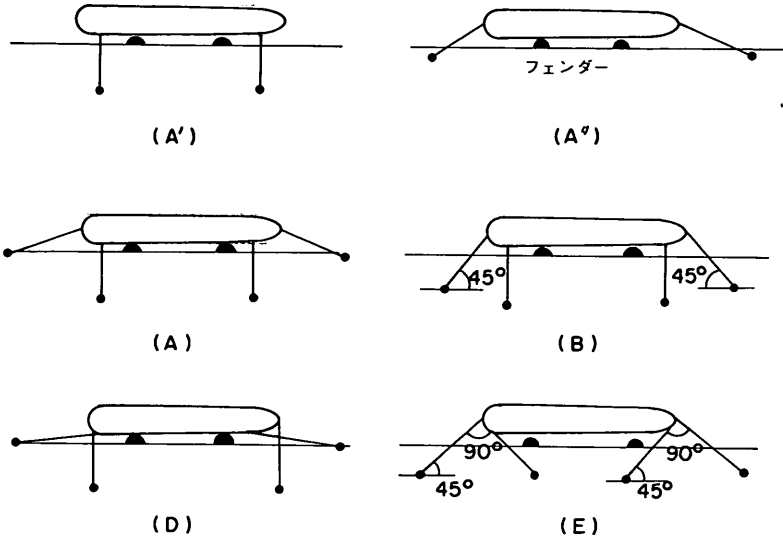


図-6.38 本田の実験における基本係留索配置

船のサージ方向のドリフトを考え、ヨウイングによって船首船尾側が係岸構造物に接触することがないように、設置個数には余裕をもたせる必要がある。

防げん材の選定にあたっては以下の事項を考慮する。定反力型防げん材および反力漸増型防げん材の許容変位は防げん材の高さまたは径の、それぞれ、35～45%および45～50%程度とする。通常、市販の防げん材の定格変位は、それぞれ、45～55%および55～60%の範囲にあるとされているが、荒天時の船舶の動揺現象が不規則であるので、限られた時間内の数値シミュレーションによって得られた船舶の動揺量は確定値ではなく、確率変数であることを考えると、荒天時の港内避泊における防げん材の許容変位は定格変位より小さくする必要がある。

防げん材の大きさは数値シミュレーションによって船舶の動揺量を計算した結果をもとに決める事を原則とするが、数値シミュレーションにあたってはあらかじめ以下の手順に従って防げん材を選定することができる。

定反力型防げん材では、設計平均風速を定め、まず、空載状態の船舶に作用する定常風荷重（設計平均風速に対する風荷重）を求める。つぎに、定常風荷重に対する防げん材荷重を計算し、その荷重に対する防げん材の変形量が防げん材の高さの10%以下となるような防げん材を選ぶ。また、ガスト率を1.3として計算した最大瞬間風速に対する風荷重を求め、この風荷重に対する防げん材荷重が選定する防げん材の最大反力以下になるようにし、かつ、選定する防げん材の最大瞬間風速に対する

変形量に波による船舶の動揺量を加えた値が防げん材の許容変形量以下になるような適当な防げん材を選定する。

つぎに反力漸増型防げん材では、ガスト率を1.3として最大瞬間風速に対する風荷重を求め、この風荷重に対する防げん材の荷重を計算し、この荷重が防げん材の定格変位に対する荷重の1/2以下になるようにし、かつ、選定する防げん材の最大瞬間風速に対する変形量に波による船舶の動揺量を加えた値が防げん材の許容変形量以下になるような適当な防げん材を選定する。

ただし、波による船舶の動揺量としては、スウェイング、ヨウイング、ローリングを考える。図-6.39～6.44は空載状態の1000 DWT、2000 DWT、3000 DWT、5000 DWT、10000 DWT級の貨物船について、波向30°および45°に対するスウェイング、ローリング、ヨウイングの単位波高当たりの動揺両振幅を示したものである。

以上のようにして求めた防げん材による反力が船体外板におよぼす影響については、船体外板および肋骨に永久変形を生じないよう受衝板などによる面圧の低減を行うなどの措置を講ずる必要がある。

ハ その他

以上の他、より積極的な方法としては、荒天時の係岸避泊バースの内港化、つまり、ドックによる避泊が考えられる。この方法は、荒天時の船舶の動揺に及ぼす波の影響が小さいこと、港内における副振動の影響が小さいことなどの理由から、より効果的なものといえよう。また、船舶の係岸係留において、船舶のアンカーチェーン

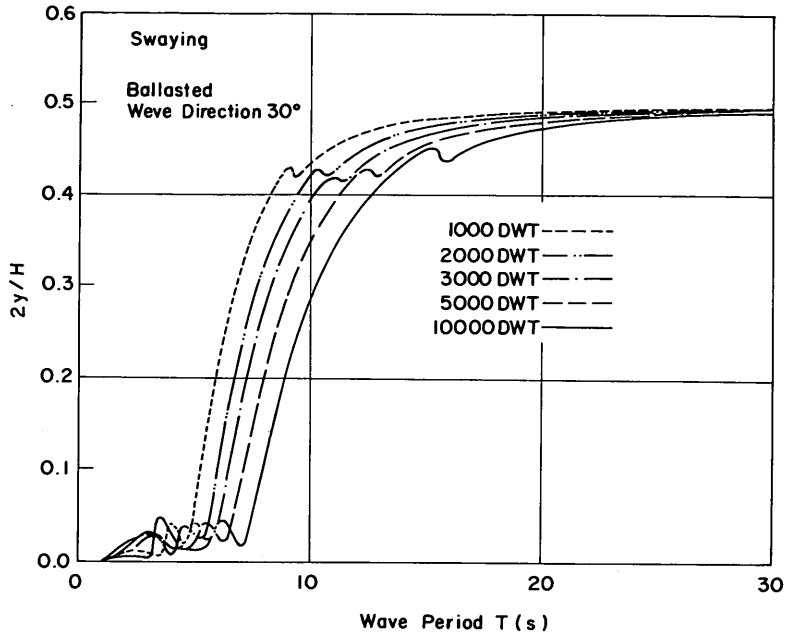


図-6.39 スウェイングの動揺両振幅(空載, 波向 30° , 規則波)

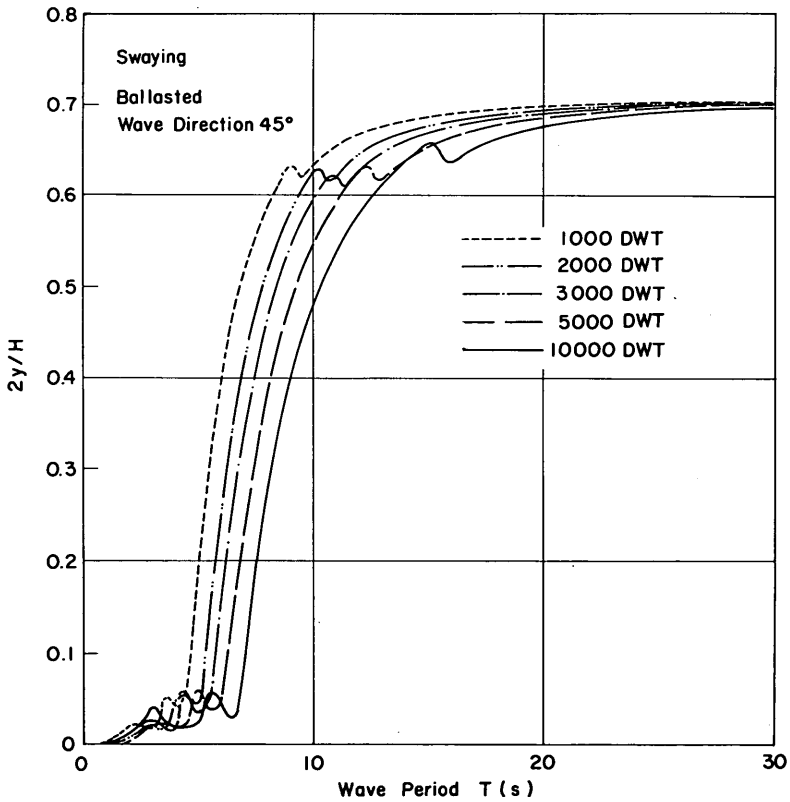


図-6.40 スウェイングの動揺両振幅(空載, 波向 45° , 規則波)

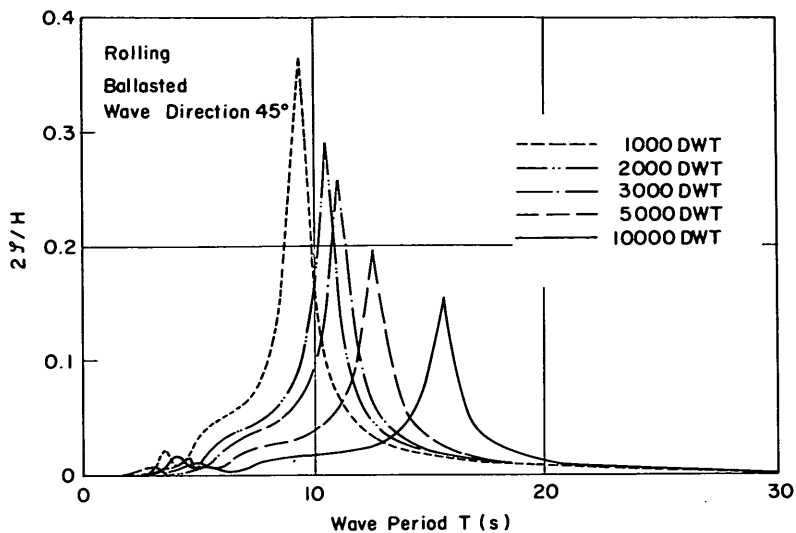


図-6.41 ローリングの動揺両振幅（空載，波向 30°，規則波）

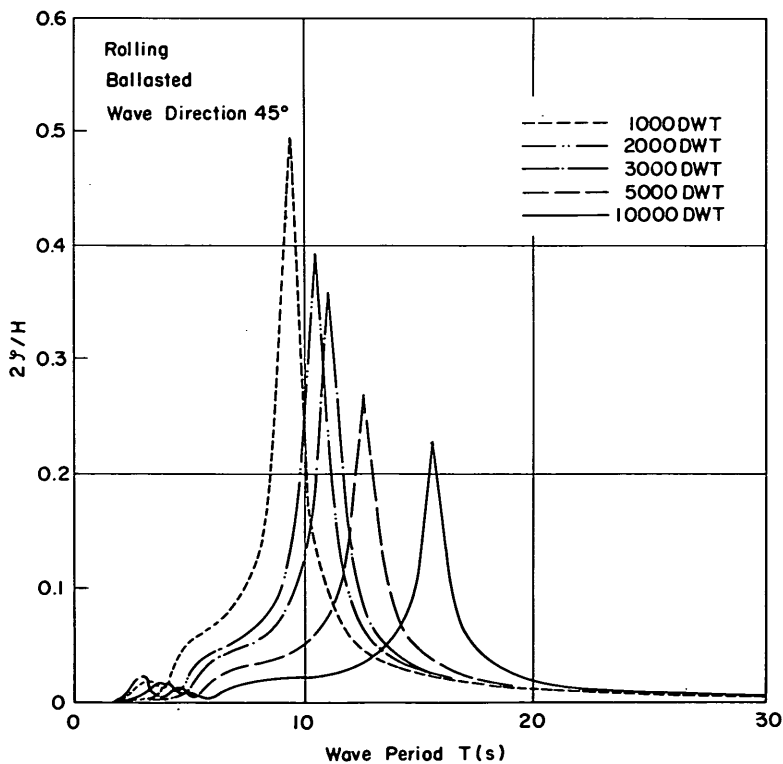


図-6.42 ローリングの動揺両振幅（空載，波向 45°，規則波）

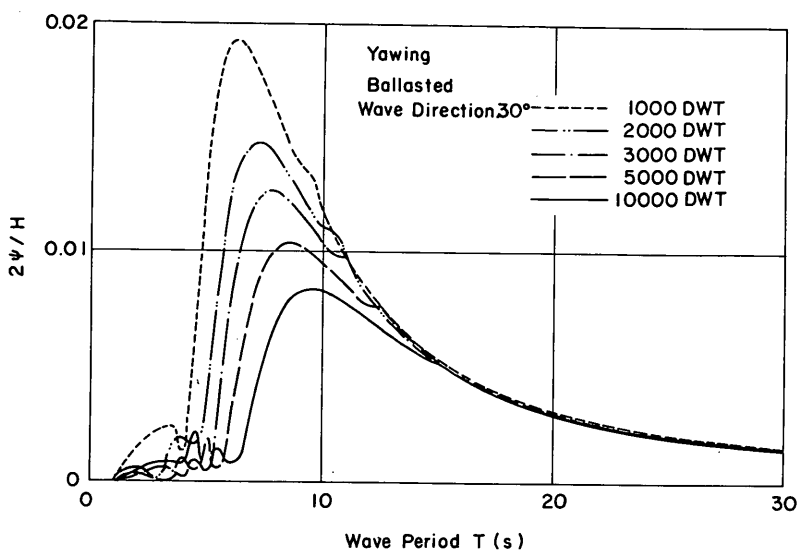


図-6.43 ヨウイングの動揺両振幅(空載, 波向 30°, 規則波)

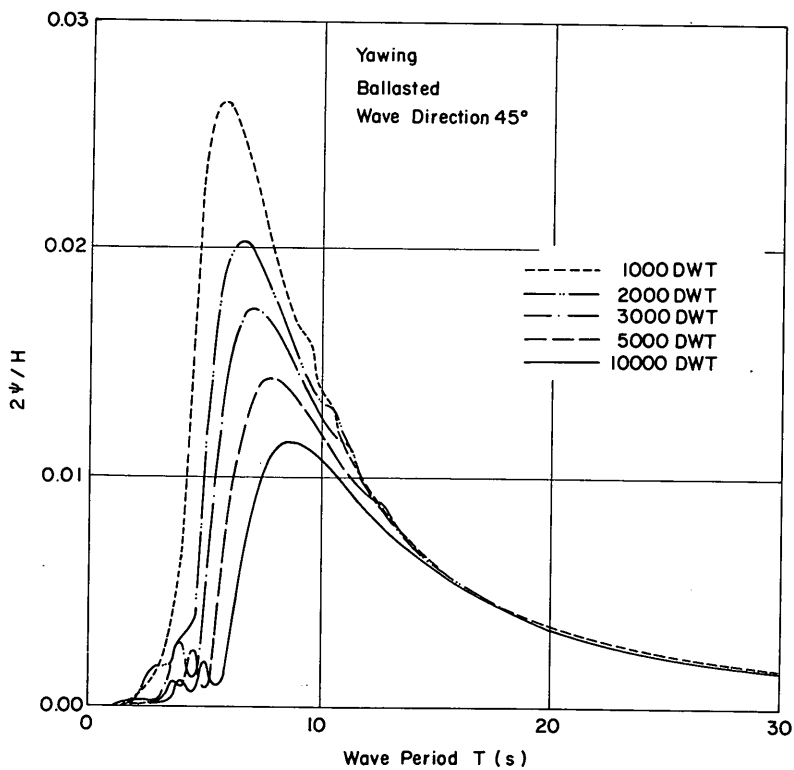


図-6.44 ヨウイングの動揺両振幅(空載, 波向 30°, 規則波)

を用いる方法、係船岸に荒天時係留用の係留索を用意することなども考えられる。

さらに、荒天時避泊バースの管理運営基準および港内避泊指針等を作成し、利用者に周知徹底する必要がある。

6.4 ケーススタディ

(1) 概要

ここでは、東京港、横浜港、名古屋港、大阪港、神戸港の5港について、港内波高の計算を行い、港内の波浪条件からみた各港における港内避泊の可能性とその候補バースについて検討する。

港湾の外郭施設、係船施設などの平面配置は、主として、昭和55年または昭和56年当時のものを用い、計算においては計算機の容量等を考慮して形状を若干簡略化している。また、横浜港については、この他、昭和45年、昭和26年、名古屋港については、昭和36年、昭和26年、神戸港については、昭和46年、昭和26年当時の施設配置についても計算を行い、昭和55～56年当時の施設配置における計算結果と比較した。

港内の波高の計算は、高山ほか¹⁴⁾が開発した港湾技術研究所の港内波高計算プログラムを用いて行った。港外波の諸元は防波堤の設計波の諸元としたが、設計波の有義波周期は7～8sであって、前節において検討した周期10sより短い。そこで、ここでは一応周期10sとして計算することとし、横浜港の昭和55年当時の施設配置については、設計波の周期についての計算も行うことにした。さらに、横浜港については港口幅を現状の580mから、400mまたは300mに縮小した場合の計算を行い、港内波高の計算結果を比較した。ただし、港口幅の縮小についての計算は、港口幅と港内波高との関係を調べる意味で行ったものであり、実際の港湾計画とは無関係である。それぞれの計算結果から、係船岸前面の波高が小さい係留施設を抽出することができるが、これと、付録Eで示した図-E.1～E.8のうち関係する港湾の台風時の港内避泊船舶の実態を調べた結果とを比較し、港内の波高と港内避泊船舶の実績との関連についても調べることにした。なお、ここでの検討はあくまで波浪条件からみた港内避泊バースの候補を抽出するものであって、実際の港湾において避泊バースの選定を行う際には、係船岸の施設配置および風の分布などを勘案して詳細な検討を行う必要がある。

(2) 東京港

東京港については昭和56年当時の施設配置について検討した。開口部は西防波堤1880mと東防波堤1840mとする。防波堤の設計波の諸元は $N 180^\circ$ 、 $H_{1/3}=3.1$ m、 $T_{1/3}=7.0$ sであるが、ここでは、 $T_{1/3}=10$ sとして

計算する。

計算結果を図-6.45に示す。図には等波高線を示している。等波高線のうち、50cm以下の箇所にはぼかしを入れている。この図の波高は入射波と反射波との合成波の波高であるから、前節で検討した波高とは異なる。前節のものは入射波の波高であるから、一般的にいて、この図の波高よりは小さい。したがって、実際には、もう少し大きめの波高たとえば、70cm程度でもよいと思われるが、結果に大きな差がないので前面波高が50cmのバースを抽出する。また、波向については、この図からだけでは判定しがたいので検討しない。なお、以下の項で述べる港湾についても同様である。

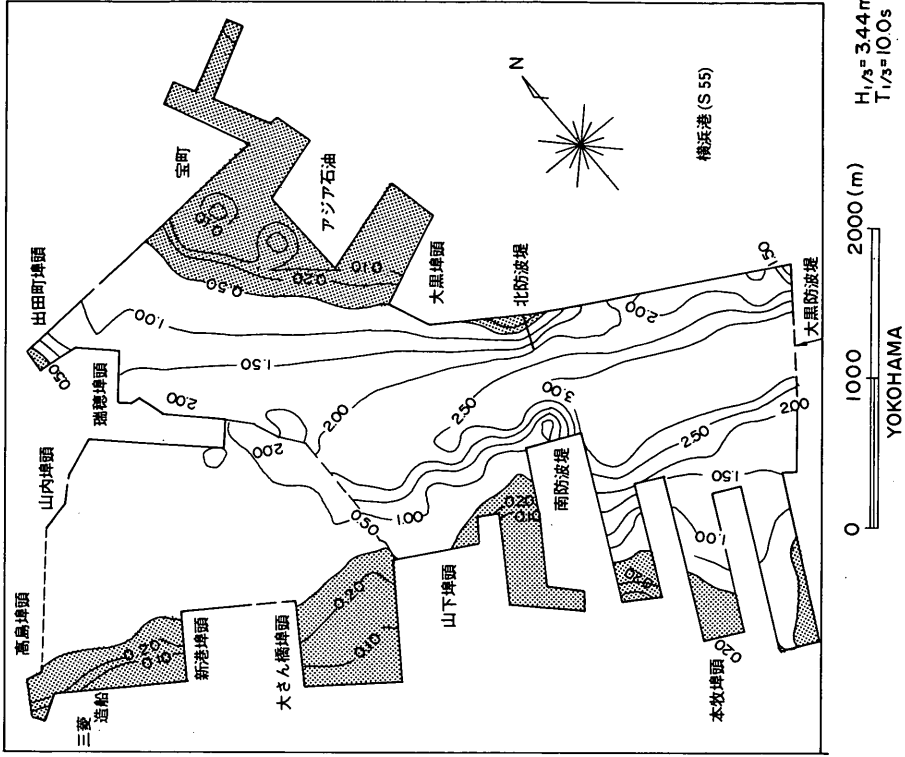
図を見ると、波高50cm以下のバースは、大井ふ頭、日の出ふ頭、竹芝ふ頭、晴海ふ頭、豊洲ふ頭、13号地その2ふ頭および10号地その1ふ頭間のスリップ、10号地その2ふ頭と10号地その1ふ頭間のスリップ、10号地その1ふ頭と12号地との間のスリップなどである。これと、図-E.1の港内の係船避泊船舶の実態とを比較すると、波高の小さいバースに避泊船舶が多いことがわかる。

(3) 横浜港

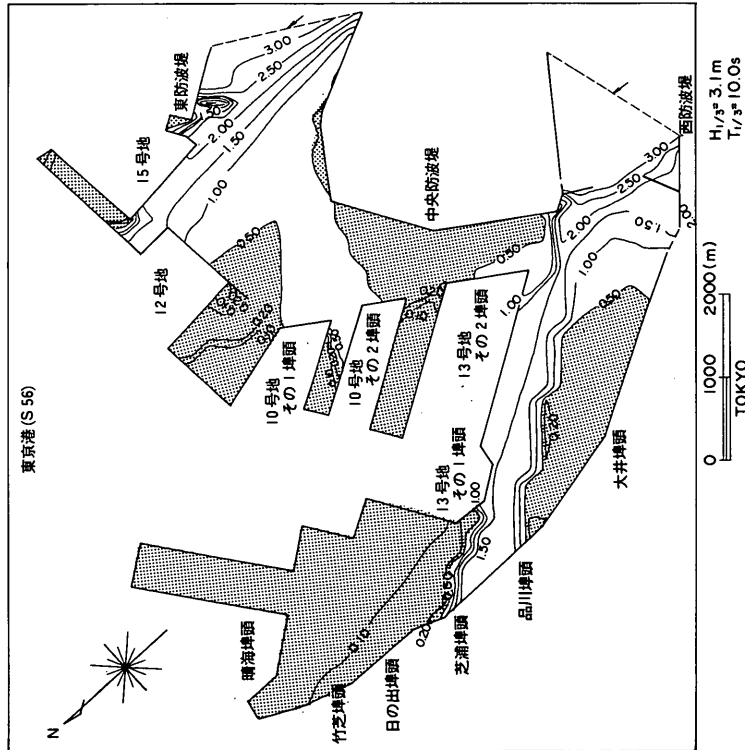
横浜港については、昭和55年、昭和45年、昭和26年当時の施設配置について計算を行った。

図-6.46は昭和55年当時の施設配置について計算を行った結果である。開口部は、大黒防波堤580mとする。防波堤の設計波は $N 114^\circ$ 、 $H_{1/3}=3.44$ m、 $T_{1/3}=7.22$ sであるが、 $T_{1/3}=10$ sとして計算した。ただし、後に、 $T_{1/3}=7.22$ sとして計算した結果および開口部を変更して行った計算結果も示す。図を見ると、波高50cm以下のバースは本牧ふ頭の各スリップの奥、山下ふ頭、大棧橋、新港ふ頭、三菱ドック、高島ふ頭、大黒ふ頭背後のアジア石油、宝町ふ頭等である。これと図-E.2の港内の係船避泊船舶の実態と比較すると、波高の小さいバースに避泊船舶が多いことがわかる。

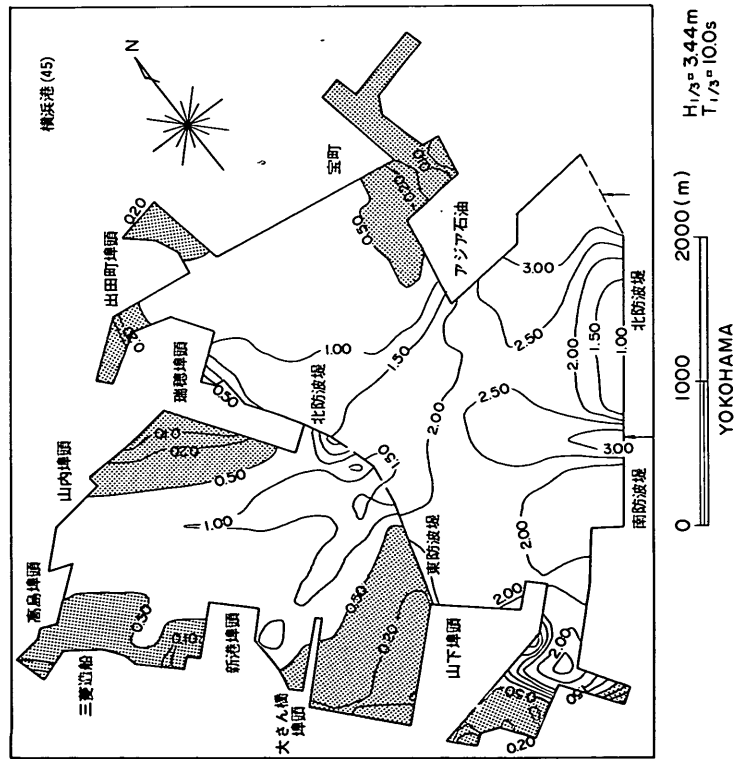
図-6.47は昭和45年当時の施設配置に対する計算結果である。この当時は、本牧ふ頭の建設途上であり、また、大黒ふ頭が建設されていないので、防波堤としては外防南防波堤と北防波堤があり、開口部は南側125m、北側587mである。計算の結果を見ると、山下ふ頭の南側、山下ふ頭と大棧橋間のスリップ、新港ふ頭、三菱ドック、高島棧橋、瑞穂ふ頭などが条件の良い箇所である。また、図-6.48は昭和26年当時の施設配置に対する計算結果である。この場合には、開口部は南から順に、80m、163m、150m、1125mである。計算結果を見ると港内防波堤（東堤、北堤）の内側の棧橋、新港



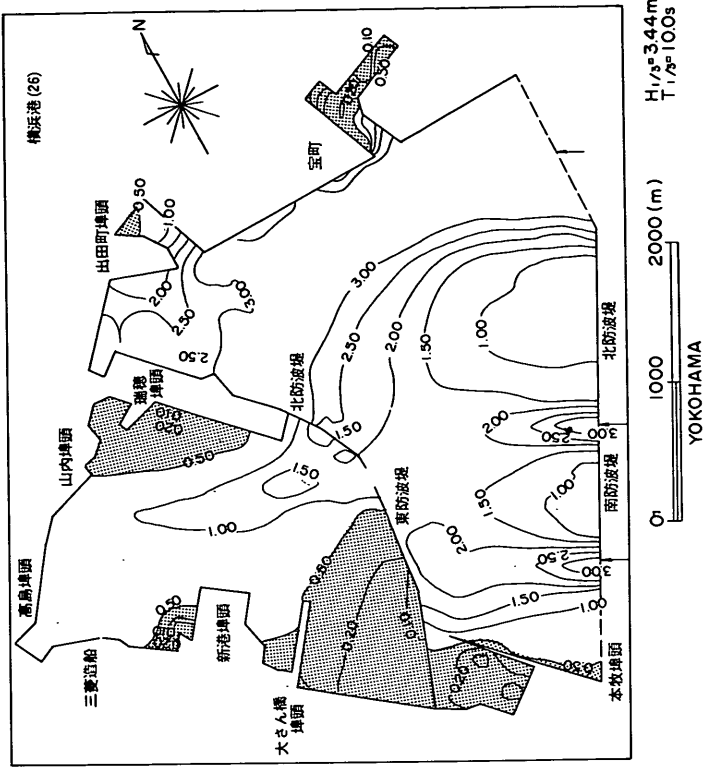
図一 6.46 港内波高の計算値 (横浜港, 昭和55年,
 $H_{1/3} = 3.1 \text{ m}$, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$, 開口部 580 m)



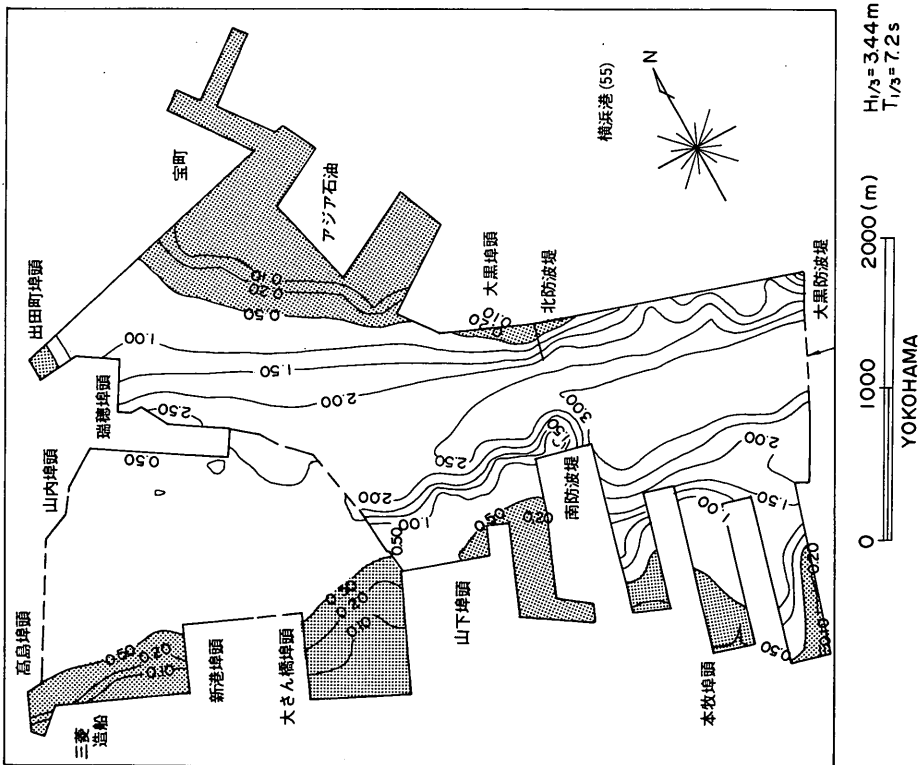
図一 6.45 港内波高の計算値 (東京港, 昭和56年,
 $H_{1/3} = 3.1 \text{ m}$, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$, 開口部 1880 m)



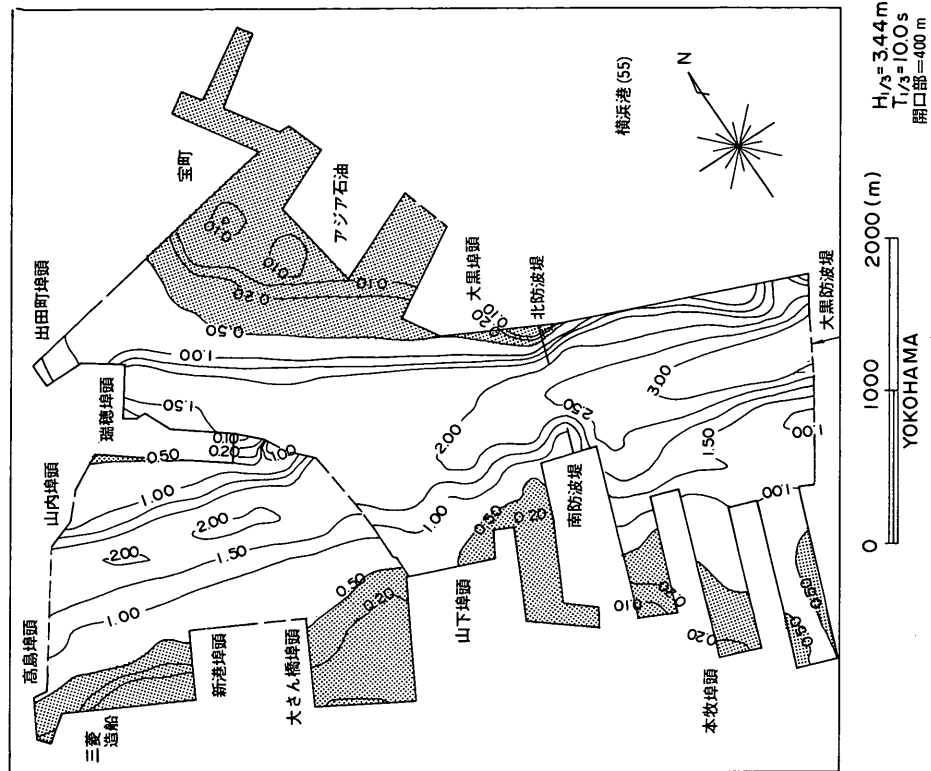
図一 6.47 港内波高の計算値（横浜港，昭和45年， $H_{1/3} = 3.44$ m， $T_{1/3} = 10$ s，開口部 580 m）



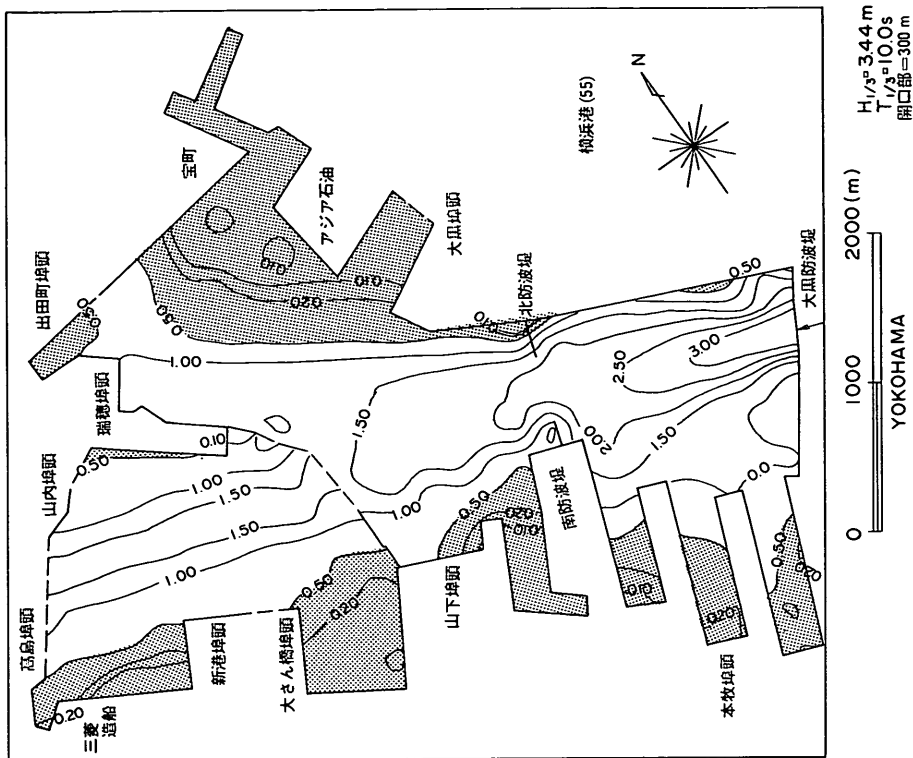
図一 6.48 港内波高の計算値（横浜港，昭和26年， $H_{1/3} = 3.44$ m， $T_{1/3} = 10$ s，開口部 580 m）



図一 6.49 港内波高の計算値（横浜港，昭和55年， $H_{1/3} = 3.44 \text{ m}$ ， $T_{1/3} = 10 \text{ s}$ ，開口部580 m）



図一 6.50 港内波高の計算値（横浜港，昭和55年， $H_{1/3} = 3.44 \text{ m}$ ， $T_{1/3} = 7.2 \text{ s}$ ，開口部400 m）



図一 6.51 港内波高の計算値(横浜港, 昭和55年,
 $H_{1/5} = 3.44 \text{ m}$, $T_{1/5} = 10 \text{ s}$, 開口部 300 m)

ふ頭, 三菱ドック, 山の内ふ頭などでは波高が小さいことがわかる。しかし, 外防波堤と港内防波堤の内側では波高は2 m以上である。

以上の昭和26年, 昭和45年, 昭和50年の施設配置に対する港内波高の計算結果を比較すると, 港内防波堤より奥の各バースの波高はあまり変化がないことがわかる。また, 泊地内の波高もそれほど変化していない。したがって, 昭和25年のキティ台風による船舶の被災の原因としては泊地内の波浪が大きかったことが原因の一つは考えられるが, 港内防波堤の内側で係岸避泊していた船舶については, バース前面の波高が小さいことから強風とそれに対する防げん材や係留索, 係船岸などの係船付帯設備の不備も原因の一つにあげられる。

図一 6.49は昭和55年の施設配置に対し周期 $T_{1/5} = 7.2 \text{ s}$ とした場合の港内波高の計算結果である。周期 $T_{1/5} = 10 \text{ s}$ の場合とあまり差異がない。

図一 6.50および図一 6.51は大黒防波堤の開口部をそれぞれ400 m, 300 mとした場合の港内波高の計算結果である。開口部が小さくなるにつれて波高50 cm以下の泊地が広がることがわかる。

(4) 名古屋港

名古屋港については, 昭和56年, 昭和36年, 昭和26年当時の施設配置について港内波高の計算を行った。

図一 6.52は名古屋港の昭和56年当時の施設配置について検討を行った結果である。開口部は高潮防波堤の西側410 mおよび東側777 mとする。防波堤の設計波は $N 38^\circ$, 波高 $H_{1/5} = 2.7 \text{ m}$, 周期 8 s であるが, $T_{1/5} = 10 \text{ s}$ として計算する。

図をみると波高50 cm以下のバースは西4区西側スリップ, 西4区と金城ふ頭との間のスリップ, 11号地, 稲永ふ頭, 9号地の背後, 新日本製鉄と南1区との間のスリップ, 南2区とIHIとの間のスリップなどである。これと図一 E.5に示した名古屋港の港内の係岸避泊船舶の実態とを比較すると波高の小さいところに係岸避泊船舶が多いことがわかる。図一 6.53は昭和36年当時, 図一 6.54は昭和26年当時の施設配置に対する港内波高の計算結果であるが, 波高50 cm以下の泊地は極めて少ない。

(5) 大阪港

大阪港については, 築港沖の北防波堤および南防波堤は昭和20年代に建設されているので, 昭和56年当時の施設配置について計算を行った。開口部は280 mである。また, 南港南防波堤の開口部は470 mである。波向 $N 210^\circ$, 波高4.5 m, 周期10 sとして計算する。

図一 6.55は昭和56年当時の施設配置に対し計算を行った結果である。図を見ると, 築港沖では波高1~3 mに

達し安治川筋に沿って桜島付近まで波高が1.25 mと大きい。昭和26年のジェーン台風で、この付近に係留していた船舶が被災を受けているがこの図から港内波浪が大きかったことが原因の一つであったろうと推測することができる。これに対し海岸通りから鶴町、および南港の各泊地の波高は小さく、係岸避泊が可能な場所と考えられる。

(6) 神戸港

神戸港については昭和55年、45年、26年当時の施設配置について計算を行った。図-6.56は昭和55年当時の施設配置について計算を行った結果である。神戸港は港域が広いので、これをそれぞれ、兵庫ふ頭、ポートアイランド西側、新港ふ頭と、ポートアイランド東側、摩耶ふ頭、六甲アイランド西側に分割して計算し、後に合成している。開口部は第一防波堤西側165m、東側225m、第六防波堤725mである。図を見ると、ポートアイランド西側の泊地は波高が高く、波高50cm以下の泊地は、三菱ドックと兵庫突堤の間のスリップの奥、兵庫突堤北側のスリップの奥にわずかあるのと、新港ふ頭の第四突堤から第八突堤、摩耶ふ頭にかけてにある。また、六甲アイランド側では、摩耶ふ頭前面、ポートアイランド北ふ頭、南ふ頭、六甲アイランド北側などで波高が小さい。これと、図-E.8に示した神戸港の港内の係岸避泊船舶の実態とを比較すると、やはり、波高の小さいバースに避泊船舶が多いことがわかる。

図-6.57は昭和46年当時の施設配置について計算した結果である。この時点では、六甲アイランドの建設はまだ進んでいない。しかし、摩耶ふ頭前面やポートアイランド北ふ頭、中ふ頭、南ふ頭などの前面の波高はあまり変わらない。

図-6.58は昭和26年当時の施設配置に対して計算した結果である。この時点では、ポートアイランドがないので第三防波堤の東側に250mの開口部がある。したがって、新港ふ頭付近の波高は昭和56年当時の施設配置に対する計算結果より大きい。ただし、ポートアイランド西側の泊地および各ふ頭前面の波高は比較的小さい。

(7) ケーススタディのまとめ

以上に示した港内波高の計算結果からみると、強風に対する対策は別途講ずる必要はあるとしても、各港において港内波高が50cm以下の泊地およびふ頭前面がかなりあることがわかった。また、それらのふ頭においては、台風時の港内の係岸避泊船舶の実績が多いことを考えると、これらのふ頭は係岸避泊バースの候補と考えてよく、それぞれのバースの状況に応じて係船付帯設備などの整備に関する対策を検討することによって、係岸避泊バース

スとして整備することが可能であると考えられる。

6.5 結語

本章においては、港内における係岸避泊の可能性を検討した。まず、6.1で本章における研究の目的と内容を明確にし、6.2で10000DWT級、5000DWT級、3000DWT級の貨物船について数多くの数値シミュレーションを実施し、波と風の限界条件、係船付帯設備の選定などを行った。その際、係船付帯設備としての防衛工の選定手順を明らかにし、また、船舶が現有する係留索を有効に活用することを前提にして、係岸避泊のための係留索配置を検討した。6.3においては、港内避泊のための港湾施設の整備の方策を示した。さらに、6.4では、東京港、横浜港、名古屋港、大阪港、神戸港などについてケーススタディを行い、港内避泊の可能性のあるバースを抽出した。

以上の内容から本章における主要な成果を要約し結語とする。

- 1) 10000DWT、5000DWTおよび3000DWT級の貨物船について港内避泊の限界条件を検討した結果、波については、周期10sの波として、バースに対する波向が $30^{\circ} \sim 45^{\circ}$ 、波高50cmの条件で、風が海側から吹く場合には、風速35m/sまで係岸避泊が可能であると考えられる。
- 2) しかし、風が係岸側から吹く場合には、風速30m/sであったとしても、現在の鋼船規則に従って船舶が装備する係船装置および係留索では船舶を安全に係留することができない。
- 3) また、その場合、風向 $120^{\circ} \sim 180^{\circ} \sim 270^{\circ}$ のときには、スウェイングおよびサージングの動揺量が10~15mにもなるので、船間距離を十分にとるとともに、防衛工の配置などに留意する必要がある。
- 4) 数値シミュレーションを実施するに当たっては係船付帯設備としての防衛工をあらかじめ選定しておく必要があるが、その選定手順を定反力型防げん材および反力漸増型防げん材のそれぞれについて示した。この方法によって選定した防げん材は数値シミュレーションを行った結果において、変形が許容値以内に収まることを確認した。
- 5) 係留索の配置としては、本田が示したA型配置（パウライン、スターンライン、プレストラインによる係留）が適当であることを確認した。
- 6) ケーススタディの結果、検討した諸港において、港内避泊が可能な候補バースを抽出することができた。それらの候補バース前面の波高は約50cm以下であるが、2.で示した港内の係岸避泊船舶の実績が多いバースとよく一致している。

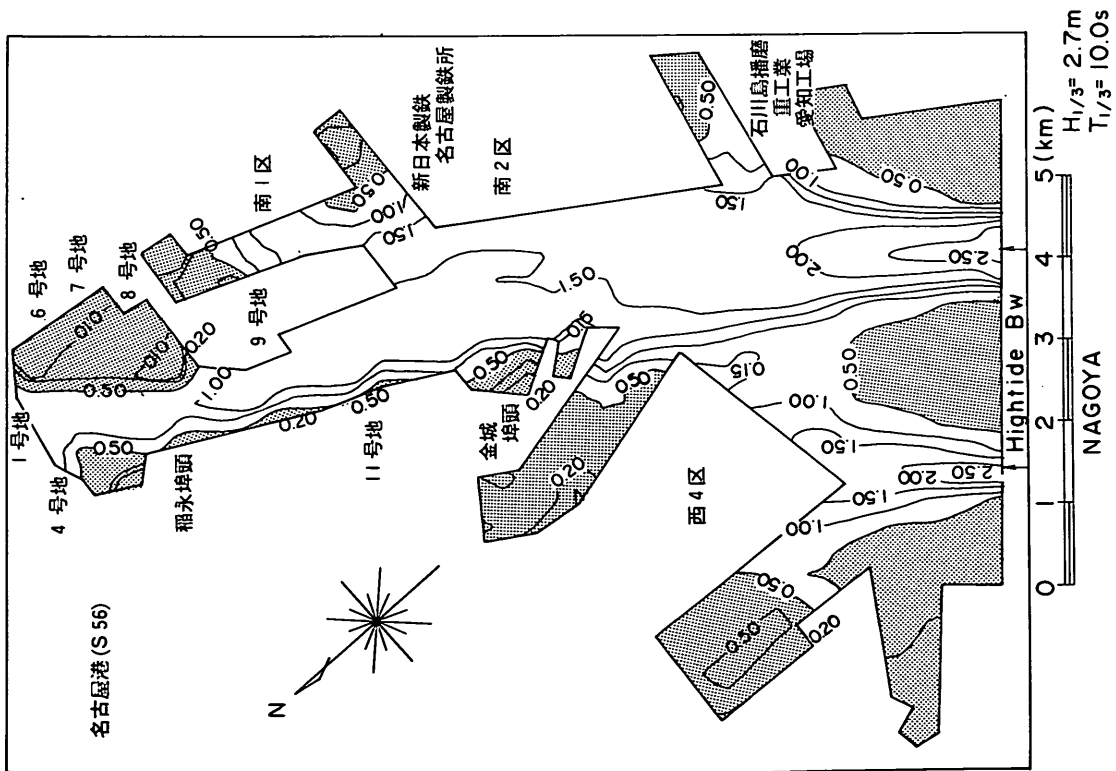


図-6.52 港内波高の計算値(名古屋港, 昭和56年.
 $H_{1/3} = 2.7 \text{ m}$, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$)

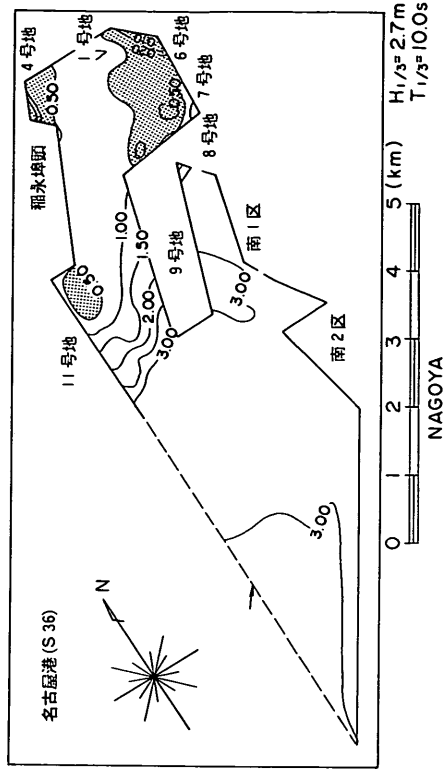
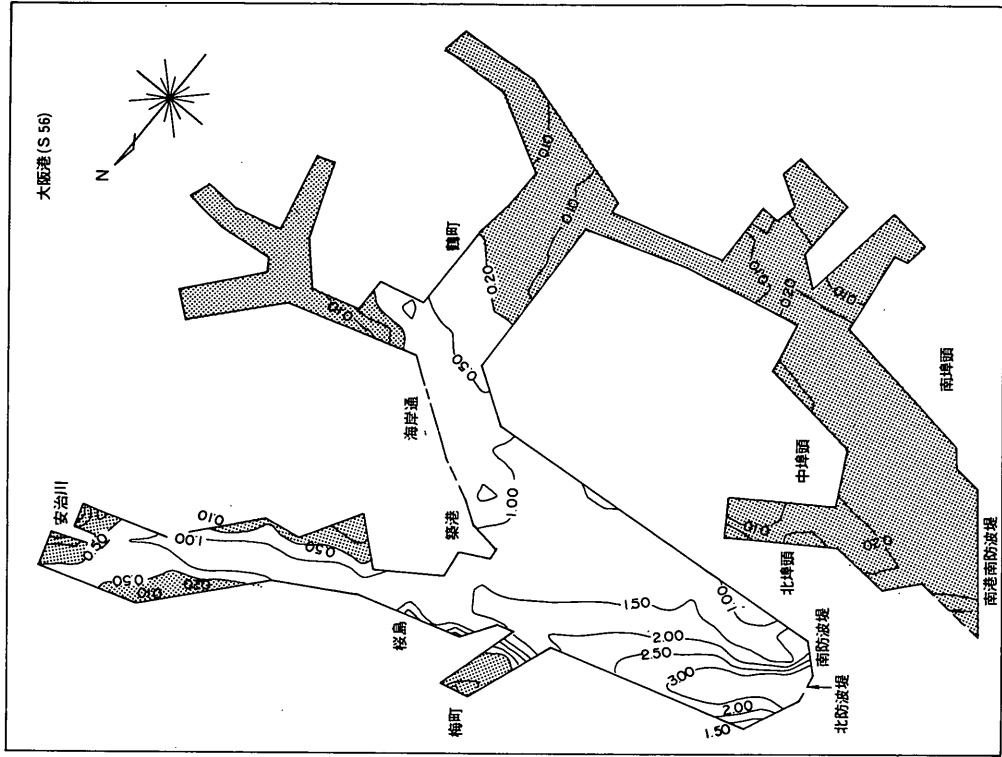


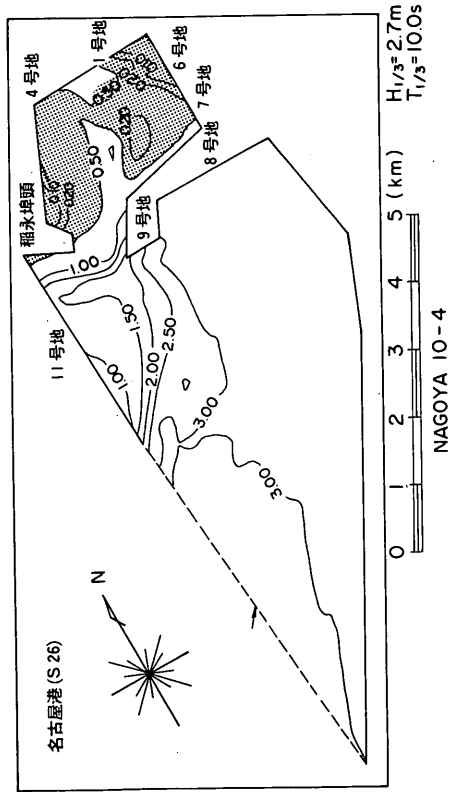
図-6.53 港内波高の計算値(名古屋港, 昭和36年.
 $H_{1/3} = 2.7 \text{ m}$, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$)



$H_{1/3} = 4.5 \text{ m}$
 $T_{1/3} = 10.0 \text{ s}$

0 1000 2000 (m)
 OSAKA

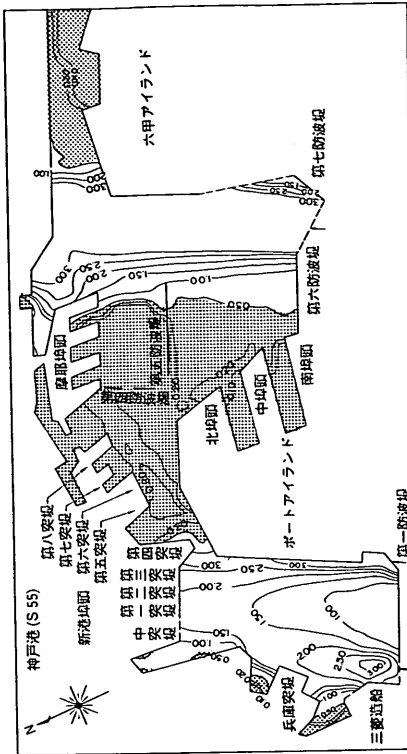
図一 6.55 港内波高の計算値 (大阪湾, 昭和56年,
 $H_{1/3} = 4.5 \text{ m}$, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$)



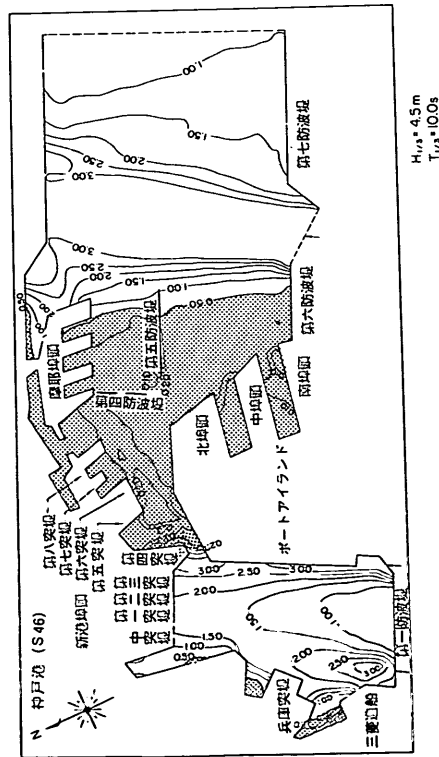
$H_{1/3} = 2.7 \text{ m}$
 $T_{1/3} = 10.0 \text{ s}$

0 1 2 3 4 5 (km)
 NAGOYA 10-4

図一 6.54 港内波高の計算値 (名古屋港, 昭和26年,
 $H_{1/3} = 2.7 \text{ m}$, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$)



図一 6.57 港内波高の計算値（神戸港，昭和 46 年， $H_{1/3} = 4.5 \text{ m}$ ， $T_{1/3} = 10 \text{ s}$ ）



図一 6.56 港内波高の計算値（神戸港，昭和 55 年， $H_{1/3} = 4.5 \text{ m}$ ， $T_{1/3} = 10 \text{ s}$ ）

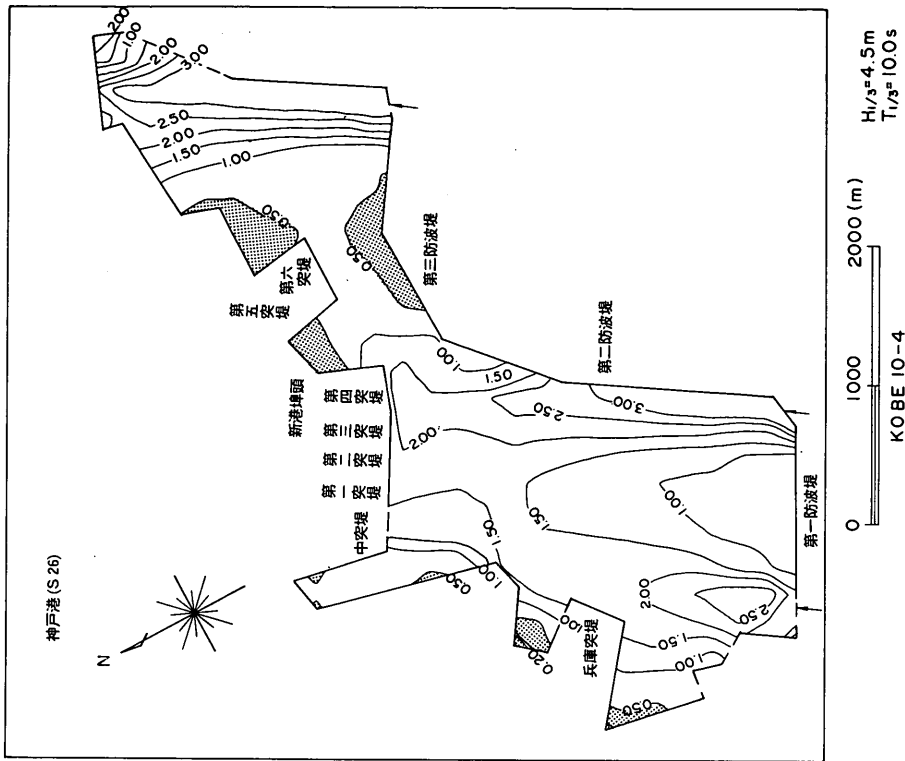


図-6.58 港内波高の計算値(神戸港, 昭和26年,
 $H_{1/3} = 4.5 \text{ m}$, $T_{1/3} = 10 \text{ s}$)

参考文献

- 1) Hughes, G. : Mode Experiments on the Wind Resistance of Ships, *T, I, N, A*, Vol. XX, 1930.
- 2) 辻豊治, 高石敬史, 菅信, 佐藤辰二: 船体に働く風圧力に関する模型実験, 船舶技術研究所報告第7巻第5号, 1972, pp. 13~37.
- 3) Davenport, A.G. : Gust Loading Factors, *Journal of the Proc. of ASCE*, ST3, June, 1967, pp. 11~34.
- 4) Bretschneider, C.L. : Significant Waves and Wave Spectrum, *Fundamental of Ocean Engineering - Part 7*, *Ocean Industry*, Feb. 1968, pp. 40~46.
- 5) 光易恒: 風波のスペクトルの発達(2)一有限な吹送距離における風波のスペクトル形について一 第17回海岸工学講演会論文集, 1960, pp. 1~7.
- 6) 運輸省港湾局建設課: 港内避泊対策技術調査報告 1980~1984.
- 7) 運輸省第二港湾建設局: 東京港安全対策調査報告書, 1971, 1977, 1978, 1979, 1982.
- 8) 運輸省第三港湾建設局: 大阪湾台風避泊対策調査, 1979, 172 p.
- 9) 運輸省第五港湾建設局, 伊勢湾海難防止協会: 伊勢湾避泊対策調査報告書, 1983.
- 10) 伊勢湾海難防止協会: 伊勢湾, 三河湾における台風時避泊船舶の港内避泊可能限界度に関する調査研究, 1979, 164 p.
- 11) 運輸省第一港湾建設局: ウインドスクリーン試設計報告書, 1974.
- 12) 加藤始, 佐野喜久雄: 風洞におけるウインドスクリーンの模型実験, 港湾技術研究所報告, 第11巻第1号, 1972, pp. 23~66.
- 13) 本田啓之輔, 松本哲, 井上欣三: 接岸避泊に関する模型実験, 日本航海学会論文集No. 57, 1977, pp. 77~118.
- 14) 高山知司, 横田慎二, 河内隆秀: 新しい波の回折計算法とスペクトルの最適分割数, 港湾技研資料, No. 303, 1978, 42p.

7. 係岸船舶の動揺特性からみた港湾荷役可能限界推定問題への動揺解析手法の適用例

7.1 概説

すでに 2. において、港湾荷役の稼働率検討においては係岸船舶の動揺が重要であることを述べた。久保¹⁾は太平洋に面した A 港での荷役業務日誌を整理し、荷役中止の原因として、うねり(年間平均中止率 4.1%)が、雨(年間平均中止率 7.6%)について第 2 位であることを示している。うねりによる年間平均荷役中止率は 4.1% であってあまり大きくはないが、長周期波の侵入によって船舶が動揺するよなときの海面の状態は、波高が大きくなり、また、風もほとんどないような状態なので、港運関係者にとっては、不満がつのり、港湾施設に対する不評を呼ぶ結果になっている。同様の事例は日本海側の諸港においてもみられ、第一港湾建設局が港湾荷役限界調査として、新潟西港と秋田港で調査したところ、係岸船舶の動揺が原因となって荷役中止した事例があったとの報告がなされている。²⁾³⁾ また筆者は北海道の太平洋に面する数港において、係岸船舶が動揺して係留施設に接触したことが原因とみられる防げん材の破損事例を観察している。

海外においても、南アフリカ共和国のケープタウン港⁴⁾、アメリカ合衆国のロスアンゼルス港⁵⁾、ペルーのマルコナビアー⁶⁾、コスタリカ国のプンタレナス港⁷⁾における船舶の長周期動揺の事例があり、係留索が切断したり、係留施設が損傷するなどの事故が発生している。これらについてはすでに 2. で述べた。

本章では、港湾における港内静穏度を係岸船舶の動揺という側面から検討することとし、二つの港湾における検討事例を示して、係岸船舶の動揺と波および風の条件との関係を示し、さらに荷役可能となる限界の条件について検討する。また、筆者は北海道の数港で観察された防げん材の破損事例は係岸船舶の動揺が原因と考えているが、そうすると、係岸船舶の動揺によって生ずる防げん材の変形量が接岸によって生ずる変形量を上回ったことになる。このようなことがあるとするならば、係船付帯設備としての防げん材の設計法としては、従来のような接岸を対象とした方法に加えて、係岸船舶の動揺を対象とした方法をも考慮する必要がある。本章ではその手法についても述べる。

まず、7.2 では港湾荷役からみた係岸船舶の動揺量の許容値について既往の調査研究成果をとりまとめる。ついで、7.3 では港湾荷役の稼働率向上のための方策について検討し、そのため係岸船舶の動揺と波浪および風の

条件などとの関係を明らかにするための方法について述べる。さらに、7.4 においては二つの港湾における検討事例を示して、係岸船舶の動揺と波および風の条件との関係を示す。

以上の記述によって係岸船舶の動揺からみた港湾荷役の可能限界の推定について検討する。

7.2 港湾荷役からみた船舶動揺量の許容値

ここでは、船舶の動揺量と港湾荷役限界との関係について既往の研究成果をとりまとめる。この種の研究成果はあまり多くはないが、以下の研究成果に示された値が参考になる。

関田ら⁸⁾はデリックバージにおけるクレーン操作の現地観測より、クレーンオペレーターからみた限界振幅を求めている(表-7.1)。表-7.1によれば作業の種類により限界振幅に差があることがわかるが、小物(雑貨類)の場合の水平振れは±1~2m程度とされている。久保⁹⁾は、水平移動振幅の限界値を1mとしたときの動揺の限界値はローリングの限界振幅 2°以下、スウェイングの限界振幅 0.5m以下程度と考えられるとしている。

表-7.1 クレーンオペレーター側の限界動揺量⁸⁾

作業名	水平振れ	上下振れ	
パ 建 て イ 込 ル み	82m 抗	±0.5~1.5m	±10~15cm
	50m 抗	±1~1.5m	±10~20cm
	22m 抗	±1~2m	±10~25cm
抗打機セット	±0.5~1m	±10~20cm	
パイル打ち込み作業	±0.5~1.5m	±15~25cm	
重要吊り(デッキ)	~0.20m	±5~6cm	
小物(重要)	~0.25m	±5~10cm	
小物(雑類)	±1~2m	±1m	

表-7.2 は久保が船の種類と荷役中止の原因を示したものであるが、この表によればフルコンテナ船のローリング限界は 3°~4°ピッチングは 2°~3°、スウェイングのドリフトは 1m が限界とされている。

運輸省第一港湾建設局では昭和 49 年度に港湾安全対策調査を実施し、表-7.3 に示すように積荷の種類と荷役の中止原因をとりまとめている。これによれば、港内波高が 50cm 以上になると船舶が動揺し危険な状態となることが示されている。また、昭和 54 年度には新潟西港と秋田港において、木材船、鉱石船、チップ船、雑貨船などについて荷役中止の原因をより詳細に調査している。表-7.4 は荷役状況調査表の一例であるが、タイムシートには、荷役中止の原因として強風、波浪などが上げられている。しかし、同時にアンケート調査した結果

表-7.2 船の種類と荷役中止原因¹⁾

船の種類	荷役の中止原因 ()はアンケートの回答件数を示す。
在来船	荒天のためはしけが来ない(14), クレーン荷役における貨物のふれ回り(10), 係留索の不安(5), 降雨・降雪のための荷濡れ(4), 浮標係留の場合貨物のふれ回りに加えてはしけの固定が困難, うねりで船体が岸壁より離れすぎるためSlingの位置が急変して危険, 風による荷物の飛散。
重量物船 鋼材船	クレーン荷役における貨物のふれ回り, うねりや波ではしけが揺れるために貨物にSlingをかけにくくなる。
フルコンテナ船	風によるクレーン吊り貨物のふれ回り(7), うねりによるSurging, Rolling(3°~4°が限界), Pitching(2°~3°が限界), 風圧による船体傾斜(3°~4°が限界), 潮流のため船尾または船首の一方が岸壁から離れる(1mが限度)。
カーフェリー 連絡船	ランプゲートが移動して車輛積み込みが危険, 乗客用可動橋離脱の危険, うねりによる船体動揺のため可動橋の角度が大きくなり車輛の腹部または最後部が接触する, うねりによるSurgingのために可動橋のレール接合部と船体取り付けのレールとの間に間隙ができるため(0.3mが限界)。
タンカー セメント船	ローディングアームの移動限界(船首尾, 横方向ともに3mが限界)(10), Floating hoseの波による騒動によりhose破損の懸念, 係留索の不安, 係留作業用作業船の航行不能, 周囲に張りめぐらしているオイルフェンスが風や波のために倒れる, 雷雨。
鉱石船 チップ船	揚荷用バケットのふれ回り(14), 係留索の不安, 風による貨物の散乱(10m/s), 降雨・降雪によるベルトコンベヤの回転不良, 濃霧でクレーンオペレーターからグラブが見えない。

表-7.3 積荷の種類と荷役の中止原因²⁾

取扱貨物	中止原因		中止原因		
	波		風		
	限界波高	中止状態	限界風速	中止状態	
ばら荷 石炭, コークス, 鉄鉱石, リン鉱石, 塩化カリ)	約 0.5~1.0 m	本船が動揺して 危険	約 10 m/s	<ul style="list-style-type: none"> 粉じんが飛散(50%) 陸上クレーンの 操縦不能 船舶の動揺 	<ul style="list-style-type: none"> 雨雪で貨物がぬれる(70%)
袋詰 肥料, 米, 雑穀	約 0.5~1.0 m	本船が動揺して 危険	約 15 m/s	<ul style="list-style-type: none"> 船舶の動揺(60%) 陸上クレーンの 操縦不能 	<ul style="list-style-type: none"> 雨雪で貨物がぬれる
機械重量物	約 0.5 m	本船が動揺して 危険	約 10 m/s	<ul style="list-style-type: none"> 貨物が風のため 動揺(35%) 船舶の動揺(35%) 陸上のクレーン 操縦不能(25%) 	<ul style="list-style-type: none"> 雨雪で貨物がぬれる(35%) 雨雪で視界不良 すべって危険(50%)
木材 (岸壁荷役)	約 0.5~1.0 m	本船が動揺して 危険	約 10 m/s	<ul style="list-style-type: none"> 船舶の動揺(50%) 貨物が風のため 動揺(30%) 陸上クレーンの 操縦不能(20%) 	<ul style="list-style-type: none"> 積雪で荷役中止(40%) 雨雪で視界不良 すべって危険(40%)
木材 (水面投下)	約 0.5~1.0 m	いかだ作業困難 いかだの曳航不 能	約 10 m/s	<ul style="list-style-type: none"> 貨物が風のため 動揺(30%) 船側及びいかだ 作業不能(60%) 	<ul style="list-style-type: none"> 雨雪で視界不良
油類	約 0.5~1.0 m	本船が動揺して 危険	約 10 m/s	<ul style="list-style-type: none"> 船舶の動揺 	<ul style="list-style-type: none"> なし
石材類 硫酸	—	—	約 15 m/s 約 25 m/s	<ul style="list-style-type: none"> 陸上クレーンの 操縦不能 	<ul style="list-style-type: none"> ワイヤーがすべ って危険

表-7.4 荷役状況調査からみた荷役の中断³⁾

昭和54年12月~55年1月

	港	タイムシート	荷役アンケート	中断(待機・中止)			中止・再開		
				風速	港内 $H_{1/3}$	港内 H_{max}	風速	港内 $H_{1/3}$	港内 H_{max}
木	秋田	Strong Wind & Rough Sea	海上のいかだ作業, いかだ曳航困難	m/s 12.4	m 0.42	m 0.92	中止 20.0	m 0.91	m 1.35
	"	Strong Wind & Rough Sea	海上のいかだ作業, いかだ曳航困難, 雨雪で作業が危険	4.7	0.19	0.31	中止 8.4	0.25	0.40
材	新潟	Rough Sea	海上のいかだ作業, いかだ曳航困難	11.8	0.56	1.11	再開 6.0	0.43	0.77
紙	秋田	Rain	雨雪で貨物が濡れる	7.1	0.12	0.15	再開 9.0	0.14	0.26
	"	Strong Wind	荷役機械の操縦困難	9.0	0.14	0.26	中止 13.0	0.41	0.71
	"	Strong Wind & Snow	荷役機械の操縦困難 粉じんの飛散, 雨雪で貨物がぬれる	17.8	0.46	0.75	再開 5.6	0.14	0.23
石	新潟	Strong Wind	荷役機械の操縦困難	17.2	欠測	欠測	再開 15.0	0.40	0.55
	"	Snow	雨雪で貨物が濡れる	中止 4.9	0.20	0.34	中止 5.0	0.15	0.25
チップ	新潟	Strong Wind & Rough Sea	本船の動揺による作業困難	13.0	0.41	0.98	再開 10.0	0.23	0.42
	"	"	"	9.4	0.41	0.60	中止 7.6	0.98	1.61
雑貨	"	記入なし	雨雪で貨物が濡れる	9.0	0.12	0.21	再開 14.7	0.13	0.19
	"	"	"	4.7	0.21	0.40	再開 9.8	0.25	0.49
	"	"	"	7.0	0.51	0.92	再開 12.1	0.51	0.92
	"	"	"	2.5	0.40	0.41	再開 2.9	0.07	0.11

では、木材の荷役においては、いかだ作業が困難である。荷役機械の操縦が困難であるなどが荷役中止の理由としてあげられており、必ずしも船舶の動揺が大きくなって荷役が困難になったというわけではない。ただし、船舶の動揺が原因となった事例としては、新潟港におけるチップ船の例がある。そのうちの一例では作業中断時の風速は13.0m/s、港内波高($H_{1/3}$)=0.41m、また、荷役を再開したときの風速は、10m/s、港内波高($H_{1/3}$)=0.23mであった。また、もう一例では、荷役中断時の風速は9.4m/s、港内波高($H_{1/3}$)=0.41mで、中止決定時の風速は7.6m/s、港内波高($H_{1/3}$)=0.98mであった。このとき、船舶は両振幅6mほどの動揺をしていたと報告されている。これらの事例をみると、比較的小さな波高でも船舶の動揺が大きくなり荷役が中断されていることがわかる。

このように、事例は少ないものの船舶の動揺が直接の原因となって荷役中止に至っていることから、同調査においては、船舶のサージングおよびヒービングをメモモ

ーションカメラで測定している。その結果は表-7.5に示すが、たとえば、No. 3の秋田港の観測事例では風速18.2m/s、港内波高($H_{1/3}$)=1.31mの条件において、サージング136cm、ヒービング74cm、スウェーピング13cmを記録している。表-7.5から、船体動揺量と港内波高(H_{max})との関係を図示し、図-7.1および図-7.2が得られている。図面には船舶をく形浮体とみなして動揺計算を行った結果も示されているが、3000GT以上の船舶については動揺量の計算値と観測値との対応が良いことがわかる。

第一港湾建設局の調査ではさらに風速および港内波高からみた荷役可能限界を調べており、その結果、表-7.6に示すように荷役限界波高の上下限値を求めている。これをみると、船種によって若干異なるが、港内波高30~40cm以上になると、港湾荷役に悪影響を及ぼすであろうことがわかる。

ブルン(Brunn)¹⁰⁾は荷役可能な限界となる係岸船舶の動揺量の許容値として表-7.7を与えている。ブルンの

表-7.5 船舶動揺量の観測結果³⁾

サンプル				観測時刻		気象・海象条件						観測値 (cm)			備考	
No.	船名	貨物	G/T	港	月日	時刻	風 (m/s)		港内波高 (m)		港内波周期 (S)		最大変位幅			
							風向	風速	H_{max}	$H_{1/3}$	H_{max}	$H_{1/3}$	前後動	上下動		左右動
1	イ	木材	2995	秋田	1・16	11.10 }	WNW	19.3	1.35	0.91	3.1	3.2	49.0	25.0	# 1	いかだ作業困難で荷役中止
2	ロ	セメント	5942	"	1・25	13.30 }	WNW	11.1	* 0.62	* 0.32	* 3.7	* 3.2	25.5	19.5	# 0	—
3	ハ	鉱石	3813	"	1・31	9.10 }	WSW	18.2	* 2.18	* 1.31	* 6.9	* 5.58	136.0	74.0	# 13	—
4	ニ	木材	9629	新潟	12・22	14.00 }	NNE	5.6	0.55	0.31	3.7	3.7	14.0	21.5	—	いかだ作業困難で作業中止
5	ホ	木材	3036	"	1・16	16.03 }	NNW	14.0	0.97	0.60	6.1	4.9	46.5	35.0	—	空船
6	ヘ	油	9960	"	1・31	12.08 }	W	9.3	0.60	0.41	8.2	5.5	158.0	60.0	—	空船

* 欠測のため港外波高より推算
スケールを用いて測定

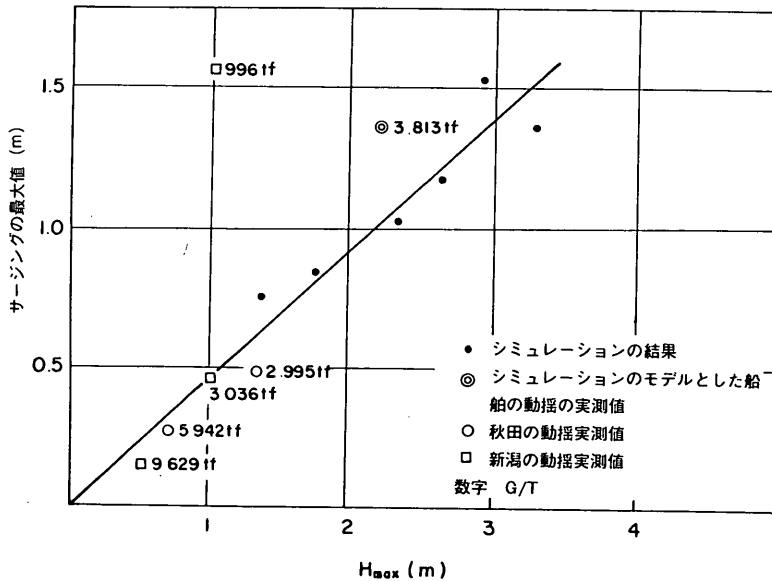


図-7.1 サージングの実測値と計算値

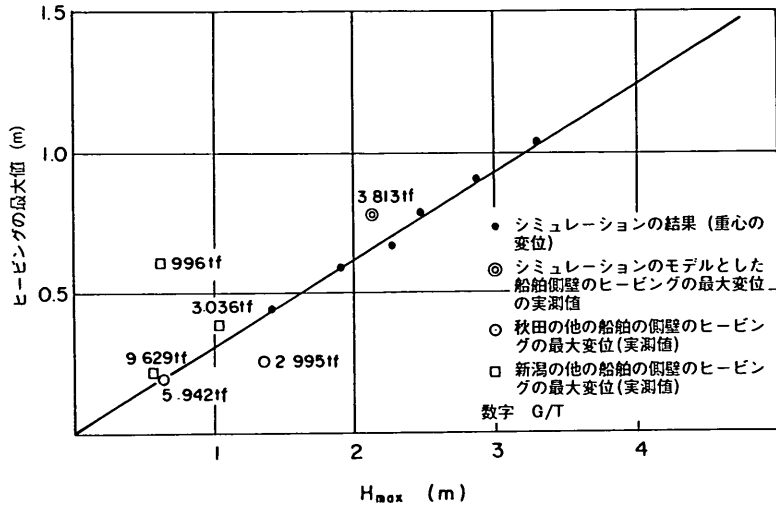


図-7.2 ヒーピングの実測値と計算値

表-7.6 荷役限界の上下限値

	影響を及ぼす下限値		影響を及ぼす上限値	
	風速 (m/s)	波高 (m)	風速 (m/s)	波高 (cm)
木材 (岸壁荷役)	8	50	21	100
木材 (水面投下)	6	30	14	50
鉱石	秋田 5.5	-	17	80
	新潟 11	新潟 60		
油類	14	40	17	90
チップ	8	20	21	-
雑貨	11	60	17	90

与えた動揺量の許容値は、港湾荷役関係者からのヒアリングの結果をとりまとめたものであるが、これと前出の久保¹⁾のアンケート調査の結果とを比較すると、ブルンの示した動揺量の許容値がかなり厳しい値であって、たとえばノーマルロック方式(通常型)のコンテナ船の場合、サージング±0.5 m、スウェイング±0.3 m、ヒーピング±0.3 m、ローリング±3°、ヨウイング±2°とされている。また、一般貨物船の場合には、サージング±1.0 m、スウェイング±0.5 m、ヒーピング±0.5 m、ローリング±3°、ヨウイング±2°である。

いまのところ、荷役からみた係岸船舶の動揺量の許容値を示したものとしてはブルンの資料が最も詳しいが、

表-7.7 係留中の船舶の動揺の許容範囲¹⁰⁾

船種	サージング m	スウェイング m	ヒーピング m	ローリング 度	ヨウイング 度
タンカー	±2.3	±1 (away from berth)	±0.5	±4	±3
鉱石船 (クラムシェル・クレーン)	±1.5	±0.5	±0.5	±4	±2
穀物船 (コンベアーまたはホース)	±0.5	±0.5	±0.5	±1	±1
コンテナ船 (通常タイプ)	±0.5	±0.3	±0.3	±3	±2
コンテナ船 (船洞 ロー/ロー)	±0.2	±0.2	±0.1	nil	nil
コンテナ船 (前・後方 ロー/ロー)	±0.1	nil	±0.1	nil	nil
貨物船	±1	±0.5	±0.5	±3	±2
L N G 船	±0.1	±0.1	nil	nil	nil

船体動揺量と波高との関係は不明であるから波浪条件と船体動揺量との関係については別途検討する必要がある。また、この資料では動揺の周期特性については不明である。しかし、港湾荷役の稼働率を評価する基準の一つに船舶の動揺をあげるとすれば、波浪条件と船体動揺量との間の関係を見出すことが必要である。その意味では、第一港湾建設局の調査結果は港湾荷役の限界条件を風速と波高で表して、港湾計画を行う上では使いやすい形になっている。すでに、2.で述べたように、船舶の動揺に及ぼす波の影響は単に波高だけを考えれば得られるものではなく、波の不規則性および周波数特性もまた重要な要因として考えなければならない。さらに長周期波、副振動、風の作用などの外力条件と船舶の大きさと種類、係留系の変位復元力特性などの条件が複雑に影響を及ぼす。したがって、船舶の動揺の側面から港内静穏度を論ずる場合には、個々の港湾の状況、対象船舶とその係留方法に応じた適切な係岸船舶の動揺計算を行う必要がある。このような検討を行った上で合理的な係留施設の計画を行うべきである。

7.3 港湾荷役の稼働率向上のための係留施設改善の方策

港湾荷役の稼働率向上のための係留施設改善の諸方策は前節で述べた荷役停止のさまざまな原因を解消するための係留施設の改善方策である。荷役停止の原因のうち、最も港湾荷役の稼働率に影響が大きいものは雨または雪、風、波などである。降雨に関しては、貨物のコンテナ化や、いわゆる全天候型港湾といわれる屋根付の係留施設を設置することが考えられる。後者の場合には防風効果も期待できる。しかし、本研究の趣旨は降雨対策を論ずることにはないので、ここでは風と波の作用によって生ずる船舶の動揺に起因する荷役停止の問題を解決するための係留施設の改善の方策について述べる。方策の大部分は5.に示した荒天時港内避泊のための港湾の施設整備の方策とほぼ一致する。ただし、本章での検討では荷役を行うことが前提となるので、船体動揺量は、先に示した荒天時における動揺量よりかなり小さく抑えなければならない。とくに、船舶の長周期動揺現象については十分な対策を講ずる必要がある。たとえば四日市港¹¹⁾¹²⁾での観測事例にみられたように波高が小さくても長周期の大きな動揺をすることがあるためである。したがって、港湾荷役の不可の判断の基準は船舶の動揺量となる。利用時の波と風の条件は前章での検討より小さいので防げん材の反力や係留索の張力が許容値を越えることがない。

以上の観点から、本節では5.にならって係留施設の改善の方策を示すが、ほぼ同様の内容となるので項目を

箇条書きし、必要に応じて説明を加えるものとする。

(1) バースの配置

バースの配置においては外海の波が直接侵入することがないように計画する。入射波の波向はおよそ $30^{\circ} \sim 45^{\circ}$ 程度となるよう配置する。また、港内防波堤を設けることは、二重三重の回折効果が期待できるので有効である。また、港口幅は船舶の通航に支障のないかぎり、できるだけ狭くするほうがよい。例えばロスアンゼルス港では当初の計画が630mであった港口幅を180mに狭めることによって、係岸船舶の長周期動揺問題を解決している⁵⁾。

(2) 防風壁

ウィンドスクリーン、多階建上屋などの建設により防風効果を図る¹³⁾。これによって船舶の動揺を抑えることができるだけでなくクレーンなどのオペレーションの効率の向上が期待できる。

(3) 防げん材および係留索

係留系の非対称性を小さくし、とくにスウェーイングの、船舶が係岸から離される方向の動揺を抑えるようにする。このためには、防げん材としてできるだけ柔らかい特性のものを用いるのがよい。

この場合、防げん材の設計は係岸船舶の動揺を考慮して適切に選定する必要がある。その手順は以下のとおりである。

- ① 荷役限界風速を決める（たとえば風速20m/s）
- ② 防げん材および係留索の配置を仮定する。
- ③ 荷役限界風速に対する防げん材荷重を求める。
- ④ ガスト率を1.3として最大瞬間風速に対する防げん材荷重を求める。
- ⑤ 定反力型防げん材に対しては荷役限界風速に対する防げん材荷重による防げん材の変形が防げん材高さの10%以内になるように、また、最大瞬間風速に対する防げん材荷重が防げん材の最大反力以下になるように、さらに、無係留船舶のスウェーイング、ローリング、ヨウイングの動揺量から防げん材位置の船体の動揺量を求め、これと最大瞬間風速に対する防げん材荷重による防げん材の変形量との和が、防げん材の定格変形量以下であるように適当な防げん材を選定する。
- ⑥ 反力漸増型防げん材に対しては、最大瞬間風速に対する防げん材荷重が防げん材の定格変形量に対する反力の1/2以下であるように、さらに、前項と同様に無係留船舶のスウェーイング、ローリング、ヨウイングの動揺量から防げん材位置の船体の動揺量を求め、これと、最大瞬間風速に対する防げん材荷重を受けたときの防げん材の変形量との和が防げん材

の定格変形量以下であるように適当な防げん材を選定する。

つぎに、係留索および防げん材の配置を決め、波と風の作用を受ける船舶の数値シミュレーションを実施して船舶の動揺量を算定する。数値シミュレーションは無風状態から荷役可能な限界の風速の間の数レベルの風速について、また、係留索の初期張力を数例変えて実施することが望ましい。このようにして得られた動揺量が許容動揺量以内に入っていれば係留系の設計は良好であるとみなせるが、許容動揺量以内になければ、係留系の変位復元力特性を変更して検討しなければならない。以上の手順を踏んでもなおかつ動揺量が許容値を上回る場合には、波浪の条件が厳しいものと思われるので、外郭施設や係留施設の配置計画等を変更する必要がある。

なお、防げん材の設計は船舶の接岸に対しても十分機能を発揮するよう検討しておく必要があるが、船舶の接岸に対しては技術基準の方法に基づいて行うものとする。この方法についてはすでに 2. において示したところである。以上のように船舶の動揺および接岸のそれぞれに対して計算した結果選定された防げん材のうち能力の大きいものを選定する。この場合、能力が大きいとは防げん材の吸収エネルギーが大きいことを意味するが、同種の防げん材で吸収エネルギーを大きくする方法としては、防げん材の高さ（係岸線からの突出長）を大きくする方法と、防げん材の長さを長くして対応する方法とがあるが、後者の方法をとると反力が長さに比例して増加することから、前者の方法に比べて変位復元力特性が相対的に硬い防げん材を選定することになる。係岸船舶の動揺現象においては、船舶の質量に比べて係留系のばねが相対的に柔らかいので、係岸船舶の動揺が係留系の変位復元力特性の多少の変化によって受ける影響はあまり大きくはないと考えられるが、すでに 4. で実験および数値シミュレーション結果を示したように、係留系の非対称性が強いとサブハーモニックモーションが生ずる恐れが

ある。したがって、同種の防げん材で吸収エネルギーを大きくする方法としては防げん材の高さを大きくする方法をとるのがよい。また、同一吸収エネルギーであれば反力が小さいものを選ぶのがよい。ただし、変形の初期における反力の増加の割合が大きなものを使用する場合にはサブハーモニック現象が生ずる恐れがあるので注意を要する。

7.4 港湾荷役が可能となる限界波高の検討例

(1) 概要

ここでは、実際の港湾計画において、港湾荷役が可能となる限界波高を係岸船舶の動揺から判定することとし、動揺解析手法を用いて検討した結果を示す。

検討は以下の 2 例について行った。

- ① 中南米の A 港におけるコンテナ船バースおよび一般貨物船バースの港湾荷役が可能となる限界波高の検討
 - ② 極東の B 港におけるコンテナ船バースの港湾荷役が可能となる限界波高の検討
- (2) 中南米の A 港における検討

a) 港湾施設の現況

A 港の港湾施設の現況は図-7.3 に示すように、現在のところ、延長 250m の防波堤の内側に、-11m 岸壁、-10m 岸壁、-7.5m 岸壁が建設されている。将来、防波堤はさらに 150m 延長して建設される予定であるが現段階において、各岸壁に係留される船舶の動揺を計算し、港湾荷役が可能となる限界の波浪条件を求める。各バースの構造は矢板式構造で、一部に棚式構造が採用されている。

防波堤による回折係数は、周期 16s の波に対して岸壁前面では 0.16 と計算されている。

b) 対象船舶

検討の対象とする船舶は以下のとおりである。

-11m 岸壁	コンテナ船	満載
-10m 岸壁	一般貨物船 (15000 DWT)	満載
-7.5m 岸壁	一般貨物船 (5000 DWT)	満載

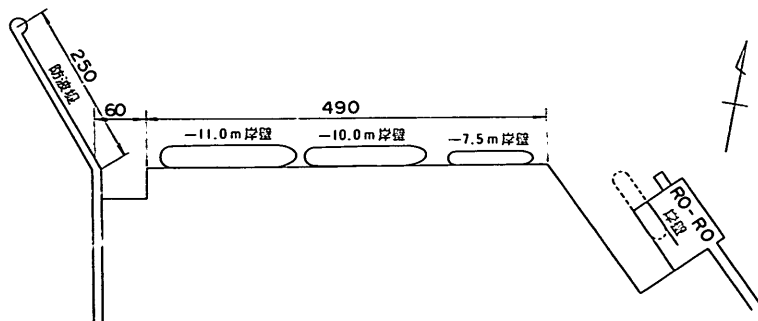


図-7.3 A 港計画平面図

表-7.8 対象船舶の諸元 (A 港)

	コンテナ船	15000DWT (満)	15000DWT (空)	5000DWT
船長 Lpp	193.0	140.0	140.0	99.3
船幅 B	30.8	21.2	21.2	15.0
重心 (船底より)	12.9	5.94	8.34	4.22
重心 (センターより)	船首側 2.30	船首側 1.39	船首側 0.24	船首側 0.99
メタセンター (船底より)	14.7	8.44	9.70	6.00
喫水 (船底より)	9.57	9.62	5.00	6.83
環動半径 (横方向)	10.47	6.98	8.27	4.95
(縦方向)	48.25	28.50	39.49	20.2
横揺固有周期	15.6	8.9s	14.1s	7.5s
排水トン数	39957tf	19966tf	9786tf	7140tf

また、A港の-10m岸壁に係留中の15000DWT級の貨物船(空載)の動揺量(ヒービングおよびサージング)がトランシットにより観測されているので、数値シミュレーションの検証のために、この船舶についても検討する。なお、A港に入港する船舶についての詳細は不明であるので船舶の諸元は同型船の諸値を参考にして表-7.8のように定めた。

c) 計算条件と計算ケース

計算における波浪条件はA港港外における約1年間の波浪観測記録を参考にして決めた。まず、沖波有義波高2.0m、有義波周期13sの場合について係岸船舶の動揺を計算し、その結果を見て追加のケースの条件を定めた。また、現地においては、係岸船舶の動揺量の観測が数回行われていて、そのうち、15000DWT級の船舶については観測時の波高記録が得られているものが2例ある。それらは、沖波有義波高4m、有義波周期12sの場合と、沖波有義波高1.5m、有義波周期14sの場合である。現地観測結果と計算結果とを比較する目的でこれらの2例についても計算を実施する。波は不規則波としJONSWAPの周波数スペクトルを用いて発生させた。波高は防波堤先端と係岸の中心を結んだ線の方向とし、船首から時計回りに測った角度とした。ただし、この場合には風は考えていない。実施した計算ケースをとりまとめて表-7.9に示す。

d) 係岸船舶の動揺計算

係岸船舶の動揺計算は3. で示した動揺解析手法を用いて行った。動揺計算において用いる流体力係数は、サージングの付加質量については元良の実験結果から0.1M(Mは船舶の質量)を、また、サージングの減衰定数

($h = \frac{1}{2} \frac{C}{\omega_n M}$)を0.05として計算した。ここに、 ω_n はサージングのみかけの固有角振動数である。

本章においては、数値シミュレーションの積分を0.5sおきに3000ステップ、つまり、実時間で1500s(25min)に相当する時間行い、その結果得られた係岸船舶の各動揺成分の最大値および最小値、最大動揺両振幅などをとりまとめて示すことにする。

船舶に係留状況を図-7.4~7.6に示す。それぞれ、コンテナ船、貨物船(15000DWT)、貨物船(5000DWT)に対する係留索および防げん材の配置を示している。防げん材は-11m岸壁にはV型防げん材600H×3000Lが9m間隔に、-10m岸壁には同じく500H×3000Lが9.6m間隔に取り付けられている。図-7.7はそれらの防げん材の変位復元力特性を示したものである。係留索としてはコンテナ船の場合、φ65mmのナイロン製エイトロープ(切断荷重70.6tf)、貨物船(15000DWT)の場合φ55mmのナイロン製エイトロープ(切断荷重52tf)、貨物船(5000DWT)の場合φ42mmのナイロン製エイトロープ(切断荷重30.7tf)を用いている。

e) 計算結果

(f) 貨物船(15000DWT空載)

ここでは、数値シミュレーション結果と実船の動揺観測結果とを比較する目的で、現地で船体動揺が観測されている15000DWTの貨物船(空載)について、数値シミュレーション計算を行った。数値シミュレーションはつぎの2ケースを実施した。

ケースNo.	沖波有義波高	有義波周期
Case D 12	$H_{1/3} = 0.64 \text{ m}$	$T_{1/2} = 12 \text{ s}$
Case D 14	$H_{1/3} = 0.64 \text{ m}$	$T_{1/2} = 14 \text{ s}$

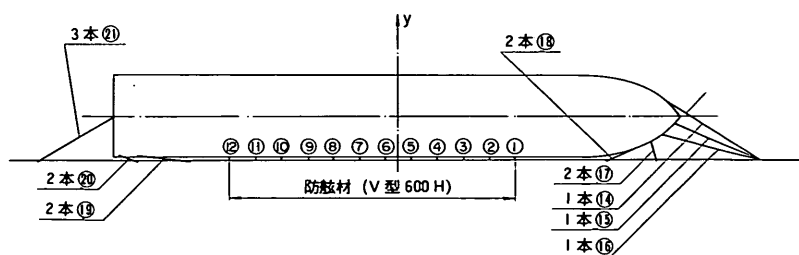
表-7.9 計算ケース一覧 (A 港)

(a) 計算ケースの沖波有義波高と有義波周期との関係

	12s	13s	14s	15s	16s
コンテナ船		2.0m	2.0m	2.0m	2.0m
貨物船15,000		2.0m	2.0m	2.0m	2.0m
貨物船 5,000		2.0m	2.0m	2.0m	
貨物船 (空載)	0.64 m			1.5m	

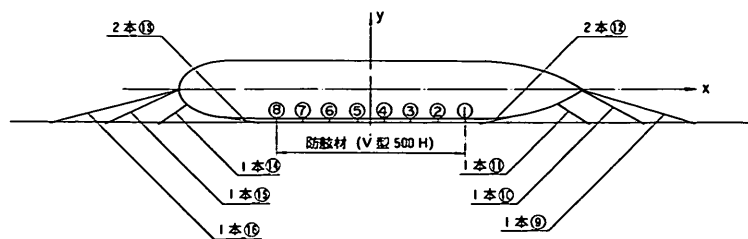
(b) 計算ケース

Case No.	船 型	載貨状態	波 向	周期	沖波有義波高
C13	コンテナ船	満載	219°	13s	2.0m
C14	"	"	"	14s	"
C15	"	"	"	15s	"
C16	"	"	"	16s	"
B13	15000DWT	満載	206°	13s	2.0m
B14	"	"	"	14s	"
B15	"	"	"	15s	"
B16	"	"	"	16s	"
A13	5000DWT	満載	201°	13s	2.0m
A14	"	"	"	14s	"
A15	"	"	"	15s	"
D12	15000DWT	空載	206°	12s	0.64m
D14	"	"	"	14s	1.5m



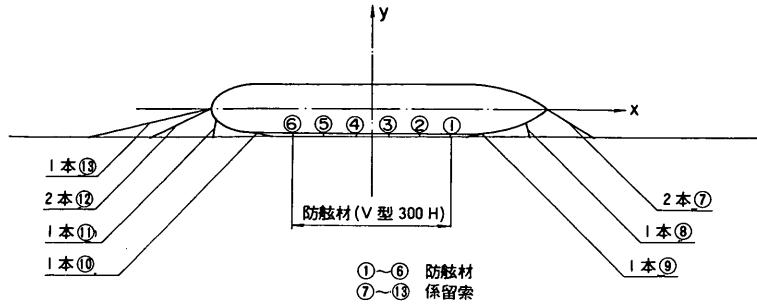
各ロープはナイロン製イトロープφ65

図-7.4 コンテナ船の係留



各ロープはナイロン製イトロープφ55

図-7.5 15000 DWT 貨物船の係留



各ロープはナイロン製イトロープφ42

図-7.6 5000 DWT 貨物船の係留

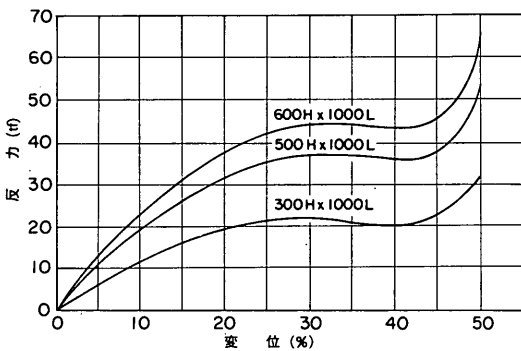


図-7.7 ゴム防げん材の変位復力特性 (V 型)

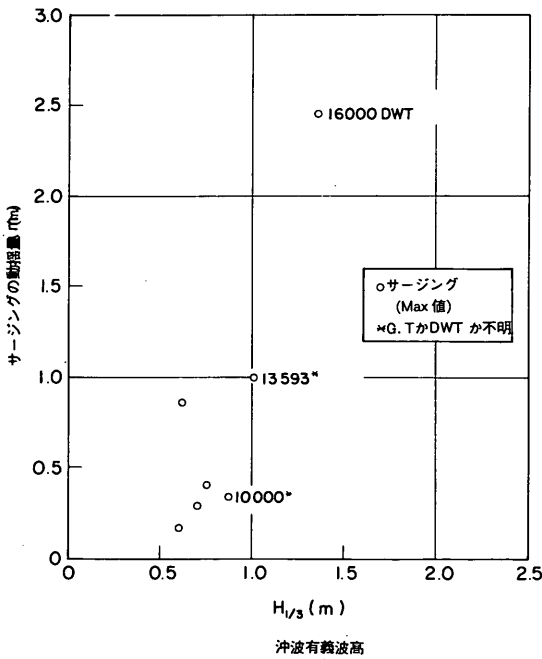


図-7.8 A港における係留船舶の動揺量の測定値 (サージング)

現地における動揺は、サージング、スウェイング、ヒービングが観測されている。

サージングとヒービングは船体に貼付した格子状の目盛をトランシットで一定時間間隔で読み取って測定しているので比較的精度が良いデータと思われるが、スウェイングはある観測時間内での目視観測値であるので精度的にあまり良いデータとは言えない。

上記以外のケースにも観測値が報告されているので、それらの結果を図示すると図-7.8および図-7.9のようになる。図-7.8では、16000 DWT級の船舶のサージングの観測値が2.5 mと極端に大きいのが注目されるが、このデータを除くと沖波有義波高1 mに対しサージングは約1 m、ヒービングは約50 cmの動揺両振幅となる。計算の結果は表-7.10に示すとおりである。表-7.10において、最大動揺量と最小動揺量の意味は図-7.10に示すとおりである。表-7.10をみると、Case D 12の、サージングの計算値は観測値よりやや小さく、

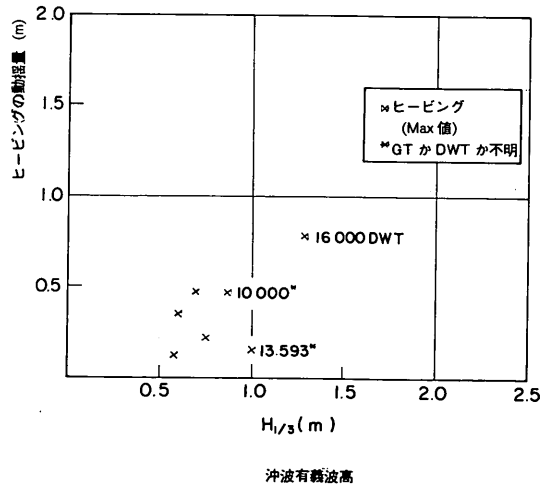


図-7.9 A港における係留船舶の動揺量の測定値 (ヒービング)

表-7.10 観測値と計算値の比較 (A 港)

	サージング		スウェイング		ヒービング	
	最大値	最小値	最大値	最小値	最大値	最小値
Case D12						
計算値						
動揺量	8.9cm	-10.6cm	4.8cm	-0.4cm	10.1cm	-10.7cm
最大両振幅	17.4cm		* 3.0cm (5.2cm)		20.8cm	
観測値						
動揺量	15.0cm	-15.0cm	5cm		7.5cm	-7.5cm
最大両振幅	25.0cm				7.5cm	
Case D14						
計算値						
動揺量	21.2cm	-29.1cm	16.1cm	-0.75cm	29.3cm	-29.3cm
最大両振幅	50.3cm		* 16.0cm		58.6cm	
観測値						
動揺量					39.0cm	-39.0cm
最大両振幅	245cm		186cm		78.0cm	
	船首側へ 移動	船尾側へ 移動	係船岸から 離れる側	防舷材が圧 縮される側	上方へ移動	下方へ移動

*長周期成分波がある。() は長周期成分波をみた場合の動揺両振幅

ヒービングの計算値は観測値よりやや大きい程度で比較的合っているが、Case D14 ではサージング、スウェイング、ヒービングのいずれの動揺成分についても観測値は計算値よりかなり大きい。計算においては現地でデータが取得されたときの波や風の条件の詳細および係留索の張り具合などについて詳細なデータが得られていなかったために、条件を仮定して計算を実行している。そのためこのような差異を生じたものと考えられる。しかし、この動揺解析手法は模型実験および四日市港、新潟港における観測結果と対比してその妥当性が確認されているので、ここでは一応この手法を用いて計算を進める。

(a) コンテナ船 (満載)

表-7.11 に数値シミュレーションの結果を示す。また、周期 14s と周期 16s の場合の動揺波形を図-7.11

(a), (b) に示す。

波周期が長くなるに従って、サージング、スウェイング、ヒービングの動揺量が増加する傾向にあるが $T_{1/3} = 16s$ 、沖波有義波高 2.0m のとき、サージング、スウェイング、およびヒービングの動揺量の最大値および最小値はそれぞれ 32.4cm, 22.4cm, 38.5cm である。また、最大両振幅はそれぞれ 56.7cm, 18.6cm, 75.1cm である。つぎに動揺波形をみるとサージングとスウェイングとヨウイングに周期 150s 前後の長周期動揺成分が入っていることがわかる。その動揺波形には振幅が周期的に増減する、いわゆるビート現象が現れている。これは JONSWAP の周波数スペクトルによって発生させた不規則波の性質と一致する。サージングとヨウイングの動揺には長周期成分波の周期とほぼ同じ周期の動揺成分の割合が大きい。

	正の値	負の値
サージング	船首方向の動揺量	船尾方向の動揺量
スウェイング	係船岸から離れる方向の動揺量	係船岸に押しつけられる方向の動揺量
ヒーピング	上方への動揺量	下方への動揺量
ローリング	右岸が上昇する方向の動揺量	右岸が下降する方向の動揺量
ピッチング	船首が下降する方向の動揺量	船首が上昇する方向の動揺量
ヨウイング	船首が係船岸から離れる方向の動揺量	船尾が係船岸から離れる方向の動揺量

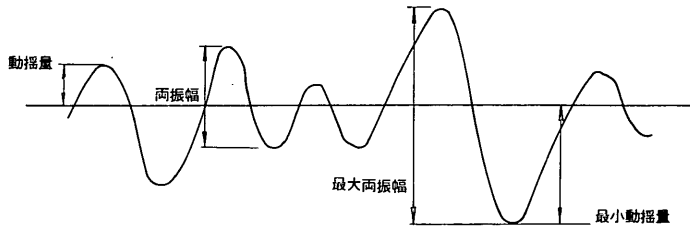


図-7.10 動揺波形の処理方法

表-7.11 コンテナ船の動揺計算結果(A 港)

$H_{1/3} = 2.0 \times 0.16 = 0.32\text{m}$ JONSWAPのスペクトル

運動成分		$T_{1/3} = 13\text{s}$	$T_{1/3} = 14\text{s}$	$T_{1/3} = 15\text{s}$	$T_{1/3} = 16\text{s}$
サージング	最大動揺量	24.63cm	25.89cm	29.82cm	31.75cm
	最小動揺量	-17.48cm	-22.69cm	-29.02cm	-32.36cm
	最大両振幅	37.3cm	45.1cm	51.0cm	56.7cm
スウェイング	最大動揺量	14.72cm	23.72cm	31.02cm	22.36cm
	最小動揺量	-1.729cm	-1.864cm	-2.222cm	-1.182cm
	最大両振幅	14.72cm	17.52cm	21.0cm	18.59cm
ヒーピング	最大動揺量	24.52cm	29.16cm	33.26cm	36.58cm
	最小動揺量	-23.94cm	-30.35cm	-34.79cm	-38.50cm
	最大両振幅	47.8cm	58.8cm	68.1cm	75.1cm
ローリング	最大動揺量	$2.71 \times 10^{-3}\text{rad}$	$3.65 \times 10^{-3}\text{rad}$	$3.81 \times 10^{-3}\text{rad}$	$3.24 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最小動揺量	$-2.71 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-3.57 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-3.35 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-2.98 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最大両振幅	$5.3 \times 10^{-3}\text{rad}$	$7.22 \times 10^{-3}\text{rad}$	$6.97 \times 10^{-3}\text{rad}$	$6.11 \times 10^{-3}\text{rad}$
ピッチング	最大動揺量	$5.75 \times 10^{-3}\text{rad}$	$5.33 \times 10^{-3}\text{rad}$	$5.37 \times 10^{-3}\text{rad}$	$5.28 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最小動揺量	$-5.50 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-5.37 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-5.55 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-5.52 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最大両振幅	$1.08 \times 10^{-2}\text{rad}$	$1.07 \times 10^{-2}\text{rad}$	$1.06 \times 10^{-2}\text{rad}$	$1.03 \times 10^{-2}\text{rad}$
ヨウイング	最大動揺量	$1.13 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.32 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.64 \times 10^{-3}\text{rad}$	$0.95 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最小動揺量	$-1.65 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.58 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.82 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.80 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最大両振幅	$2.48 \times 10^{-3}\text{rad}$	$2.29 \times 10^{-3}\text{rad}$	$2.19 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.91 \times 10^{-3}\text{rad}$

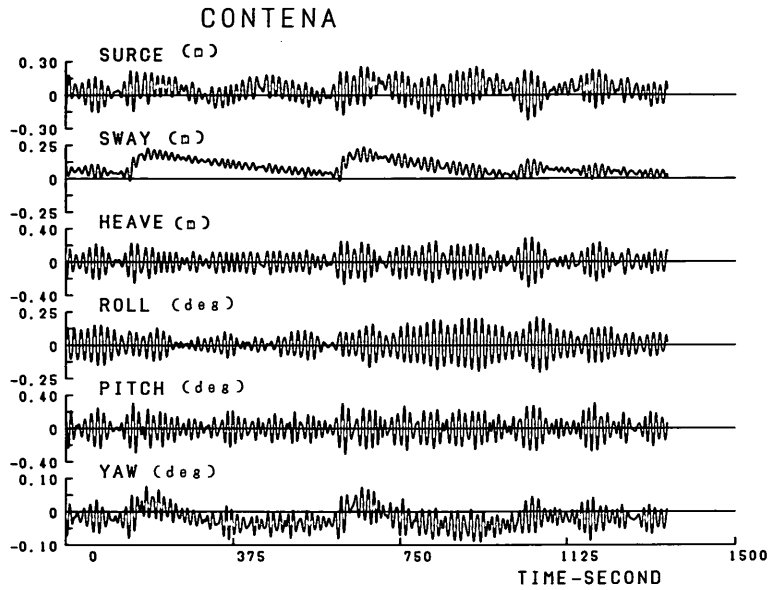
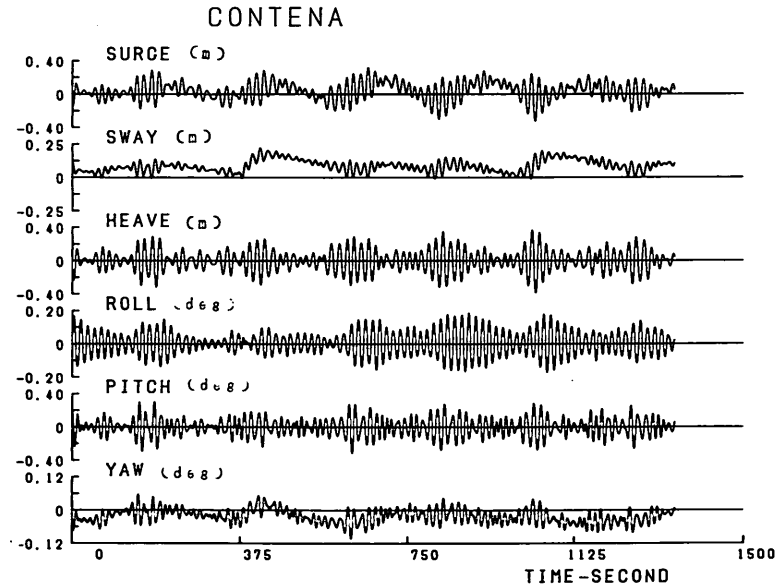
(a) 有義波周期 $T_{1/3}=14$ s(b) 有義波周期 $T_{1/3}=16$ s

図-7.11 コンテナ船の動揺波形

これらは波周期に対応する運動成分と係留系のみかけの固有周期に対応する周期成分である。また、スウェイングの動揺波形に見られる長周期動揺現象は係留系の非対称性に起因するものであるが、この成分の振幅は波周期に対する成分の振幅より大きい。

(イ) 貨物船 (15000 DWT 満載)

表-7.12 に動揺計算の結果を示す。また、周期 14s と周期 16s のときの動揺波形を図-7.12 (a), (b) に示す。コンテナ船の場合と同様に波周期が長くなると、サージ、スウェイングおよびヒービングの動揺量は増加する

表-7.12 貨物船(15000 DWT 満載)の動揺計算結果(A 港)

$H_{1/3} = 2.0 \times 0.16 = 0.32\text{m}$ JONSWAPのスペクトル

運動成分		$T_{1/3} = 13\text{s}$	$T_{1/3} = 14\text{s}$	$T_{1/3} = 15\text{s}$	$T_{1/3} = 16\text{s}$
サージング	最大動揺量	26.8cm	29.31cm	32.89cm	37.88cm
	最小動揺量	-29.35cm	-31.67cm	-35.15cm	-36.57cm
	最大両振幅	51.8cm	58.9cm	67.4cm	73.9cm
スウェイング	最大動揺量	6.761cm	12.35cm	9.900cm	12.05cm
	最小動揺量	-0.540cm	-0.632cm	0.071cm	0.150cm
	最大両振幅	6.149cm	8.889cm	7.243cm	6.263cm
ヒービング	最大動揺量	29.25cm	33.92cm	38.41cm	41.58cm
	最小動揺量	-30.30cm	-34.18cm	-38.60cm	-42.16cm
	最大両振幅	59.4cm	67.7cm	77.0cm	83.8cm
ローリング	最大動揺量	$2.4 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.84 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.51 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.31 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最小動揺量	$-2.4 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.93 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.58 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.45 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最大両振幅	$4.81 \times 10^{-3}\text{rad}$	$3.73 \times 10^{-3}\text{rad}$	$3.10 \times 10^{-3}\text{rad}$	$2.68 \times 10^{-3}\text{rad}$
ピッチング	最大動揺量	$8.28 \times 10^{-3}\text{rad}$	$7.61 \times 10^{-3}\text{rad}$	$7.02 \times 10^{-3}\text{rad}$	$7.32 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最小動揺量	$-7.87 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-6.84 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-7.01 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-6.93 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最大両振幅	$1.40 \times 10^{-2}\text{rad}$	$1.36 \times 10^{-2}\text{rad}$	$1.34 \times 10^{-2}\text{rad}$	$1.30 \times 10^{-2}\text{rad}$
ヨウイング	最大動揺量	$1.25 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.02 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.73 \times 10^{-3}\text{rad}$	$2.11 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最小動揺量	$-1.36 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.38 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.69 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.84 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最大両振幅	$1.522 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.266 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.623 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.251 \times 10^{-3}\text{rad}$

傾向にあるが、 $T_{1/3}=16\text{s}$ 、沖波有義波高 2.0 m のとき、サージング、スウェイングおよびヒービングの動揺量の最大値および最小値は、それぞれ 37.9 cm, 12.1 cm, 42.2 cm である。また、最大両振幅はそれぞれ 73.9 cm, 6.3 cm, 83.8 cm である。この動揺量はコンテナ船の場合より大きい。しかし、動揺波形の性状はコンテナ船の場合と同様である。

(二) 貨物船(5000 DWT 満載)

表-13 に動揺計算の結果を示す。コンテナ船の場合と同様に周期が長くなると動揺量が大きくなり、しかも、コンテナ船および 15000 DWT 級の貨物船に比べて動揺量が大きい。周期 $T_{1/3}=15\text{s}$ で沖波有義波高 2.0 m のときのサージング、スウェイング、ヒービングの動揺量の最大値および最小値はそれぞれ 40.0 cm, 12.4 cm, 41.5 cm である。また最大両振幅はそれぞれ 73.7 cm, 12.2 cm, 81.9 cm である。なお、動揺波形の性状はコンテナ船の場合と同様である。

f) 港湾荷役の限界条件

ここでは前述したブルン¹⁰⁾が示した荷役からみた船体動

揺量の許容値を参考にして港湾荷役が可能となる限界の波の条件を検討することにする。ブルンによれば、荷役限界の船体動揺量の許容値はコンテナ船の場合、サージング $\pm 0.5\text{m}$ 、スウェイング $\pm 0.3\text{m}$ 、ヒービング $\pm 0.3\text{m}$ 、ローリング $\pm 3^\circ$ 、ヨウイング $\pm 2^\circ$ とされている。また、一般貨物船については、サージング $\pm 1.0\text{m}$ 、スウェイング $\pm 0.5\text{m}$ 、ヒービング $\pm 0.5\text{m}$ 、ローリング $\pm 3^\circ$ 、ヨウイング $\pm 2^\circ$ である。ただし、上記の数値は動揺量の最大値および最小値または動揺両振幅の最大値のいずれとも限定していないので、どちらをとるかは動揺計算結果をみて適宜判断する。

上記の計算では沖波有義波高 2.0 m の条件のみに対する係岸船舶の動揺量を計算した。その結果を見ると防げん材の変形量は全高の 10% 以下であるので、この変形の範囲では防げん材の変位復元力特性をほぼ線形と仮定しうる。したがって近似的に船舶の動揺量が波高に比例するものと考えられるので、そのようにして荷役可能となる限界の波浪条件を求めることにする。ブルン

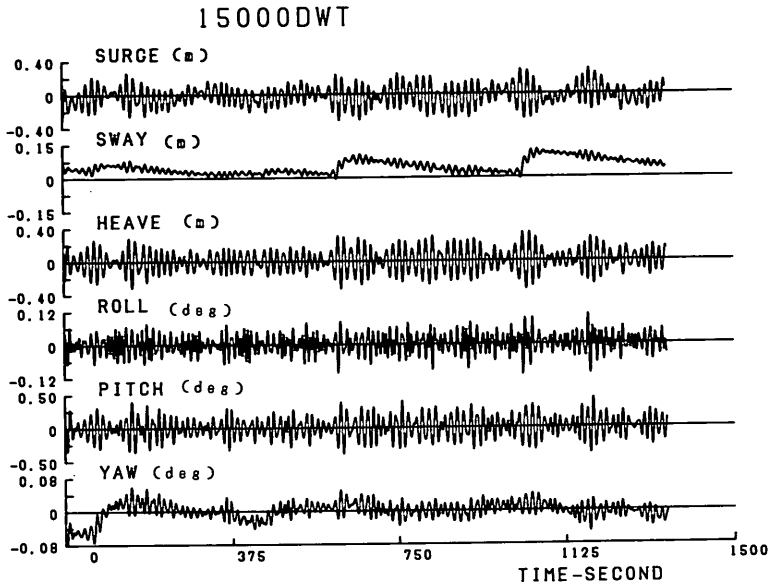
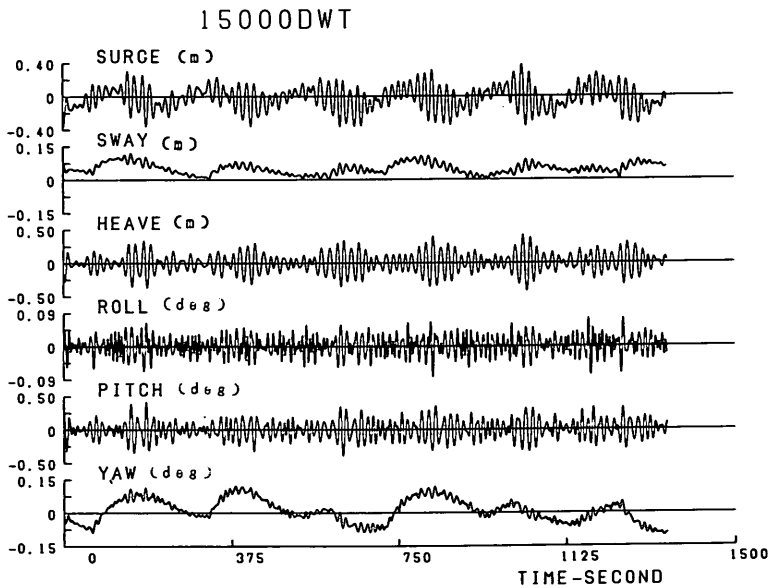
(a) 有義波周期 $T_{1/3} = 14$ s(b) 有義波周期 $T_{1/3} = 16$ s

図-7.12 貨物船の動揺波形

の荷役限界動揺量(表-7.7)と表-7.11, 表-7.12, 表-7.13の各船舶の沖波有義波高2.0mのときの動揺量とを比較して, コンテナ船, 一般貨物船(15000 DWT), 一般貨物船(5000 DWT)に対する荷役可能となる限界沖波有義波高を求めるとそれぞれ表-7.14, 表-7.15,

表-7.16のようになる。表-7.14~表-7.16をみると, 荷役の限界条件は主としてヒービングから決まっている。

現地における船舶の動揺現象をみるとCase D14ではサージングおよびスウェイに大きな動揺が現れてい

表-7.13 貨物船(5000 DWT 満載)の動揺計算結果(A 港)

$$H_{1/3} = 2.0 \times 0.16 = 0.32\text{m} \quad \text{JONSWAPのスペクトル}$$

運動成分		$T_{1/3} = 13\text{s}$	$T_{1/3} = 14\text{s}$	$T_{1/3} = 15\text{s}$
サージング	最大動揺量	33.15cm	42.96cm	30.00cm
	最小動揺量	-40.72cm	-39.56cm	-46.02cm
	最大両振幅	62.1cm	74.6cm	73.7cm
スウェイング	最大動揺量	9.42cm	9.28cm	12.36cm
	最小動揺量	-0.72cm	-0.52cm	-0.54cm
	最大両振幅	10.14cm	8.26cm	12.22cm
ヒーピング	最大動揺量	38.08cm	42.39cm	40.46cm
	最小動揺量	-35.58cm	-43.38cm	-41.49cm
	最大両振幅	71.9cm	84.8cm	81.9cm
ローリング	最大動揺量	$2.08 \times 10^{-3}\text{rad}$	$2.32 \times 10^{-3}\text{rad}$	$1.74 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最小動揺量	$-1.85 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-2.17 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-1.51 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最大両振幅	$3.02 \times 10^{-3}\text{rad}$	$3.90 \times 10^{-3}\text{rad}$	$2.44 \times 10^{-3}\text{rad}$
ピッチング	最大動揺量	$1.17 \times 10^{-2}\text{rad}$	$1.14 \times 10^{-2}\text{rad}$	$0.98 \times 10^{-2}\text{rad}$
	最小動揺量	$-1.18 \times 10^{-2}\text{rad}$	$-1.08 \times 10^{-2}\text{rad}$	$-0.83 \times 10^{-2}\text{rad}$
	最大両振幅	$1.80 \times 10^{-2}\text{rad}$	$2.22 \times 10^{-2}\text{rad}$	$1.66 \times 10^{-2}\text{rad}$
ヨウイング	最大動揺量	$2.86 \times 10^{-3}\text{rad}$	$4.35 \times 10^{-3}\text{rad}$	$3.13 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最小動揺量	$-3.72 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-2.23 \times 10^{-3}\text{rad}$	$-3.56 \times 10^{-3}\text{rad}$
	最大両振幅	$4.51 \times 10^{-3}\text{rad}$	$5.54 \times 10^{-3}\text{rad}$	$4.22 \times 10^{-3}\text{rad}$

表-7.14 荷役限界沖波波高(A 港, コンテナ船)(m)

$T_{1/3} =$	13s	14s	15s	16s
サージング	2.0	2.0	2.0	2.0
スウェイング	2.0	2.0	1.93	2.0
ヒーピング	2.0	1.97	1.72	1.55
ローリング	2.0	2.0	2.0	2.0
ヨウイング	2.0	2.0	2.0	2.0

表-7.15 荷役限界沖波波高(A 港, 15000 DWT)

(m)				
$T_{1/3} =$	13s	14s	15s	16s
サージング	2.0	2.0	2.0	2.0
スウェイング	2.0	2.0	2.0	2.0
ヒーピング	2.0	2.0	2.0	2.0
ローリング	2.0	2.0	2.0	2.0
ヨウイング	2.0	2.0	2.0	2.0

る。したがって、現地ではサージングがクリティカルな動揺成分となっている。サージングやスウェイングが大きな動揺をする現象の原因としては長周期波の存在、係留系のたるみの条件などが考えられる。そこで、ここでは参考として、係留系の条件はそのままにして、5.で示し

表-7.16 荷役限界沖波波高(A 港, 5000 DWT)

(■)				
$T_{1/3} =$	13s	14s	15s	
サージング	2.0	2.0	2.0	
スウェイング	2.0	2.0	2.0	
ヒーピング	2.0	2.0	2.0	
ローリング	2.0	2.0	2.0	
ヨウイング	2.0	2.0	2.0	

た長周期成分波を考慮した波の周波数スペクトルを用いた動揺計算例をコンテナ船と一般貨物船(15000 DWT)について一例ずつ行って比較した。表-7.17はその結果であるが、表-7.11 および表-7.12 に示した結果と比べると、コンテナ船の場合には動揺量に差異がないが、一般貨物船の場合にはいずれの動揺成分についても動揺量が若干大きくなる。しかし、観測例にみられた大きな長周期動揺は計算では再現されていない。

この場合の荷役可能な限界の沖波波高をブルンの荷役限界動揺量から求めると、コンテナ船および一般貨物船についてそれぞれ1.6m および2.0mとなる。

表一. 7. 17 係岸船舶の動揺計算結果 (A 港, 長周期成分波を考慮した場合)

T 1/3 = 15s H 1/3 = 0.33m		サージング (m)	スウェイング (m)	ヒービング (m)	ローリング (rad)	ピッチング (rad)	ヨウイング (rad)
コンテナ船 波向 219°	最大動揺量	0.28	0.27	0.35	0.0029	0.0059	0.0014
	最小動揺量	- 0.31	- 0.02	- 0.40	- 0.0025	- 0.0060	- 0.0018
貨物船 15000DWT 波向 206°	最大動揺量	0.36	0.13	0.41	0.0022	0.0083	0.0019
	最小動揺量	- 0.36	- 0.00	- 0.43	- 0.0023	- 0.0074	- 0.0025

(3) 極東の B 港における検討

a) 港湾施設の現況

B 港においては外港建設計画が進められているが, 27000 DWT 級のコンテナふ頭 R I および R II バースの建設が検討されている。R I バースは栈橋式, R II バースはケーソン式構造である。

波向は別途実施された港内波高の分布の水理模型実験および数値シミュレーションの結果から判断して決めたが, 船舶が入船(いりふね)係留するものとして R I バースに対しては 190°, R II バースに対しては 270°とした。また, 港外波に対する港内波の波高比は 0.1 ~ 0.2 とした。

b) 対象船舶

対象船舶は 27000 DWT 級のコンテナ船とし空載状態について検討する。船舶の諸元は表一. 7. 18 に示すとおりである。

表一. 7. 18 対象船舶の諸元 (B 港, 空載時)

垂線間長 L _{pp}	220.5m
型 幅 B	27.7m
型 深 D	17.8m
喫 水 d	6.7m
排水トン数	21943tf
方形係数 C _R	0.513
環動半径 Rolling	9.42m
Pitching	55.13m
Yawing	55.13m
重心 (船底より) KG	11.3 m
浮心 (船底より) KB	3.54m
メタセンター (重心より) GM	3.7 m
メタセンター (浮心より) BM	11.39m
サージングの付加質量係数	0.012
正面投影面積	839 m ²
側面投影面積	3579 m ²
横揺れ無次元減衰係数	0.07
横揺れ固有周期 T _φ	9.84s

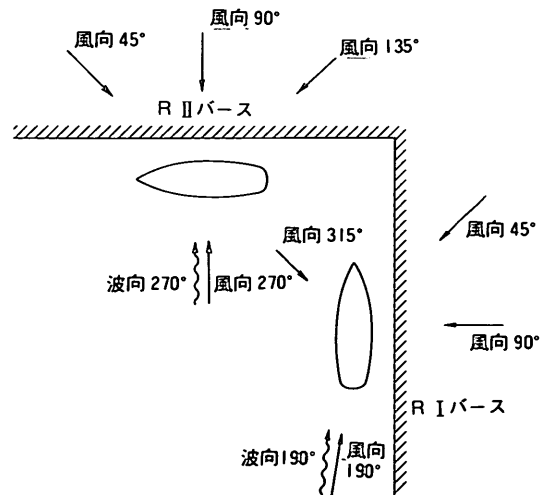
c) 計算条件

数値シミュレーションにおいては風が作用する場合と作用しない場合について検討した。波向は水理模型実験の結果から判断して R I バースでは 190°, R II バースでは 270°とした。

波周期は風のないケースでは, R I バースに対しては 7, 9, 12, 15 s, R II バースに対しては 9, 12, 15 s とした。風のあるケースでは 12 s とした。

波高は風のない計算ケースでは, R I バースに対してはすべての波周期について, 有義波高 0.3 m, 0.4 m, R II バースに対しては有義波周期 9 s に対しては有義波高 0.3 m, 0.4 m, 有義波周期 12 s に対しては有義波高 0.2 m, 0.3 m, 有義波周期 15 s に対しては 0.1 m, 0.2 m とした。また, 風のある計算ケースでは R I バースおよび R II バースのいずれについても有義波周期 12 s, 有義波高 0.3 m とした。ただし, スウェイングの動揺量が大きくなると思われる風向 (R I バースでは風向 90°, R II バースでは風向 270°) の計算ケースでは有義波高 0.2 m とした。

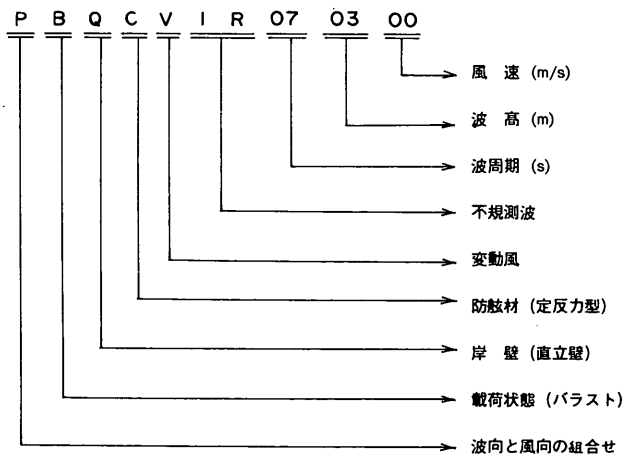
風向は北西 (R I バースでは船舶に対し 315°, R II バースでは船舶に対し 45°), 北 (R II バースのみ船舶に対



図一. 7. 13 検討する計算ケースの波向と風向

表-7.19 計算ケース一覧 (B 港)

Case No.	波向	風向	載荷	岸壁	防舷材	周期 (s)	波高 (m)	風速 (m/s)	
1	PBQCVIR070300	190°	45°	B	Q	C	7	0.3	0
2	PBQCVIR090300	190°	45°	B	Q	C	9	0.3	0
3	PBQCVIR120300	190°	45°	B	Q	C	12	0.3	0
4	PBQCVIR150300	190°	45°	B	Q	C	15	0.3	0
5	PBQCVIR070400	190°	45°	B	Q	C	7	0.4	0
6	PBQCVIR090400	190°	45°	B	Q	C	9	0.4	0
7	PBQCVIR120400	190°	45°	B	Q	C	12	0.4	0
8	PBQCVIR150400	190°	45°	B	Q	C	15	0.4	0
9	SBQCVIR090300	270°	45°	B	Q	C	9	0.3	0
10	SBQCVIR090400	270°	45°	B	Q	C	9	0.4	0
11	SBQCVIR120200	270°	45°	B	Q	C	12	0.2	0
12	SBQCVIR120300	270°	45°	B	Q	C	12	0.3	0
13	SBQCVIR150100	270°	45°	B	Q	C	15	0.1	0
14	SBQCVIR150200	270°	45°	B	Q	C	15	0.2	0
15	PBQCVIR120310	190°	45°	B	Q	C	12	0.3	10
16	VBQCVIR120210	190°	90°	B	Q	C	12	0.2	10
17	VBQCVIR120310	190°	90°	B	Q	C	12	0.3	10
18	QBQCVIR120310	190°	190°	B	Q	C	12	0.3	10
19	RBQCVIR120310	190°	315°	B	Q	C	12	0.3	10
20	SBQCVIR120310	270°	45°	B	Q	C	12	0.3	10
21	WBQCVIR120310	270°	90°	B	Q	C	12	0.3	10
22	TBQCVIR120310	270°	135°	B	Q	C	12	0.3	10
23	UBQCVIR120210	270°	270°	B	Q	C	12	0.2	10
24	UBQCVIR120310	270°	270°	B	Q	C	12	0.3	10



	P	V	Q	R	S	W	T	U
波向	190°	190°	190°	190°	270°	270°	270°	270°
風向	45°	90°	190°	315°	45°	90°	135°	270°

図-7.14 ケース番号の意味

し90°), 北東(RⅠバースでは船舶に対し45°, RⅡバースでは船舶に対し135°), 東(RⅠバースのみ90°), 南(RⅠバースでは波向と同じとみなして190°, RⅡバースでは270°)とした。風速はいずれの場合にも平均風速10m/sとした。以上の波向と風向との関係を図示すると図-7.13のようになる。

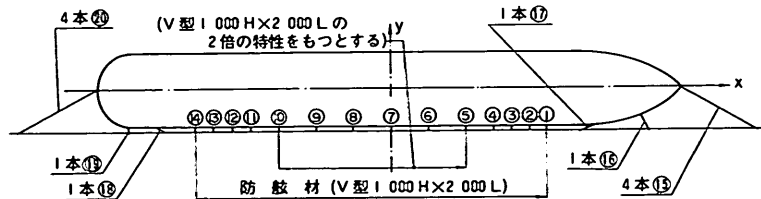
数値シミュレーションは不規則波および変動風の条件で行った。検討する計算ケースをとりまとめると表-7.19のようになる。表-7.19に示すケース番号の意味は図-7.14に示すとおりである。

なお、係船岸の構造はRⅠバース, RⅡバースともに直立壁として計算した。

d) 船舶の係留

図-7.15は計算に用いたコンテナ船の係留状況を示したもので, RⅠバースおよびRⅡバースに共通とする。計画では防げん材はV型防げん材1000H×2000Lが7m間隔に設置されることになっている。これらの防げん材のすべてを入力すると計算時間がかかるので, 船体中央付近の防げん材については, 図-7.15に示したように間隔を1.4mとし, それぞれの箇所に防げん材が2個設置されるものとして入力した。計算では防げん材番号(1)~(4), (11)~(14)は7m間隔に, 防げん材番号(5)~(10)は1.4m間隔に配置した。筆者が検討したところ, 船体中央付近の防げん材はヨウイングに対して影響を及ぼす度合いが小さいので, このような措置をとっても結果にあまり影響がないことがわかっている。

係留索は係留索番号(15), (20)はφ60mmのポリプロピレンエイトロープ(切断荷重32.5tf)を4本ずつ, 係留索番号(16), (19)はφ60mmのポリプロピレンエイトロープを1本ずつ, 係留索番号(17), (18)はφ60mmのポリプロピレンエイトロープとφ38mmのワイヤーロープ(切断荷重67.0tf)の合成索を1本ずつ配置した。これらの係留索配置は横浜港において同型船のコンテナ船の係留索配置を調査した結果を参考にして決めたものである。



①, ⑧はポリプロピレンエイトロープφ60とワイヤーロープφ38の合成
他はポリプロピレンエイトロープφ60

図-7.15 コンテナ船の係留

係留索には, 当初は初期張力を考慮しなかったが, 風が作用するケースにおいては, 大きなドリフトを生ずることがあったので, 後に初期張力を考えて若干の再計算を行った。

また, 前節のA港のときと同様にRⅠバースの波向190°, 風向90°(VBQCVIR120310), 波向190°, 風向190°(QBQCVIR120310)および, 波向270°, 風向90°(WBQCVIR120310)については波に長周期成分波を考慮した計算を一例ずつ実施して, 長周期成分波を考慮しない計算結果と比較した。

e) 計算結果

(i) 荷重および波浪荷重

風荷重はヒューズ(Hughes)¹⁴⁾の実験式を用いて求めた。また, 変動風はすべてのケースについて平均風速10m/sとして, ダーベンポートの周波数スペクトルを用いて発生させている。平均風速10m/sに対する風荷重は表-7.20に示すとおりである。表-7.20で F_{xw} , F_{yw} はそれぞれx軸方向およびy軸方向の風抗力であり, M_{xw} , M_{yw} , M_{zw} は, それぞれx軸, y軸, z軸回りのモーメントである。

船体に作用する波浪荷重は, 以下のようにして計算する。まず, 規則波の波力はルイスフォーム近似した船体断面について求め, これを船長方向に積分して船体全体に作用する規則波の波力を求める。不規則波に対する波力は, 不規則波を図-7.16に示すJONSWAPのスペクトルを用いて発生させ, その成分波に対する波力を位相差を考慮して加算して求めた。表-7.21は波浪荷重を示したものであるが, F_x , F_y , F_z はそれぞれx軸方向, y軸方向, z軸方向の波力であり, M_x , M_y , M_z はそれぞれx軸, y軸, z軸回りの波力モーメントである。

(ii) RⅠバースについての数値シミュレーション結果

表-7.22(a), (b), (c)は数値シミュレーションを行った結果得られた動揺量の最大値および最小値と動揺両振幅を示したものである。動揺量の最大値および最小値と

表-7.20 風荷重 (B 港)

風 向	F _{xw} (tf)		F _{yw} (tf)		M _{xw} (tf・m)		M _{yw} (tf・m)		M _{zw} (tf・m)	
	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小
45°	- 1.537	- 6.895	32.17	7.174	-20.09	- 90.09	- 4.304	-19.30	339.5	75.69
90°	- 0.555	- 2.489	43.23	9.638	-26.99	- 121.0	- 1.554	- 6.971	- 31.05	- 139.3
135°	5.220	1.164	32.45	7.235	-20.26	- 90.86	14.61	3.259	- 256.2	- 114.9
190°	7.478	1.667	- 1.804	- 8.093	22.66	5.052	20.94	4.668	400.4	89.28
270°	- 0.555	- 2.489	- 9.638	-43.23	121.0	26.99	- 1.554	- 6.971	139.3	31.05
315°	- 1.537	- 6.895	- 7.174	-32.17	90.09	20.09	- 4.304	-19.30	- 75.69	- 339.5

平均風速 風速の変動幅

10 m/s (6.401~13.555 m/s) ガスト率 1.36

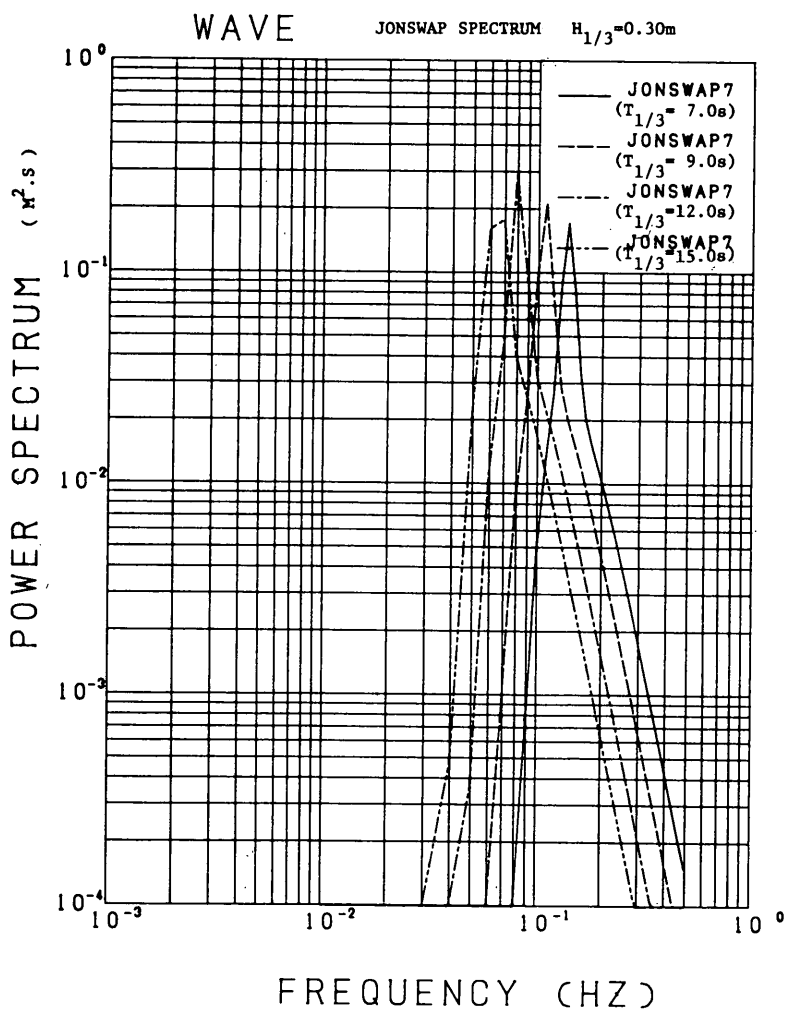


図-7.16 JONSWAP の周波数スペクトル

表-7.21 波浪荷重 (B港)

波向	波高 (m)	周期 (s)	Fx (tf)		Fy (tf)		Fz (tf)		Mx (tf・m)		My (tf・m)		Mz (tf・m)		
			最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	最大	最小	
190°	0.2	12	63.40	-65.56	2.165	-2.310	294.6	-310.0	15.03	-13.45	2078.0	-1968.0	233.7	-178.3	
		7	69.50	-70.15	4.585	-4.879	83.14	-73.78	34.11	-34.19	6720.0	-7079.0	390.8	-397.3	
		9	58.29	-55.59	3.192	-3.267	143.5	-141.2	30.08	-28.05	1443.0	-1473.0	314.4	-254.6	
	0.3	12	95.11	-98.33	3.247	-3.464	442.0	-465.0	22.54	-20.18	3117.0	-2953.0	350.5	-267.4	
		15	99.89	-99.72	2.934	-3.097	802.8	-767.1	13.69	-12.47	3221.0	-3178.0	218.2	-203.2	
		7	92.66	-93.53	6.114	-6.505	110.9	-98.38	45.48	-45.59	8960.0	-9438.0	521.1	-5.298	
	0.4	9	77.72	-74.12	4.256	-4.356	191.3	-188.3	40.11	-37.40	1925.0	-1964.0	419.2	-339.5	
		12	126.8	-133.1	4.329	-4.619	589.3	-620.1	300.6	-269.0	4156.0	-3937.0	467.4	-356.6	
		15	133.2	-133.0	3.912	-4.129	1070.0	1023.0	18.26	16.62	4294.0	-4238.0	291.0	-271.0	
	270°	0.1	15	0.4531	-0.3432	106.5	-94.46	319.7	-321.9	121.5	-107.8	444.7	-436.6	315.1	-291.5
			0.2	12	0.0134	-0.0100	320.5	-285.0	541.2	-504.3	365.2	-313.1	844.6	-876.2	949.9
		0.2	15	0.9061	-0.6864	213.0	-188.9	639.5	-643.9	243.1	-215.6	889.4	-873.2	630.1	-582.9
0.3			9	0.0297	-0.0262	795.1	-687.4	444.8	-435.0	937.5	-7.818	1048.0	-1090.0	2443.0	-2031.0
0.3		12	0.0200	-0.0150	480.8	-427.5	811.9	-756.4	547.8	-469.7	1267.0	-1314.0	1425.0	-1241.0	
		0.4	9	0.0397	-0.0349	1060.0	-916.6	593.1	-580.0	1250.0	-1042.0	1397.0	-1454.0	3257.0	2708.0

動揺両振幅の意味は図-7.17 に示したとおりである。

① 風が作用していないとき

風が作用していない場合には、サージングとスウェイングおよびヒービングの動揺量および動揺両振幅は、ほぼ波高に比例して、しかも周期が長いほど大きい。ローリング、ピッチング、ヨウイングについては動揺量

と動揺両振幅は波高に比例しているとは言えない。動揺量と周期との関係を見ると、ローリングは9s、ピッチングは12s、ヨウイングは15sのときが大きい。

サージングについては船首側と船尾側の最大動揺量の差をみると、有義波高30cmで有義波周期7s, 9s, 12s, 15sに対しては、それぞれ、10.2cm, 14.3cm, 67.8cm,

表-7.22 (a) 6成分の動揺量の最大値および最大動揺 (B港, No. 1~4)

動揺成分	PBQCVIR070300	PBQCVIR090300	PBQCVIR120300	PBQCVIR150300
	No. 1	No. 2	No. 3	No. 4
	波向 190°	波向 190°	波向 190°	波向 190°
	$T_{1/3} = 7s$	$T_{1/3} = 9s$	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 15s$
	$H_{1/3} = 0.3m$	$H_{1/3} = 0.3m$	$H_{1/3} = 0.3m$	$H_{1/3} = 0.3m$
Surging (cm)				
船首側の最大動揺量	4.569	8.332	37.19	56.52
船尾側の最大動揺量	-5.610	-5.929	-30.61	-52.23
最大両振幅	5.08	11.2	37.7	66.8
Swaying (cm)				
係船岸から離される側の最大動揺量	0.435	1.053	4.093	6.387
係船岸に押付けられる側の最大動揺量	-0.063	-0.104	-0.109	-0.013
最大両振幅	0.226	1.08	3.18	6.20
Heaving (cm)				
上方への最大動揺量	3.552	5.391	15.27	27.30
下方への最大動揺量	-3.839	-5.601	-16.21	-25.73
最大両振幅	5.95	11.0	29.5	51.9
Rolling (rad)				
右舷が下降する方向の最大動揺量	5.84×10^{-4}	1.65×10^{-3}	1.21×10^{-3}	9.13×10^{-4}
右舷が上昇する方向の最大動揺量	-5.40×10^{-4}	-1.51×10^{-3}	-1.06×10^{-3}	-6.74×10^{-4}
最大両振幅	1.10×10^{-3}	3.08×10^{-3}	2.10×10^{-3}	1.59×10^{-3}
Pitching (rad)				
船首が下降する方向の最大動揺量	2.09×10^{-3}	3.20×10^{-3}	6.21×10^{-3}	6.09×10^{-3}
船首が上昇する方向の最大動揺量	-1.89×10^{-3}	-3.94×10^{-3}	-5.82×10^{-3}	-5.94×10^{-3}
最大両振幅	3.50×10^{-3}	6.35×10^{-3}	1.18×10^{-2}	1.14×10^{-2}
Yawing (rad)				
船首が係船岸から離される方向の最大動揺量	3.01×10^{-5}	3.94×10^{-5}	3.21×10^{-4}	6.57×10^{-4}
船首が係船岸に押付けられる方向の最大動揺量	-3.19×10^{-5}	-1.62×10^{-4}	-5.59×10^{-4}	-4.23×10^{-4}
最大両振幅	4.74×10^{-5}	1.48×10^{-4}	7.20×10^{-4}	7.93×10^{-4}

表-7.22 (b) 6成分の動揺量の最大値および最大両振幅 (B港, No.5~8)

動揺成分	PBQCVIR070400	PBQCVIR090400	PBQCVIR120400	PBQCVIR150400
	No. 5	No. 6	No. 7	No. 8
	波向 190°	波向 190°	波向 190°	波向 190°
	$T_{1/3} = 7s$	$T_{1/3} = 9s$	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 15s$
	$H_{1/3} = 0.4m$	$H_{1/3} = 0.4m$	$H_{1/3} = 0.4m$	$H_{1/3} = 0.4m$
Surging (cm)				
船首側の最大動揺量	6.074	11.04	49.69	75.07
船尾側の最大動揺量	-7.463	-7.716	-41.53	-71.39
最大両振幅	5.37	14.8	50.0	90.0
Swaying (cm)				
係船岸から離される側の最大動揺量	0.412	1.456	4.264	6.805
岸壁に押付けられる側の最大動揺量	-0.147	-0.130	-0.030	-0.208
最大両振幅	0.315	0.875	3.47	5.67
Heaving (cm)				
上方への最大動揺量	4.736	7.188	20.37	36.40
下方への最大動揺量	-5.120	-7.468	-21.62	-34.30
最大両振幅	7.93	14.7	39.3	69.2
Rolling (rad)				
右舷が下降する方向の最大動揺量	7.74×10^{-4}	2.19×10^{-3}	1.87×10^{-3}	1.26×10^{-3}
右舷が上昇する方向の最大動揺量	-7.43×10^{-4}	-2.00×10^{-3}	-1.57×10^{-3}	-8.16×10^{-4}
最大両振幅	1.49×10^{-3}	4.13×10^{-3}	3.43×10^{-3}	2.04×10^{-3}
Pitching (rad)				
船首が下降する方向の最大動揺量	2.79×10^{-3}	4.26×10^{-3}	8.27×10^{-3}	8.12×10^{-3}
船首が上昇する方向の最大動揺量	-2.53×10^{-3}	-4.53×10^{-3}	-7.75×10^{-3}	-7.92×10^{-3}
最大両振幅	4.67×10^{-3}	8.46×10^{-3}	1.57×10^{-2}	1.52×10^{-2}
Yawing (rad)				
船首が係船岸から離される方向の最大動揺量	3.48×10^{-5}	7.84×10^{-5}	3.53×10^{-4}	5.12×10^{-4}
船首が係船岸に押付けられる方向の最大動揺量	-4.89×10^{-5}	-1.75×10^{-4}	-4.84×10^{-4}	-6.72×10^{-4}
最大両振幅	6.17×10^{-5}	2.28×10^{-4}	7.33×10^{-4}	8.48×10^{-4}

表-7.22 (c) 6成分の動揺量の最大値および最大両振幅 (B港, No.15~19)

動揺成分	PBQCVIR120310	VBQCVIR120210	VBQCVIR120310	QBQCVIR120310	RBQCVIR120310
	No. 15	No. 16	No. 17	No. 18	No. 19
	波向 190° 風向 45°	波向 190° 風向 90°	波向 190° 風向 90°	波向 190° 風向 190°	波向 190° 風向 315°
	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 12s$
	$H_{1/3} = 0.3m$	$H_{1/3} = 0.2m$	$H_{1/3} = 0.3m$	$H_{1/3} = 0.3m$	$H_{1/3} = 0.3m$
	$U = 10 m/s$	$U = 10 m/s$	$U = 10 m/s$	$U = 10 m/s$	$U = 10 m/s$
Surging (cm)					
船首側の最大動揺量	21.28	45.25	53.15	193.9	-31.19
船尾側の最大動揺量	-74.20	-15.61	-26.38	-48.83	-186.9
最大両振幅	80.9	54.9	62.1	145	134
Swaying (cm)					
係船岸から離される側の最大動揺量	425.5	496.3	496.4	1.249	0.496
係船岸に押付けられる側の最大動揺量	412.9	484.6	483.1	-0.698	-1.479
最大両振幅	7.78	10.4	10.5	1.70	1.78
Heaving (cm)					
上方への最大動揺量	14.90	9.709	14.80	15.25	15.27
下方への最大動揺量	-16.58	-11.28	-16.67	-16.23	-16.26
最大両振幅	29.5	19.7	29.5	29.5	29.5
Rolling (rad)					
右舷が下降する方向の最大動揺量	3.85×10^{-3}	4.28×10^{-3}	4.62×10^{-3}	2.51×10^{-3}	4.72×10^{-3}
右舷が上昇する方向の最大動揺量	2.82×10^{-4}	6.71×10^{-4}	3.45×10^{-4}	8.39×10^{-4}	-1.02×10^{-3}
最大両振幅	3.34×10^{-3}	3.35×10^{-3}	3.97×10^{-3}	2.53×10^{-3}	5.08×10^{-3}
Pitching (rad)					
船首が下降する方向の最大動揺量	6.22×10^{-3}	4.14×10^{-3}	6.20×10^{-3}	6.21×10^{-3}	6.20×10^{-3}
船首が上昇する方向の最大動揺量	-5.75×10^{-3}	-3.82×10^{-3}	-5.75×10^{-3}	-5.82×10^{-3}	-5.81×10^{-3}
最大両振幅	1.17×10^{-2}	7.82×10^{-3}	1.17×10^{-2}	1.18×10^{-2}	1.18×10^{-2}
Yawing (rad)					
船首が係船岸から離される方向の最大動揺量	9.58×10^{-5}	7.00×10^{-5}	7.04×10^{-5}	2.29×10^{-4}	8.09×10^{-5}
船首が岸壁に押付けられる方向の最大動揺量	7.52×10^{-5}	6.11×10^{-5}	6.08×10^{-5}	-4.83×10^{-5}	-1.24×10^{-4}
最大両振幅	1.84×10^{-3}	8.86×10^{-4}	9.47×10^{-4}	2.57×10^{-4}	1.70×10^{-4}

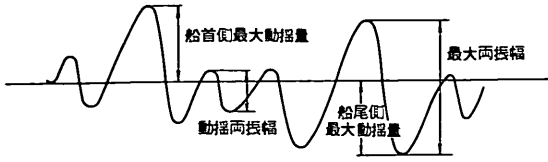


図-7.17 動揺量の最大値と動揺両振幅
(たとえばサージングについて)

108.8 cm であって、有義波周期 15 s を除いていずれも 100 cm 以下である。また、有義波高 40 cm のときにはそれぞれ 13.5 cm, 18.8 cm, 91.2 cm, 146.5 cm となって、やはり有義波周期 12 s, 15 s を除いていずれも 100 cm 以下である。

つぎに、スウェイングについては係船岸から離される方向と係船岸に寄せられる方向の最大動揺量は有義波高 40 cm, 有義波周期 15 s のときが最大であるが約 7 cm と小さい。

ヒービングについては上方および下方への最大動揺量の差は、有義波高 30 cm, 有義波周期 7 s, 9 s, 12 s, 15 s に対してそれぞれ 7.4 cm, 11.0 cm, 31.5 cm である。また、有義波高 40 cm のときには、それぞれ 9.9 cm, 14.7 cm, 42.0 cm, 70.7 cm となって、有義波周期 15 s を除いていずれも 60 cm 以下である。

ローリング、ピッチング、ヨウイングはいずれも小さく、動揺量の最大値と最小値との差はいずれも約 1° 以下である。

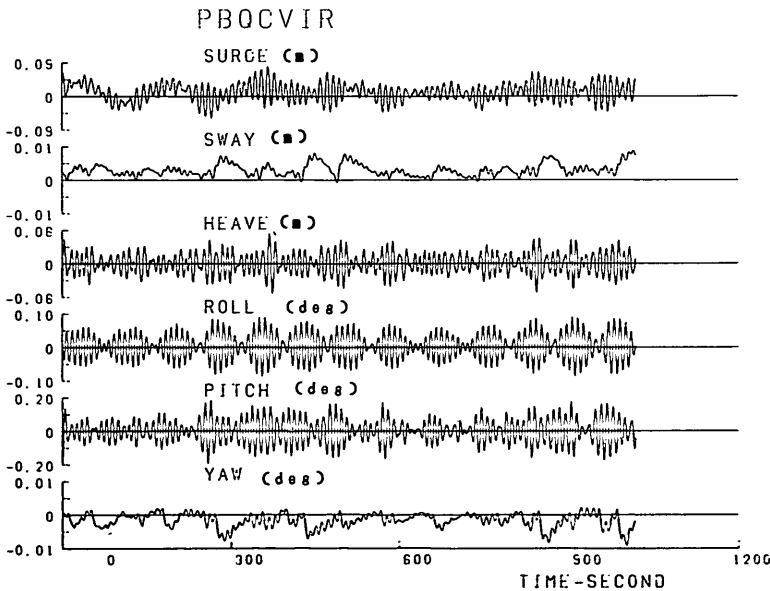
② 風が作用しているとき

風が作用している場合について検討する。この場合には、サージングとスウェイングについては、風向によっては船舶のドリフトが大きくなり、また風が作用していない場合に比べて動揺両振幅が大きくなることもある。

サージングについては、風向が 315°, および 45° の場合には船舶は船尾方向にドリフトし、また風向が 190° のときには、船首方向にドリフトする。風向が 45° または 90° のときには風は船舶に係船岸から離す方向に作用するのでこの場合には、同時に船舶のスウェイングの動揺量が大きくなる。これに対して、風向が 315° の場合には、風は船舶に係船岸に寄せる方向に作用するので、スウェイングの動揺量はあまり大きくない。

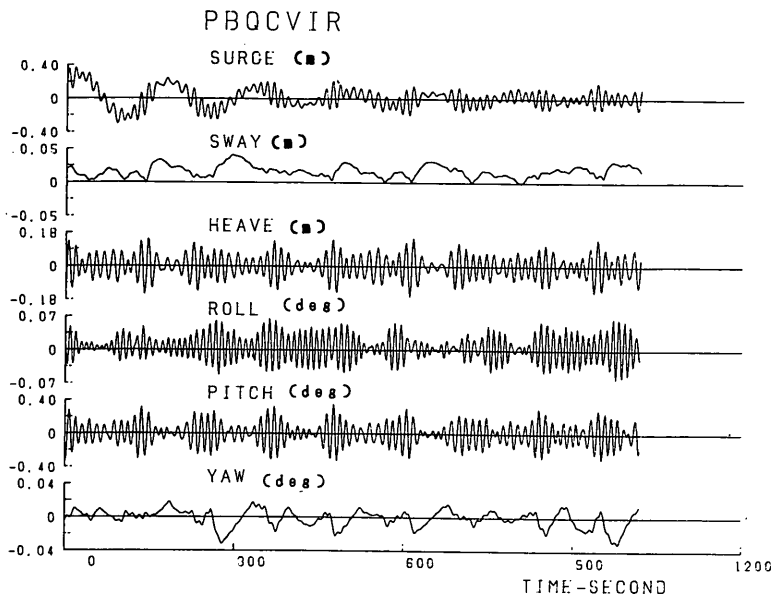
これらの風向における船舶の動揺から係留索の伸びの状況を考えて、係留索の伸びに対しては、風向 90° または 45° の場合にはスウェイングとサージングの動揺量が影響するが、風向 190° および 315° の場合には主としてサージングの動揺量が影響する。係留索の変位復元力特性が非線形であることを考えると風向が 45° と 315° とでは、サージング方向の風荷重がほぼ同じであるにもかかわらず、風向が 315° のときのサージングの動揺量が大きいことが理解できる。

スウェイングについては、風向 45°, 90° の場合、係船岸から 4 m 以上も離されるが、最大動揺量と最小動揺量の差はあまり小さくなく 15 cm 程度であって動揺両振幅も 10 cm 程度である。このような現象が生じたのは、係

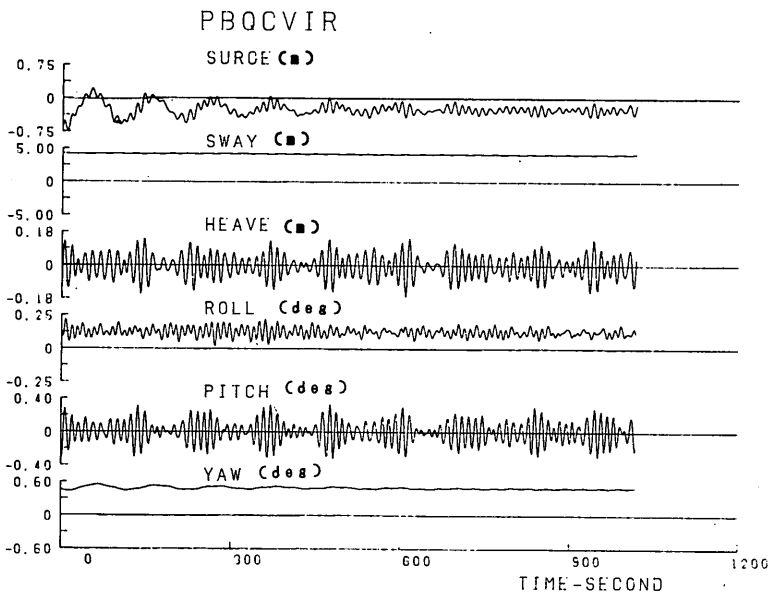


(a) 波向 190°, 風向 45° $T_{1/3}=9$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=0$ m/s

図-7.18 コンテナ船の動揺波形 (R1 パース)



(b) 波向190°, 風向45° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=0$ m/s



(c) 波向190°, 風向45° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=10$ m/s

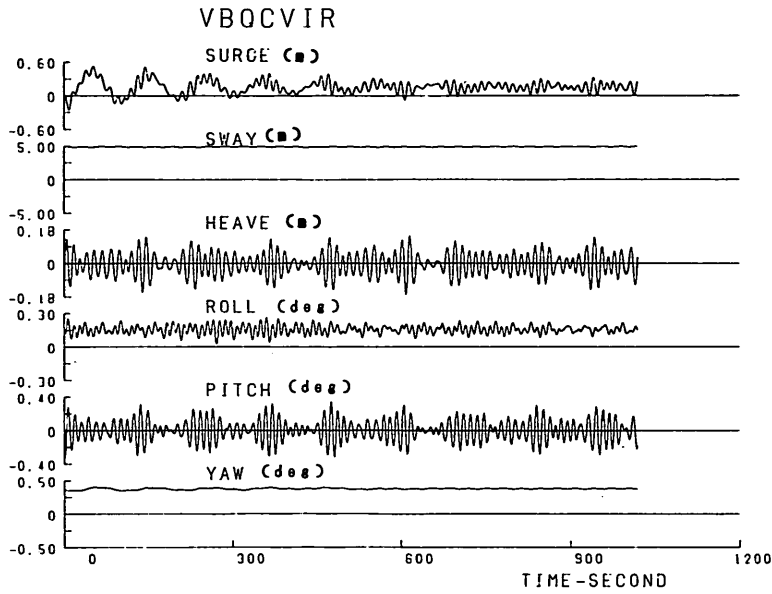
図-7.18 コンテナ船の動揺波形 (R I パース)

留索の初期張力を考えていないためである。係留索に初期張力を与えれば、風が作用する場合、ドリフト量が相当小さくできるはずである。そこで、後に係留索に初期張力をかけて若干の計算を行うことにする。

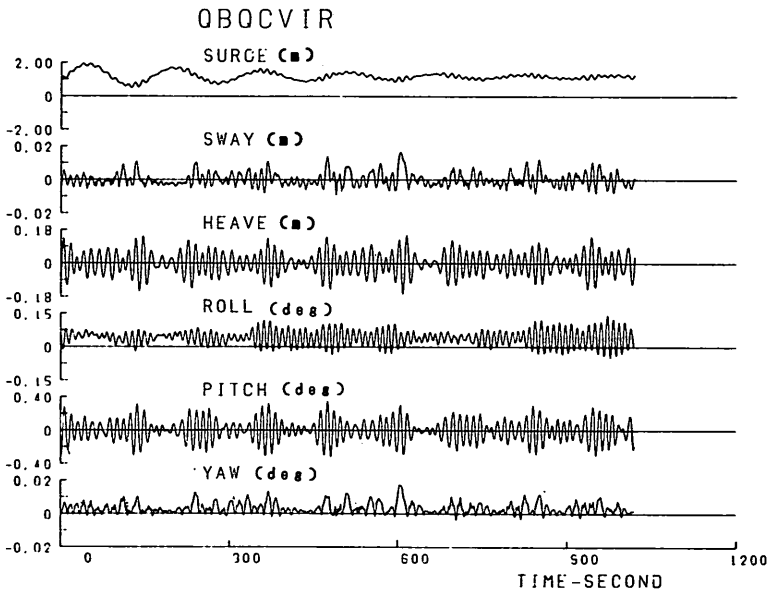
ヒービングは、いずれの計算ケースの場合も動揺量の最大値と最小値の差は約 32 cm 以下である。

ローリング、ピッチング、ヨウイングについても動揺量の最大値と最小値の差は小さく約 1° 以下である。

なお、参考までに図-7.18 に PBQCVIR 090300, PBQCVIR120300, PBQCVIR120310, QBQCVIR120310, PBQCVIR120310 の動揺波形を示した。計算の初期のステップ (過渡領域) においてはサージングの自由振動成分が残っていることがわかる。この現象はとくに風がある場合に顕著である。したがって、風がある場合の最大動揺量と最小動揺量の差は計算ステップの後半では、先に示した値より小さくなる。数値シミュレーションでは



(d) 波向 190° , 風向 90° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=10$ m/s



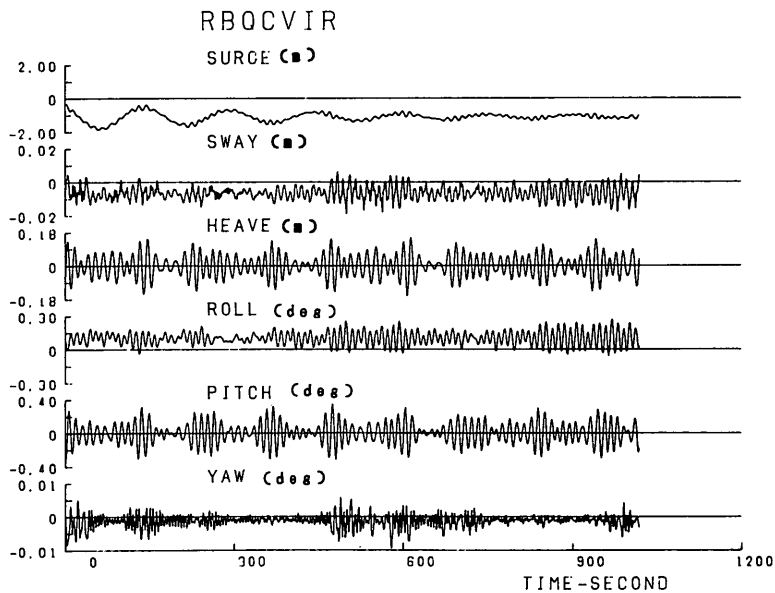
(e) 波向 190° , 風向 190° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=10$ m/s

図-7.18 コンテナ船の動揺波形 (R I パース)

風外力の入力の際、定常力を漸増させるようにしているし、また、この場合には最初の 500s 程度の計算結果をカットして統計処理しているが、なおかつ定常力による自由振動の影響が残っている。なお、A 港の例でも示したように実際の現象では、サージングの長周期動揺が生ずることがある。この原因としては港内の長周期波の侵入、副振動、波源流力などが考えられるので、ここでも A 港の場合と同様に長周期成分波を考慮した波の周波数スペ

クトルを用いて若干の動揺シミュレーションを行って検討する。

また、スウェイグは風がない場合には長周期のサブハーモニックモーションを示すが、風がある場合には短周期の動揺成分が卓越している。ヒービング、ローリング、スウェイグはいずれも短周期成分が卓越している動揺である。ヨウイングはスウェイグの動揺に対応している。



(f) 波向 190° , 風向 315° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=0$ m/s

図-7.18 コンテナ船の動揺波形 (R1ベース)

以上をとりまとめると、風がない場合には有義波周期15sのときにサージンの動揺が大きくなり荷役に支障をきたすことが考えられるが、12s以下の周期の波に対しては問題はないと考えられる。ただし、風がある場合には、サージングおよびスウェイングのドリフト量大きい。後者の場合、荷役にどの程度の影響を及ぼすかという点については今後関係者からのヒアリングなどを中心とした調査を行う必要があるが、ドリフトが大きいという点については係留索に初期張力を与えることによって改善することが可能である。

(f) RII ベースについて

表-7.23 は、数値シミュレーションを行った結果得られた動揺量の最大値および最小値と動揺両振幅を示したものである。

① 風が作用していないとき

風が作用していない場合には、サージング、スウェイング、ヒービング、ローリング、ピッチングは波高が大きくなると増加する。しかし、波高に正比例しているわけではない。たとえばヨウイングは波高20cmと30cmとでは動揺量にほとんど差がない。

サージングについては、有義波周期9sでは有義波高40cm以下、また、周期12sでは有義波高30cm以下、有義波周期15sでは有義波高20cm以下のときに船首方向と船尾方向の最大動揺量と最小動揺量の差が100cm以下である。

つぎに、スウェイングについては、係船岸から離され

る方向と係船岸に寄せられる方向の最大動揺量と最小動揺量の差はいずれの場合にも60cm以上である。しかし、動揺の状況をよくみると、船舶が係船岸から離される方向の動揺量が大きいのにに対し、係船岸に寄せられる方向の動揺量は小さく、いわゆるサブハーモニックモーションが生じている。これは、防げん材の変位復元力特性と係留索の変位復元力特性の非対称性に起因する現象ある。

この現象を改善する方策としては、防げん材と係留索の変位復元力特性の非対称性を小さくすることが考えられる。なお、有義波周期15sのとき、スウェイングの係船岸に寄せられる方向の変位が正であるのは、これらの計算ケースでは、ヨウイングが大きくなり、船首、船尾が防げん材に当たって、その反力で船舶が係船岸から離されている現象が生じているからである。これは、後述の動揺波形を見るとよくわかる。

ヒービングについては、ここで計算した条件では最大動揺量と最小動揺量の差はいずれも100cm以下である。

ローリング、ピッチング、ヨウイングについては、最大動揺量と最小動揺量の差はいずれも約 1° 以下である。

② 風が作用しているとき

風が作用している場合には、R1ベースの場合と同じく、サージング、スウェイングについては、風向によっては船舶は大きくドリフトし、また、風が作用していない場合に比べて動揺両振幅が大きくなることもある。

サージングについては、風向が 45° のときには船尾方向に、また風向が 90° および 135° のときには船首方向にド

表-7.23 (a) 6成分の動揺量の最大値および最大両振幅 (B港, No.9~12)

動揺成分	SBQCVIR090300	SBQCVIR090400	SBQCVIR120200	SBQCVIR120300
	No.9	No.10	No.11	No.12
	波向 270°	波向 270°	波向 270°	波向 270°
	$T_{1/3} = 9s$ $H_{1/3} = 0.3m$	$T_{1/3} = 9s$ $H_{1/3} = 0.4m$	$T_{1/3} = 12s$ $H_{1/3} = 0.2m$	$T_{1/3} = 12s$ $H_{1/3} = 0.3m$
Surging (cm)				
船首側の最大動揺量	11.44	19.96	29.19	19.83
船尾側の最大動揺量	-14.81	-8.196	-19.88	-13.18
最大両振幅	18.7	26.4	49.1	30.4
Swaying (cm)				
係船岸から離される側の最大動揺量	103.9	121.1	104.8	205.2
係船岸に押付けられる側の最大動揺量	-6.457	-11.83	-2.908	-6.340
最大両振幅	74.1	81.9	81.0	159.0
Heaving (cm)				
上方への最大動揺量	20.18	26.91	20.14	30.20
下方への最大動揺量	-19.80	-26.39	-20.54	-30.83
最大両振幅	38.4	51.2	40.7	61.0
Rolling (rad)				
右舷が下降する方向の最大動揺量	8.82×10^{-3}	1.08×10^{-2}	3.64×10^{-3}	6.47×10^{-3}
右舷が上昇する方向の最大動揺量	-8.81×10^{-3}	-1.02×10^{-2}	-3.13×10^{-3}	-4.51×10^{-3}
最大両振幅	1.76×10^{-2}	1.94×10^{-2}	5.47×10^{-3}	9.73×10^{-3}
Pitching (rad)				
船首が下降する方向の最大動揺量	3.05×10^{-4}	4.19×10^{-4}	2.05×10^{-4}	3.10×10^{-4}
船首が上昇する方向の最大動揺量	-3.18×10^{-4}	-4.22×10^{-4}	-2.28×10^{-4}	-3.42×10^{-4}
最大両振幅	5.82×10^{-4}	7.69×10^{-4}	4.11×10^{-4}	6.25×10^{-4}
Yawing (rad)				
船首が係船岸から離される方向の最大動揺量	1.77×10^{-3}	4.35×10^{-3}	4.25×10^{-3}	7.37×10^{-3}
船首が係船岸に押付けられる方向の最大動揺量	-9.84×10^{-3}	-7.78×10^{-3}	-1.05×10^{-2}	-9.56×10^{-3}
最大両振幅	1.09×10^{-2}	8.05×10^{-3}	1.12×10^{-2}	1.05×10^{-2}

表-7.23 (b) 6成分の動揺量の最大値および最大両振幅 (B港, No.13~14)

動揺成分	SBQCVIR150100	SBQCVIR150200
	No.13	No.14
	波向 270°	波向 270°
	$T_{1/3} = 15s$ $H_{1/3} = 0.1m$	$T_{1/3} = 15s$ $H_{1/3} = 0.2m$
Surging (cm)		
船首側の最大動揺量	8.121	32.65
船尾側の最大動揺量	-11.33	-25.15
最大両振幅	18.7	57.8
Swaying (cm)		
係船岸から離される側の最大動揺量	54.05	117.5
係船岸に押付けられる側の最大動揺量	8.764	3.452
最大両振幅	40.2	88.7
Heaving (cm)		
上方への最大動揺量	11.33	22.67
下方への最大動揺量	-11.47	-22.92
最大両振幅	22.8	45.6
Rolling (rad)		
右舷が下降する方向の最大動揺量	1.95×10^{-3}	2.50×10^{-3}
右舷が上昇する方向の最大動揺量	-1.38×10^{-3}	-2.05×10^{-3}
最大両振幅	3.15×10^{-3}	3.55×10^{-3}
Pitching (rad)		
船首が下降する方向の最大動揺量	8.67×10^{-5}	1.95×10^{-4}
船首が上昇する方向の最大動揺量	-1.01×10^{-4}	-1.72×10^{-4}
最大両振幅	1.71×10^{-4}	3.47×10^{-4}
Yawing (rad)		
船首が係船岸から離される方向の最大動揺量	3.18×10^{-3}	8.98×10^{-3}
船首が係船岸に押付けられる方向の最大動揺量	-7.15×10^{-3}	-1.47×10^{-2}
最大両振幅	9.79×10^{-3}	1.45×10^{-2}

表一 7.23 (c) 6成分の動揺量の最大値および最大両振幅 (B港, No. 20~24)

動揺成分	SBQCVIR120310	WBQCVIR120310	TBQCVIR120310	UBQCVIR120210	UBQCVIR120310
	No. 20	No. 21	No. 22	No. 23	No. 24
	波向 270°	波向 270°	波向 270°	波向 270°	波向 270°
	風向 45°	風向 90°	風向 135°	風向 270°	風向 270°
	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 12s$	$T_{1/3} = 12s$
	$H_{1/3} = 0.3m$	$H_{1/3} = 0.3m$	$H_{1/3} = 0.3m$	$H_{1/3} = 0.2m$	$H_{1/3} = 0.3m$
	$U = 10 m/s$	$U = 10 m/s$	$U = 10 m/s$	$U = 10 m/s$	$U = 10 m/s$
Surging (cm)					
船首側の最大動揺量	9.610	31.71	83.67	-10.27	32.73
船尾側の最大動揺量	-57.14	-0.615	41.09	-51.32	-77.87
最大両振幅	62.6	30.5	37.4	40.8	101
Swaying (cm)					
係船岸から離される側の最大動揺量	448.1	520.6	430.3	117.6	236.7
係船岸に押付けられる側の最大動揺量	394.0	465.4	376.3	-8.035	-10.52
最大両振幅	49.1	49.7	49.4	119	219
Heaving (cm)					
上方への最大動揺量	29.83	29.74	29.86	20.09	30.19
下方への最大動揺量	-31.12	-31.23	-31.10	-20.53	-30.86
最大両振幅	61.0	61.0	61.0	40.6	61.0
Rolling (rad)					
右舷が下降する方向の最大動揺量	7.93×10^{-3}	8.80×10^{-3}	7.75×10^{-3}	1.38×10^{-2}	1.77×10^{-2}
右舷が上昇する方向の最大動揺量	-2.48×10^{-3}	-2.37×10^{-3}	-2.65×10^{-3}	-9.96×10^{-3}	-1.25×10^{-2}
最大両振幅	1.03×10^{-2}	1.10×10^{-2}	1.03×10^{-2}	1.67×10^{-2}	3.02×10^{-2}
Pitching (rad)					
船首が下降する方向の最大動揺量	3.47×10^{-4}	3.31×10^{-4}	2.73×10^{-4}	2.22×10^{-4}	3.34×10^{-4}
船首が上昇する方向の最大動揺量	-2.70×10^{-4}	-2.82×10^{-4}	-3.30×10^{-4}	-2.02×10^{-4}	-3.34×10^{-4}
最大両振幅	6.17×10^{-4}	6.13×10^{-4}	6.03×10^{-4}	4.00×10^{-4}	6.08×10^{-4}
Yawing (rad)					
船首が係船岸から離される方向の最大動揺量	9.43×10^{-3}	6.89×10^{-3}	-2.91×10^{-4}	1.10×10^{-2}	2.27×10^{-2}
船首が係船岸に押付けられる方向の最大動揺量	-7.77×10^{-3}	-6.17×10^{-3}	-2.58×10^{-3}	-1.58×10^{-2}	-1.93×10^{-2}
最大両振幅	1.64×10^{-3}	6.96×10^{-2}	1.70×10^{-3}	2.20×10^{-2}	3.51×10^{-2}

リフトし、いずれも動揺両振幅が増加するが、最大動揺量と最小動揺量の差は 100 cm 以下である。

スウェイングについては、風向が 45°, 90°, 135° のいずれの場合についても、船舶は係船岸から 4 m 以上離されるが、動揺両振幅は、風がある場合に比べて減少している。係船岸から離される方向と係船岸に寄せられる方向の最大動揺量の差、つまり、最大動揺量と最小動揺量の差は、いずれも 60 cm 以下である。風が係船岸側から吹く場合には、船体が防げん材に接触しないので、前述した係留系の非対象性が弱くなっているためである。なお、この場合、船舶のドリフトを減少させるためには、係留索に初期張力をかければよいが、これについては後述する。風向が 270° の場合には、船体が係船岸に寄せられ、その結果、風がない場合のときより大きな動揺量を示す。なお、定反力型の防げん材を用いた場合には、その最大反力の 8~10% 程度の変形に対する反力に相当する風荷重が作用した場合には、船舶の動揺にともなう防げん材の変形は、いわゆる定反力領域に入るので、係留系の非対称性が緩和されて、風がない場合と比べると、係船岸に寄せられる方向と離される方向の動揺量は増加するものの、係船岸に寄せられる方向と離される方向の最大

動揺量の差は減少することがわかっている。しかし、ここで計算した事例では、風速 10 m/s であるので、風荷重が防げん材の最大反力に比べてかなり小さいので、風がある場合の動揺量が風がない場合の動揺量より大きくなっている。

ヒービングについては、最大動揺量と最小動揺量の差はいずれも 100 cm 以下である。また、ローリング、ピッチング、ヨウイングについては、最大動揺量と最小動揺量の差はいずれも 1° 以下である。

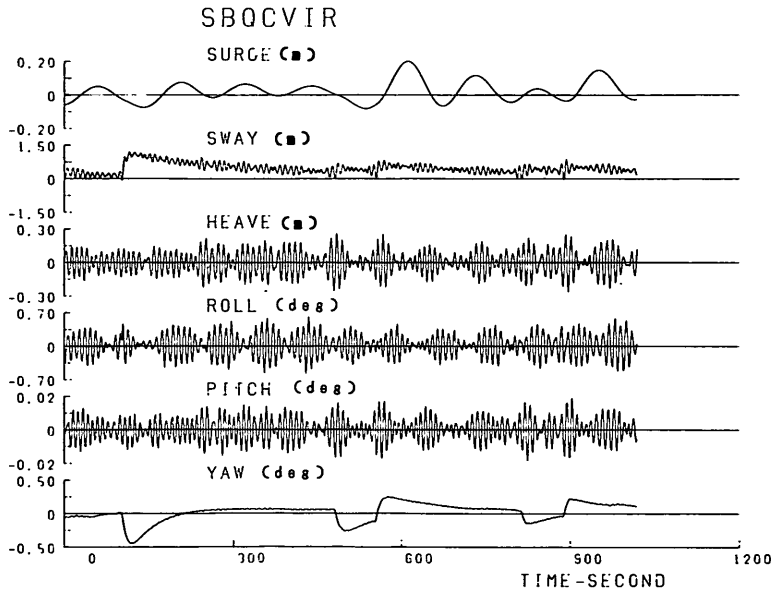
なお参考までに、図一 7.19 に SBQCVIR090400, SBQCVIR12000, SBQCVIR150200, SBQCVIR120310, WBQCVIR120310, TBQCVIR120310, UBQCVIR120210 の動揺波形を示した。

風がない場合のサージングの波形(図一 7.19 (a), (b), (c)) は、長周期成分が卓越する動揺波形であるが、この動揺はスウェイングの係船岸から離される動揺に伴って生じた係留索張力が初期条件となるような自由振動をしているものと思われる。したがって R1 パースの場合と違って動揺に短周期成分が含まれない。

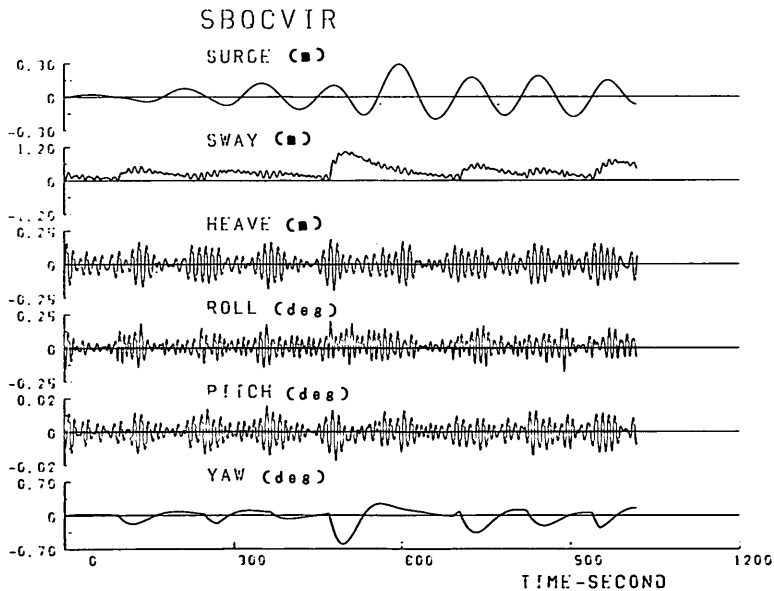
また、風がある場合のサージングの動揺波形(図一 7.19 (d), (e), (f))をみると、R1 パースの場合と同様に自由振動

の波形がみられる。表-7.23 に示した動揺量の最大値は、数値シミュレーションの初期のステップ（過渡領域）における変位を拾っていることになる。先に述べたように数値シミュレーションにおいては定常力の入力による過渡領域の自由振動を除くようにしているし、また、最初の

約 500 s の計算結果はカットしているが、なおかつその影響が残っている。実際には、風外力の変動が小さいので、船舶はドリフトされた状態になるものと思われるが、風が海側から吹く場合には、やはり船舶が係船岸から離される動揺量が大きくなり荷役不可能となる恐れがある。

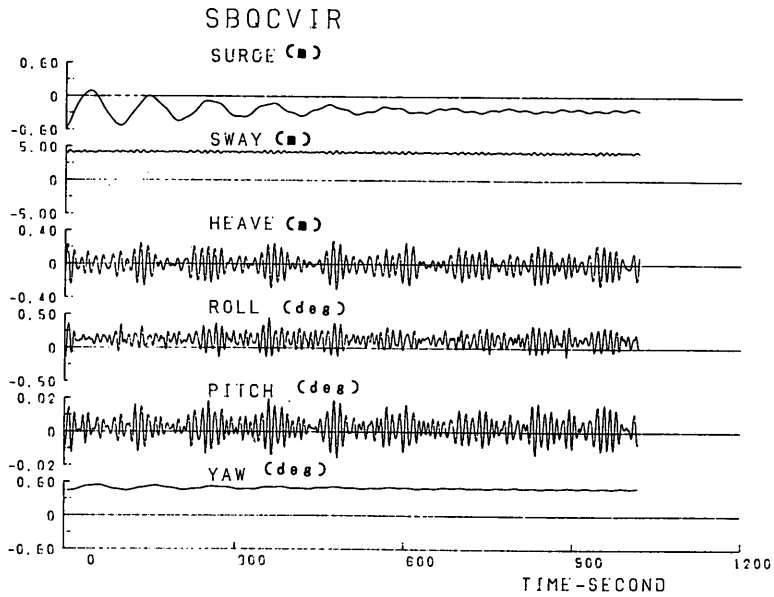


(a) 波向 270°, 風向 45° $T_{1/3}=9$ s, $H_{1/3}=0.4$ m, $U=0$ m/s

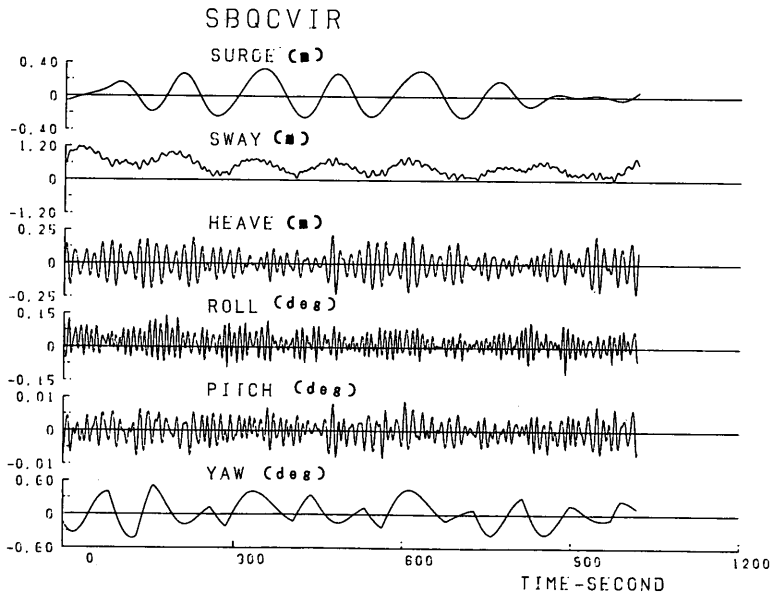


(b) 波向 270°, 風向 45° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.2$ m, $U=0$ m/s

図-7.19 コンテナ船の動揺波形 (R パース)

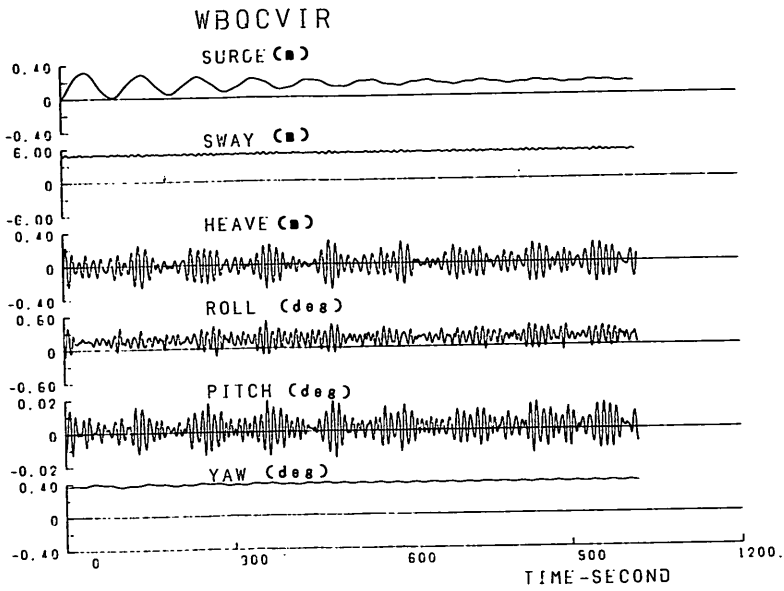


(c) 波向 270° , 風向 45° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=0$ m/s

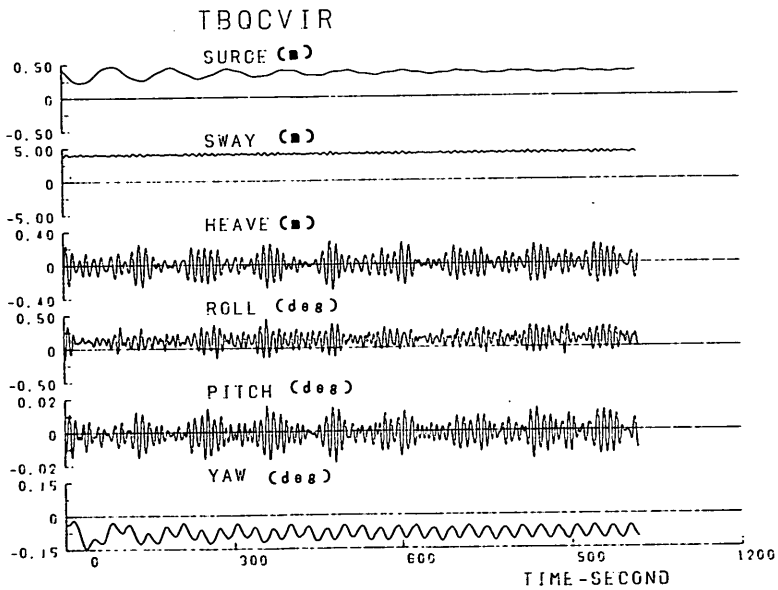


(d) 波向 270° , 風向 45° $T_{1/3}=15$ s, $H_{1/3}=0.2$ m, $U=10$ m/s

図-7.19 コンテナ船の動揺波形 (Rベース)

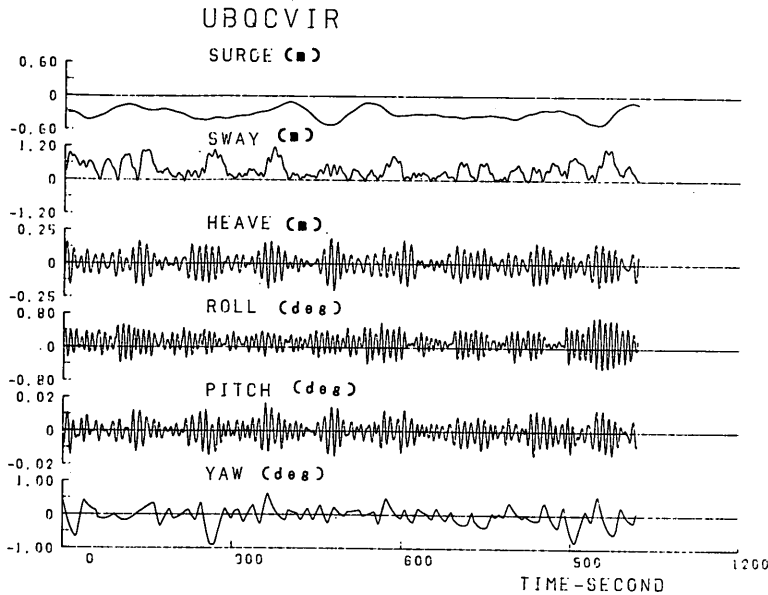


(e) 波向 270° , 風向 90° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=10$ m/s



(f) 波向 270° , 風向 135° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=10$ m/s

図-7.19 コンテナ船の動揺波形 (Rベース)



(g) 波向 270°, 風向 270° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.2$ m, $U = 10$ m/s

図-7.19 コンテナ船の動揺波形 (Rバース)

(二) 係留索に初期張力を考慮した場合の計算

ここでは R I バースおよび R II バースについて、以下のケースについて各係留索に 2 tf の初期張力を考慮した計算を行い、初期張力を考慮しない場合の計算結果と比較する。

No.16	VBQCVIR 120210	波向 190°	風向 90°	波高 0.2m	周期 12 s	風速 10m/s
No.17	VBQCVIR 120310	波向 190°	風向 90°	波高 0.3m	周期 12 s	風速 10m/s
No.18	QBQCVIR 120310	波向 190°	風向 190°	波高 0.3m	周期 12 s	風速 10m/s
No.21	VBQCVIR 120310	波向 270°	風向 90°	波高 0.3m	周期 12 s	風速 10m/s

表-7.24 は各動揺成分について最大動揺量および最小動揺量と最大両振幅を示したものである。

まず R I バースについて述べる。サージングは風向 90° および 190° のいずれについても最大動揺量と最小動揺量の差は 100 cm 以下である。スウェイグは風向 90° のとき初期張力がない場合には約 4 m 係船岸から離されていたものが、2 m 程度に減少している。ヒービング、ローリング、ピッチング、ヨウイングについては、初期張力がない場合とほぼ同じである。

つぎに、R II バースについては、風向 90° のときにスウェイグのドリフトが減少している。図-7.20 は、VBQCVIR 120310, QBQCVIR 120310, UBQCVIR 120310 の動揺波形を示したものである。

スウェイグについては、風がない場合と風向が 270° の場合には係船岸から離れる方向の動揺が大きい、いわゆるサブハーモニックモーションが生じているが、風が 270° 場合の動揺波形のように正弦波に近くない。

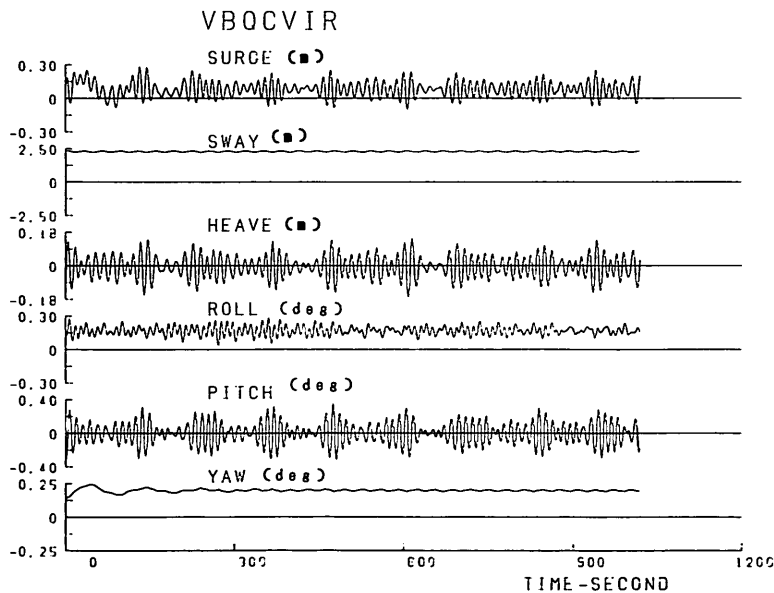
ヒービング、ローリング、ピッチングはいずれも短周期成分が卓越している動揺である。

また、ヨウイングはスウェイグの動揺と相似である。ホ. 長周期の水面変動を考慮した数値シミュレーションここでは R I バースについて以下に示す計算ケースにおいて長周期の水面変動を考慮した数値シミュレーション結果を実施し、長周期の水面変動を考慮しない数値シミュレーション結果と対比する。

No.17	VBQCVIR 120310	波向 190°	風向 90°	波高 0.3m	周期 12 s	風速 10 m/s
No.18	QBQCVIR 120310	波向 190°	風向 90°	波高 0.3m	周期 12 s	風速 10 m/s
No.21	UBQCVIR 120310	波向 270°	風向 90°	波高 0.3m	周期 12 s	風速 10 m/s

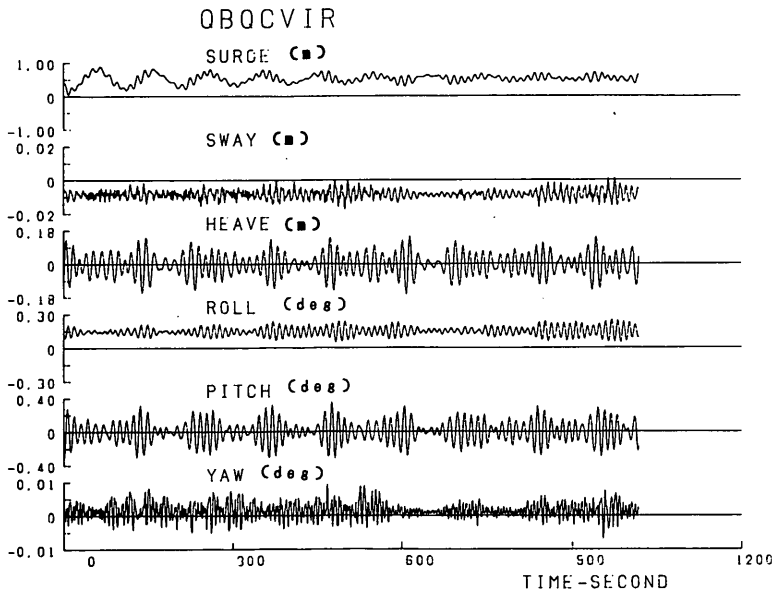
表-7.24 係留索に初期張力 2 tf かけたときの 6 成分の動揺量の最大値および最大両振幅
(B 港, R I 岸壁では No.16~18, R II 岸壁では No.21)

動揺成分	VBQCVIR120210	VBQCVIR120310	QBQCVIR120310	WBQCVIR120310
	No.16	No.17	No.18	No.21
	波向 190° 風向 90°	波向 190° 風向 90°	波向 190° 風向 190°	波向 270° 風向 90°
	$T_{1/3} = 12s$ $H_{1/3} = 0.2m$ $U = 10 m/s$	$T_{1/3} = 12s$ $H_{1/3} = 0.3m$ $U = 10 m/s$	$T_{1/3} = 12s$ $H_{1/3} = 0.3m$ $U = 10 m/s$	$T_{1/3} = 12s$ $H_{1/3} = 0.3m$ $U = 10 m/s$
Surging (cm)				
船首側の最大動揺量	22.38	28.65	90.00	19.65
船尾側の最大動揺量	-4.189	-10.20	5.230	0.039
最大両振幅	23.8	35.6	71.4	9.91
Swaying (cm)				
係船岸から離される側の最大動揺量	235.0	234.9	0.101	258.9
係船岸に押付けられる側の最大動揺量	223.0	222.8	-1.303	203.9
最大両振幅	9.66	10.1	1.19	49.7
Heaving (cm)				
上方への最大動揺量	9.668	14.76	15.01	29.69
下方への最大動揺量	-11.31	-16.71	16.45	-31.24
最大両振幅	19.7	29.5	29.5	60.9
Rolling (rad)				
右舷が下降する方向の最大動揺量	4.62×10^{-3}	4.97×10^{-3}	4.42×10^{-3}	9.01×10^{-3}
右舷が上昇する方向の最大動揺量	8.77×10^{-3}	5.48×10^{-3}	7.09×10^{-3}	-2.07×10^{-3}
最大両振幅	3.47×10^{-3}	4.11×10^{-3}	3.25×10^{-3}	1.10×10^{-2}
Pitching (rad)				
船首が下降する方向の最大動揺量	4.15×10^{-3}	6.20×10^{-3}	6.19×10^{-3}	3.44×10^{-3}
船首が上昇する方向の最大動揺量	-3.81×10^{-3}	-5.73×10^{-3}	-5.76×10^{-3}	-2.65×10^{-3}
最大両振幅	7.81×10^{-3}	1.17×10^{-2}	1.17×10^{-2}	6.08×10^{-3}
Yawing (rad)				
船首が係船岸から離される 方向の最大動揺量	4.10×10^{-3}	4.25×10^{-3}	9.63×10^{-3}	4.23×10^{-3}
船首が係船岸に押付けられる 方向の最大動揺量	2.69×10^{-3}	2.45×10^{-3}	8.04×10^{-3}	2.84×10^{-3}
最大両振幅	1.10×10^{-3}	1.33×10^{-3}	1.48×10^{-2}	1.39×10^{-3}

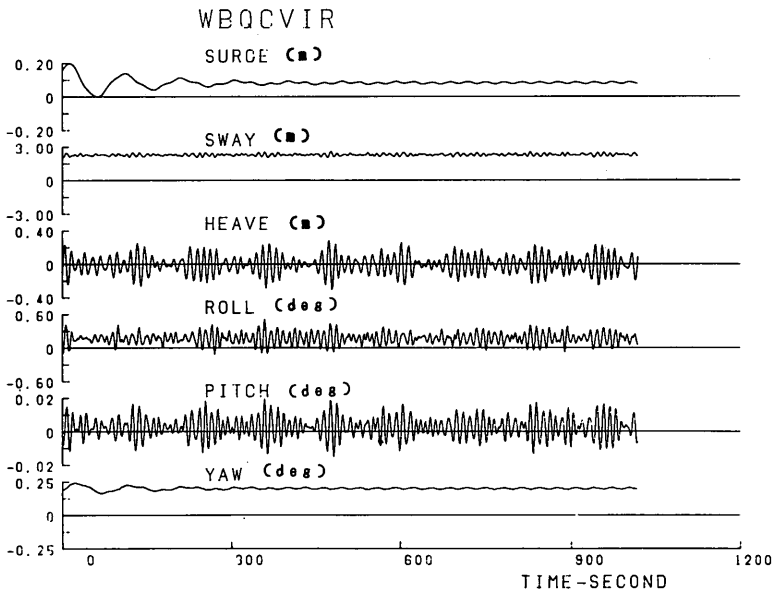


(a) R I パース, 波向 190°, 風向 90° $T_{1/3} = 12s$, $H_{1/3} = 0.3m$, $U = 10 m/s$

図-7.20 コンテナ船の動揺波形 (初期張力を考慮した場合)



(b) R I パース, 波向 190° , 風向 190° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=10$ m/s



(c) R II パース, 波高 270° , 風向 90° $T_{1/3}=12$ s, $H_{1/3}=0.3$ m, $U=10$ m/s

図-7.20 コンテナ船の動揺波形 (初期張力を考慮した場合)

表-7.25 はその結果を示したものであるが、動揺量が若干増加していることがわかる。

(ハ) まとめ

以上をとりまとめると、風がない場合については、ス

ウェイニングの係船岸から離される方向の動揺量が大きく周期 9 s, 12 s, 15 s のいずれについても波高 10 cm 程度以下でないと荷役不可能であると思われる。風が係船岸側から吹く場合には、船舶はサージングおよびスウェイ

表-7.25 係留船舶の数值シミュレーション結果
(B港, 長周期成分波を考慮した場合)

$T_{1/3} = 12s$ 風速 10 m/s	$H_{1/3} = 0.3m$	サージング (m)	スウェイング (m)	ヒービング (m)	ローリング (rad)	ピッチング (rad)	ヨウイング (rad)
R I パース 波向 190° 風向 90°	最大動揺量	0.37	4.96	0.42	0.0050	0.0046	0.0069
	最小動揺量	-0.06	4.83	-0.47	0.0002	-0.0044	0.0061
R I パース 波向 190° 風向 190°	最大動揺量	1.85	0.05	0.43	0.0021	0.0046	0.0006
	最小動揺量	-0.60	-0.01	-0.47	-0.0007	-0.0044	0.0002
R II パース 波向 270° 風向 90°	最大動揺量	0.32	5.22	0.34	0.0092	0.0004	0.0069
	最小動揺量	-0.02	4.64	-0.36	-0.3109	-0.0003	0.0061

イング方向にドリフトするが、動揺両振幅が小さくなるし、また、ドリフト量は、後述するように係留索に初期張力を与えれば減少させうるので、その意味では荷役に対する条件は良くなる。しかし、風が海側から吹く場合にはやはり船舶が係留岸から離される動揺量が大きくなり荷役不可能となる恐れがある。

f) 荷役が可能となる限界の波浪条件

以上の数值シミュレーション結果から荷役が可能となる限界の波浪条件を検討する。荷役が可能となる限界の船舶の動揺量としては前出のブルンの示した数値を用いた。この場合、数值シミュレーションを行った結果得られた各動揺成分の最大値と最小値の差がブルンが示す許容限界動揺量の範囲に入っていればよいものとして、各風速、風向別に荷役が可能となる限界の波浪条件を求めた。ただし、風が吹いている場合には、数值シミュレーション中で自由振動の影響が残っている場合があるので、そのような場合には動揺両振幅の最大値をも参考にして以下のように限界の波浪条件を求めた。

イ. R I パースについて

- ・風がない場合
 - 周期 9 s 波高 約 40 cm
 - 周期 12 s 波高 約 30 cm
 - 周期 15 s 波高 約 30 cm
- ・風がある場合
 - 風向 45° 周期 12 s 波高 約 30 cm
 - 風向 90° 周期 12 s 波高 約 30 cm

ロ. R II パースについて

- ・風がない場合
 - 周期 9 s 波高 10 cm 以下
 - 周期 12 s 波高 10 cm 以下
 - 周期 15 s 波高 10 cm 以下
- ・風がある場合
 - 風向 45° 周期 12 s 波高 約 30 cm
 - 風向 90° 周期 12 s 波高 約 30 cm
 - 風向 135° 周期 12 s 波高 約 30 cm
 - 風向 270° 周期 12 s 波高 約 30 cm 以下

R II パースについては風がない場合には限界波高が小さい。これは、スウェイングの係留岸から離される方向の動揺量が大きいためである。この現象はサブハーモニックモーションとよばれ、防げん材と係留索とからなる係留系の非対称性が強い場合に現れる。しかし、この現象は防げん材の変位復元力特性を相対的に柔らかいものに変更すれば改善される。

また、風がある場合には、各係留索に約 2 tf の初期張力をかけても船舶は約 2 m ほど係留岸から離される。しかし動揺両振幅はかなり小さくなる。初期張力をかけた計算は風向 90° の場合のみに行っており、風向 45° および風向 135° の計算は行っていないが、初期張力をかけないときの計算結果から判断すると、動揺量と動揺両振幅は風向が 45°~135° の範囲ではあまり差がないと考えておいてよい。つまり、初期張力をかけた場合には船舶は約 2 m ほど係留岸から離されはするが、動揺両振幅は小さく、また、このドリフト量は初期張力をもっとかければ小さくすることが可能である。以上のことから波高 30 cm で荷役が可能であると判断した。

7.5 結語

本章においては、港湾における港内静穏度を係留船舶の動揺特性という側面から検討することとし、まず、7.1 において本章における研究の目的と内容を明確にし、7.2 において船舶の動揺量と港湾荷役の可否について既往の研究成果をとりまとめた。ついで、7.3 では港湾荷役の稼働率向上のための係留施設改善の方策について述べ、この中で、船舶の動揺量を小さくするためにはパース配置、港内防波堤、港口幅などについて改善を計ることと係留系とくに防げん材の設計の方法に関し、従来とられていた接岸のみを対象として検討する方法だけでなく、係留船舶の動揺を対象として検討する方法とを併用するよう改正することを提案した。さらに、7.4 においては、実際の港湾計画において、係留船舶の動揺量から港湾荷役が可能となる限界の波浪条件を求める手順とその事例

を示した。ここに示した荷役が可能となる港内の波浪条件を求める手法は、従来、アンケート調査などの結果から定められていたいわゆる港内静穏度を、港湾荷役の原点に戻って見直し、係岸船舶の動揺解析手法を用いて船舶の動揺を詳細に検討し、その結果を用いて荷役が可能となる限界の港内波浪の条件を船型別船種別に求めていくものであって、港湾計画に極めて合理的な方法と言える。本章においては、港湾計画においても、本研究で提示した動揺解析手法が有効に活用されることを例示した。しかしながら、この手法を用いるに当たっては、現在のところいくつかの課題がある。その一つは港内における長周期波、副振動である。これらについては個々の港湾においてその状況がいつそう明らかにされねばならない。すでに5.で示したように、現地観測結果から港内波の周波数スペクトルの周期10~100sのパワーが大きいことが判明している。この観測値の周波数スペクトルを用いて行った数値シミュレーション結果と観測値とが多くの場合よく一致したことから、港内においては長周期成分波を考慮して数値シミュレーションを行う必要があることを指摘し、長周期成分波を含む港内波の周波数スペクトルの簡略式を提示した。この式は簡略式であるので、今後さらに厳密な検討が必要であろう。いま一つは、荷役が可能となる船舶の動揺量について、我が国においてはどの程度の数値が許容値となるのか、十分に調査する必要がある。また動揺量の許容値に影響する要因とその影響の度合について十分に調査する必要がある。その場合には、ブルンが示したような動揺の範囲だけではなく動揺の周期特性についても検討する必要がある。

以上の内容から本章における主要な成果を要約し結語とする。

- (1) 港湾荷役における稼働率算定のために必要な船体動揺の許容値について既往の研究成果についてとりまとめた。現状においてはブルンが示した値が最も有力なよりどころである。しかし、この数値は動揺の範囲を示しただけであって、動揺の周期特性については不明である。
- (2) 荷役の稼働率向上を図るためには係船付帯設備を改良する必要がある場合がある。とくに、防げん材の設計に関しては、従来とられてきた接岸のみを対象として検討する方法だけでなく、船舶の動揺を対象として検討する方法とを併用する必要があることを指摘した。
- (3) 実際の港湾計画において、港湾荷役が可能となる限界の波浪条件を求めた結果、従来、港内静穏度の目安とされていたものより相当小さい波高になる場合がある。
- (4) 動揺シミュレーションにおいて、港内の長周期成分を考慮すると、考慮しない場合に比べて動揺量がやや

増加する。ここでは、長周期成分を含む波の周波数スペクトルの簡略式を提示したが、この周波数スペクトルについては今後さらに検討する必要がある。

参 考 文 献

- 1) 久保雅義：荷役限界からみた港内静穏度に関する基礎的研究，1981，241p.
- 2) 運輸省第一港湾建設局：港湾安全対策調査報告書，1974.
- 3) 運輸省第一港湾建設局：安全荷役限界分析調査報告書，1980，160p.
- 4) Wilson B.W.：Full Scale Observation of the Behavior of Moored Ships, *Proc. of NATO Advanced Problems of Berthing and Mooring Ships*, July 1965, pp.117~129.
- 5) Vanoni, V.M. AND Carr E.J.：Harbour Surfing, *Proc of First Conference on Coastal Engineering*, 1950, pp.60~68.
- 6) Keith J.M. and Murphy E.J.：Harbour Study for san Nicolas Bay, Peru, *Proc. of ASCE, WWz*, May, 1970, pp.251~273.
- 7) 運輸省第三港湾建設局：大阪湾港内避泊対策調査研究報告書，1979，172p.
- 8) 関田欣治，各山正樹：大型海洋構造物建設におけるデリックバージの作業限界，第23回海岸工学講演会論文集，1976，pp.45~48.
- 9) 植木 亨，久保雅義：船体運動にともなう荷役貨物の揺れ回りについての考察，土木学会第32回年次学術講演会講演概要集，1977，pp.67~68.
- 10) Brunn, P.：Breakwater on Mooring System, *The Dock Harbour Authority*, Sept. 1981, pp.126~129.
- 11) 上田 茂，白石 悟，飯牟礼信幸：強風時における係岸船舶の動揺測定，第28回海岸工学講演会論文集，1981，pp.431~435.
- 12) 上田 茂，白石 悟：係岸船舶の動揺に及ぼす波向と係留索の影響について，第29回海岸工学講演会論文集，1984，pp.451~455.
- 13) 運輸省港湾局建設課：港内避泊対策技術調査報告書，1984，159p.
- 14) Hughes, G.：Model Experiments on the Wind Resistance of Ships, *TINA Vol.xx*, 1930.

8. 浮体式海洋構造物の係留施設設計への動揺解析手法の適用例

8.1 概説

前章までの記述においては、港湾における係岸船舶の動揺解析手法とその応用に関する事項を中心としていた。しかし、係岸船舶の動揺解析手法は、対象物体によって若干の取り扱い上の変更を行うことによって、広く船舶以外の浮体式海洋構造物の係留問題に適用することが可能である。

浮体式海洋構造物とは、内湾及び外洋に建設され、構造物の浮力をもって、自重に抗し、復元力特性を発揮する構造物を総称しており、港湾においてはポンツーン、浮防波堤、浮橋などに、また、より水深の大きい海洋では、大型の浮体式備蓄基地や、液化プラント、洋上発電所、海上空港（包括して沖合人工島ということがある）などの諸施設を構成する基幹（主要）構造物として用いられている。これらの浮体の係留には、ドルフィンと防衝工、または、チェーンなどが用いられるが、浮体式海洋構造物に用いられる浮体の大きさや形状は船舶のそれとは異なっており、とくに海洋においては、浮体の規模が数百メートル～数キロメートルにも及び、その形状も多様である。したがって、これらの浮体の動揺解析においては、船舶の動揺解析手法において、風荷重、波力、造波抵抗力の計算方法および係留索の変位復元力特性の入力などを変更しなければならないが、動揺解析の基本的な方法及び手順は、船舶の係留問題の場合と全く同様である。

本章では、大型く形浮体を用いた洋上石油備蓄基地計画、多列円柱支持浮体を用いた沖合人工島計画、く形浮体を用いた浮防波堤計画など浮体の係留施設設計などにおける適用例について述べる。

8.2 洋上石油備蓄基地計画

(1) 概要

石油備蓄の方法としては陸上備蓄と洋上備蓄とがある。前者は従来とられてきた方法であり実績がある。後者は大型タンカーの建造技術を活用して約100万 DWT 級の直方体形状の貯蔵船を建造し、これを静穏な海域に係留して原油を貯蔵しようとするものである。貯蔵船1 船当たりの備蓄量が約80万klにもなるので、1タンク当たりの原油貯蔵量は陸上備蓄の場合の7～8倍にもなる。

このような大型の原油貯蔵船を台風や季節風などの荒天時においても安全に係留するためには、荒天時に波・風・流れなどの大きな外力が作用した際に原油貯蔵船の動揺量を正確に計算しうる技術が、また、これらの諸量

が泊地内における原油貯蔵相互および原油貯蔵船と係留施設との位置関係からみて許容できる値であるかどうかを判定する技術が、さらに、原油貯蔵船と係留施設との相互作用力を求めて、原油貯蔵船および係留施設の設計荷重を定める技術が重要である。

原油貯蔵船の台風時の動揺解析手法¹⁾⁵⁾⁶⁾では、一般の船舶に関する手法²⁾³⁾⁴⁾と同様に、まず浮体に作用する外力と浮体の動揺に伴って生ずる流体力あるいは造波抵抗力や係留系の反力などを算定し、これらを運動方式に組み入れ、ついでこれを数値積分して動揺量を計算する。

浮体に作用する外力のうち、その計算が複雑であるものは波力である。また、浮体の動揺に伴って生ずる流体力の計算についても同様である。浅海域に係留された浮体について波力や流体内を計算する方法としては、井島ら⁷⁾⁹⁾が提案している手法、つまり、グリーン関数を用いて領域分割法を拡張して直接三次元的に解く方法と、二次元断面に作用する波力などを積分して求める方法（断面分割法⁸⁾）とがある。ここでは前者を手法A、後者を手法Bと略称することにする。

手法Aは二次元断面に対するポテンシャル接続法をグリーン関数を用いて三次元問題に拡張したものである⁷⁾⁹⁾から、三次元浮体の各流体域におけるポテンシャルの連続条件が満足されている。しかし、この方法を用いて波力および流体力を精度よく求めようとする、分割長が1波長の1/10前後になるように浮体を分割しなければならない。したがって、入射波の波長より長さが長い原油貯蔵船の場合には分割数が多くなる。また、速度ポテンシャルは無級数で表されているので、精度を上げるためにはこの級数の項数をできるだけ多く取る必要がある。ポテンシャル接続法では分割数と級数の項数の積に相当する数だけの微分方程式を連立させて解かねばならない。原油貯蔵船の場合には連立方程式の数が120以上になる。しかし、連立方程式の数が120を越えると、電子計算機を用いてもその解を得るのはやや面倒になる。

これに対し手法Bは、浮体を10～20程度の要素断面に分割して、各断面で二次元浮体に作用する波力および流体力を求める⁸⁾。その後、これらを長さ方向に積分して三次元浮体の波力および流体力を計算するものである。したがって、手法Bでは各断面間のポテンシャルの連続条件は満たされておらず、その意味では近似的な取り扱いと言わねばならない。しかし、浮体の長ささと幅との比（細長比）が大きい場合には、本来三次元的な取り扱いをする必要があっても近似的に二次元問題として取り扱ってよい場合が多い。原油貯蔵船の場合にはこの比が4対1程度であるので、二次元的問題として取り扱ってよ

いかどうかを検討しておく必要がある。

そこで、本報告では、まず、手法Aにおける浮体の分割数およびポテンシャル級数の項数が浮体の動揺量の計算値に及ぼす影響を調べ、精度よい計算をするのに必要な分割数および項数を求める。ついで、手法Bを用いて浮体の動揺量の計算値を求め、手法Aの結果との比較を行う。その結果、原油貯蔵船の台風時の動揺解析手法においては、手法Bを用いてよいことを明らかにする。

また、原油貯蔵船の波浪中の動揺に関して港湾技術研究所で模型実験が実施されている。模型実験では波力や流体力の測定は行われていないが、動揺量の測定がな

れているので、動揺量について数値シミュレーション結果と実験結果とを比較することにする。その結果、ここで示す動揺解析手法による計算値は、流体力係数に一部修正を加えて計算することによって模型実験結果とよく一致することを明らかにする。

以上の検討の結果、原油貯蔵船のような、直方体の大型浮遊構造物の動揺解析を行うにあたって、現段階で最も適切と思われる動揺解析手法を提示することとする。

(2) 数値シミュレーションについて

非線形な荷重変形特性を持つ径留系に係留された超大型の浮体が、不規則変動荷重を受ける場合の動揺解析は、

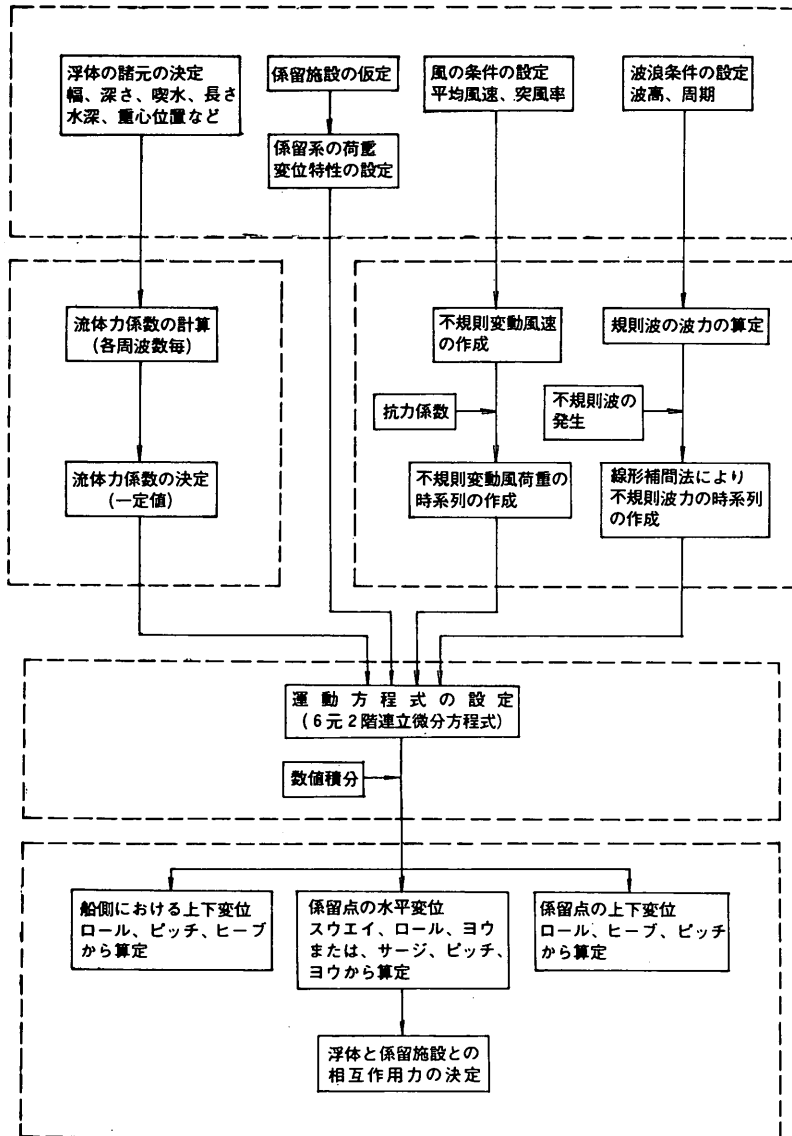


図-8.1 数値シミュレーションのフローチャート

数値シミュレーションによって浮体の動揺量および係留施設との相互作用力の時刻歴解を求めるのがよいと考えられる。数値シミュレーションの手順をフローチャートに示すと図-8.1のようになる。図-8.1の数値シミュレーションのフローチャートは大きく五つのブロックに分けられる。すなわち、① 入力条件の設定、② 外力の計算、③ 流体力の計算、④ 運動方程式の数値積分による解、⑤ 浮体の動揺量および相互作用力の計算である。波力および流体力係数の算定法については文献(1)に示す。

(3) 手法Aと手法Bの計算の比較

a) 検討の前提

ここでは、手法Aと手法Bの計算結果をを比較し、その差異を明らかにし、大型く形浮体の動揺計算に用いる計算法として、どちらの手法が適切であるかを総合的に検討する。なお、ここではスウェイングについて、波力、付加質量、減衰係数、動揺量を比較する。その他の運動成分については参考文献(1)を参照されたい。

対象とする浮体の諸元は、 L/B が異なる4種の浮体で幅を $B=97\text{m}$ と固定して、長さ L を780m, 390m, 195m, 97.5mと変化させている。また喫水は、満載時23.3m, 半載時14.2m, 空載時4.5mである。規則波の波周期は手法Aの場合には計算機の容量の制約から10s以上とし、10sから20sまでは2s間隔、以下25s, 30s, 40s, 50sとし、手法Bの場合は、4sから22sまでは1s間隔、22sから50sまでは2s間隔とした。

手法Aにおける周辺分割および底面分割数は、短周期の波まで計算する都合上、若干の誤差を含むことを承知の上で、対象とする波の波長の8分の1を目安として表-8.1に示すように定めた。ここで T_L は $\Delta l \leq \lambda/8$ を満足する最長の波周期を示す。また、速度ポテンシャルの無限級数の項数の (n, s) は短周期領域まで計算を行う都合上、すべて $(0, 0)$ とした。

表-8.1 周辺分割数と底面分割数

	周辺分割数				底面分割数	
	N	N_x	N_y	T_L	N_x	N_y
1.0	40	10	10	7.0	40	20
2.0	28	10	4	13.0	40	20
4.0	32	13	3	16.0	40	10
8.0	30	13	2	29.0	40	5

T_L は $\Delta l \leq \frac{\lambda}{8}$ を満足する最長波周期(S)

b. スウェイングの波力

図-8.2~8.4はスウェイングの波力の周期依存性を示したもので、それぞれ、満載、半載、空載に対応する。この場合の波向は $\alpha=90^\circ$ とする。図の縦軸は波力を質量と波高とで除した値(s^{-2})である。

これらの図をみると、手法Aと手法Bによる計算値が非常によく一致していることがわかる。ただし、 $L/B=1.0$ に近くなると、波周期10s付近および長周期領域において両者の差が大きくなる。 $L/B=1.0$ の場合には当然のことながら、三次元的影響が最も強く現れるのでこのように差が大きくなるものと思われる。しかし、 L/B

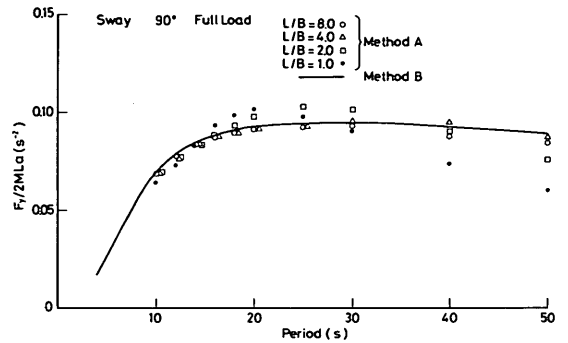


図-8.2 スウェイングの波力(満載)

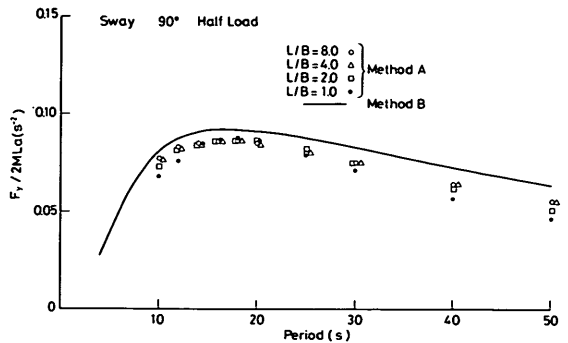


図-8.3 スウェイングの波力(半載)

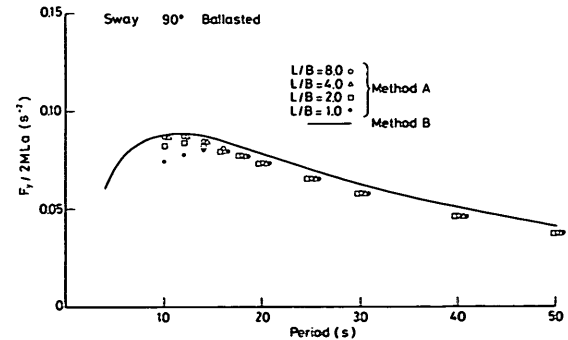


図-8.4 スウェイングの波力(空載)

が大きくなると、両手法による計算値の差は小さくなり、 $L/B=4.0$ と $L/B=8.0$ の場合には両者はまったく一致する。

c) スウェイングの付加質量

図-8.5~8.7はスウェイングの運動に対する付加質量係数を示したもので、それぞれ、満載、半載、空載に対応する。

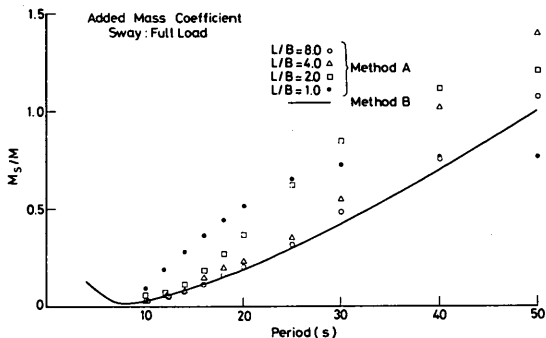


図-8.5 スウェイングに対する付加質量係数(満載)

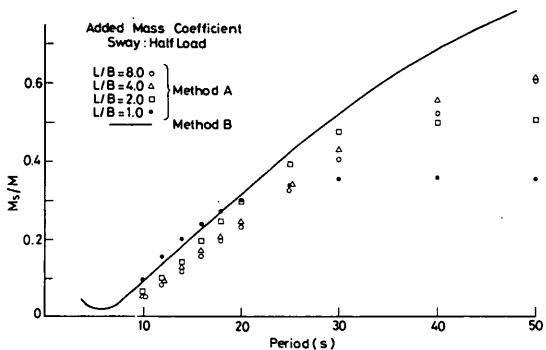


図-8.6 スウェイングに対する付加質量係数(半載)

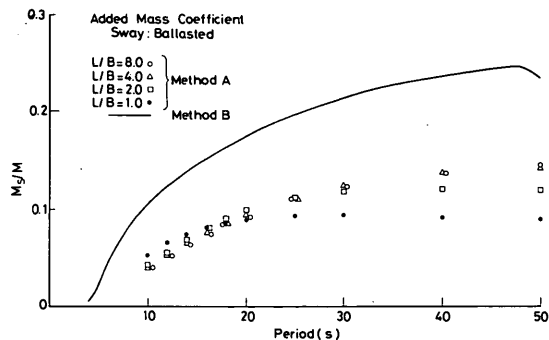


図-8.7 スウェイングに対する付加質量係数(空載)

まず、手法Aと手法Bで計算した付加質量の計算値の差は満載、半載、空載の順に大きくなる。満載では波周期が短い範囲では、 $L/B=1.0$ の場合を除き手法Aと手法Bとの差はほとんどない。これは L/B の値に関係しているようで、 L/B が大きいと両手法の計算値が一致する波周期は広範囲になる。半載の場合には、手法Bの計算値は手法Aの計算値を上回る。これは手法Aの計算値が手法Bに比べて短い周期でピーク値を示すためである。ピーク値を示す波周期は L/B が大きくなるにしたがって長くなる。手法Bの場合は $L/B=\infty$ であるからこの傾向はよく理解できる。空載の場合には、手法Aの計算値は $L/B=1.0\sim 8.0$ の範囲でほぼ同一の値を示す。しかし、手法Bの計算値は手法Aの計算値の約2倍強である。

d) スウェイングの減衰係数

図-8.8~8.10はスウェイングに対する減衰係数を示したもので、それぞれ、満載、半載、空載に対応する。

手法Aと手法Bの計算値は、 $L/B=4.0$ および $L/B=8.0$ の場合には比較的よく一致する。しかし、 $L/B=1.0, 2.0$ の場合には両手法の計算値はやや離れており、とくに長周期波領域でかなり異なる。

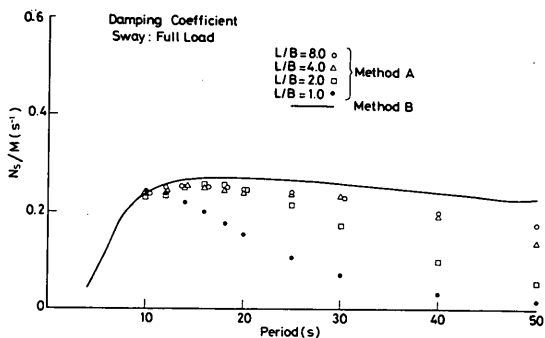


図-8.8 スウェイングに対する減衰係数(満載)

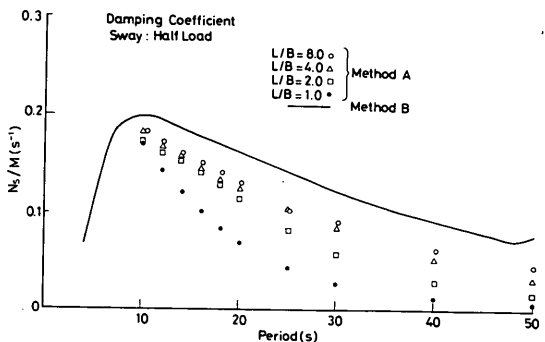


図-8.9 スウェイングに対する減衰係数(半載)

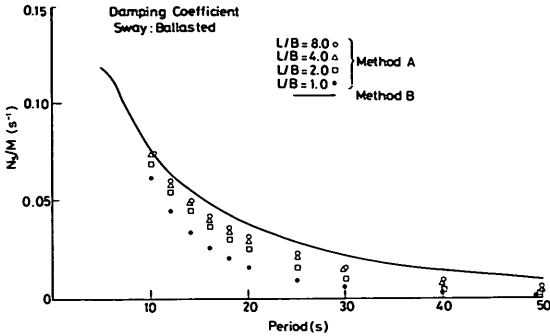


図-8.10 スウェイングに対する減衰係数(空載)

e) スウェイングの動揺両振幅

図-8.11は、 $L/B=4.0$ の場合のスウェイングの動揺両振幅を手法Aおよび手法Bで計算して比較したものである。この場合波向は $\chi=90^\circ$ と $\chi=110^\circ$ の2方向とした。また、図の縦軸はスウェイングの動揺両振幅の無次元量である。

まず、 $\chi=90^\circ$ の場合、応答値は手法Aでは波周期25sでピーク値を示し、波高1m当たりのスウェイングの動揺両振幅は5.25mである。また、手法Bではピークを示す波周期は26sで、波高1m当たりのスウェイングの動揺両振幅は5.0mとなる。すなわち、ピーク値に対しては、周期で約1s程度、応答値で約5%程度の差がある。

また、 $\chi=110^\circ$ の場合、応答値は手法Aでは同じく25sでピーク値を示し、単位波高当たりのスウェイングの動揺両振幅は、4.25mである。一方、手法Bではピークを示す波周期は28sで、単位波高当たりのスウェイングの動揺両振幅は4.0mである。すなわち、ピーク値に対しては、周期で約3s、応答値で約6%程度差がある。

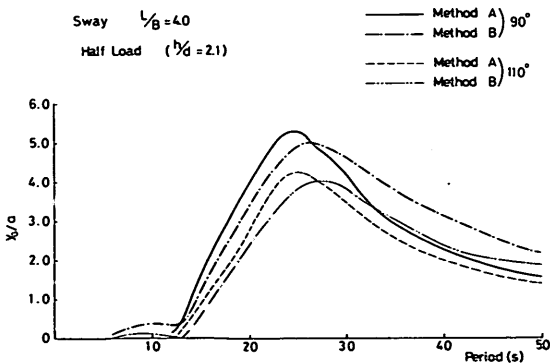


図-8.11 手法A, 手法Bによるスウェイングの動揺両振幅の比較(半載)

f) 手法の選定

以上のように、手法Aと手法Bとを比較した結果、大型形浮体の動揺計算手法としては空載の場合の付加質量については両手法の計算値に差があるが、後述するように実験値と対比する手法Bの計算値をもってしてもまだ付加質量の値は実際より小さいこと、また、動揺量がほぼ一致していることなどから、手法Bを用いてもよいと思われる。その理由をとりまとめると以下のとおりである。

- ① 手法Aでは分割数や級数項の項数などの制約があるが、手法Bではそのような制約がない。
- ② 手法Aと手法Bの計算結果を比較してみると、 $L/B \geq 4.0$ であれば両手法間の差が少ない。

(4) 数値シミュレーション結果と実験値の比較

a) 動揺量の比較

以上のように、大型形浮体の波浪中の動揺解析手法を提案したが、この手法による計算結果が現象をよく再現しているかどうかをつきに検討する。ここでは、文献(10)に示された模型実験結果との比較検討を行うこととする。なお模型実験は1/50の縮尺の模型で実施されている。

(イ) 規則波に対する計算値と実験値との比較

ここでは波向 90° に対する自由浮体および係留浮体の動揺量ならびに係留系の反力を比較する。

図-8.12は、半載および空載状態の自由浮体のスウェイングの計算値と実験値とを比較したものである。図の縦軸は単位波高当たりのスウェイングの動揺両振幅である。また横軸は船長波長比 L/λ である。計算値と実験値とは L/λ が0.2~0.5付近ではやや離れているが、全般的にはよく合っているように思われる。しかしながら、係留浮体については計算値と実験値とは必ずしもよく合っていない。

図-8.13は、半載および空載状態の浮体が係留されている場合のスウェイングの計算値と実験値とを比較したものである。また、図-8.14は同じく係留点の反力を比較したものである。これらを見ると、半載状態では計算値が実験値よりやや大きい。けれども両者は比較的よく合っている。ただし、空載状態では計算値と実験値の間にやや差がある。空載状態では、応答値の同調点は実験値では $L/\lambda=0.4$ であるのに対し、計算値では $L/\lambda=0.6$ と異なる。また、その応答値にも差がみられる。ここで対象とする浮体の場合には、係留点変位に与えるローリングの影響は小さいので、波向 90° に対してはスウェイングと係留点の反力とは一対一に対応するはずであるから、図-8.14の係留点の反力においても同様の

傾向を示していることになる。

図-8.15は、半載および空載状態の自由浮体のローリングの計算値と実験値とを比較したものである。両者は比較的よく合っているが、ピーク値を与える周期およびピーク値に若干差がある。

図-8.16は、半載および空載状態の浮体が係留されている場合のローリングの計算値と実験値とを比較したものである。スウェイングの場合と同じように、計算値と実験値との差は係留浮体の場合のほうが大きく、また、計算値が実験値より大きい

Sway 90° (Free)

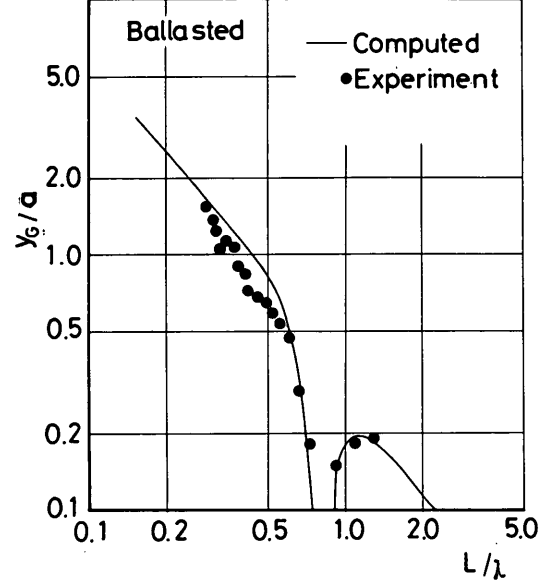
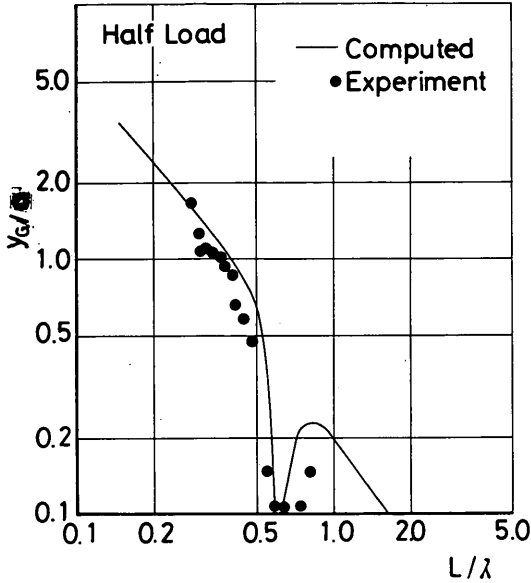


図-8.12 自由浮体のスウェイングの動揺両振幅（半載，満載）

Sway 90° (Moored)

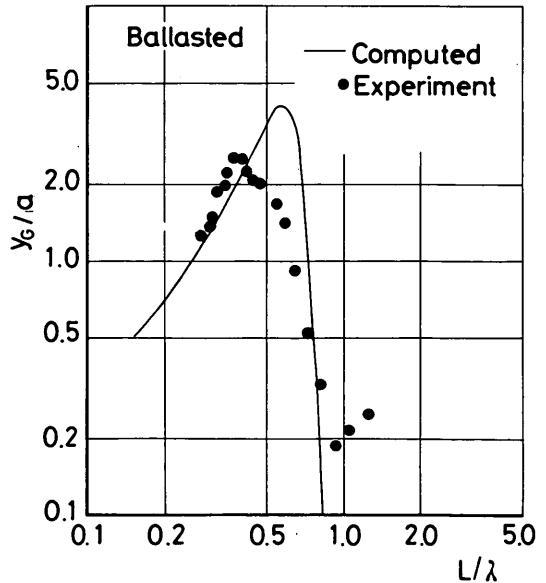
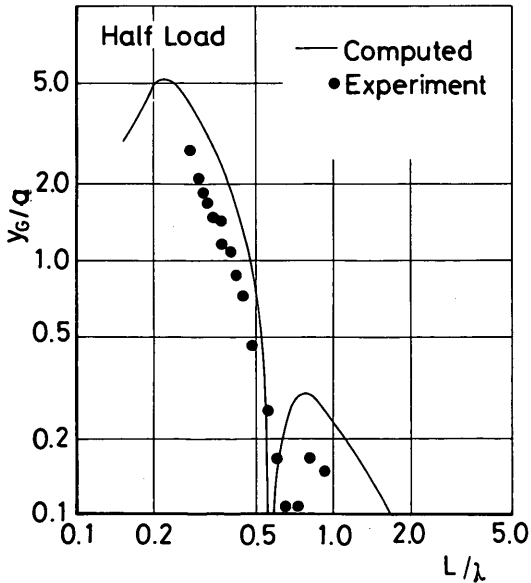


図-8.13 係留浮体のスウェイングの動揺両振幅（半載，満載）

Spring Reaction (Moored)

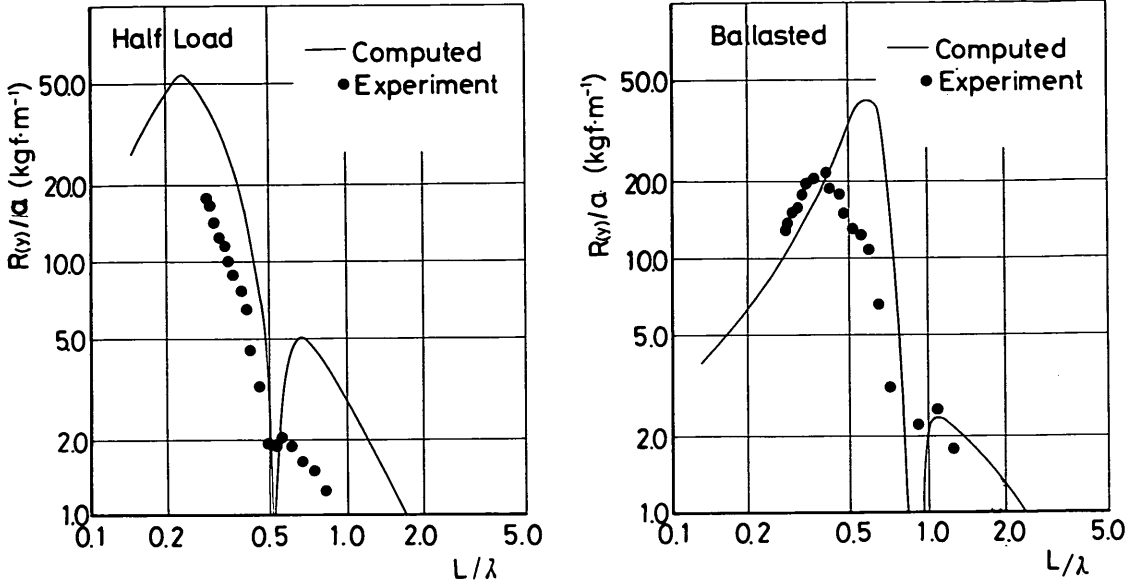


図-8.14 係留浮体の係留点反力(半載, 満載)

Roll 90° (Free)

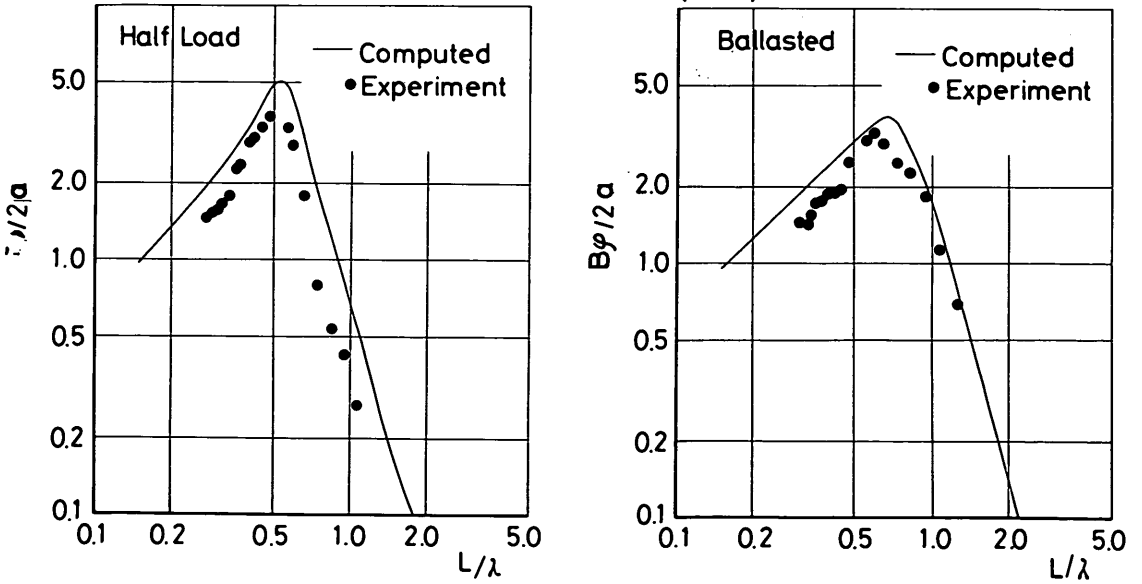


図-8.15 自由浮体のローリングの動揺両振幅(半載, 満載)

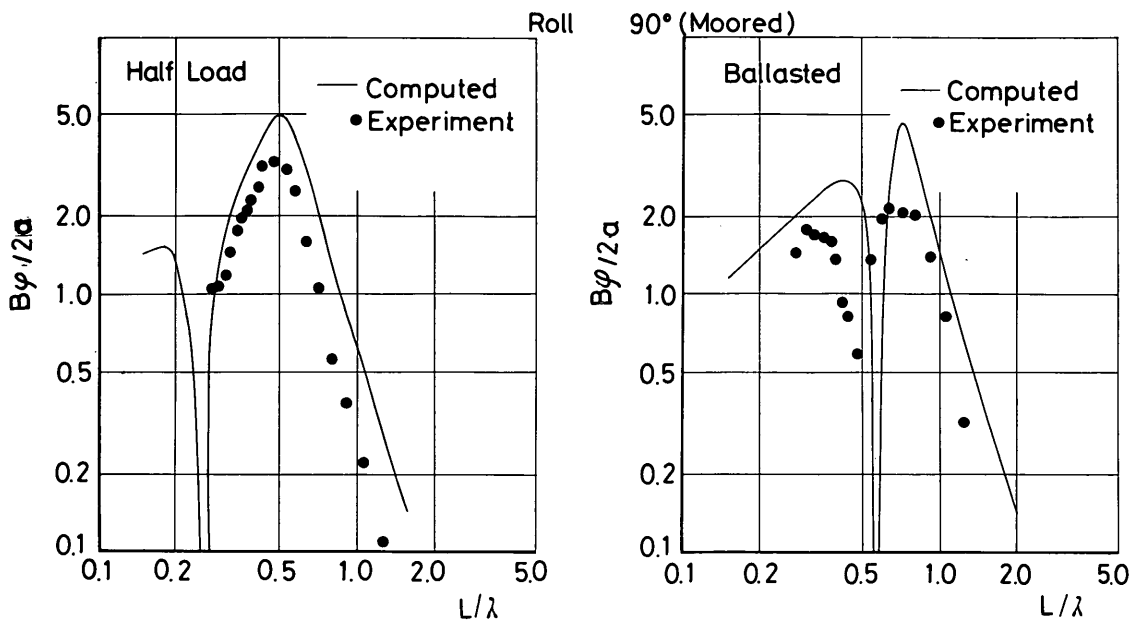


図-8.16 係留浮体のローリングの動揺両振幅(半載, 満載)

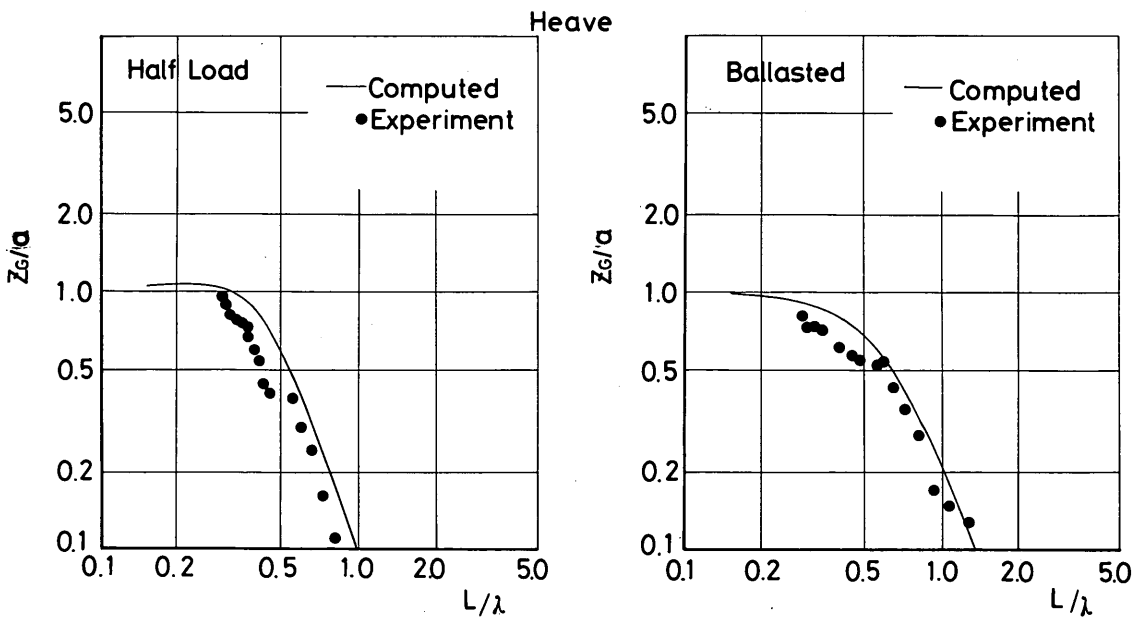


図-8.17 ヒービングの動揺両振幅(半載, 満載)

図-8.17は、同じくヒービングの動揺両振幅について計算値と実験値とを比較したものである。両者の値は L/λ が0.6以上ではよく合っているが、それ以上の波周期に対してはやや差があり、やはり計算値が実験値より大きい。

以上のスウェイング、ローリング、ヒービングについて計算値と実験値とを比較した結果、つぎのことが明らかになった。

- ① 全般的に計算値が実験値よりやや大きめである。
- ② 応答値が同調する L/λ は実験値のほうがやや小さめ（周期にするとやや長め）であり、また、ピーク値は計算値のほうが大きい。

この原因は、喫水が小さくなると、波を微小振幅波として取り扱うことに無理が生じ、付加質量や減衰係数の計算値が実際現象を正確に表していないことと、喫水が浅いために、浮体底面の水粒子速度が半載の場合に比べて相対的に大きくなり、摩擦抵抗などの影響がでていることであると思われる。

実験値と計算値との差は、同調点とその応答値に顕著に現れているが、これらは付加質量と減衰係数を修正することにより是正することができるとと思われる。そこで、次節では付加質量と減衰係数を修正することによって、計算値と実験値との対応の改善を試みる。

(ロ) 不規則波に対する計算値と実験値との比較

表-8.2は、空載および半載状態の係留浮体に、波向90°の不規則波が作用した場合のスウェイング、ヒービング、ローリングおよび係留点の反力を示したものである。不規則波としては、代表周期の異なる2種の波を作用させている。表中の上段は実験値、下段は計算値である。Case 1およびCase 3の、不規則波群Ⅰに対しては実験値と計算値とは比較的よく合っているが、Case 2お

よびCase 4の不規則波群Ⅱに対しては実験値と計算値とはやや差がある。この原因としては、さきにも述べた付加質量や減衰係数が計算値ではやや過小であること、また、実験で実際起こした不規則波の周波数スペクトル形は、計算で用いているブレットシュナイダー・光易型の周波数スペクトル形と一致していないことなどの影響があるものと思われる。そこで、まず、次節で規則波に対する計算値と実験値とを比較検討し、付加質量および減衰係数の修正値を求め、これを用いて、(4)・b)で改めて不規則波応答計算を実施し実験値との比較を行うこととする。

b) 流体力の係数の修正

(イ) 修正の方針

ここでは、まず、ピーク値を与える周期を一致させるよう付加質量を修正し、ついで、ピーク値を一致させるよう減衰係数を修正することとする。その場合、計算値1.5倍、2.0倍というように、小数点以下1桁めを2捨3入した倍数を掛けて修正した。

(ロ) スウェイング

図-8.18および8.19は流体力係数を修正して求めた計算値である。

半載の場合には、図-8.18に示すように、まず、減衰係数を計算値のままにして、付加質量を1.0、1.5、2.0倍として計算した。つぎに図-8.19に示すように付加質量を計算値のままにして、減衰係数を1.5、2.0倍として計算し、合計5ケースの計算を実施した。半載状態では、実験値における同調点が明らかでないので、付加質量を修正するのが妥当かどうかの判断が難しいが、この場合には付加質量を修正しても計算値には大きな変化がないと思われるので修正しないことにした。これに対して、減衰係数を修正すると計算値はかなり変化する。

表-8.2 不規則波に対する計算値と実験値の比較

ケース	条 件				ス ウ ェ イ		ヒ ー ブ		ロ ー ル		係留点反力(神岡)		係留点反力(岸岡)	
	状 態	喫 水 (cm)	入 射 角		$2\psi_{\sigma\max}$ (cm)	$2\psi_{\sigma 1/3}$ (cm)	$2\epsilon_{\sigma\max}$ (cm)	$2\epsilon_{\sigma 1/3}$ (cm)	$2\varphi_{\max}$ (deg)	$2\varphi_{1/3}$ (deg)	$R(y)_{\max}$ (kgf)	$R(y)_{1/3}$ (kgf)	$R(y)_{\max}$ (kgf)	$R(y)_{1/3}$ (kgf)
			$H_{1/3}$ (cm)	$T_{1/3}$ (s)										
Case 1	空 載	9.0	2.0	1.9	7.63	4.59	1.94	1.33	1.56	1.21	31.6	20.1	27.1	18.8
			1.85	1.96	7.02	5.19	1.95	1.36	2.21	1.40	33.0	24.3	33.0	23.9
Case 2	空 載	9.0	2.5	1.6	5.56	3.07	2.18	1.36	2.78	1.81	23.6	15.0	20.0	12.4
			2.46	1.77	8.86	6.08	2.45	1.62	2.99	2.01	43.5	29.5	43.7	28.9
Case 3	半 載	28.4	2.0	1.9	2.20	1.44	—	—	3.85	2.42	8.5	5.5	10.3	6.9
			1.85	1.96	2.10	1.27	1.76	1.25	4.05	2.99	9.8	4.7	10.0	5.0
Case 4	半 載	28.4	2.5	1.6	3.44	2.29	—	—	3.29	2.24	12.9	8.7	12.6	8.3
			2.46	1.77	2.20	1.36	1.96	1.32	3.04	2.23	7.3	4.2	8.1	4.3

(上段) 実験値 (下段) 計算値

結局、計算値と実験値とを対比すると、図-8.18 および図-8.19 に示すように付加質量を計算値の2倍、減衰係数を計算値のままとする場合の計算値と、付加質量を計算値のままとし、減衰係数を計算値の1.5倍とする場合の計算値の両方が実験値とよく一致した。しかし、

後者の一致の度合いがややよいこと、また、さきに述べたように同調点が明確でないことを考慮し、ここでは、付加質量は計算値そのままを用い、減衰係数は計算値の1.5倍とすることにした。

空載の場合には、図-8.18 に示すように、まず、減

Sway 90° (Moored)

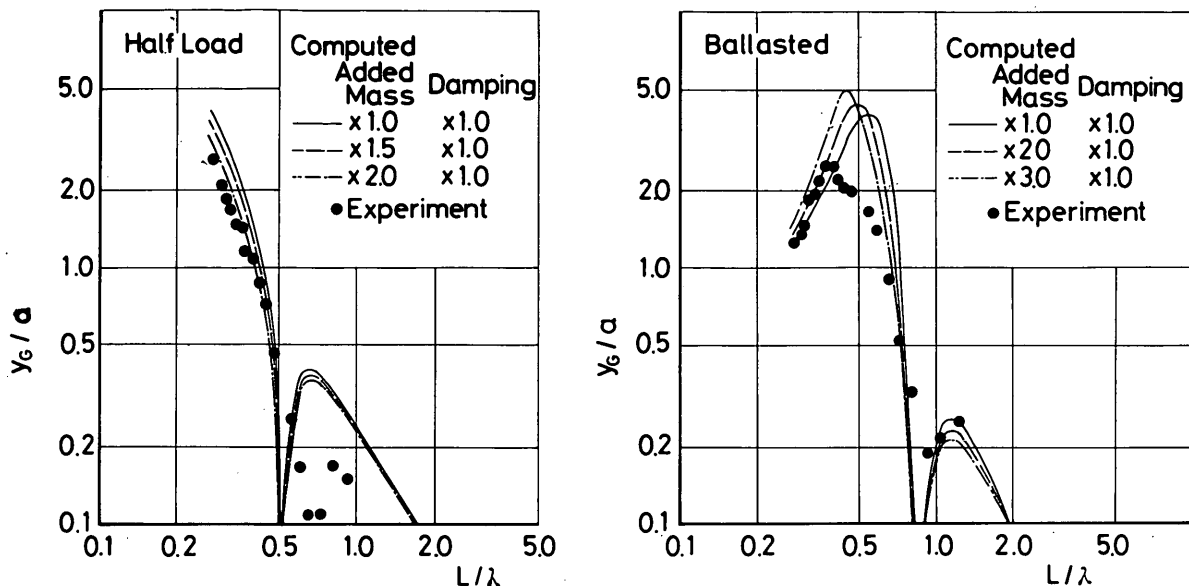


図-8.18 係留浮体のスウェイングの動揺両振幅（付加質量を修正、半載、満載）

Sway 90° (Moored)

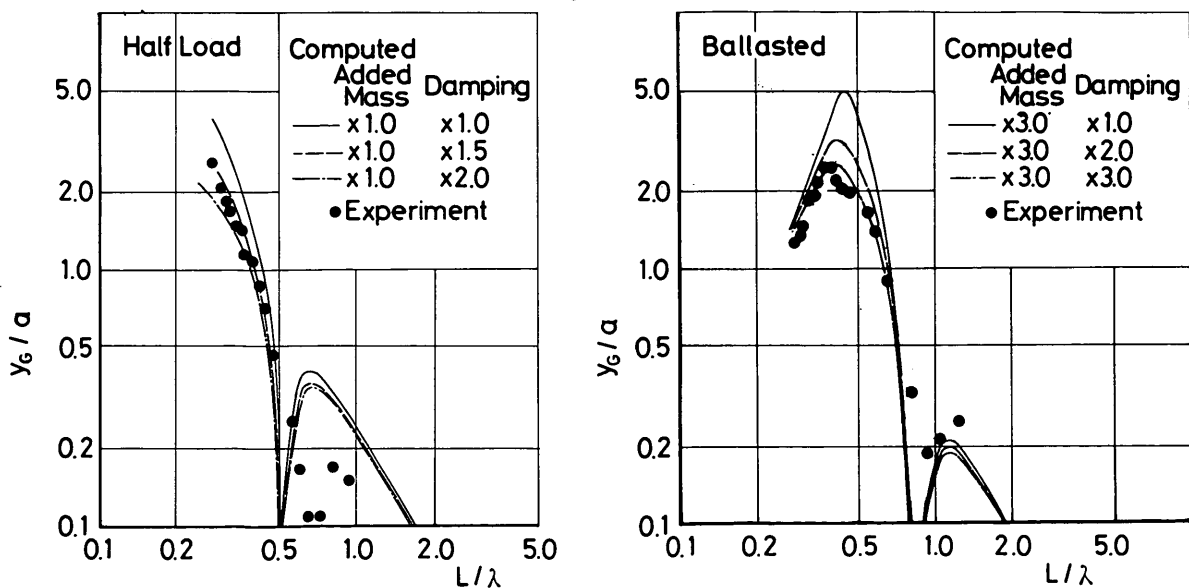


図-8.19 係留浮体のスウェイングの動揺両振幅（減衰係数を修正、半載、満載）

衰係数を計算値のままにして、付加質量を計算値の 1.0, 2.0, 3.0 倍として計算した。空載の場合には実験結果で同調点が明確に現れているので、付加質量を修正することによって、実験値と計算値の同調点を合わせることができる。その結果、付加質量は計算値の 3.0 倍とするのがよいと思われる。つぎに、図-8.19 に示すように、付加質量を計算値の 3.0 倍として、減衰係数を計算値の 2.0, 3.0 倍として計算した。その結果、減衰係数は計算値の 3.0 倍にするのがよいと思われる。

(ハ) ローリング

ローリングの付加慣性モーメントおよび減衰係数を修正する場合には、スウェイングの付加質量および減衰係数は前項で定めた値を用いて修正した。その結果は図-8.20 に示すとおりで、半載の場合も、空載の場合にも付加慣性モーメントは計算値のままとし、減衰係数を計算値の 1.5 倍とする場合の計算値が実験値とよく一致することがわかる。

(ニ) 流体力係数の修正

以上の結果、表-8.3 に示すように、半載および空載の係留浮体について、付加質量、付加慣性モーメントおよび減衰係数を修正することにする。なお、自由浮体の修正値については c), (ロ) で述べる。

流体力係数の修正については、造船工学関係でもしばしば議論されており、とくに、ローリングについては、計算値そのものを用いたのでは実際の現象と合わないこ

とが従来から指摘されている。¹²⁾¹³⁾このため、強制動揺実験を行って流体力係数を求め、計算値を修正することとされている。

スウェイングについても、く形浮体については、このような問題が指摘されており、減衰係数に修正を施す必要があることが指摘されている。¹²⁾¹⁴⁾また、本報告にも示すように、スウェイングの空載状態については、付加質量についても計算値を大幅に修正する必要があることが明らかになった。これは、先にも述べたように、喫水が浅くなると、波高と浮体の喫水との相対比が大きくなって、微小振幅波理論を用いることに無理が生ずること、また、喫水が浅いために、浮体面の水粒子速度が半載の場合に比べて相対的に大きくなり、摩擦抵抗などの影響が現れてくるためと思われる。

表-8.3 付加質量および減衰係数の修正 (計算値に表の数値をかける)

	成分 条件	スウェイ		ロー	
		付加質量	減衰係数	付加慣性	減衰係数
係留 状態	空 載	3.0	3.0	1.0	1.5
	半 載	1.1	1.5	1.0	1.5
自由 状態	空 載	3.0	1.0	1.0	1.25
	半 載	1.0	1.0	1.0	1.25

Roll 90° (Moored)

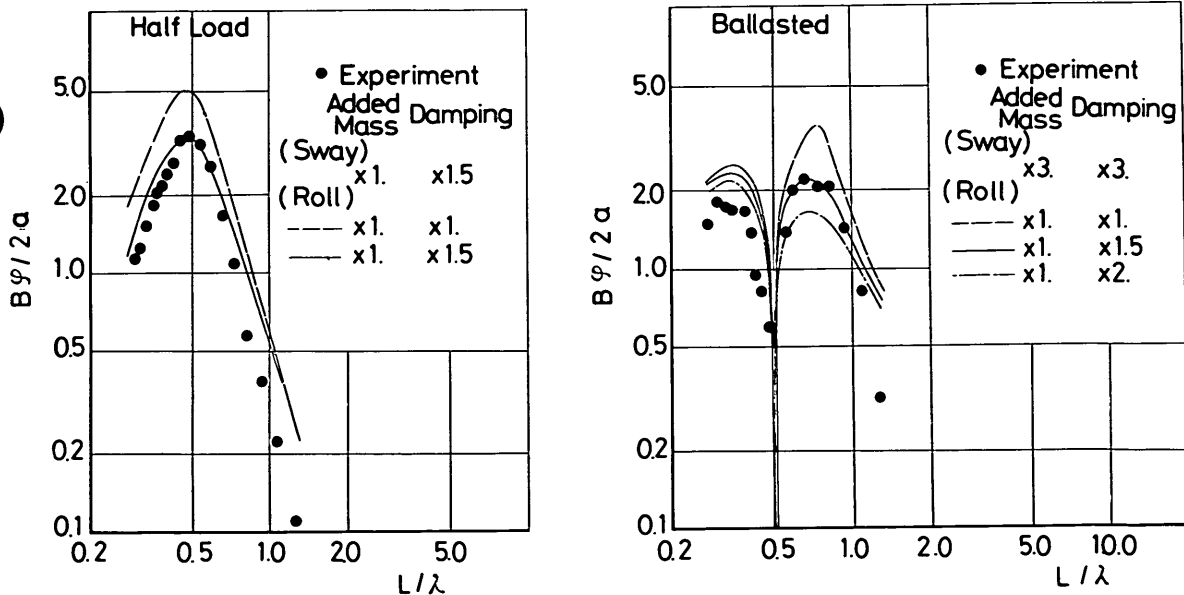


図-8.20 係留浮体のローリングの動揺両振幅 (流体力係数修正, 半載, 満載)

c) 流体力係数修正後の計算値

(1) 規則波中の係留浮体

前節で述べたように流体力係数が修正されたので、改めて計算をやり直すことにする。ローリングについてはすでに前節で図-8.20 に示したとおりであるから、

ここではスウェイングと係留点の反力を図示することにする。図-8.21 はスウェイング、また、図-8.22 は係留点反力を図示したものである。計算値と実験値とがよく一致していることがわかる。ただし、係留点反力については計算値と実験値との間にやや差がある。これは

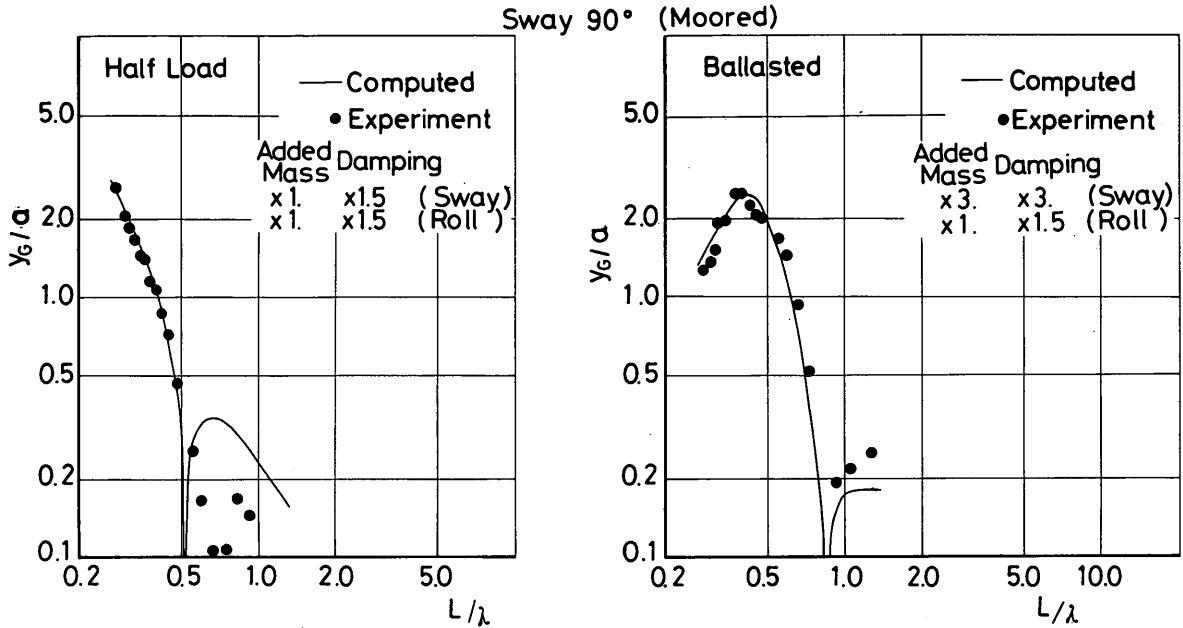


図-8.21 係留浮体のスウェイングの動揺両振幅 (流体力係数修正, 半載, 満載)

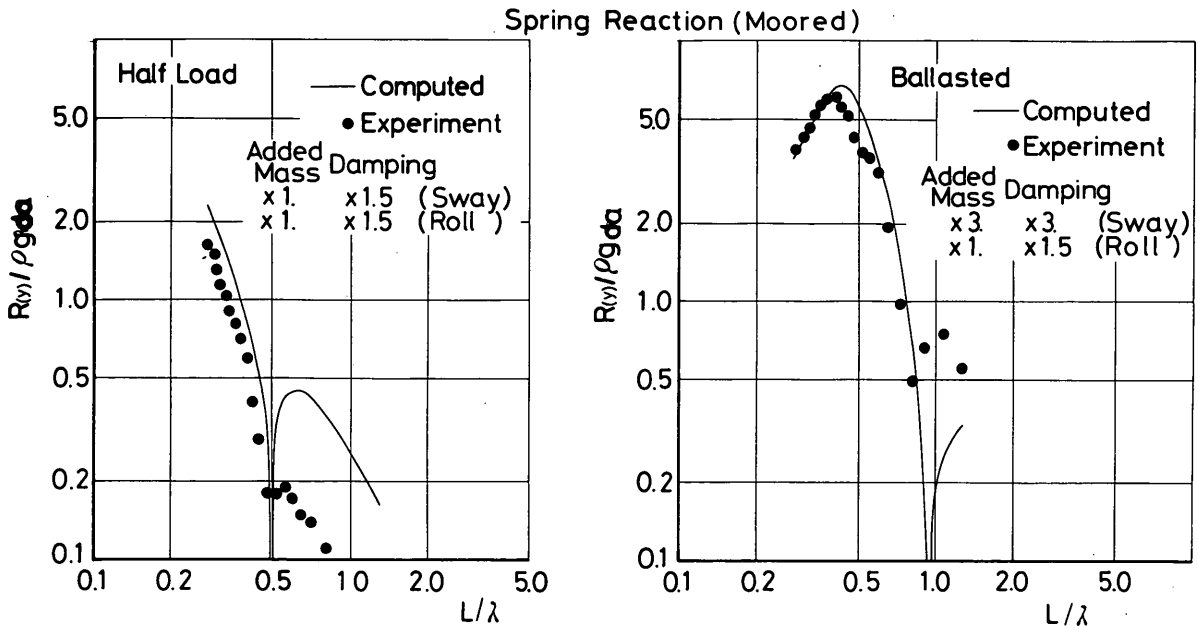


図-8.22 係留浮体の係留反力 (流体力係数修正, 半載, 満載)

実験では変形量が小さい範囲では、想定したばね定数よりやや柔らかいばね定数になっていたためと思われる。なお、ばね定数を若干柔らかくしても、スウェイングの変位量にはほとんど影響しない。すなわち、上述の反力の差は、変形量から反力を求める過程での誤差とみなされるので、ここでは改めて計算を実施しない。

図-8.22で周期が短い領域では計算値と実験値が離れているように見えるが、分割数の関係から誤差が生じているものと思われる。しかし、この領域では計算値も実験値もともに値が小さいので、それほど気にする必要はないと思われる。

(ロ) 規則波中の自由浮体

流体力係数を修正して、規則波中の自由浮体の運動を計算し、計算値と実験値とを比較した。図-8.23はスウェイング、図-8.24はローリングを示したものである。半載時については計算値と実験値とがよく一致していることがわかる。ただし、ローリングの応答値の同調点付近では計算値が実験値を下回っている。これは、修正値を決めるときに係留浮体の計算値と実験値とを対比して決めたこと、また、同調点の応答値を一致させるようにして決めたためと思われる。スウェイングについてみると、自由浮体はいわばばね定数が無限小の係留浮体と考えることができるが、そうすると係留系の固有周期は非常に長くなるものと考えられる。したがって、自由浮体のスウェイングの応答値には同調点が現れ

ない。もう一度、図-8.13や図-8.18および図-8.19をみると、同調点を離れると、実験値はむしろ流体力係数を修正しない計算値と合っている。

ローリングについては係留浮体にも自由浮体にも応答値の同調点が明瞭に現れている。しかし、両者の周波数特性はやや異なっている。半載の場合には係留浮体と自由浮体の応答値の同調点はほぼ一致しているが、空載の場合には自由浮体の同調点の周期は係留浮体のそれよりやや短くなる。

このように、係留または無係留により、浮体の応答特性が異なるのは、係留浮体と無係留浮体とに運動の差異があるためであると思われる。前者については浮体が係留されているので、浮体の動きが拘束されている。そのため、造渦現象などにより浮体運動の減衰が大きいのと思われる。そこで、自由浮体の場合には、減衰係数のみ再び修正することとする。すなわち、半載では、ローリングの減衰係数を計算値の1.25倍とする。また、空載ではスウェイングの減衰係数とローリングの減衰係数を、それぞれ計算値の1.0倍および1.25倍とする。このことは、係留系のばね特性が変わった場合や不規則波応答計算などを行う場合には、ここで求めた修正値を用いても計算値と実験値とが必ずしも一致しないことを示唆する。そのような場合には、減衰係数を再び修正して調整することが必要であろう。

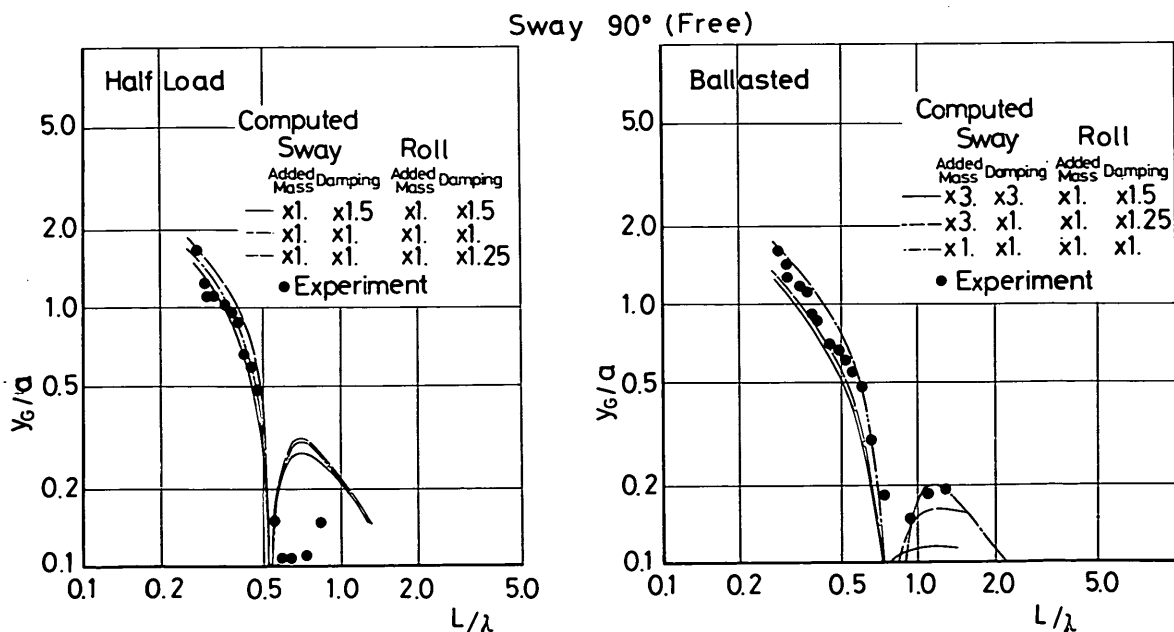


図-8.23 自由浮体の係留反力(流体力係数修正, 半載, 満載)

Roll 90° (Free)

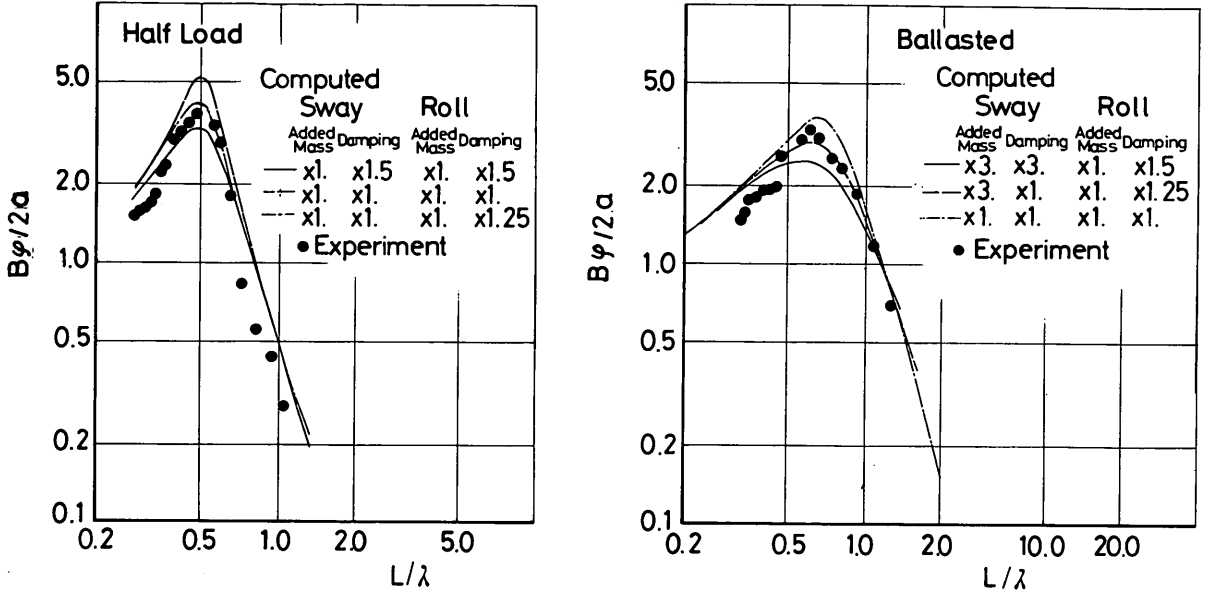


図-8.24 自由浮体のローリングの動揺両振幅（流体力係数修正，半載，満載）

(ハ) 不規則波中の係留浮体

先に示した不規則波実験に対して，修正された流体力係数を用いて不規則波応答計算を実施して，計算値と実験値とを比較し，表-8.4に示した。また，ここでは波の周波数スペクトルは実験で得られたものを用いている。この結果をみると計算値と実験値とがよく一致していることがわかる。ただし，Case 1のスウェイング量の計算値が実験値よりかなり小さいので，前項で述べたように減衰係数を計算値の2倍として再度計算してみる。その結果は表-8.4の Case 1 に示しているが，計算値と実験値とがほぼ一致する。これは，不規則波の代

表周期が係留系の固有周期より短く，この周期帯に対しては当初の減衰係数の修正値がやや大きめであったことを意味する。したがって，スウェイングの減衰を修正する場合には係留系の固有周期を考慮して，計算値の2～3倍の値を適切に選ぶのがよいと思われる。

(6) まとめ

大型く形浮体の波浪中の動揺解析手法としては，浮体の細長比 L/B が4.0程度であれば，二次元的に断面浮体に作用する波力および造波抵抗力を求めて，これを長さ方向に位相差を考慮して積分して，三次元浮体に作用する波力および造波抵抗力を求める方法（手法B）を用い

表-8.4 不規則波に対する計算値と実験値の比較（流体力係数修正）

ケース	条 件				ス ウ ェ イ		ヒ ー プ		ロ ー ル		係留点反力		
	状 態	喫 水 (cm)	入 射 角		$2y_{Gmax}$ (cm)	$2y_{G1/3}$ (cm)	$2z_{Gmax}$ (cm)	$2z_{G1/3}$ (cm)	$2\phi_{max}$ (deg)	$2\phi_{1/3}$ (deg)	$R(y)_{max}$ (kgf)	$R(y)_{1/3}$ (kgf)	
			$H_{1/3}$ (cm)	$T_{1/3}$ (s)									
Case 1	空 載	9.0	2.0	1.9	7.63	4.59	1.94	1.33	1.96	1.21	29.7	19.5	実 験
			1.97	1.97	5.05	3.39	2.40	1.46	1.93	1.11	27.0	17.1	計 算
Case 2	空 載	9.0	2.5	1.6	5.56	3.07	2.18	1.36	2.78	1.81	21.8	13.7	実 験
			2.35	1.67	4.76	3.33	2.48	1.51	2.29	1.43	26.1	17.7	計 算
Case 3	半 載	28.4	2.0	1.9	3.44	2.29	—	—	3.29	2.24	12.7	8.5	実 験
			1.97	1.97	2.87	1.98	2.27	1.52	2.48	1.60	14.7	9.8	計 算
Case 4	半 載	28.4	2.5	1.6	2.20	1.44	—	—	3.85	2.42	9.4	6.2	実 験
			2.35	1.67	2.21	1.46	2.09	1.24	2.75	1.95	12.4	7.8	計 算
Case 1'	空 載	9.0	1.97	1.97	6.91	4.35	2.40	1.46	1.66	1.13	34.1	19.2	計 算

てよいことが明らかとなった。この方法は、浮体を直接三次元的に扱って波力および流体力を計算する方法（手法A）に比べて、取り扱いが簡単なこと、計算時間が短いことなどの利点を有する（②および③参照）。

また、ここで提案した動揺解析手法による計算値と、港湾技術研究所で実施された模型実験による実験値とを比較した結果、動揺解析手法による計算値は、計算で得られる付加質量および減衰係数に修正を加えることによって実験値とほとんど一致させることが確かめられた。付加質量および減衰係数の修正値は、半載の場合には、スウェィングおよびローリングについて、それぞれ1.0倍および1.5倍、また空載の場合には、スウェィングについては付加質量および減衰係数ともに計算値の3倍、ローリングについては、付加慣性モーメントは計算値の1.0倍、減衰係数は計算値の1.5倍とする（④参照）。

8.3 沖合人工島計画¹⁵⁾

(1) 概要

本節では、浮体構造物の一型式として多列円柱支持浮体を取り上げ、その動揺特性を検討することにする。ここで取り上げる多列円柱支持浮体は、図-8.25に示すような形状の浮体である。すなわち下部構造物として多数の円柱が格子状に配置され、その浮力によって上部構造物が支持されている。本研究で対象とする浮体は、その上部工の大きさが5km×1kmで、この巨大な上部工を支えるために、直径が7mの円柱が15m間隔に333×55の格子状に配列されている。また、この浮体はゴム防げん材を介してドルフィンに係留されている。この種の浮体型式は半潜水型浮遊構造物と呼ばれており、波浪中の動揺特性が箱型の浮遊構造物などに比べて優れているので石油掘削用リグなどに多く用いられている。しかし、実用に供せられている半潜水型浮遊構造物はここで検討の対象としている物ほど巨大ではなく、せいぜい100m×100m程度であり、係留方式はびょう鎖係留方式あるいはダイナミックポジショニングによる。なお、びょう鎖係留方式の場合、安全性のある係留は必然的に水平方向の移動を許容することになり、動揺特性がよいということは、ローリングやピッチング、ヒービングなどの

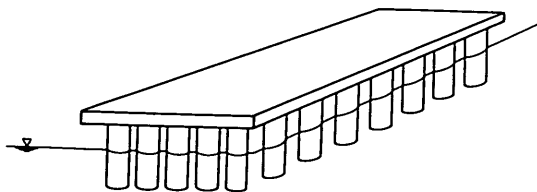


図-8.25 多列円柱支持浮体

動きが小さく抑えられていることを指している。

さて、浮体式構造物を沖合人工島のような施設に利用しようとする場合には、これを係留し風や波の作用によって生ずる水平方向の移動量を少なからしめるような浮体式構造物の構造様式や係留方法を検討する必要がある。このためには、浮体構造物の動揺解析を行い、浮体の動揺量および係留施設との相互作用力などを計算し評価する必要がある。

多列円柱支持浮体の動揺解析の手順は、以下のとおりである。まず、ギャレット(Garrett)¹⁶⁾の解を用いて単円柱に作用する波力および造波抵抗力を求める。ギャレットの解は微小振幅波理論に基づいているが、ここで検討する多列円柱支持浮体は水深20m以上の海域に設置されるのでギャレットの解を用いることができる。つぎに大桶¹⁷⁾の考え方にしたがって円柱の相互干渉効果を考慮して浮体全体に作用する波力および造波抵抗力を算定する。その場合、多数の円柱の相互干渉を効率的に計算するために、適切な相互干渉モデルを選定する必要がある。そのモデルを提示する。このようにして求めた浮体全体に作用する波力、造波抵抗力および浮体全体の動揺量を実験値と比較する。また、多列円柱支持浮体の動揺特性の検討としては、円柱本数、円柱間隔と作用波力および動揺量との関係、波向、波周期と作用波力および動揺量との関係、不規則波中の動揺特性および非線形な係留系における動揺特性などについて調べる。

(2) 多列円柱支持浮体の動揺解析手順

非線形な係留系に係留された多列円柱支持浮体の不規則波中の応答計算手順は大型短型液体の場合と同じである。ただし、浮体の構造方式によって波力、風荷重、定常力などの計算手法が異なるので、それぞれの様式に応じた方法によって計算することになる。多列円柱支持浮体の場合には多数の円柱に作用する波力を隣接する円柱間の相互干渉効果を考慮して計算する。なお、相互干渉をモデルとしては以下のA、B、C、D、Eの5種について検討したが、モデルB（9本群モデル、反射回数1回）を用いることが適当であることがわかっている。

① モデルA（単円柱モデル）

円柱間の相互干渉効果を考慮しないモデルである。

② モデルB（9本群モデル、反射回数1回）

着目する円柱（以下円柱①と呼ぶ）への作用波は、入射波及び周辺の8本の円柱からの散乱波とする。

③ モデルC（25本群モデル、反射回数1回）

入射波および散乱波の与え方は、モデルBと同じであるが、対象とする円柱群は2列として、合計円柱数は25本である。

④ モデルD (9本群モデル, 反射回数2回)

反射波としては, モデルBと同じもの(1回反射)のほかに2回反射の散乱波も考慮している。しかし, 2回反射波の全部を見込んではいない。見込んでいるものは, 中央円柱からの一次反射波が周辺8本で二次反射したものと, 周辺8本円柱のそれぞれの隣接円柱からの一次反射波が周辺円柱で二次反射したものの2種の散乱波である。このような配慮をしたのは, 反射経路が長いと散乱波が減衰するものとみなしたからである。

⑤ モデルE (9本群モデル, 反射回数2回)

反射経路としては, 一次反射および二次反射のすべてを見込んでいる。

(3) 水理模型実験結果と計算結果との比較

文献19)に, 表-8.5に示す浮体モデルに関する無係留状態および係留状態の規則波応答水理模型実験の結果が示されている。この実験結果を用いて前章において提案した多列円柱支持浮体の動揺計算法の評価を行うことにする。

表-8.5 円柱群の波力測定実験における浮体の諸元

水 深	0.20 m
円 柱 喫 水	0.065 m
円 柱 半 径	0.035 m
円 柱 間 隔	0.15 m
円 柱 列 数	4, 80, 40, 42
円 柱 行 数	20, 12, 28, 7

実験の縮尺は, モデル1から3は実物の1/33.3模型で, モデル4は実物の1/30.9模型である。モデル1から4の円柱配列は, それぞれ20×4, 80×12, 40×28および42×7である。いずれの場合についても実物の円柱半径は3.5m, 円柱の喫水は6.5m, また円柱間隔は15.0mである。なお, 実験に用いられた浮体の下部構造は, 図-8.26(b)に示すようにフーチング付のものである。したがって単純に実験結果と計算結果を比較するわけにはいかない。しかしながら, 直円柱に対する計算結果とフーチング付円柱の実験結果を比較すると, この研究の中心課題である水平方向の動揺(スウェィングおよびサージ)についてはかなり似かよった関係があることがわかった。また, 水平方向の波力および実験値の間では, ほとんど差がないことがわかっている。支持浮体のフーチングは鉛直方向の動揺には支配的な影響を示すはずであるが, 水平方向には重要な影響を及ぼさないことからみて, このようなことは当然のことであろう。

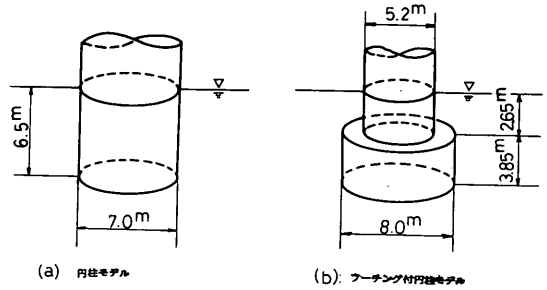


図-8.26 円柱の下部構造

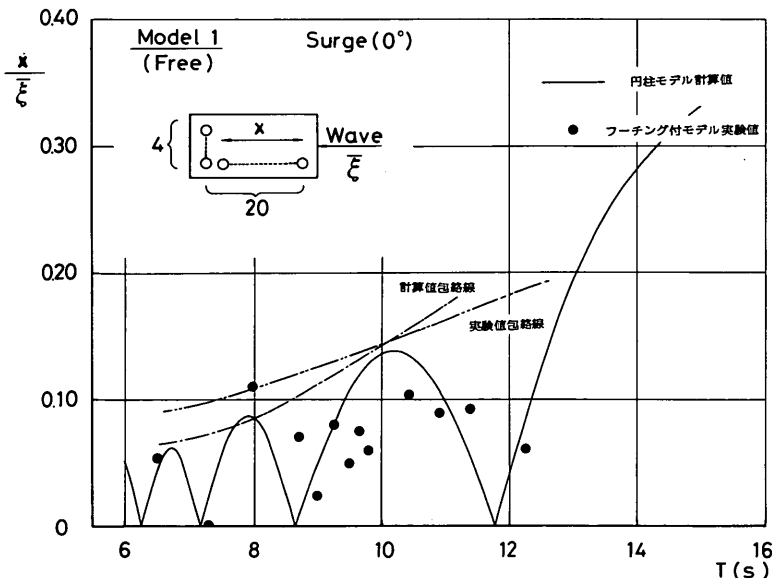


図-8.27 自由浮体の規則波応答(サージング, 円柱本数4×20)

したがって水平方向の動揺に限定すれば実験値と計算値を比較することは意味があると言える。

図-8.27~8.29は無係留状態の、また図-8.30および図-8.31は係留状態の多列円柱支持浮体の水平方向の動揺量(スウェイングあるいはサージング)の計

算値と実験値とを比較したものである。いずれの比較例においても浮体の動揺量の計算値は、円柱本数が少ないときを除いては、波周期によって増減激しく振動している。また、実験値についても、かなりばらついている。しかしこのことは実験値もまた、浮体の動揺周期によ

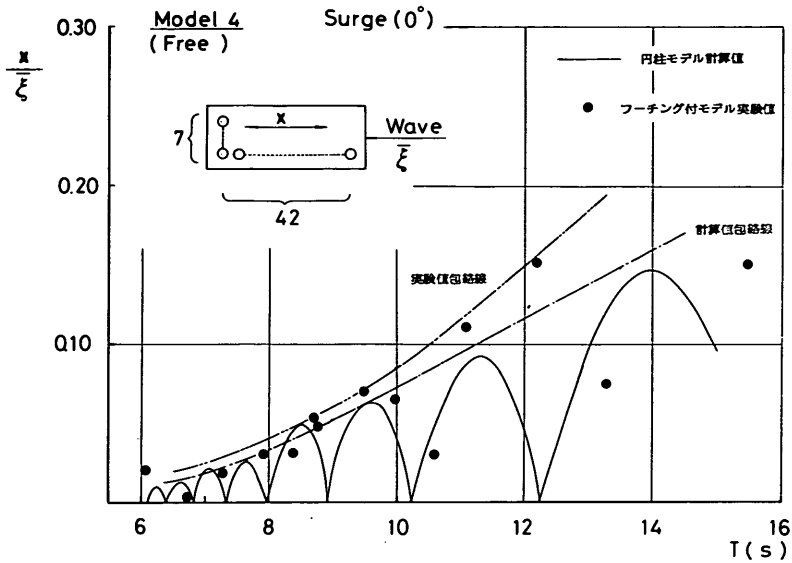


図-8.28 自由浮体の規則波応答(サージング, 円柱本数 7×42)

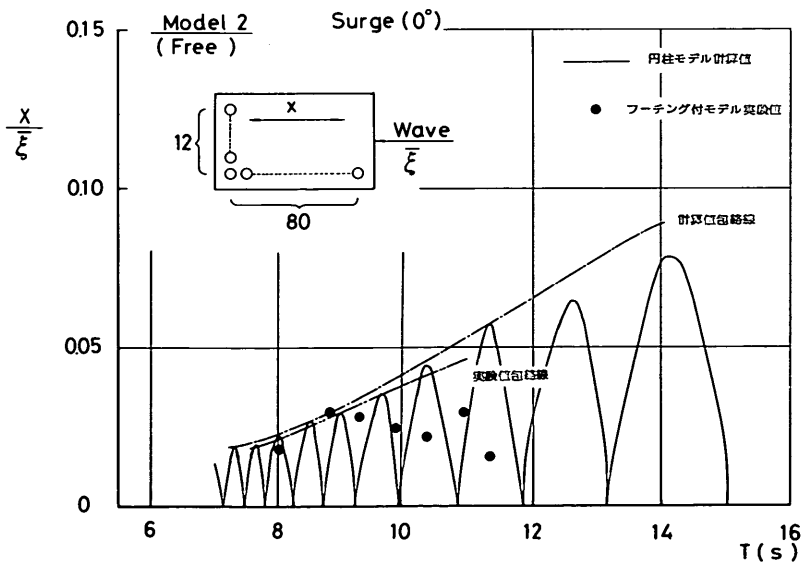


図-8.29 自由浮体の規則波応答(サージング, 円柱本数 12×80)

でかなり変動することを意味している。したがって、ここでの比較は周期による動揺値の変動状況を細かく対比することではなく、全般的傾向がよく対応しているか否かを見きわめることとする。そのような観点でみれば、無係留状態においても、係留状態においても計算値と実

験値とはよく似ていることがわかる。また、計算値および実験値の包絡線をそれぞれとってみると、両者はほぼ一致する傾向を示している。以上により、ここで提案している多列円柱支持浮体の動揺解析手法は、水理模型実験によって妥当であることが認められた。

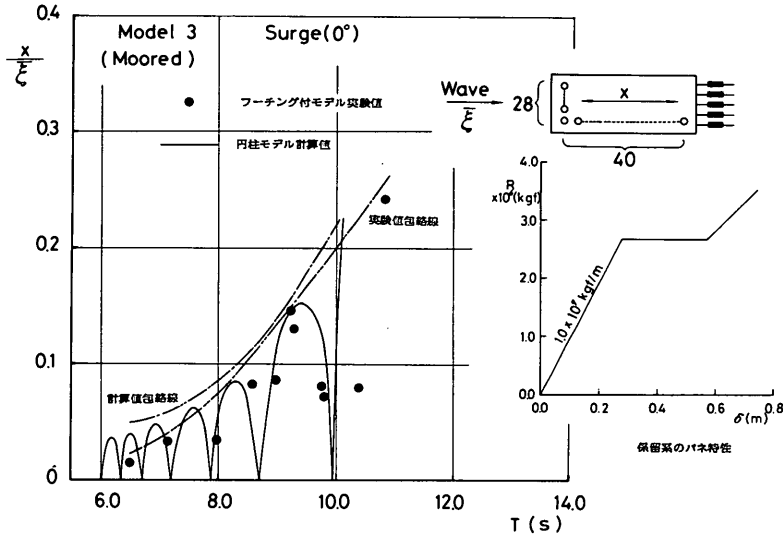


図-8.30 係留浮体の規則波応答(サージング, 円柱本数28×40)

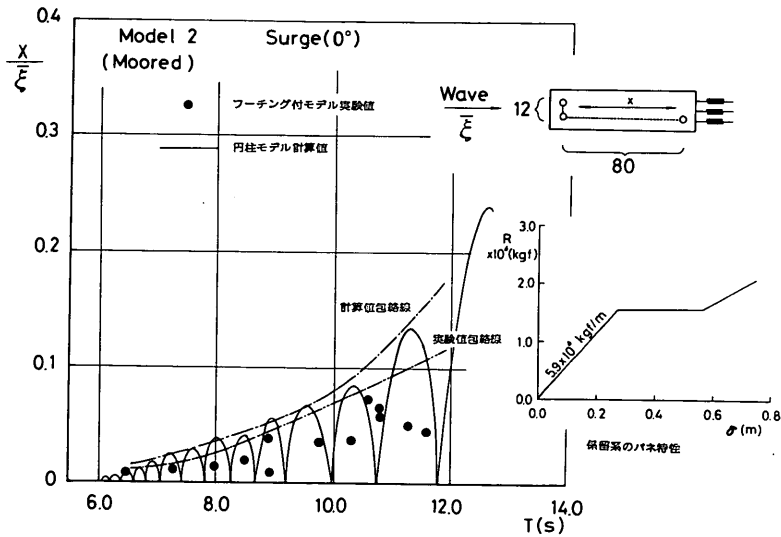


図-8.31 係留浮体の規則波応答(サージング, 円柱本数12×80)

(4) 計算例¹⁵⁾²⁰⁾

a) 計算条件

ここでは、表-8.6および図-8.32に示す多列円柱支持浮体について動揺量を計算する。計算条件は表-8.7に示すとおりである。

表-8.6 浮体の諸元(多列円柱支持浮体)

水深	20.0 m
浮体上部工長さ	5000 m
幅	825 m
円柱半径	3.5 m
円柱喫水	6.5 m
円柱間距離	15 m
円柱半数	333 × 55 本
浮体重量	4.72 × 10 ⁶ tf

多列円柱支持浮体は図-8.33に示すように係留されている。すなわち、浮体の長手方向の側面に15本、浮体の短手方向の側面に22本の非線形ばねを取りつける。ばね特性は、非線形で履歴を有するばねとし、図-8.34のように与えた。なお、線形ばねによって検討する場合については、非線形ばねの原点からの立ち上りのこう配 k_1 をばね定数とした。

表-8.7 計算条件(多列円柱支持浮体)

波条件	有義波高	$H_{1/3} = 4.6 \text{ m}$
	有義周期	$T_{1/3} = 9.6 \text{ s}$
	波向	270°
風条件	平均風速	$U_{10} = 50 \text{ m/s}$
	風向	270°
	摩擦係数	$K_r = 0.0025$

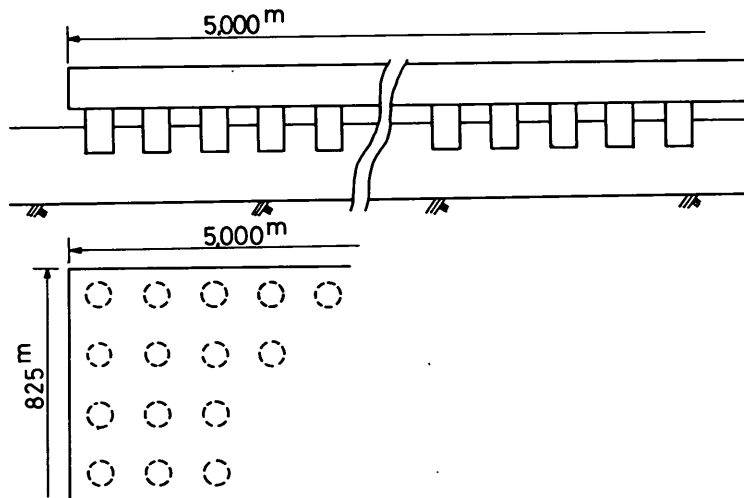
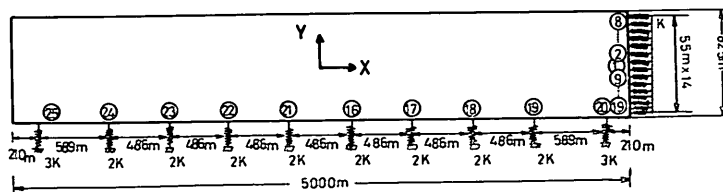


図-8.32 動揺計算を行った多列円柱支持浮体



○: シミュレーションにおけるドルフィン位置

図-8.33 係留施設の配置

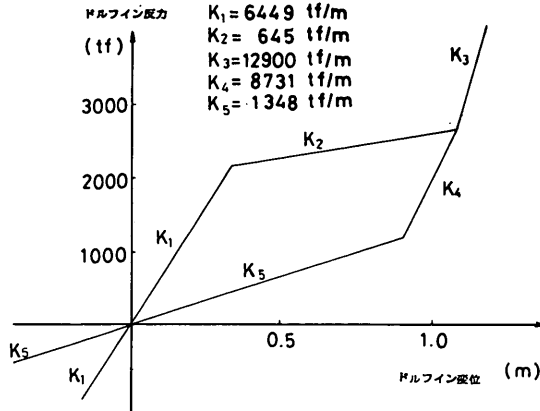


図-8.34 ドルフィンの変位復元力特性のモデル化

b) 計算結果

(イ) 円柱間隔および波の波長等の影響によって相互干渉効果は大きく異なる(2(c)参照)。ここでは、(2)で示した相互干渉効果の計算モデルであるモデルA, モデルB, モデルCを用いて円柱間の波の相互干渉効果を検討する。

円柱間距離直径比 p/D が2.14であるので、対象とする波周期については、円柱間の相互干渉は、9本群モデル(モデルB)で考えれば、ほぼよいと思われる(2(c)参照)ので、以後の計算ではこれを用いることとする。ただし、鉛直運動および回転運動成分のうちローリングとピッチングに関する流体力係数は9本群モデルでは妥当ではないが、係留力の計算においては、それらの成分の寄与は小さいので、ここでは、簡単のためにそれらについても9本群モデルによる係数を用いるものとする。

(2)で示した円柱間の相互干渉を考慮した造波抵抗力の

計算法および浮体全体に作用する造波抵抗力の計算式を用いて各運動成分に対する流体力係数(付加質量係数, 減衰係数)を計算する。ここでは水平運動の結果についてのみ示す。図-8.35には、ここで採用したモデルBの計算値の他にモデルA, モデルCの計算値も併記した。

(ロ) 相互干渉を考慮した単円柱の波力を計算する。流体力係数の場合と同様に(2)で示したモデルA, モデルB, モデルCを用いて相互干渉モデルの評価を行う。

円柱間距離直径比 p/D が2.14であるので対象とする波周期に対し、円柱間の相互干渉は9本群で考えればよい(2参照)。水平波力についてのみその結果を示すと、図-8.36のようになる。なお、モデルBのほかにモデルA, モデルCの計算値も併記した。

つぎに、浮体全体に作用する波力を計算する。同じく水平方向波力について結果を示すと図-8.37のようになる。

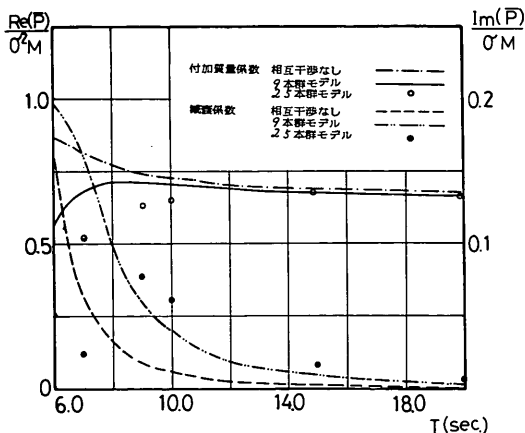


図-8.35 水平運動に関する流体力係数

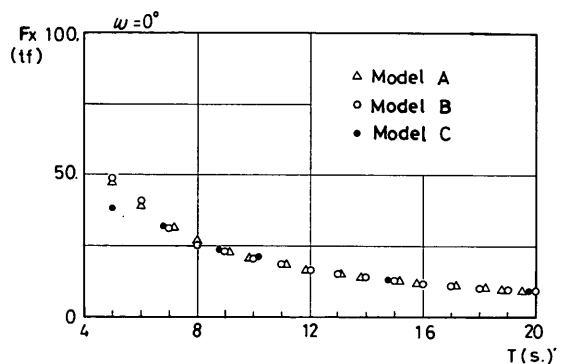


図-8.36 単円柱に作用する水平波力

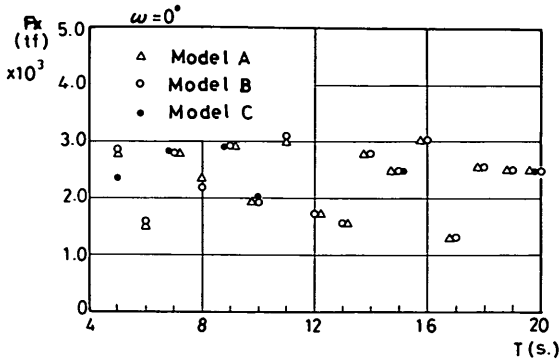


図-8.37 全体浮体の水平波力

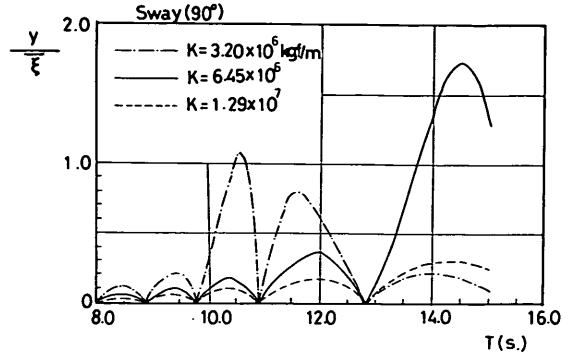


図-8.38 規則波によるスウェイングの動揺両振幅

c) 動揺量

(イ) 規則波による計算を行う。図-8.38 は、係留ばね 1 本に対するばね定数をそれぞれ $3.2 \times 10^6 \text{ kgf/m}$ 、 $6.45 \times 10^6 \text{ kgf/m}$ および $1.29 \times 10^7 \text{ kgf/m}$ としたときの浮体の応答値である。それぞれのばね定数に対する浮体の固有周期は、21.2s、15.0s および 10.6s であるので、それに応じて浮体の応答特性がかなり異なる。

(ロ) 不規則波による応答計算

波荷重はブレッドシュナイダー²¹⁾・光易²²⁾の周波数スペクトルより不規則波を発生させ、不規則波力を計算する。風荷重はダーベンポートの周波数スペクトルを用いて変動風を発生させ、変動風荷重を計算する。抗力係数は、 $C_D = 1.2$ とした。

潮流力、漂流力については、ここでは定常力として取り扱う。

ウィルソン-θ法を用いて、数値積分を行った際の乱数の初期値を変えて 20 ケースの数値シミュレーションを行った。各ケースの計算ステップは 3000 であるが、これは約 300s の計算に相当する。

各回の数値シミュレーションによって得られた波力、風荷重、浮体の重心位置の変位のうち、スウェイング、ヒービング、ローリング、また、係留点の反力の波形の一例を図-8.39 に示す。

20 ケースの動揺量のうちヒービングは最大 3 cm 程度であり、またローリングも小さく係留点における水平変位量に対しては、ほとんど寄与していない。これに対してスウェイングは最大 44.30 cm となる。係留位置における浮体の最大変位は 44.27 cm であるが、スウェイングが寄与する度合いが大きい。

(5) まとめ

a) 多列円柱支持浮体の動揺計算法の提案

(イ) 多列円柱支持浮体の動揺計算を行う場合に用いる選

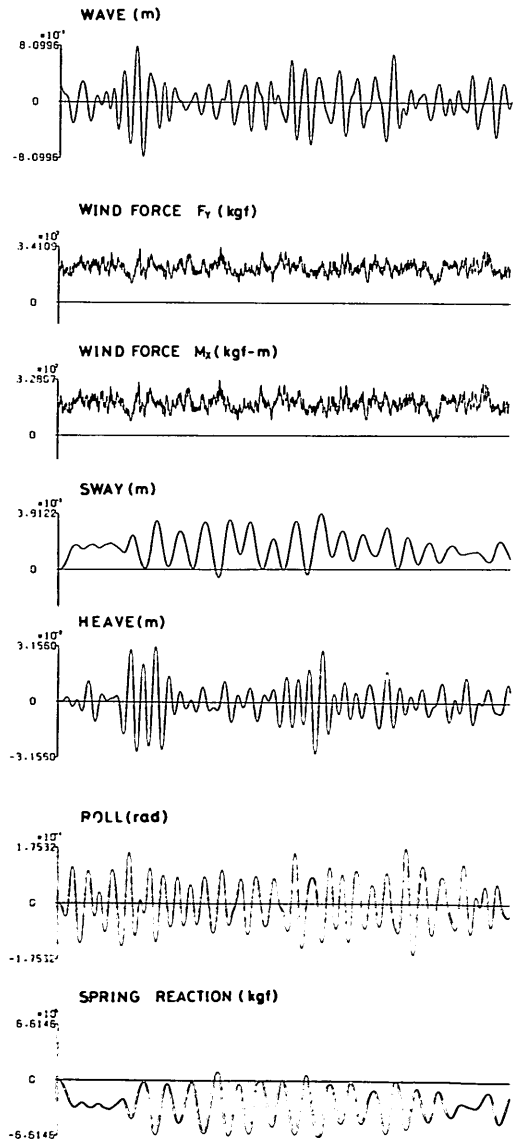


図-8.39 数値シミュレーション結果の波形

動方程式は、通常、浮体式構造物の動揺計算を行う場合に用いる運動方程式と共通のものである。

- (ロ) ただし、波力および流体力係数、静的復原力は各浮体式構造物にとって固有のものとなるので浮体固有の計算法によって計算して運動方程式に代入する。
- (ハ) 多列円柱支持浮体に作用する波力および流体力係数は単円柱浮体に作用する波力を基準とし、これに円柱間の相互干渉効果を考慮して求めるものとする。
- (ニ) 単円柱浮体の波力および流体力係数は、ギャレットによる厳密解において減衰定常波に相当する無限級数項を4項まで計算したものをを用いる。このようにして得た数値は必要かつ十分な精度をもつ。
- (ホ) 円柱間の相互干渉効果は、主として円柱間距離と円柱直径 p/D および円柱間距離と波長の比 p/L 相互に依存する。 $p/D=2$ 、 $p/L=0.05\sim 0.13$ (周期8~20s)の多列円柱支持浮体の水平方向の動揺量を検討する場合には、もっとも単純な相互干渉モデルすなわち隣接する8本の円柱からの一次干渉波のみを考慮すれば十分である。
- (ヘ) 不規則波、変動風などによる変動外力に対しては、時刻歴計算によって浮体の動揺量を求めるものとする。その場合、計算を単純にするため流体力係数を一定値に固定するものとする。その値の設定法は、外力のスペクトルによる重みづけ平均値または浮体の固有周期に対応する値を用いるものとする。計算によって得られた応答周期が流体力係数を与えた周期と大きく食い違う場合については、浮体の応答の中心周期の流体力係数を与えて再度計算することが必要である。

(ト) 非線形係留の場合についても時刻歴計算によって浮体の動揺量を計算するものとする。この場合の流体力係数の与え方も(ヘ)の方法と同じである。

b) 動揺計算法の検証

- (イ) 単円柱浮体に作用する波力と流体力の係数はギャレットの解において無限級数項を4項以上取ると実験値とかなり良い対応を示す。
- (ロ) 多列円柱浮体に作用する波力の計算値は実験値と良い対応を示し、両者の差は周期6s以上の波に対しては5%以内である。
- (ハ) 多列円柱支持浮体の動揺量は、無係留状態および係留状態のいずれの場合にも計算値と実験値とは良い対応を示す。

8.4 浮防波堤建設計画

(1) 概要

防波堤は港内の静穏度を確保する目的で建設されるが、従来は、傾斜堤、直立堤などのいわゆる重力式構造のものが大半であったが、近年、港内の海水循環の必要性、軟

弱地盤上に建設する場合には莫大な建設費がかかることなどの理由により、浮防波堤が採用される事例が出てきている。浮防波堤は、箱型浮体や消波性能上特殊な断面をもつ浮体を、アンカーチェーンなどで係留して消波する構造物であるが、消波効果に限界があり、とくに長周期波に対しては透過率が1.0に近くなること、係留上の問題から波高が大きいところに設置することが難しいなどの理由から、波高が小さく、周期の短い波に対して用いられ、主として内海や内湾などに設置されている。実施例としては、養殖漁場などのいけすの防波施設として用いられている事例が最も多いが、本格的な浮防波堤として、第四港湾建設局が熊本新港に設置した実験堤(40m×10m×3m)や、広島県が福山港に設置した防災施設(70m×10m×3m)などがある。ここでは、ポンツーン型の浮防波堤について、動揺計算を行った結果を示す。

(2) 計算条件

浮体はポンツーン型(箱型)で、その諸元は表-8.8に示すとおりである。また、計算条件は表-8.9に示すとおりであるが、波、風、潮流は浮体に直角に作用するものとする。なお、ここでは、風圧力と潮流力は定常力として取り扱う。海底の水深は、浮防波堤直下で5mとする。したがって、浮体底面から海底面までは3mとなる。浮体はφ90mmの係留チェーン6本で係留されるが、その配置、浮体側着鎖点および海底面の固定着鎖点などは、図-8.40に示すとおりである。

表-8.8 浮防波堤の諸元

浮体長	70 m
浮体幅	10 m
喫水	2 m(乾げん1 m)
重心高さ	1.48 m
G M	3.69 m
浮体重量	1441 tf
慣性モーメント	22.599 tf・m

表-8.9 浮防波堤の計算条件

波向	90°
有義波高	1.01 m
周期	3.7 s
設計風速	23.9 m/s
潮流	0.51 m/s

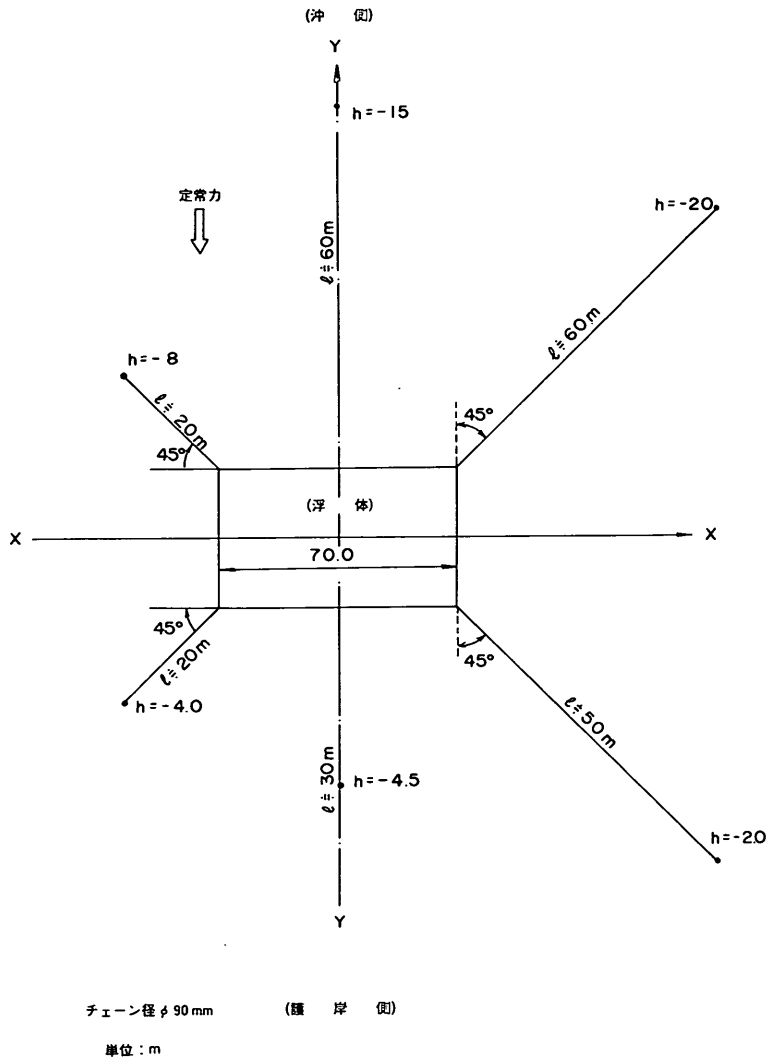


図-8.40 浮防波堤のチェーンの配置

浮体に作用する波力は、8.2に示した手法Bによって求めた。浮体に作用する定常力は風圧力(2.36 tf)、潮流力(3.83 tf)、波漂流力(20.71 tf)の合計で、26.90 tfと計算される。

なお、計算においては、定常力3 tf、10 tf、25 tf (または27 tf)として計算し、それらの差異を調べた。

(3) 計算結果

表-8.10は、計算の結果得られた浮体の6成分の動揺量を示したものである。波向等が90°であるので、スウェイングとローリングが大きい、スウェイングは定

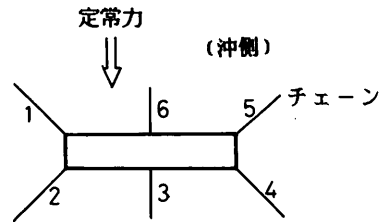
常力が大きくなるに従って定常力の方向にドリフトしている。しかし、スウェイングとローリングの振幅は定常力が異なってもほとんど差がない。定常力が25 tfのときのスウェイングは、最大5.78m、最小4.84mであり、動揺両振幅はおよそ0.9mである。また同じときのローリングは0.24 rad～0.21 rad (13.7°～12.00°)であるが、ここで与えた定常力の範囲では、係留チェーンのばね特性の非線形性が弱いために、定常力の大小による動揺量の差異が大きく現れていない。

表-8.10 浮体の動揺量とチェーンの変形および張力

ケース	計 算 条 件			
	チェーン 径 " 本数	定常力	水 深	波 浪 諸 元
1	φ90×6本	0 tf	5~12 tf	$H_{1/3}=1.01\text{ m}$ $T_{1/3}=3.7\text{ sec}$
2	"	3	"	"
3	"	10	"	"
4	"	25	"	"

ケース	動 揺 量					
	サージング (m)	スウェイング (m)	ヒービング (m)	ローリング (rad)	ピッチング (rad)	ヨウイング (rad)
1	1.465	0.15	0.50	0.20	1.18×10^{-5}	-3.23×10^{-3}
	0.13	-0.75	-0.46	-0.21	4.23×10^{-6}	-1.33×10^{-2}
2	1.507	3.49	0.50	0.20	5.03×10^{-5}	8.49×10^{-2}
	-3.69×10^{-2}	2.50	-0.46	-0.21	3.09×10^{-6}	2.46×10^{-2}
3	1.822	4.97	0.50	0.20	2.05×10^{-4}	0.126
	-1.260	4.15	-0.46	-0.21	-3.62×10^{-5}	2.62×10^{-2}
4	1.90	-5.78	0.50	0.20	5.85×10^{-4}	0.154
	-1.92	4.84	-0.46	-0.21	-1.72×10^{-4}	2.41×10^{-2}

ケース	チェーンの変形と張力		
	チェーンNo.	変 形(m)	張 力(tf)
1	2	1.27	$0.758 < 139.1$
2	6	4.81	$4.51 < "$
3	6	6.17	$20.23 < "$
4	1	2.25	$127.1 < "$
	5	6.87	$92.20 < "$



つぎに、表-8.11は、初期張力をチェーン毎に0.04~2.4 tfと変えて動揺計算を行った結果得られた各チェーン(No.1~No.6)の変形量と張力を示したものである。定常力0 tfのときの張力は、最大4.9 tfで定常力が10 tfのときは、最大20 tf、同じく27 tfのときは104 tfであるが、φ90mのフラッシュバット溶接アンカーチェーン

ンスタッド付(二種)の許容応力度を切断試験荷重417.3 tfの1/3の139.1 tfとすれば、いずれもこの値以下であるので、安全に係留できることになる。

以上のように、浮防波堤のようなチェーン係留された浮体に対しても、動揺解析手法を適用して、その係留系の設計を行うことができる。

表-8.11 チェーンの変形量と張力

(初期張力0.04~2.4 tf)

チェーン	計 算 条 件				動 揺 量						チェーンの 変 形 と 張 力	
	定常力 (tf)	水 深 (m)	波 高 $H_{1/3}$ (m)	周 期 $T_{1/3}$ (s)	サージ ング (m)	スウェイ ング (m)	ヒービ ング (m)	ローリ ング (rad)	ピッチング (rad)	ヨウイング (rad)	変 形 (m)	張 力 (tf)
1	3	5	1.01	3.7	0.453 0.297	-0.35 -1.11	0.50 -0.46	0.21 -0.21	5.50×10^{-5} 8.97×10^{-6}	-7.13×10^{-4} -3.80×10^{-3}	0.049	3.22 < 139.1
2	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1.05	0.51 < "
3	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1.06	0.52 < "
4	"	12	"	"	"	"	"	"	"	"	1.42	0.56 < "
5	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	0.36	3.31 < "
6	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	0.96	4.90 < "
1	10	5	1.01	3.7	0.586 0.225	0.96 0.14	0.50 -0.46	0.21 -0.21	2.08×10^{-4} -3.45×10^{-5}	3.37×10^{-2} 2.06×10^{-2}	0.363	18.20 < "
2	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	0.949	0.40 < "
3	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	0.200	0.05 < "
4	"	12	"	"	"	"	"	"	"	"	0.217	0.20 < "
5	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1.82	13.1 < "
6	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	2.16	20.0 < "
1	27	5	1.01	3.7	0.667 -0.433	1.82 0.90	0.50 -0.46	0.25 -0.22	6.32×10^{-4} -1.71×10^{-4}	6.73×10^{-2} 1.87×10^{-2}	0.554	13.0 < "
2	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	1.140	0.61 < "
3	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	0.941	0.05 < "
4	"	12	"	"	"	"	"	"	"	"	0.246	0.20 < "
5	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	2.84	83.1 < "
6	"	"	"	"	"	"	"	"	"	"	2.90	104.0 < "

8.5 結語

本章においては、2.で示した係岸船舶の動揺解析手法を船舶以外の浮体式海洋構造物に適用することを試み、その事例を示した。

まず、8.1では、本章における研究の目的と内容を明確にし、8.2では大型の原油貯蔵船の係留問題を取りあ

げた。原油貯蔵船は長さ400m、幅100mという大形く形浮体であるので、まず、このような大型く形浮体に作用する波力および造波抵抗力を算定する手法を検討した。船体に作用する波力の時系列と造波抵抗力が得られれば、2.に示した方法と同様にして浮体の動揺を計算することができる。ついで、この手法の妥当性検討のために

模型実験結果との比較を行い、その結果、半載時と空載時に流体力係数を修正する必要があるが、大型く形浮体についても船舶の動揺解析手法と同様の手法を用いて動揺解析を行うことができることが明らかになった。

つぎに、8.3では、大型く形浮体よりさらに大型の浮体で多数の円柱型浮体で支持された浮体式海洋構造物の係留問題を取り上げた。この浮体式海洋構造物は約16000本もの多数の円柱型浮体で支持されているので、この円柱の相互干渉効果を考慮して計算しなければならない。ここでは、そのモデルを提示し、その結果得られた波力、造波抵抗力、浮体式海洋構造物の動揺量の計算値と実験値とを比較し、良好な結果を得たことを示した。8.4においてはポンツーン型の浮防波堤の係留問題を取り上げた。浮防波堤は長さ70m、幅10mで先に示した原油貯蔵船と比べると小型であるが、全く同様の方法で計算することができる。ただし、浮防波堤の場合には浮体の喫水と幅との比が原油貯蔵船に比べると大きいので流体力係数の修正の必要はない。

以上の内容から本章における主要な成果を要約して結論とする。

- (1) 本研究で示した係岸船舶の動揺解析手法の考え方は非線形な係留系に係留される不規則な荷重を受ける浮体式海洋構造物の係留問題に適用することができる。
- (2) その場合には、浮体式海洋構造物の形状に応じて、波力および造波抵抗力を適切に計算する必要がある。
- (3) 本研究に取り上げた長さ400m、幅100mの大型く形浮体の場合には、半載時と空載時に対しては計算で求めた流体力係数を若干修正する必要がある。
- (4) 多数の円柱で支持された浮体に作用する波力は、円柱間の相互干渉効果の影響を受ける。相互干渉効果によって、浮体全体に作用する波力は円柱浮体1本に作用する波力に円柱の本数を乗じた値よりも相当小さくなる。

参考文献

- 1) 上田 茂, 白石 悟: 大型く形浮体の波浪中の動揺と係留力に関する研究(第2報) - 数値シミュレーション手法について, 港湾技術研究所報告, 第19巻第3号, 1980, pp. 105~143.
- 2) 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, 1983, pp. 181~218.
- 3) 日本造船研究協会: 第155研究部会, 巨大タンカーの係留システムの研究, 1977, 293 p.
- 4) 高石敬史, 黒井昌明: 波浪中船体運動の実用計算法, 第2回耐航性に関するシンポジウム, 第2章, 1977,

pp.109~133.

- 5) 珠久正憲ほか: 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, 第146号, 1979, pp. 257~266.
- 6) 北沢考宗ほか: 洋上備蓄基地における貯蔵船のシミュレーション, 第27回海岸工学講演会論文集, 1980, pp. 298~301.
- 7) 井島武士: 有限水深域の構造物および浮体による波の変形(2次元および3次元問題), 土木水工学シリーズ 74-B-3
- 8) 井島武士, 吉田明徳: 有限水深域におけるく形浮体の3次元係留運動, 九大工学集報, 第49巻, 第2号, 1976, pp. 83~86.
- 9) 井島武士, 田淵幹彦, 湯村やす: 有限水深の波によるく形断面浮体の運動と波の変形, 土木学会論文報告集, 第202号, 1972, pp. 33~48.
- 10) 高山知司, 永井紀彦, 菊地 治, 諸石一幸: 大型く形浮体の波浪中の動揺と係留力に関する研究(第一報) 港湾技術研究所報告, 第19巻, 第3号, pp. 71~103.
- 11) 元良誠三: Gravity Dynamometer による波浪中抵抗試験Surgingについて, 造船協会論文集, 94号, 1963, pp. 43~52.
- 12) 新井新一: 箱型係留浮体の運動と係留鎖の張力および係留法に関する研究, 1979年, 149 p.
- 13) 小舟浩二: 浮体係留における粘性抵抗力および拘束条件の影響について, 港湾技術研究所報告, 第17巻, 第4号, 1978, pp. 59~87.
- 14) 大川 豊: 箱型没水体に働く流体力(その3), 第32回船舶技術研究所講演会集, 1978, pp. 78~81.
- 15) 上田 茂, 白石 悟: 多列円柱支持浮体のシミュレーションによる動揺特性の検討, 港湾技研資料, No. 339, 1980, 39 p.
- 16) Garret, C.T.R.: Wave Force on a Circular Dock, *Journal of Fluid Mechanics*, Vol. 46. Part. 1, 1971, pp. 129~138.
- 17) 大楠 丹: 複数本の鉛直円柱に働く波力について, 日本造船学会論文集, 第131号, 1972, pp. 53~64.
- 18) 伊藤喜行, 木原 力: 円柱の動揺に伴う造波抵抗, 港湾技術研究所報告, 第11巻, 第3号, 1972, pp. 37~58.
- 19) 運輸省船舶技術研究所: 関西国際空港計画に係わる浮体工法の評価のための調査報告書, 1979, pp. 4-49~4-133.
- 20) 上田 茂, 白石 悟: 多数の円柱で支持された浮遊

- 構造物の動揺計算，第26回海岸工学講演会論文集，
1979，pp.461～465.
- 21) Bretschneider, C.L. : Significant Waves and
Wave Spectrum, (Fundamental of Ocean Engi-
neering - Part 7), *Ocean Industry*, Feb. 1968,
pp.40～46.
- 22) 光易 恒：風波のスペクトルの発達②—有限な吹送
距離における風波のスペクトル形について—，第17
回海岸工学講演会論文集，1960，pp.1～7.
- 23) Davenport, A.G. : Gust Loading Factors,
Journal of the Proc. of ASCE, ST3. June.
1967, pp.11～34.

9. 結 論

本研究においては、港湾の機能のうち円滑な荷役および船舶の安全な停泊といった面を十分に果たすために解決しなければならない技術的課題として、利用時の静穏度を確保し船舶が安全に荷役活動ができるように、また、荒天時に船舶が港内において安全に避泊できるように、港湾の施設整備を図ることを取り上げた。そのために、波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺解析手法を提示し、その数値シミュレーションによる解法を示し、模型実験および現地観測によってその妥当性を確認した。そして、この動揺解析手法を用いて台風等荒天時の係岸避泊問題への適用、および、利用時の港湾荷役が可能となる限界条件の推定問題への適用、ならびに、浮体式海洋構造物の係留施設の設計問題への適用を試みた。本章では、本研究で得られた主要な研究成果をとりまとめて結論とする。

まず、1. においては、港湾の機能のうち円滑な荷役および船舶の安全な停泊といった面を十分に果たすために解決しなければならない技術的課題として、利用時の静穏度を確保し船舶が安全に荷役活動できるように、また、荒天時に船舶が港内において安全に避泊できるように、港湾の施設整備を図ることを取り上げ、そのために、波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺と係留力についての研究が重要であることを事例をあげて指摘した。また係岸船舶の動揺解析においては、波や風の不規則性、防げん材や係留索の変位復元力特性の非線形性をなどを考慮する必要があるが、従来用いられてきた手法ではこの点が必ずしも満足されていないことを指摘した。さらに本研究の目的と内容について述べた。

2. においては港湾の機能を十分に果たすために船舶の係留に関する研究が重要であることを指摘し、船舶の係留の現況と問題点を述べ、荒天時の港内避泊対策および利用時の荷役効率向上の問題の解決が急がれていることを指摘した。荒天時の係岸避泊対策については、東京湾、大阪湾、伊勢湾の三大湾における港内避泊の実態を示し、港外における避泊びょう地が不足している現状においては、おおむね3000～5000GT級の船舶が安全に避泊できるよう港湾の施設整備を推進する必要があることを述べた。また、利用時の荷役効率向上の問題においては、港湾の静穏度の評価に当たって、荷役が可能となる限界の係岸船舶の動揺量を考慮する必要があることを指摘した。港湾の施設整備の具体的方策は、外郭施設を拡充し港内の波浪を抑えること、防風壁などの設置により風荷重を抑えること、係船付帯設備としての防衛工およ

び係留索を適切に選定することなどであるが、以上の事項の検討に当たっては波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺解析手法を開発することが必要であることを指摘した。

3. においては、直立壁前面および透過性係岸に係留された船舶が波と風の作用を受けて動揺する場合の計算法について、その解析モデルを提示し、またその数値シミュレーションによる解法を示した。ここで示した動揺計算法においては、波や風の不規則性および係留索と防衛工などの係留系の非線形な変位復元力特性が考慮されている。この動揺計算法を用いて不規則波中における係岸船舶の動揺計算を行う場合に用いる流体力係数（付加質量および減衰係数）としては有義波の周期に対する値を用いることとするが、このようにして計算すると係岸船舶の動揺を精度よく推定できることがわかった。ただし、係留系の非対称性が強い場合、つまり、係留索のばね定数が防衛工のばね定数に比べて著しく小さいときで、しかも無風状態のときには、船舶が係岸から大きく離され、かつ、周期の長いスウェイ運動が生じることがある。このような場合には上記の流体力係数を用いて計算を行うことは適当でないと考えられる。しかし、4. に述べる実験結果と対比すると、船舶が係岸から離れる方向の動揺量と動揺周期には差異があるものの、船舶が防衛工を圧縮する方向の動揺量については一致している。しかも、この場合の係岸船舶の安全性は防衛工の変形量と反力とによって判定されるのであるから、動揺量に若干の差異があっても実用上は差し支えない。また、動揺量の数値シミュレーション結果の安定性を、初期値および演算時間を変えて検討したが、その結果は良好であった。

4. においては、波と風の作用を受け、非線形な変位復元力特性を有する係留系に係留された船舶の動揺特性をより詳細に把握する目的と、3. で示した動揺解析手法の妥当性を検討する目的で模型実験を実施した。模型実験においては、係留系の非線形性を考慮し、波と風の不規則な荷重を作用させ、船舶の動揺、係留索の張力、防衛工の反力などを測定した。その結果以下のことが明らかになった。

まず、模型実験結果について述べる。一般に、不規則波中の船舶の動揺量は規則波中の船舶の動揺量より大きい。ただし、係留系の非対称性が強い場合で波だけが作用する場合には、波周期によってはいわゆるサブハーモニックモーションが生ずるが、その場合には規則波中の船舶の動揺量が大きくなる可能性がある。係留系の非対称性が強い場合においても風が海側から吹いて防げん材を

つねに圧縮する状態になると、係留系の非対称性が緩和され、サブハーモニックモーションは起こらず、また、動揺量は風がない場合よりむしろ小さくなる。波高と船舶の動揺量との関係は、船舶の動揺が係留系の線形性が仮定できる範囲にあれば比例関係にある。しかし、係留系の変位復元力特性が非線形領域に入ると必ずしも比例関係にはない。係船岸の構造の差異が係船岸船舶の動揺に及ぼす影響としては、ドルフィンなどの透過性係船岸と直立壁などの非透過性係船岸について比較したところ、係船岸船舶の動揺の差は小さかった。しかし、模型実験において係船岸の背後に45°の斜面を設けた場合には斜面で反射した波が流れとなって返ってくるために船舶の動揺が大きくなる現象がみられた。防風壁の効果は非常に大きく係船岸法線から40m程度の位置に船長相当の長さをもつ高さ6~12m程度の防風壁があれば船舶に作用する風荷重をほぼ1/9に減少させることが可能である。

つぎに、模型実験結果と計算結果との比較を行った結果について述べる。全般的にみて模型実験結果と計算結果とはよく一致している。ただし、風がなくて、係留系の非対称性が強い場合のスウェイングの船舶が係船岸から離される動揺量、および、風が海側から作用しかつ波周期が長い場合のローリング、ならびに、船舶が係留索からのみの係留力しか受けられない場合のサージングなどについては計算値と実験値との対応が良くなかった。これらの原因としては流体力係数の選定、風荷重の算定、係留索の変位復元力特性などが実験と計算においてよく対応していないことが考えられる。計算における流体力係数についてはサージングとローリング以外の動揺成分については不規則波の代表周期に対する値を用いることとした。このようにすれば複雑な係船岸船舶の動揺をほぼ再現できることがわかった。以上のことから、3.で提示した動揺解析手法は実用的であることが模型実験によって確認された。

5. においては、強風下における係留中の実船の動揺を観測し、その結果と数値シミュレーション結果とを比較し、動揺解析手法の妥当性を改めて確認した。また、港内に係留された船舶の動揺特性について検討し、数値シミュレーションを実施する際の留意事項を明らかにした。実船観測は四日市港、新潟港、鹿島港の3港で実施したが、強風時といえどもせいぜい風速20m/sの、いわば利用時の荷役可能条件に近い状態で実施されている。したがって船舶の動揺量が小さかったこと、船舶の係留索の張り具合、初期張力などが不明確であったこと、港内の波向や波の周波数特性などが不明確であったことなどもあって模型実験の場合に比べて測定値と計算値との

対応は良くなかった。そこで、これらの入力条件を種々変えて計算を行い、これらの入力条件の変更によって実船の動揺現象が再現できるかどうかの検討を行ったところほぼ良好な結果が得られたので、改めて、動揺解析手法の妥当性が確認された。なお、実船観測の結果、風向による係船岸船舶の動揺特性の相違、港内の長周期の水面変動の存在、係留索の張り具合つまり係留索の初期張力およびたるみと、サージングおよびスウェイングの動揺特性の関係などが明らかになった。ただし、四日市港の観測事例で風速が小さくなったときに生じるサージングの長周期動揺現象については十分説明することができなかった。

6. においては、港内における係船避泊の可能性を検討するために、10000 DWT級、5000 DWT級および3000 DWT級の貨物船について数多くの数値シミュレーションを実施し、波と風の条件、係船付帯設備の選定などを行った。10000 DWT級、5000 DWT級および3000 DWT級の船舶について港内避泊の限界条件を検討した結果、波については周期10sの波としてバースに対する波向が30°~45°、波高50cmの条件で風が海側から吹く場合には、風速35m/sまで係船避泊が可能であると考えられる。しかし、風が係船岸側から吹く場合には、現行の錨船規則に従って船舶が装備している係船装置および係留索では風速30m/sでも船舶を安全に係留することができない。また風向によっては、スウェイングやサージングの動揺量が10~15mにもなるので、船間距離を十分とるとともに防衝工の配置などに留意する必要がある。数値シミュレーションを実施するに当たっては、係船付帯設備としての防衝工をあらかじめ選定する必要があるが、その選定手順を定反力型防げん材および反力漸増型防げん材のそれぞれについて示し、この選定方法が妥当であることを確認した。また、係留索の配置は本田の示したパウライン、スターンライン、プレストラインによるA型配置が良いことを確認した。ケーススタディの結果、検討した諸港において、港内避泊可能な候補バースを抽出することができた。それらの候補バースとしては前面波高が約50cm以下のものを選んだが、2.で示した港内避泊船舶の実績が多いバースとよく一致している。

7. においては、港湾における港内静穏度を係船岸船舶の動揺特性という側面から検討した。まず、船舶の動揺量と港湾荷役の可否について既往の研究成果を取りまとめた。ついで、港湾荷役の稼働率向上のための係留施設の改善の方策について述べ、バース配置、港内防波堤、港口幅、係船付帯設備などの改善の必要性を指摘した。と

くに、防げん材の設計については、従来の接岸のみを対象とするのではなく、係留中の船舶の動揺をも考慮して設計する必要を明らかにした。また、動揺解析手法を用いて、港湾計画における港湾荷役が可能となる限界の波浪条件を検討した。その際、港内における長周期の水面変動を考慮した計算を行っている。この検討結果と、従来、港内静穏度の目安とされていた波浪条件とを比べると、長周期波に対しては波高が相当小さくなっている。なお、今後の課題として、荷役が可能となる限界の船舶の動揺量、港内の長周期の水面変動、風速が小さい場合の風の周波数特性などについて調査し明確にすることが必要である。

8. においては、3. で示した係岸船舶の動揺解析手法を浮体式海洋構造物に適用することを試みその事例を示した。ここで取り上げた構造物は大型原油貯蔵船、大型多列円柱支持浮体、ポンツーン型の浮防波堤である。大型原油貯蔵船は長さ400m、幅100m、深さ27mという大型く形浮体であるので波力および造波抵抗力の計算法の検討を行った結果、断面分割法を用いることが適当であることを確認した。また大型多列円柱支持浮体は浮体全体が5000m×1000mという超大型のもので16000本もの円柱型浮体で支持されているので、これらの円柱および浮体全体に作用する波力と造波抵抗力を円柱間の相互干渉効果を考慮して合理的に計算する方法を提案した。これらの二つの大型構造物については、数値シミュレーション結果と実験値とはよく一致した。ただし、大型原油貯蔵船については半載時と空載時についてはスウェイングとローリングの流体力係数を修正する必要があることがわかっている。また、浮防波堤は長さ70m、幅10m程度の小型の浮体であるがポンツーン型であるので大型原油貯蔵船と同様にして動揺と係留力を計算することができる。

以上のように波と風の作用を受ける係岸船舶の動揺解析手法を提示し、水理模型実験および実船観測によってその妥当性を検討し、また、この手法を荒天時の港内係岸避泊問題、および利用時の港湾荷役可能な限界条件推定問題、浮体式海洋構造物の係留施設の設計に適用することを試み、その結果、現状においては精度上で若干問題が残る点もあるが実用的な手法であることを確認した。なお、ここに示した係岸船舶および浮体式海洋構造物の動揺解析手法は、すでに、実際の港湾における港湾荷役の稼働率の算定、洋上石油備蓄施設のフィージビリティの検討、浮防波堤の係留系の設計などに広く活用されていることを付記する。

(1984年9月29日受付)

謝辞

本論文をとりまとめるにあたっては、京都大学工学部の長尾義三教授からは絶えず暖かい御激励をいただくとともに、荒天時における船舶の港内避泊と港湾の施設整備に係わる基本的事項に関し御指導を受けた。さらに、京都大学工学部の黒田勝彦助教授には、論文のとりまとめに関し懇切なる御指導を受けた。ここに心から感射の意を表する次第である。

筆者が船舶の係留問題に関する研究を始めたのは昭和46年のことである。当時は石油ショックの前で我が国の経済は依然として高度成長を続けており、石油類の需要がさらに伸びることが予想されていたので、超大型の50万DWT級のタンカーで石油を輸送し東京湾や大阪湾などに建設される大規模なシーバースで揚油することが検討されていた。波の作用の影響を受ける外海に面した海域に超大型タンカーを係留するための施設の設計においては、係留中の船舶の動揺と係留力を明らかにすることが必要であるので、運輸省港湾技術研究所において、元水工部長、伊藤喜行博士および現次長の合田良実博士の指導のもとに研究が進められ、筆者も水理模型実験、大型タンカーの接岸力および係留力の実船観測などに携わった。この間、谷本勝利防波堤研究室長から有益な御助言と御指導をいただいた。しかし、大型プロジェクトの計画変更に伴い、緒についたばかりの船舶の係留に関する研究は一時中断し、筆者も別の課題に取り組むことになった。筆者が再び係岸船舶および浮体式海洋構造物の動揺と係留力に関する研究を始めたのは、昭和52年ごろに大型の浮体式石油備蓄基地構想や浮体式の海上空港などの構想が打ち出されたときで、それらの係留問題についての理論的実験的検討を始めた。当時は元構造部長の北島昭一博士、現次長の合田良実博士の指導のもとに研究が進められた。また、かねてから、運輸省第二、第三および第五港湾建設局で検討されていた台風等暴風時の港内避泊に関して、港湾の施設整備を行う上での方策を立案するための技術的検討を行うことが急務となり、運輸省港湾局建設課が、東京商船大学の鞠谷宏士学長、神戸商船大学の本田啓之輔教授をはじめとする学識経験者、港湾建設局、港湾技術研究所の担当者からなる委員会を組織し検討を行った。筆者もこれに参加し、この間、委員の諸先生方から有益な御教示をいただいた。本研究にとりまとめた係岸船舶の動揺に関する水理模型実験および現地観測、係岸船舶および浮体式海洋構造物の動揺に関する数値シミュレーションは、元海洋構造研究室の出路康雄技官(現三港建)、小島晃技官(現二港建)、泉徳治氏(現

郵政省), 元研修生の久保明英氏(ピーエスコクリート株式会社)および楳昌利氏(株式会社建設技術研究所)海洋構造研究室の白石悟技官, 小熊康文技官, 大井栄二郎技官, 永津正美さんの協力を得て行ったものである。これより先, 大型タンカーの係留問題に関しては, 元海洋構造研究室長の大谷博包氏(現技研社)および堀井修身氏(現大阪湾広域環境整備センター)から御指導を受け, 元海洋構造研究室の市川建氏(現山梨県), 佐藤喜一氏(現株式会社谷本臨海土木), 柳沢雄博技官(現二港建)の協力を得ている。この間, 合田良実博士と波浪研究室長高山司博士には, 海洋波の性質に関する豊富な知見, 浮体式建造物の係留問題に関する水理模型実験手法, 港内波の算定法等に関し多くの御教示と御助言を受けた。また, 元構造部長の北島昭一博士には, 新しい構造様式の建造物の設計における留意点について, きめ細かい御指導と御激励をいただいた。現構造部長の土田肇博士には, 研究の遂行と取りまとめにあたり終始暖かい御激励をいただいたのを始め, 論文のとりまとめに関し懇切なる御指導を受けた。以上の方々の御指導と協力に関しここに記して深甚なる謝意を表する次第である。

主要記号表

A	: 投影面積または振幅	F_w	: 風荷重
A_f	: 正面投影面積	F_x, F_y, F_z	: 各軸方向の船舶に作用する波力
A_s	: 側面投影面積	f	: 周波数 ($f=1/T$, T : 周期)
a	: 入射角の振幅またはローリングの減衰係数	f_p	: スペクトルのピーク周波数 ($f_p=1/T_p$)
a_i	: i 番めの角振動数成分の入射波の振幅	g	: 重力加速度
B	: 船体の水線幅または船体の幅	$H_{1/3}$: 有義波高
B	: 静的復原力マトリックス	$H_{I1/3}$: 入射波の有義波高
b	: ローリングの減衰係数	$H_{S1/3}$: 重複波の有義波高
C	: 減衰係数	h	: 減衰定数
C_B	: 船体のブロック係数	i	: 虚数単位
C_D	: 風抗力係数	K	: 付加質量および付加慣性マトリックス
C_R	: 風圧合力係数	K_R	: 直立壁の反射率
C_Y	: 横方向風抗力係数	K_r	: 基準高度の風速で定義した表面の摩擦係数
$C_{M\phi}$: ミドシップ回りのモーメント	k	: 波数
C	: 非線形減衰マトリックス	k_i	: i 番めの角振動数成分の入射波の波数 ($k_i=2\pi/\lambda_i$)
d	: 喫水	L_{pp}	: 船の垂線間長
F^{P-K}	: フルードクリロフ力	l_m	: 模型の長さ
F	: 重複波中の船舶に作用する波力ベクトル	l_p	: 実物の長さ
F_0	: 定常荷重を含む高次の荷重(風圧力, 流れなどによる力)のベクトル	M	: 質量および慣性モーメントマトリックス
F_d	: ディフラクション力	M_H	: ヒーピングによる断面付加質量
F_m	: 模型での力	M_o	: 仮想質量
F_p	: 実物での力	M_x, M_y, M_z	: 各軸回りの波力モーメント
		M_ϕ	: ミドシップ回りのモーメント
		m	: 大気の安定度に関する修正係数
		N	: 標本数
		N	: 線形減衰マトリックス
		N_H	: ヒーピングによる断面造波減衰
		P_{dx}	: 上下方向の Diffraction 変動圧力
		P_{Ii}^*	: i 番めの角振動数成分の入射波の単位振幅当たりの船舶に作用する波力ベクトル
		P_{Ri}^*	: i 番めの角振動数成分の反射波の単位振幅当たりの船舶に作用する波力ベクトル
		P_{Ii}	: i 番めの角振動数成分の入射波による船舶に作用する波力ベクトル
		P_{Ri}	: i 番めの角振動数成分の反射波による船舶に作用する波力ベクトル
		R	: 風圧合力
		$R(x)$: 係留系の反力のベクトル
		R_{op}	: 現物のレイノルズ数
		R_{om}	: 模型のレイノルズ数
		S	: 長さの縮尺
		S_t	: 時間の縮尺
		S_f	: 力の縮尺

S_0	: 船体の各断面の断面積	z	: 地表面または水面上の高さまたは船体の断面座標
$S(f)$: 波の周波数スペクトル	x_N	: 振幅比
$S_u(f)$: 変動風の周波数スペクトル	ε	: 位相差
T_m	: 等価相対速度および加速度を求める場合の代表喫水 $T_m = \frac{1}{2} d$ (横方向の力を求めるとき) $T_m = d$ (上下方向の力を求めるとき)	ε_i	: i 番めの角振動数成分の入射波の位相差
T_p	: スペクトルのピーク周期	$\eta, \eta(t)$: 重複波の水面変動
$T_{1/3}$: 有義波周期	$\eta_I, \eta_I(t)$: 入射波の水面変動
t	: 時間	$\eta_R, \eta_R(t)$: 反射波の水面変動
Δt	: シミュレーションのタイムステップ	θ_I	: x 軸と進行波のなす角度
U	: 風速 (または相対風速)	θ_R	: x 軸と反射波のなす角度
U_{10}	: 基準高度 10 m における風速	κ_e	: 横揺れ無次元減衰係数
u_x	: 静止船舶に対する波の orbital 速度の x 方向成分	$\kappa_e \phi_m$: 振幅 ϕ_m における減衰係数
u_y	: 静止船舶に対する波の orbital 速度の y 方向成分	ξ	: ルイスフォームの座標系
u_z	: 静止船舶に対する波の orbital 速度の z 方向成分	ρ	: 海水の密度
u_{zI}	: 入射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の x 方向成分	ρ^*	: 空気の密度
u_{zR}	: 反射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の x 方向成分	λ	: 波の波長
u_{yI}	: 入射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の y 方向成分	λ_i	: i 番めの角振動数成分の入射波の波長
u_{yR}	: 反射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の y 方向成分	σ^*	: JONSWAP のスペクトルのパラメーター
u_{zI}	: 入射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の z 方向成分	α^*	: JONSWAP のスペクトルのパラメーター
u_{zR}	: 反射波による静止船舶に対する波の orbital 速度の z 方向成分	α_w	: 風圧合力角
\bar{u}_y, \bar{u}_z	: 船舶の中心線面内の y 方向および z 方向の水粒子の速度	α	: 風速の鉛直分布をべき乗分布で表したときのべき指数
$\bar{\dot{u}}_y, \bar{\dot{u}}_z$: 船舶の中心線面内の y 方向および z 方向の水粒子の加速度	α_e	: 横揺れ減衰係数
V	: 船体の水面下の体積または接岸速度	β	: 日野の変動風スペクトルのパラメーター
X	: 風圧合力の船体の長軸方向成分または係船岸の座標	γ	: JONSWAP のスペクトルのピークの鋭さを表すパラメーター
x	: 船体断面の座標	δ	: 横揺れの減衰係数を求める際の直線の勾配
\mathbf{x}	: 変位ベクトル	σ	: 入射波の角振動数またはルイスフォームの面積係数
$\dot{\mathbf{x}}$: 速度ベクトル	σ_i	: i 番めの成分の入射波の角振動数
$\ddot{\mathbf{x}}$: 加速度ベクトル	$\phi_{\omega I}$: 入射波の速度ポテンシャル
Y	: 風圧合力の船体の短軸方向成分または係船岸の座標	$\phi_{\omega II}$: 反射波の速度ポテンシャル
y	: 船体断面の座標	ϕ	: 横揺れ角
		ϕ_m	: 平均横揺れ角
		$\Delta \phi$: 減減角
		φ	: 相対風向
		φ_{se}	: 上下方向に単位振動させたときの速度ポテンシャル (加速度に比例する成分)
		φ_{As}	: 上下方向に単位振動させたときの速度ポテンシャル (速度に比例する成分)
		ζ	: ルイスフォームの座標
		ω_0	: 横揺れの非減衰固有角振動数
		ω_ϕ	: 横揺れの固有角振動数
		π	: 円周率
		χ	: 船舶に対する入射波の角度

付録 A. 船舶の係留装置の設備規定

船舶には係留のための装置として、ウィンチ、ボラードなどの諸装置が設置されている。日本海事協会の鋼船規則¹⁾によれば、ウィンチ、ボラードなどの船舶に設置される係留装置は基本的には艀装数によって決められる。艀装数 N は、満載排水量 W (tf)、船幅 B (m)、乾げん f (m)、甲板室の高さ h' (m)、満載喫水線上の側面積 A (m) などの関数として次式で表されている。

$$N = W^{2/3} + 2.0(f + h')B + 0.1A \quad (\text{A.1})$$

ただし、 f , h' , A は表 A.1 に示す方法で求められる。

一方、艀装数 N と排水トン数 W の回帰式が統計的に求められていて、たとえば貨物船の場合には

$$N = 7.015 W^{0.556} \quad (\text{A.2})$$

が得られている²⁾。

以上の艀装数 N に基づいて船舶が搭載すべき必要ロープの諸元が表 A.2 または表 A.3 のように定められている。表 A.2 は鋼船規則¹⁾ で定められているもの、また、表 A.3 は船舶設備規定³⁾ で定められているものである。しかし、これらの規定は艀装数に基づいているもので風や流れなどの外力に対する係留装置の安全性が十分に検討されているとは言えない。これに対し、日本造船協会造船設計委員会による大型船の係留装置計画指針⁴⁾には、風や流れの作用を考慮した係留装置の計画手順が示されている。これによると、係留中に船舶に作用する外力としては表 A.4 に示すように風と流れを考慮している。しかし、波浪については、これを考慮するものとされていないのが実情である。

係留装置計画指針に示されている係留索の径と必要本数の決定方法は以下のとおりである。まず、表 A.5 に示すように、風圧抵抗、潮流抵抗、形状抵抗、推進器抵抗などの抵抗力の横方向および縦方向の分力 R_T および R_L 、ならびに合力 R を求める。

$$R = \sqrt{R_T^2 + R_L^2}, \quad A_0 = \tan^{-1} \frac{R_L}{R_T} \quad (\text{A.3})$$

抵抗力と係留索の張力の関係を図 A.1 のように表し、次式を用いて各ロープに作用する張力を求める。

$$\begin{aligned} \frac{R}{\sin(A_1 + A_2)} &= \frac{S_1}{\sin(A_2 - A_1)} \\ &= \frac{S_2}{\sin(A_0 + A_1)} \end{aligned} \quad (\text{A.4})$$

図中、 S_1 , S_2 : 係留索の張力, A_0 , A_1 , A_2 : 全抵

抗力および係留索張力の作用方向と係留岸法線に直角な方向とのなす角度である。

一般に十数本の係留索が異なった角度をもって取られるが、個々の係留索張力を求めることは簡単ではないので、各係留索の水平面内の角度 A および鉛直面内における俯角 B をそれぞれ等しいものとして、係留索の総張力 T を

$$T = \frac{R}{\cos A \cdot \cos B} \quad (\text{A.5})$$

として求めている。ただし、 A は接岸移動時では 45° 、岸壁係留中 60° 、また、 B は 0° としている。

係留索の径は船級協会規則に規定される荷重に等しい切断強度をもつものを下限とし、上限をワイヤーロープの場合 38 mm として求め、この切断荷重を表 A.6 に示す安全率で除して最大使用荷重を求める。これより、係留索張力 / 最大使用荷重として係留索の本数を求める。なお、必要最小限の係留索の本数は、船首部 3 本 (パウライン、プレストライン、スプリングライン)、船尾部 3 本 (スターンライン、プレストライン、スプリングライン) とされているが、小型船の場合にはプレストラインを他の係留索と兼用させることが多い。

実際の船舶では、上記のようにして求められた使用係留索に対応するムアリングウィンチ、ウィンドラス、場びょう金物、ボラード、ローラフェアリーダ、デッキスタンドローラ、クローズドショック、ムアリングパイプ、ユニバーサルショックなどが設置されている。なお、図 A.2 は貨物船 (10000 DWT) の標準係留配置例、また、図 A.3 (写真) はコンテナ船の係留配置例である。

参考文献

- 1) 日本海事協会：鋼船規則集，1978，pp.176~178.
- 2) 寺内 潔，吉田秀行：船舶の主要寸法と力学的諸量の関係，港湾技研資料，No.348，1980，115 p.
- 3) 運輸省船舶局：船舶設備関係法例，海文堂，
- 4) 日本造船学会：大型船の係留装置計画指針，海文堂，1971，140 p.

表-A.1 日本海事協会鋼船規則による艦装数

$$\text{艦装数} = W^{2/3} + 2 B h + 0.1 A$$

$h = f + h'$		
f	h'	$A = fl + \sum h''l$
<p>船体中央における満載喫水線から最上層全通甲板の梁の船側における上面までの垂直距離 (m)</p>	<p>最上層全通甲板から幅が $B/4$ を超える船楼または甲板室のうちで最も高い位置にあるものの頂部までの高さ (m)</p> <p>この高さの算定にあたっては、弦孤およびトリムはなしいものとして計算して差し支えない。また幅が $B/4$ を超える甲板室が $B/4$ を超えない甲板室の上部にある場合は、幅が $B/4$ 以下の甲板室の高さは導入する必要はない。</p>	<p>f は前項の規定による値、$\sum h''l$ は最上層全通甲板よりも上方にあって幅が $B/4$ を超え高さが 1.5 m 以上の船楼、甲板室またはトランクの高さ h''(m) と長さ l (m) の積の和。ただし、高さが 1.5 m 以上のスクリーンまたはブルワークは、船楼または甲板室の一部とみなす。</p>

表-A.2 鋼船規則の改訂値(アンカー、アンカーチェーン及び索類)

艀 装 記 号	艀 装 数		アンカー				大アンカー用アンカーチェーン (スタッド付きチェーン)						中アンカー用 チェーンまたは ワイヤロープ		引 綱		係 船 索	
			数		重量(ストックレスアンカーの重量)		長さ			長さ	切断荷重	長さ	切断荷重	数	長さ		切断荷重	
					大	中	第1種	第2種	第3種						長さ	切断荷重		
			大	中	kg	kg	m	□	□	m	kg	m	kg	m	kg	m	kg	
A 1	を 超え	以下	2	1	180	60	220	14	12.5		80	↑ 6,600	180	↑ 10,000	3	80	↑ 3,500	
A 2	70	90	2	1	240	80	220	16	14		85	↑ 7,500	180	↑ 10,000	3	100	↑ 3,750	
A 3	90	110	2	1	300	100	247.5	17.5	16		85	↑ 8,300	180	↑ 10,000	3	110	↑ 4,000	
A 4	110	130	2	1	360	120	247.5	19	17.5		90	● 9,100	180	↑ 10,000	3	110	↑ 4,500	
A 5	130	150	2	1	420	140	275	20.5	17.5		90	↑ 10,000	180	↑ 10,000	3	120	↑ 5,000	
B 1	150	175	2	1	480	165	275	22	19		90	↑ 11,000	180	↑ 10,000	3	120	↑ 5,500	
B 2	175	205	2	1	570	190	302.5	24	20.5		90	↓ 12,000	180	● 11,400	3	120	↑ 6,000	
B 3	205	240	3		660		302.5	26	22	20.5			180	↑ 13,200	4	120	↑ 6,500	
B 4	240	280	3		780		330	28	24	22			180	↑ 15,300	4	120	↑ 7,000	
B 5	280	320	3		900		357.5	30	26	24			180	↑ 17,700	4	140	↑ 7,500	
C 1	320	360	3		1,020		357.5	32	28	24			180	↑ 21,100	4	140	● 8,000	
C 2	360	400	3		1,140		385	34	30	26			180	↑ 22,800	4	140	↑ 9,000	
C 3	400	450	3		1,290		385	36	32	28			180	↑ 25,500	4	140	↑ 10,000	
C 4	450	500	3		1,440		412.5	38	34	30			180	↑ 28,200	4	140	↑ 11,000	
C 5	500	550	3		1,590		412.5	40	34	30			190	↑ 31,200	4	160	↑ 12,500	
D 1	550	600	3		1,740		440	42	36	32			190	⊕ 34,500	4	160	↑ 13,500	
D 2	600	660	3		1,920		440	44	38	34			190	↑ 37,800	4	160	↑ 15,000	
D 3	660	720	3		2,100		440	46	40	36			190	↑ 41,400	4	160	↑ 16,000	
D 4	720	780	3		2,280		467.5	48	42	36			190	↑ 45,000	4	170	↑ 17,500	
D 5	780	840	3		2,460		467.5	50	44	38			190	↑ 48,900	4	170	↑ 19,000	
E 1	810	910	3		2,640		467.5	52	46	40			190	↑ 52,800	4	170	↑ 20,500	
E 2	910	980	3		2,850		495	54	48	42			190	↑ 57,000	4	170	↑ 22,000	
E 3	980	1,060	3		3,060		495	56	50	44			200	↑ 61,500	4	180	↑ 23,500	
E 4	1,060	1,140	3		3,300		495	58	50	46			200	↑ 66,000	4	180	↑ 25,500	
E 5	1,140	1,220	3		3,540		522.5	60	52	46			200	↑ 70,500	4	180	↑ 27,500	
F 1	1,220	1,300	3		3,780		522.5	62	54	48			200	↑ 75,300	4	180	↑ 29,000	
F 2	1,300	1,390	3		4,050		522.5	64	56	50			200	↑ 80,100	4	180	↑ 31,500	
F 3	1,390	1,480	3		4,320		550	66	58	50			200	↑ 85,200	4	180	↑ 33,000	
F 4	1,480	1,570	3		4,590		550	68	60	52			220	⊙ 90,600	5	190	↑ 33,000	
F 5	1,570	1,670	3		4,890		550	70	62	54			220	↑ 96,000	5	190	↑ 34,000	
G 1	1,670	1,790	3		5,250		577.5	73	64	56			220	↑ 104,400	5	190	⊕ 36,000	
G 2	1,790	1,930	3		5,610		577.5	76	66	58			220	↑ 113,100	5	190	↑ 38,500	
G 3	1,930	2,080	3		6,000		577.5	78	68	60			220	↑ 119,100	5	190	↑ 41,000	
G 4	2,080	2,230	3		6,450		605	81	70	62			240	↑ 128,400	5	200	↑ 43,000	
G 5	2,230	2,380	3		6,900		605	84	73	64			240	↑ 138,300	5	200	↑ 46,000	
H 1	2,380	2,530	3		7,350		605	87	76	66			240	↑ 148,200	5	200	↑ 49,000	
H 2	2,530	2,700	3		7,800		632.5	90	78	68			260	↑ 150,000	6	200	↑ 49,000	
H 3	2,700	2,870	3		8,300		632.5	92	81	70			260	↑ 150,000	6	200	↑ 50,000	
H 4	2,870	3,040	3		8,700		632.5	95	84	73			260	↑ 150,000	6	200	↑ 51,000	
H 5	3,040	3,210	3		9,300		660	97	84	76			260	↑ 150,000	6	200	↑ 53,000	
J 1	3,410	3,400	3		9,900		660	100	87	78			280	↑ 150,000	6	200	↑ 56,500	
J 2	3,600	3,600	3		10,500		660	102	90	78			280	↑ 150,000	6	200	↑ 60,000	
J 3	3,800	3,800	3		11,100		687.5	105	92	81			300	↑ 150,000	6	200	↑ 63,000	
J 4	3,000	4,000	3		11,700		687.5	107	95	84			300	↑ 150,000	6	200	↑ 66,000	
J 5	4,200	4,200	3		12,300		687.5	111	97	87			300	↑ 150,000	7	200	↑ 66,000	
K 1	4,200	4,400	3		12,900		715	114	100	87			300	↑ 150,000	7	200	↑ 67,000	
K 2	4,400	4,600	3		13,500		715	117	102	90			300	↑ 150,000	7	200	↑ 68,000	
K 3	4,600	4,800	3		14,100		715	120	105	92			300	↑ 150,000	7	200	↑ 69,000	
K 4	4,800	5,000	3		14,700		742.5	122	107	98			300	↑ 150,000	7	200	⊙ 70,000	
K 5	5,000	5,200	3		15,400		742.5	124	111	97			300	↑ 150,000	8	200	↑ 70,000	
L 1	5,200	5,500	3		16,100		742.5	127	111	97			300	↑ 150,000	8	200	↑ 71,000	
L 2	5,500	5,800	3		16,900		742.5	130	114	100			300	↑ 150,000	8	200	↑ 72,000	
L 3	5,800	6,100	3		17,800		742.5	132	117	102			300	↓ 150,000	9	200	↑ 72,000	
L 4	6,100	6,500	3		18,800		742.5	120	107	107					9	200	↑ 73,000	
L 5	6,500	6,900	3		20,000		770	124	111	111					9	200	↑ 74,000	
M 1	6,900	7,400	3		21,500		770	127	114	114					10	200	↑ 74,000	
M 2	7,400	7,900	3		23,000		770	132	117	117					11	200	↑ 74,000	
M 3	7,900	8,400	3		24,500		770	137	122	122					11	200	↑ 75,000	
M 4	8,400	8,900	3		26,000		770	142	127	127					12	200	↑ 75,000	
M 5	8,900	9,400	3		27,500		770	147	132	132					13	200	↑ 75,000	
N 1	9,400	10,000	3		29,000		770	152	132	132					14	200	↑ 75,000	
N 2	10,000	10,700	3		31,000		770	157	137	137					15	200	↑ 75,000	
N 3	10,700	11,500	3		33,000		770	162	142	142					16	200	↑ 75,000	
N 4	11,500	12,400	3		35,500		770	167	147	147					17	200	↑ 75,000	
N 5	12,400	13,400	3		38,500		770	172	152	152					18	200	↑ 75,000	
O 1	13,400	14,600	3		42,000		770	177	157	157					19	200	↑ 75,000	
O 2	14,600	16,000	3		46,000		770	182	162	162					21	200	↓ 75,000	

(備考) 1. ワイヤロープを使用する場合は、表の中で●印は(6×12)、⊕印は(6×12)、⊙印は(6×37)を標準とする。
 2. アンカーチェーンの長さは、連結用シャックルを含む長さとして差し支えない。

表-A.3 船舶設備規定による挽索および大索

機 装 数	ばん(挽) 索			大 索						
	長 さ	麻 索 径	鋼 索 径	長 さ	大			小		
					数	麻 索	鋼 索	数	麻 索	鋼 索
						径	径		径	径
m	mm	mm	m		mm	mm		mm	mm	
80 ~ 90	110	28								
90 ~ 105	110	30								
105 ~ 140	110	32		80	1	20				
140 ~ 175	135	35		110	1	22				
175 ~ 220	135	40		135	1	22				
220 ~ 280	135	45	16 ○	165	1	22				
280 ~ 335	135	45	16 ↑	165	1	24				
335 ~ 445	135	50	18	165	1	32				
445 ~ 500	135	55	20	165	1	32	14			
500 ~ 620	135	60	20	165	1	40	16			
620 ~ 685	135	65	22	165	1	45	16			
685 ~ 750	135	70	22	165	1	45	18			
750 ~ 825	135	70	22	165	1	50	18	1	32	14
825 ~ 985	165	75	24	165	1	50	18	1	40	14
985 ~ 1,290	165		26	165	1	50	18	1	40	14
1,290 ~ 1,410	165		26	165	2	50	18	2	40	14
1,410 ~ 1,720	165		28	165	2	50	18	2	40	14
1,720 ~ 1,915	165		32	165	2	50	20	2	50	18
1,915 ~ 2,320	185		32	165	2	60	20	2	50	18
2,320 ~ 2,535	220		32	165	2	60	20	2	55	20
2,535 ~ 2,990	220		36	165	2	60	20	2	55	20
2,990 ~ 3,235	220		38	165	2	65	20	2	60	20
3,235 ~ 3,755	220		40 ○	165	2	65	22	2	60	20
3,755 ~ 4,015	240		40 ×	185	2	65	22	2	65	22
4,015 ~ 4,275	240		42	185	2	65	22	2	65	22
4,275 ~ 5,070	240		44	185	2	65	22	2	65	22
5,070 ~ 5,350	240		52	185	2	65	22	2	65	22
5,350 ~ 6,225	240		52	220	2	65	22	2	65	22
6,225 ~ 7,135	255		55	220	3	65	22	2	65	22
7,135 ~ 8,140	255		58 ↓	220	3	65	22	3	65	22
8,140 ~ 9,755	275		65 × △	220	3	65	22	3	65	22

備考 表中の○印鋼索は12本線六つより柔軟鋼索を、×印鋼索は24本線六つより特別柔軟鋼索を、△印鋼索は30本線六つより特別柔軟鋼索を使用した場合の寸法とする。

表-A.4 係船装置の計画条件

風 速	接岸移動時	10m /s
	係船中	15m /s
潮 流	接岸移動時	2kt *1)
	係船中	2kt *1)
	ただし船の前後方向に対してのみ考える。 係船のための移動時の船速 0.167m /s (10m /min)	
波 浪	波浪の影響は考えない。*2)	

- *1) ただし、潮流がとくに大きい港に寄港するときはこの限りでない。
- *2) ただし、特に波浪の影響を受けるような港に係船する船にあっては、この点を考慮する。

表-A.5 係船状態における全抵抗

船体抵抗		風圧抵抗		潮流抵抗		形状抵抗		推進器抵抗		各成分毎の抵抗
		Ra L	Ra T	Rw L	Rw T	Rv L	Rv T	Rd L	Rd T	
接岸移動時	L			○				○		ΣR1 L
	T		○					○		ΣR1 L
接岸係船中	L			○				○		ΣR2 L
	T		○							ΣR2 L
接岸係船中 (前後に移動)	L			○				○		ΣR3 L
	T		○							ΣR3 L
ブイ係船	L			○				○		ΣR4 L
	T		○							ΣR4 L
一点係船 ブイ係船	L	○		○				○		ΣR5 L
	T									ΣR5 L

ここに L : 船体の長さ方向 を示す。

T : 船体の横方向

表-A.6 係留索の安全率

ワイヤロープ	2.5
マニラロープ	3.25
合成繊維索	3.8

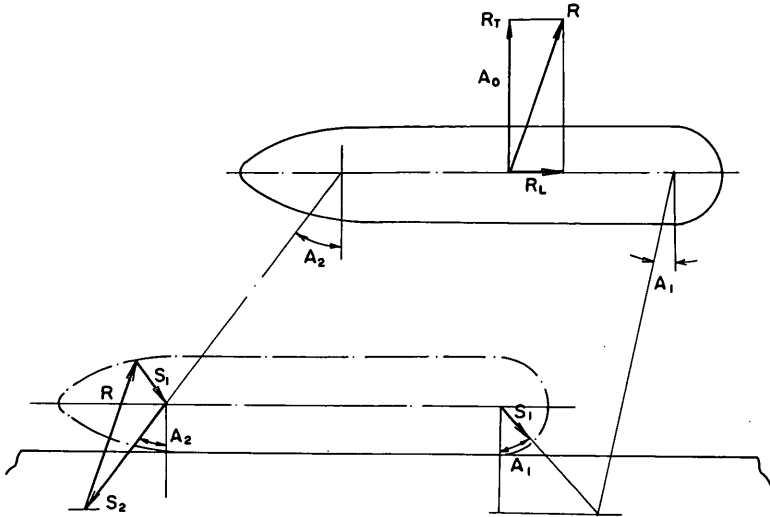
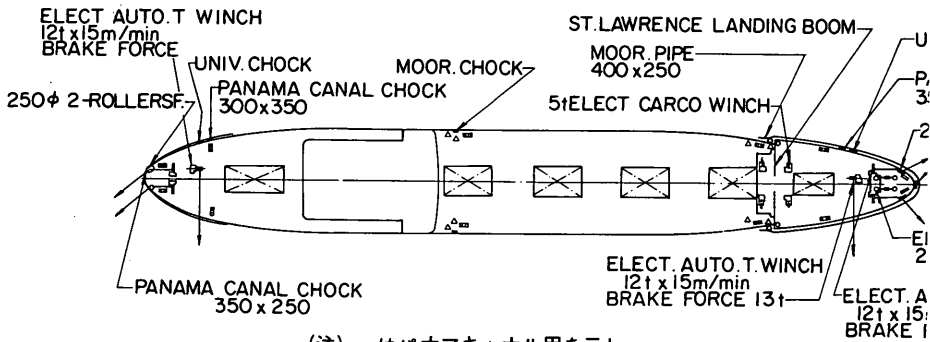


図-A.1 係留索の総張力の算定図

主要要目		機装品要目	
L _{pp}	160,000 m	機装数(統一規格案)	1639
B	23,000 m	アンカー	4,890 t×3
D	13,300 m	アンカーチェーン	62 φ×550 m (SPECIAL QUA)
d	9,300 m	挽索	44 φ (6×37) S.WR. 220 m×1本
満載排水量	19,760 t	係船索	船級協会統一規格案; 切断荷重2
載貨重量	13,500 t	使用索	26 φ (6×24) 190 r



(注) はパナマキャナル用を示し
△はタグボート用を示す

図-A.2 10000 DWT 貨物船標準係船配置

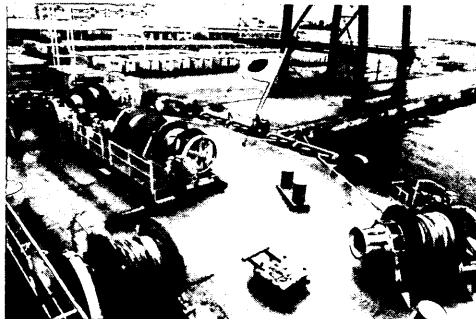


図-A.3 コンテナ船の係船配置(写真)

付録B. 係船岸の係船柱の設置本数と強度の標準値

係船柱の強度と1バース当たりの設置本数としては、対象船舶が装備する係留索の強度と本数および係留索のとり方を考慮して定めた標準値が表-B.1のように与えられている。係船柱のけん引耐力は、風圧によって生ずる船舶けん引力と、船舶が装備している係留索の切断荷重をもとに決定されている。その検討の条件は表-B.2に示すとおりである。すなわち、曲柱のけん引耐力は、バース中間部のものに対しては係留索1本の切断荷重で、またその他の曲柱は風速15m/sのときの船舶のけん引力すなわち係留索の張力をもとに定められている。また、直柱のけん引耐力は、おおむね風速30m/s程度のときの船舶のけん引力と、直柱にとられる係留索の切断荷重をもとに定められている。曲柱のけん引耐力を検討する場合の風速を15m/sとしている理由は、我が国では台風時には大型船は港長の港外退避勧告に従って港外退避することになっており、おおむね風速15m/s以上の条件では船舶が係留することがないということを前提しているからである。また、風速が15m/sにも達すると船舶の離着岸操船が極めて困難になるので、これ以上の風速を考える必要がないとの理由による。これに対し、直柱のけん引耐力を検討する場合の風速を30m/s程度と

している理由は、季節風、台湾坊主、低気圧、寒冷前線などによる突風などは発生頻度が高く、持続時間が長く、しかも予測が困難であることと、台風に比べてその最大風速がそれほど大きくないので、港外退避勧告が発令されず船舶を係留しておくことがあるためである。台風以外の季節風や低気圧による最大風速は25~30m/s以下である。

なお、近年鋼船規則が改訂され、船舶が装備すべき係留索の切断荷重が大幅に変更されたので、福田³⁾ほかを表-B.1に示した係船柱の配置間隔と必要けん引耐力の標準値の見直しを行っている。その結果、改訂された鋼船規則に規定されている所要の係留索切断荷重に耐えうように係船柱の耐力を定めるとすれば、曲柱については現行の標準値を1ランク上げるのが良いと結論している。また、直柱については現行の標準値で十分であると結論している。

参考文献

- 1) 稲垣紘史、山口考市、片山猛雄：係船柱の標準設計、港湾技研資料、No.102、1970、117p.
- 2) 日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準、同解説、1979.
- 3) 福田 功、柳生忠彦：係船柱にかかるけん引力について、港湾技術資料、No.427、1982、57p.

表-B.1 係船柱の配置間隔と必要けん引耐力

対象船舶 (総トン)	索の径 (mm)	索の切断強度 N.K.規格(トン)	曲柱強度 (トン)	直柱強度 (トン)	船首船尾索 用曲柱強度 (直柱を用 いない場合) (トン)	曲柱間隔 (m)	1バース当 たりの曲柱 本数 (本)	
200	(32)	7.3 (6.24)	5	15	一般 曲 柱 強 度 と 同 じ	10	4	
500	(45)	8.4 (12.1)	10	15		15	4	
1,000	(50)	9.6 (14.7)	15	25		15	4	
2,000	(50)	11.5 (14.7)	15	35		15	4	
3,000	(60)	13.0 (20.7)	25	35		20	4	
5,000	(65)	14.5 (24.0)	25	50		20	6	
10,000	(65)	20.0 (24.0)	25	70		35	6	
15,000		24.0	25	100		50	25	6
20,000		26.0	35	100		50	25	8
50,000		35.0	35	150		70	35	8
100,000		44.0	50	200	100	45	8	

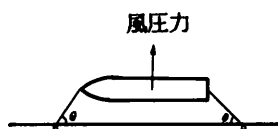
()は船舶設備規程による。

表-B.2 係船柱のけん引耐力の計算条件

		船舶のけん引力の計算 *1	係留索の切断荷重の計算	備 考
曲柱	バース中間部 曲柱	風速 10 m/s 係留角度 $\theta = 25^\circ$	1本の切断荷重	係留索1本の切断荷重に重点を置いて設定している。
	その他の曲柱	風速 15 m/s 係留角度 $\theta = 25^\circ$	5000 GT 以上は2本の切断荷重	係留索に作用する張力の計算に重点を置いて設定している。
直柱		風速 35 m/s 小型船 (おおむね 1000 GT 以下) 風速 30 m/s 中型船 (おおむね 10000 GT 以下) 風速 25 m/s 大型船 (おおむね 10000 GT 以上) 係留角度 $\theta = 45^\circ$	4本の切断荷重 (おおむね 1000 GT 以下) 3本の切断荷重 (おおむね 1000 GT 以上)	船舶けん引力と切断荷重の両方をすり合わせている。

注) 係留角度とは、岸壁法線と係留索のなす角度である。

*1 参考図



付録C. 船舶の接岸力算定のための諸定数

設計接岸速度の値は、船型、船種、係船施設の立地条件などによって異なるが、一般貨物船の場合には8~10 cm/s、また、大型タンカー(10万DWT以上)の場合には15~20 cm/sの値が用いられている。

また、船舶の仮想重量としては、従来は船舶の排水量に次式で計算される付加重量が加算されるものとして算定しているものが多い。¹⁾³⁾

$$W_a = \frac{\pi}{4} d^2 L w_0 \quad (C.1)$$

ここに、 W_a : 付加重量 (tf)、 d : 船舶の喫水(m)、 L : 船長、 w_0 : 海水の単位体積重量 (tf/m³)である。

式(C.1)は、付加重量として船舶の喫水を直径とする円柱と同等の体積をもつ海水の重量を意味する。ただし、この考え方で仮想質量係数を計算すると1.4程度にしかならず、やや過小評価ではないかとの指摘がなされている。筆者はこの点について考察し、式(C.1)に代るものとして式(C.2)を提案している。²⁾

$$W_a = \frac{\pi}{4 C_B} W \frac{2d}{B} \quad (C.2)$$

ここに、 W : 船舶の排水量、 C_B : ブロック係数で、 $C_B = W / (L B d w_0)$ である。

つぎに、偏心係数 C_e を計算する場合には、船舶と係船岸との接触点と船舶の環動半径とを知る必要がある。防衛工が数多く設置されている場合には、船舶が係船岸と若干の角度をもって接岸するとすれば接触点の位置は平行げんの両端のいずれかになる。これを一般に1/4接岸と呼んでいる。船舶の環動半径はほぼ船長の1/4程度であるので、防衛工が多数配置されている係船岸では偏心係数はほぼ0.5である。これに対し、ドルフィンなど防衛工の設置間隔が大きい係船岸では接触点の位置は一定しない。大型タンカーの接岸状態を実測した結果では偏心係数は0.5~0.75の間で一様に分布している。²⁾

参考文献

- 1) 日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準，同解説，1979.
- 2) 上田 茂：大型タンカーの接岸力に関する研究，港湾技術研究所報告，第20巻第2号，1981，pp.169~209.
- 3) 運輸省港湾局建設課：係船岸の防衛システムの設計，1980，149 p.

付録D. 主要港における台風警戒態勢

表-D.1 主要港における台風警戒態勢

港名	避難勧告の標準
東京港	<p>(1) 平均風速25m/s以上の台風の場合</p> <ul style="list-style-type: none"> 危険性の高い物を運搬している大型船と高乾舷で走船しやすい大型船は、状況によっては湾外の適当な海域へ避難する。 一般船舶(3000GT以上。アイ係留船舶は2000GT以上)は湾内に避泊する。 <p>(2) 平均風速20m/s以上25m/s未満の台風の場合</p> <ul style="list-style-type: none"> 良好なバースに係留していて安全と思われる船舶は原則として避難せず、そのままバースにとどまる。 <p>(3) 平均風速20m/s未満の台風の場合</p> <ul style="list-style-type: none"> 危険性の高い物を運搬している大型船、高乾舷に係留索の切断しやすい大型船、前後アイ係留船、静穏度の低いバース係留船は湾内に避泊する。 一般船は着岸のまま台風を凌ぐ
京浜港 (川崎・横浜)	<p>(1) 次の船舶は早期避難を推奨している。</p> <ul style="list-style-type: none"> イ. 危険物積載タンカー(小型船を除く) ロ. 高乾舷船(自動車運搬船、カーフェリー、コンテナ船、LPG船、LNG船、空船状態の貨物船等) ハ. 浮標(シーバースを含む)係留船 <p>(2) 各係留場所における避難の検討</p> <ul style="list-style-type: none"> イ. 岸壁で比較的安全なのは南東および北西が遮蔽されている新港埠頭5. 6. 7. 8. 山下埠頭4. 5. 6. 7. 高島埠頭、本牧埠頭A1. 2. 3. 大黒町西側バースであるが高潮のある場合安全とはいえない。 ロ. 本牧のB. C. D突堤の各バースは大黒埠頭の埋込に伴い安全性が増してきているが大型船は退避を要する。 ハ. 根岸地区は荒天時の風浪に対し危険水域であり全面的に避難を要する。 ニ. 鶴見地区では、アジア石油4. 5. 日本石油A、昭和電工、大黒町南面の各バース、及び大黒埠頭の各バースは退避を要する。 ホ. 京浜運河に面したバースは扇島、東扇島の埋込により安全性は増してきているが、危険物専門バースが多く非常の際の迅速避難に対する不安等から避難を要する。また、その他の運河のドルフィン式バースは南東、南南東の強風を受けることが予想される場合は退避するのがよい。
千葉港	500GT以上の船舶
大阪港・阪南港	<p>(1) 在港小型船は、速やかに河川、運河の安全な場所に退避し、厳重な警戒措置をとられたい。</p> <p>(2) 在港大型船舶は、速やかに港外に退避して万全の措置をとられたい。</p>
神戸港	ドック修繕船を除き、500GT以上の船舶が港外避泊の対象である。
名古屋港	<p>(1) 港内避泊船舶は原則として、1000GT未満とする。</p> <p>(2) 港外避泊船舶のうち、1000GT未満で不安定な船舶は外港第一航路東側泊地に適宜避泊して差支えない。</p> <p>(3) これらの船舶の避泊開始は、大型船の避難が完了した後とする。</p>
四日市港	<p>(1) 大型船(1000GT以上) - 防波堤外に避難する。</p> <p>(2) 小型船 - 離岸し防波堤内の安全な場所に避難する。</p> <p>(3) はしげ、雑積船等 - 河川、運河等安全な場所に避難する。</p>
沖繩諸港	<p>那覇港においては、防波堤の整備がまだ完了しておらず港内における細も細かさがあまり良くないため</p> <p>(1) 500GT前後の船舶 - 糸満魚港</p> <p>(2) 1000GT前後の船舶 - 運天港奥部にある羽地内海</p> <p>(3) その他の大型船 - 庵美大島付近、あるいは洋上避航</p>
清水港	<p>(1) 3000GT以上の船舶は港外に避難する。</p> <p>(2) 3000GT以下の船舶は港内または港外の安全な場所に避難する。</p> <p>(3) 岸壁係留は原則として行わない。</p>
鹿島港	在泊小型船舶および工事用作業船は、指定泊地に避泊し、3000DWTをこえる船舶は港外に避泊する。

付録E. 船舶の荒天時避泊の実態

表-E.1は調査を行った台風の一覧である。同表には港長の港外退避勧告が発令された場合に○印を付している。ただし、港外退避勧告発令の有無が確認されているのは各港ごとに異なり、東京港は昭和54年以降、横浜港は昭和55年以降、川崎港は昭和52年以降、千葉港は昭和57年のみ、名古屋港は昭和51年以降、四日市港は昭和54年以降、神戸港は55年以降、大阪港は昭和50年以降である。また、同表には、気象庁の管区气象台または測候所などで観測された風速記録を示しているが、風速は台風の影響を受けていた期間における毎偶数正時の平均風速

のうち最大のものであり、風向はその時刻におけるものである。

港内避泊の実態を調べる際には、同一港内のいずれかの港湾において港外退避勧告が発令された場合に、各港湾における係岸避泊船舶の船級別の隻数を調べ、風速との対応が読みとれるようにした。また、各港において、港内避泊の多いバースの実態を把握するために、調査対象台風についてバースごとに避泊隻数を加算した。表-E.2～表-E.9は各港におけるバース別避泊船舶数の累計、また図-E.1～図-E.8にはこれを図示したものである。

表-E.1 港内避泊実態を調査した台風の一覧

年 月	台風番号	上陸状況			東 京 港	横 浜 港	川 崎 港	千 葉 港	名 古 屋 港	四 日 市 港	神 戸 港	大 阪 港
		月	日	地点								
50 8	7505	8	17	宿毛								○
	8 7506	8	23	明石								ENE 11.0 ○
												SSW 19.0 ○
51 9	7617	9	13	長崎				○				○
								SE 10.0				SE 9.0
52 9	7711					○						
						NNN 19.0	WNW 15.0	NW 10.0				
53 9	7818	9	15	下関								○
												W 11.0 ○
54 9	7916	9	30	室戸	○		○		○	○		
					SSW 16.0	S 26.0	SSW 15.0		N 15.0	SSE 19.0		
	10 7920	10	19	白浜	○		○		○	○		
				(和歌山)	S 24.0	S 29.5	S 24.0	SSW 22.0	SE 18.0	ESE 13.0		NW 14.0 ○
55 9	8013	9	11	大隅半島	○	○	○		○	○	○	○
					S 12.0		S 13.0	SSE 12.0	SSE 16.0	SE 15.0	ENE 12.0	S 13.0 ○
	10 8019				○	○	○		○		○	○
					NE 12.0	NNE 17.5	N 14.0	N 9.5	N 12.0		N 11.5	NE 9.0
56 8	8115	8	23	房総半島	965							
					E 22.0	ESE 16.5	E 14.0	SW 21.0				
56 10	8122											
						NNE 14.0	NNW 13.0	NW 12.0				
	10 8124						○	○				○
						NW 15.0	ENE 22.0	N 16.0	NW 15.0			NW 12.0 ○
57 8	8210	8	2	櫻美半島	970	○	○	○	○	○		警
					ESE 23.0	SSW 20.5	SSE 22.0	ESE 21.0	N 11.5	WSW 12.0	NNE 18.0	NNE 13.0 ○
	8 8213	8	27	都井岬	955							注
												ENE 12.0 ○
												ENE 11.0
	9 8218	9	12	御前岬	968	○						
					SSW 22.0							
	9 8219	9	25	宇和島	978							○
												○
												ENE 17.0 ○
												ENE 16.0

注) 警・注は港外避泊勧告ではなく、台風に対し十分警戒または注意する旨の指令
○は港外避泊勧告が発令されたことを示す。

表-E.2 東京港の港内避泊実態

年・月	54.9	54.10	55.9	55.10	56.8	56.10	57.8	57.9
台風番号	7916	7920	8013	8019	8115	8124	8210	8218
勧告の有無	有	有	有	有	無	無	有	有
風速 (m/s)*1)	SSW16.0	S24.0 *2)	S12.0	NE12.0	E22.0	NW15.0	ESE23.0	SSW22.0
500 GT~	8	2	5	8	2	3	4	2
1000GT~	16	12	4	8	6	5	9	2
5000GT~	9	0	4	6	0	2	1	4
10000 GT~	7	7	5	6	1	3	4	4
不 明	0	0	0	0	0	0	0	0

*1) 新砂・東京ヘリポート出張所の観測記録、 *2) 羽田・東京航空地方気象台の観測記録

表-E.3 横浜港の港内避泊実態

年・月	52.9	54.9	54.10	55.10	56.8	56.10	56.10	57.8
台風番号	7711	7916	7920	8019	8115	8122	8124	8210
勧告の有無	-*2)	-	-	有	有	有	有	有
風速 (m/s)*1)	NNW19.0	S26.0	S29.5	NNW17.5	ESE16.5	NNE14.0	ENE22.0	SSW20.5
500 GT~	0	1	0	3	0	0	0	0
1000GT~	6	3	1	9	0	4	3	5
5000GT~	4	3	4	8	2	9	4	3
10000 GT~	10	9	6	18	5	18	3	5
不 明	33	68	56	53	30	40	35	42

*1) 本牧・運輸省第二港湾建設局の観測記録

*2) 不明

表-E.4 川崎港の港内避泊実態

年・月	52.9	54.9	54.10	55.9	55.10	56.8	56.10	56.10	57.8
台風番号	7711	7916	7920	8013	8019	8115	8122	8124	8210
勧告の有無	有	有	有	有	有	有	有	有	有
風速 (m/s)*1)	WNW15.0	SSW15.0	S24.0	S13.0	N14.0	E14.0	NNW13.0	N16.0	SSE22.0
500 GT~	0	0	0	0	0	0	0	0	0
1000 GT~	1	4	1	0	5	0	2	1	1
5000 GT~	2	0	2	1	3	2	3	0	0
10000 GT~	2	7	3	6	8	2	2	4	2
不 明	0	0	0	0	0	0	0	0	0

*1) 羽田・東京航空地の気象台の観測記録

表-E.5 千葉港の港内避泊実態

年・月	52.9	54.10	55.9	55.10	56.8	56.10	56.10	57.8
台風番号	7711	7920	8013	8019	8115	8122	8124	8210
勧告の有無	-*2)	-	-	-	-	-	-	有
風速 (m/s)*1)	NW10.0	SSW22.0	SSE12.0	N 9.5	SW21.0	NW12.0	NW15.0	ESE21.0
500 GT~	17	12	9	5	6	3	6	6
1000 GT~	3	10	8	4	6	0	8	3
5000 GT~	0	1	0	0	0	1	0	0
10000 GT~	5	1	4	4	1	4	1	2
不 明	0	1	1	0	2	12	1	1

*1) 千葉測候所の観測記録

*2) 不明

表-E.6 名古屋港の港内避泊実態

年・月	51.9	54.9	54.10	55.9	55.10	57.8
台風番号	7617	7916	7920	8013	8019	8210
勧告の有無	有	有	有	有	有	有
風速 (m/s)	SE10.0	N15.0	SE18.0	SSE16.0	N12.0	N11.5
500 GT~	10	5	0	9	7	8
10000 GT~	2	1	2	3	4	2
5000GT~	2	1	2	1	4	2
1000GT~	1	2	1	1	3	0
不明	10	0	0	0	1	0

*1) 名古屋港管理組合の観測記録

表-E.7 四日市港の港内避泊実態

年・月	54.9	54.10	55.9	56.10	57.8
台風番号	7916	7920	8013	8124	8210
勧告の有無	有	有	有	有	有
風速 (m/s)	SSE19.0	ESE13.0	SE15.0	NW12.0	WSW12.0
500 GT~	9	3	10	9	4
1000GT~	2	3	3	5	2
5000GT~	0	0	0	0	0
10000 GT~	4	3	2	3	3
不明	10	3	4	8	1

*1) 四日市測候所の観測記録

表-E.8 大阪港の港内避泊実態

年・月	50.8	50.8	51.9	53.9	54.10	55.9	55.10	57.8	57.8	57.9
台風番号	7505	7506	7617	7818	7920	8013	8019	8210	8213	8219
勧告の有無	有	有	有	有	無	有	有	警戒 *2	注意 *2	有
風速 (m/s) *1	ENE11.0	SSW19.0	SE 9.0	W11.0	NW14.0	S13.0	NE 9.0	NNE13.0	ENE11.0	ENE16.0
500 GT~	3	4	5	0	0	0	0	0	1	0
1000GT~	1	2	11	0	0	0	0	0	7	0
5000GT~	0	6	14	0	0	0	0	0	1	0
10000 GT~	0	3	4	0	0	1	0	0	2	0
不明	0	2	1	12	24	0	13	2	9	21

*1) 大阪管区気象台の観測記録 *2) 警戒または注意

表-E.9 神戸港の港内避泊実態

年・月	55.9	55.10	57.8	57.8	57.9
台風番号	8013	8019	8210	8213	8219
勧告の有無	有	有	有	有	有
風速 (m/s) *1	ENE12.0	N11.5	NNE18.0	ENE12.0	ENE17.0
500 GT~	2	5	1	2	0
1000GT~	9	13	8	8	10
5000GT~	8	8	8	5	2
10000 GT~	15	7	4	7	9
不明	11	9	10	23	14

*1) 神戸海洋気象台の観測記録

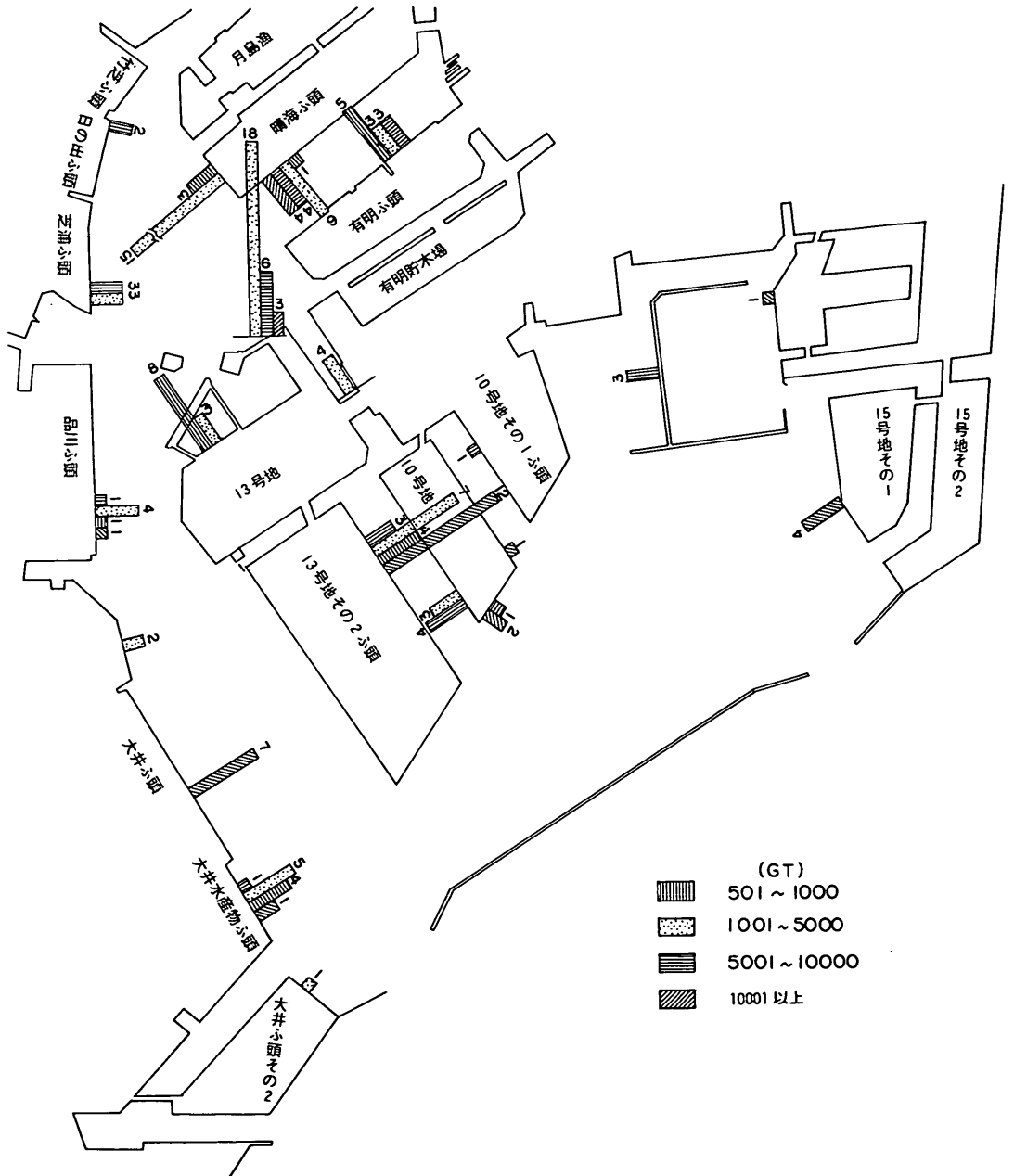
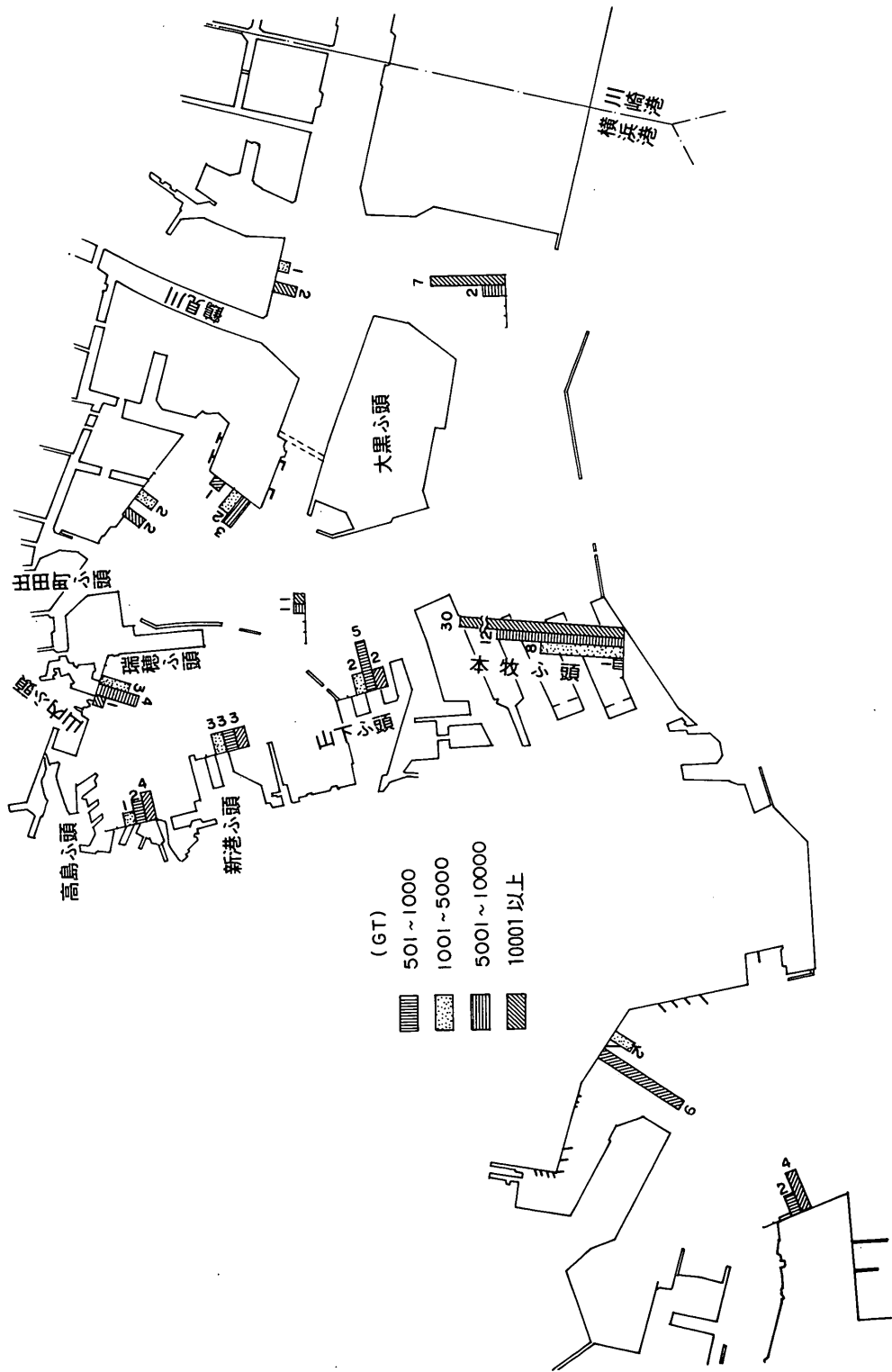
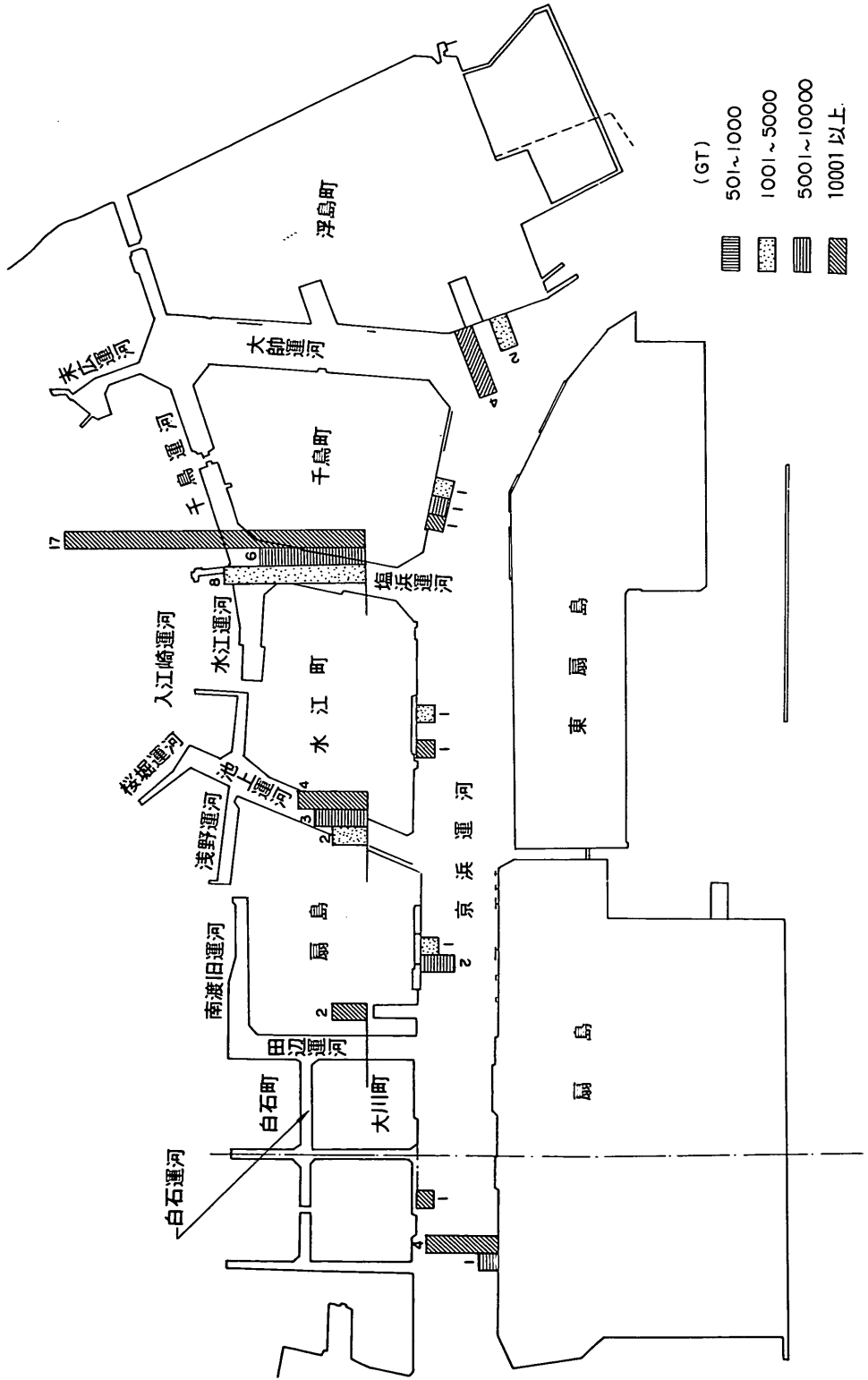


図-E.1 東京港の港内避泊状況図



図一E.2 横浜港の港内避泊状況図



圖一E.3 川崎港の港内避泊状況図

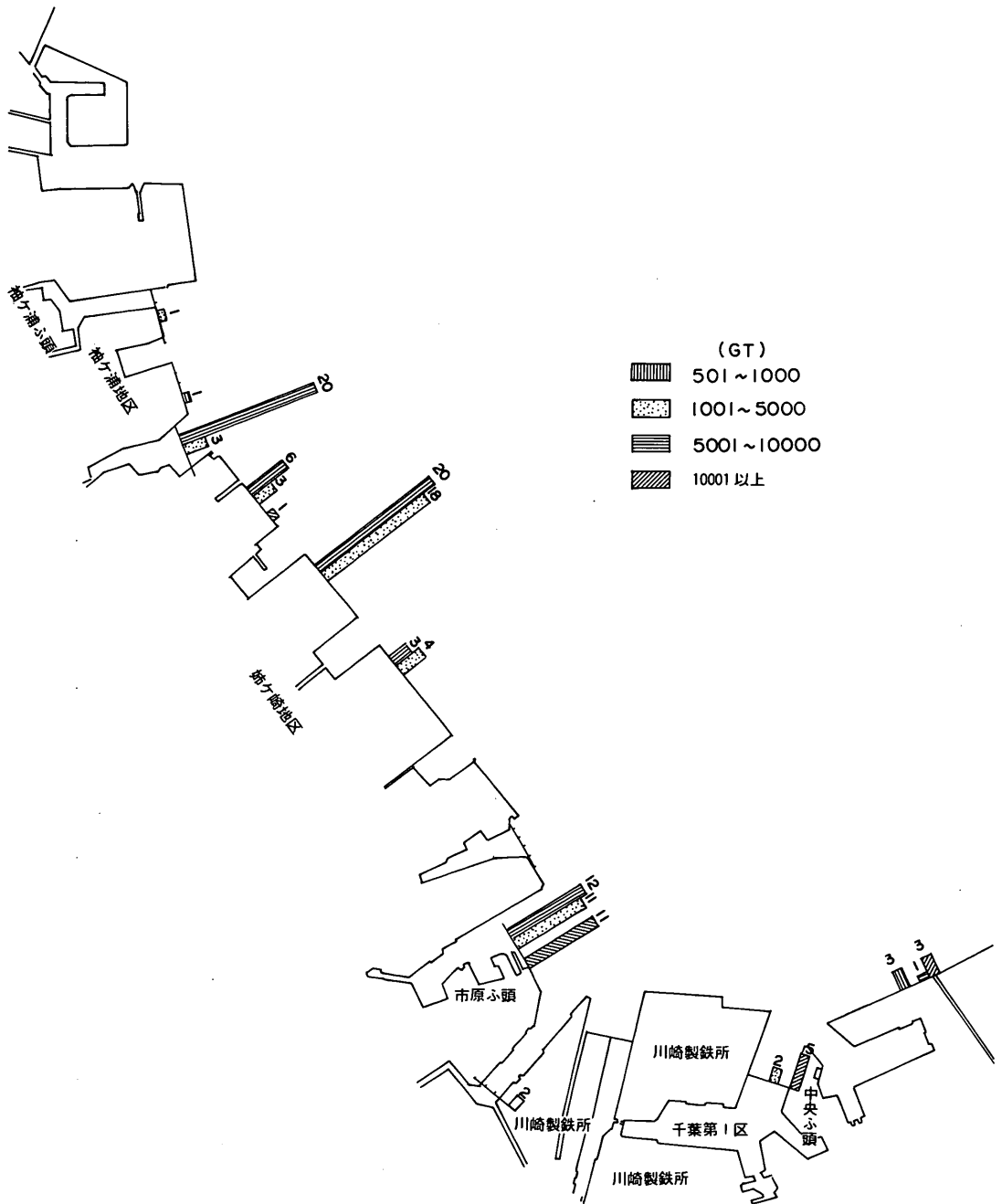


図-E.4 千葉港の港内避泊状況図

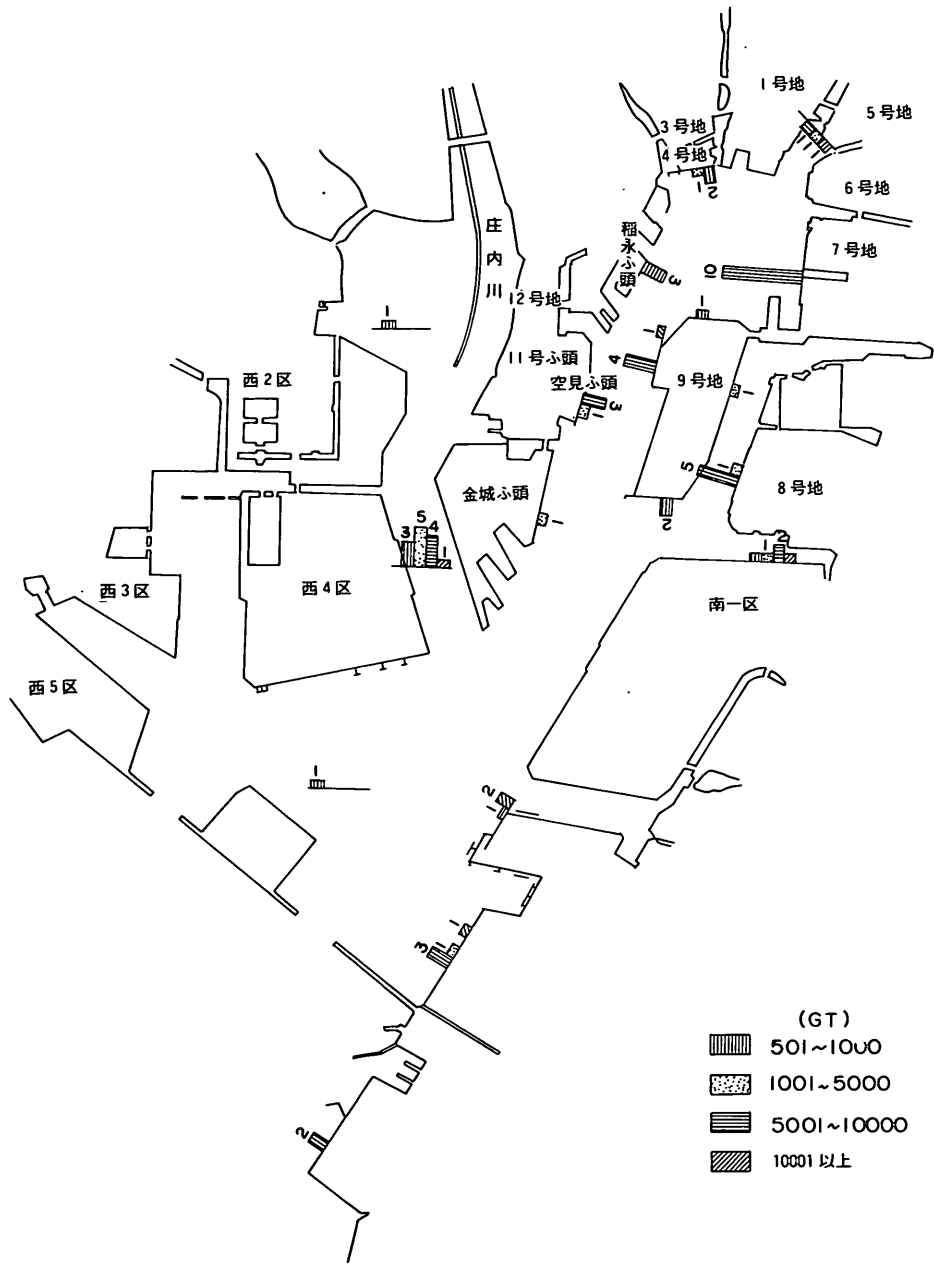
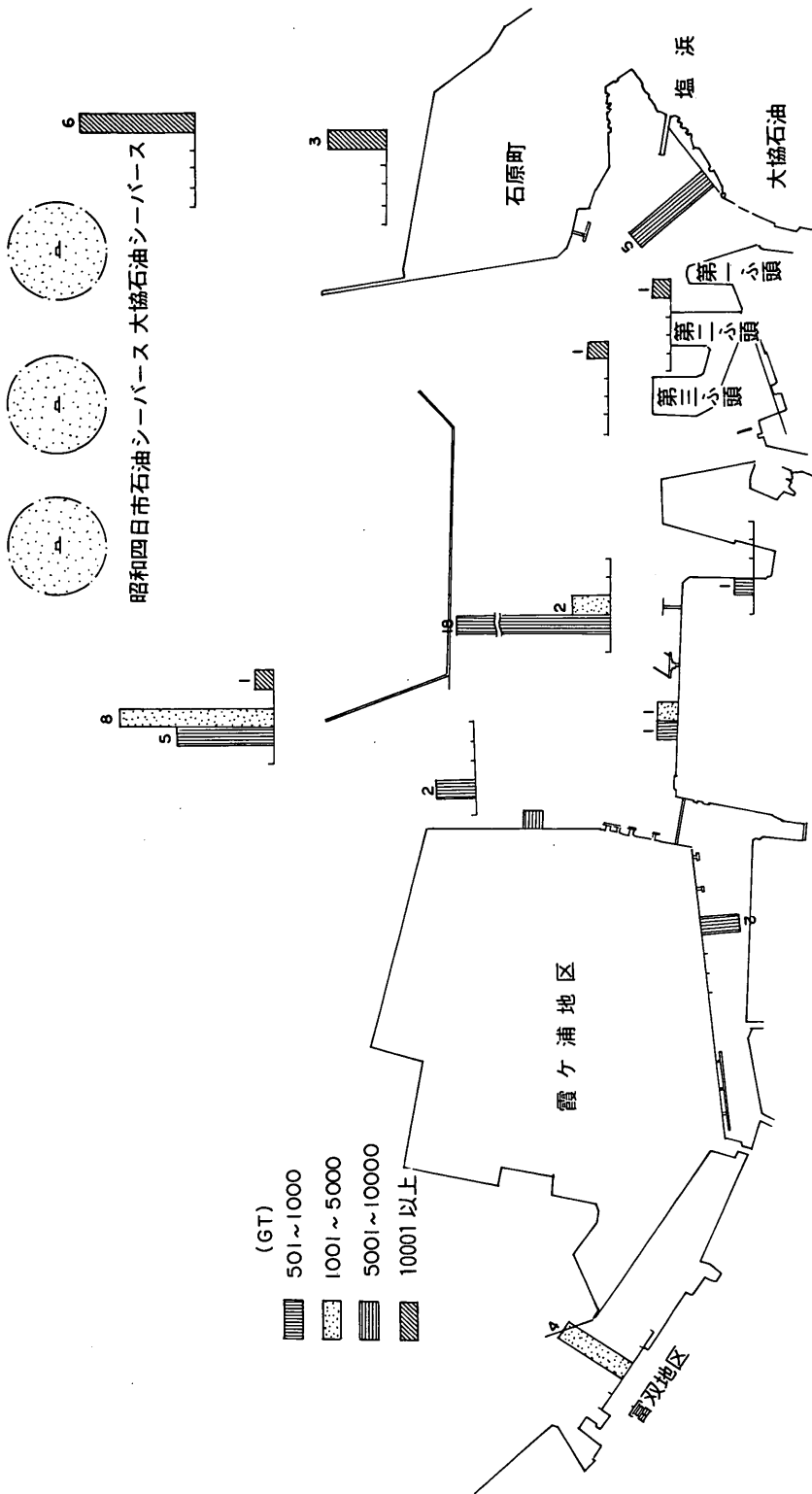


図-E.5 名古屋港の港内避泊状況図



図一E.6 四日市港の港内避泊状況図

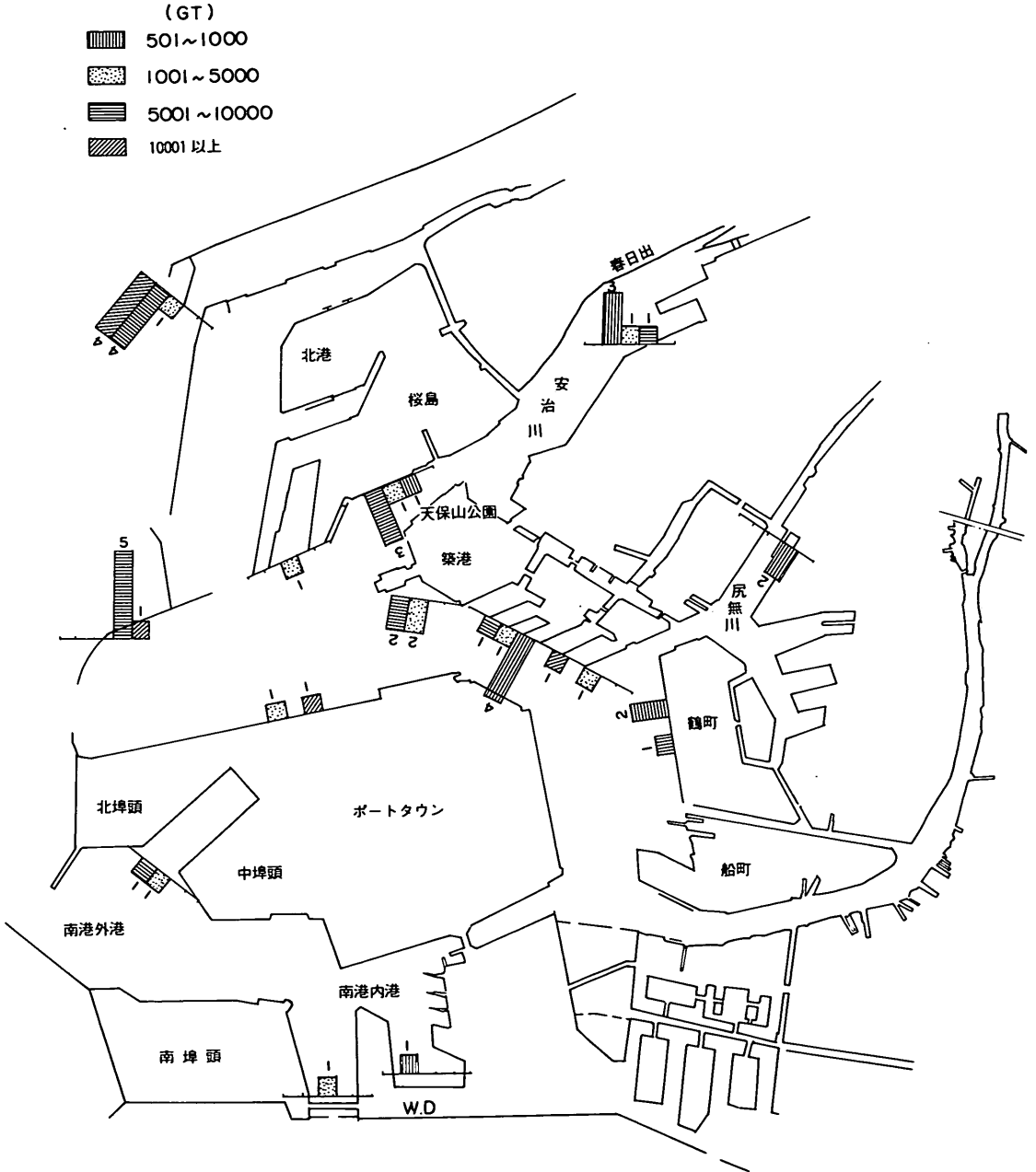
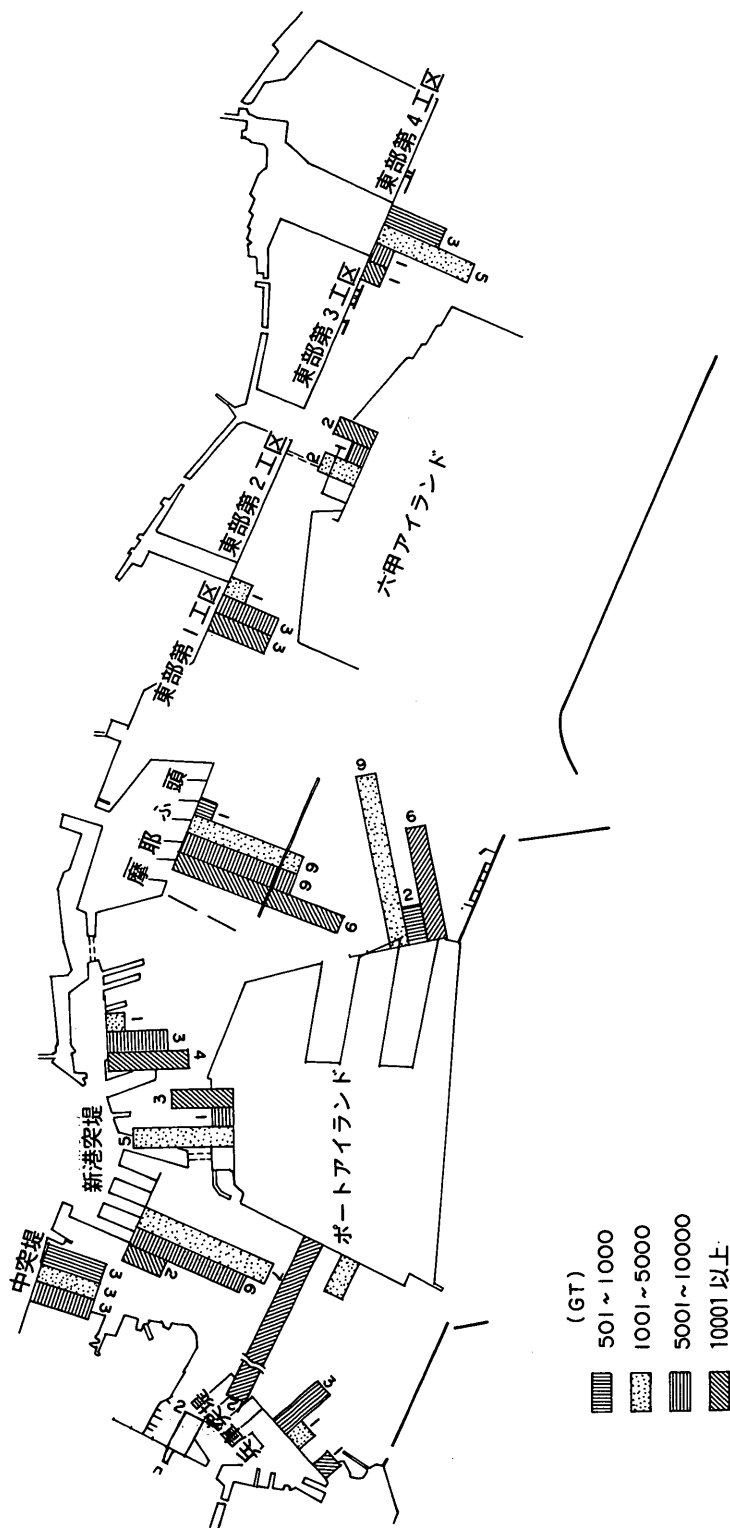


図-E.7 大阪港の港内避泊状況図



図一E.8 神戸港の港内避泊状況図

付録F. 多大な船舶被害をもたらした台風の一覧

表-F. 多大な船舶被害をもたらした台風の一覧

年	西暦	台風番号 (名称)	台風期間	上陸状況			船舶被害	備考(高潮、最大風速、波高など)
				月日	地点	風速		
昭8	1933	(風島丸台風)	10.11 ~ 10.21	10.20	佐多岬	966	風島丸遭難 (946t)	
昭7	1934	(室戸台風)	9.14 ~ 9.22	9.21	室戸岬西	911.9	大阪港で船舶被害大	大阪湾最大の高潮被害
昭16	1941	4125号	9.24 ~ 10.2	10.1	佐多岬付近	約 960	瀬戸内海で船舶被害大	
昭18	1943	4326号	9.14 ~ 9.26	9.20	宿毛付近		船舶被害 830隻	
昭19	1944	4420号	10.5 ~ 10.13	10.7	志摩半島	960	船舶被害 3002隻	
昭23	1948	4821号 (アイオン台風)	9.7 ~ 9.23	9.21	防総半島	958	船舶被害 435隻	高潮 SSW 46.7m /s
昭24	1949	4902号 (デラ台風)	6.15 ~ 6.23	6.21	薩摩半島	約 970	船舶被害 4248隻	油津 S32.8m /s
昭24	1949	4910号 (キティ台風)	8.27 ~ 9.5	8.31	小田原付近	約 965	横浜港で船舶被害大	東京湾で高潮、箱根山 NE39.5m /s
昭25	1950	5028号 (ジェーン台風)	8.30 ~ 9.11	9.3	日和佐付近	955	大阪港、神戸港で船舶被害大	大阪港で高潮、室戸岬 W43.2m /s
昭25	1950	5029号 (キジア台風)	9.7 ~ 9.15	9.13	志布志付近	960	船舶被害 845隻	
昭26	1951	5115号 (ルース台風)	10.9 ~ 10.15	10.14	串木野付近	約 950	船舶被害 10415隻	枕崎 S42.5m /s
昭28	1953	5315号	9.18 ~ 9.26	9.25	志摩半島	960	船舶被害 409隻	伊勢湾で高潮被害大、洲本 N37.0m /s
昭29	1954	5412号	9.5 ~ 9.14	9.13	薩摩半島	約 955	船舶被害大 670隻	播磨 NW35.2m /s
昭29	1954	5415号 (薩島丸台風)	9.18 ~ 9.29	9.26	鹿兒島	966	船舶被害 5581隻	和歌山 SE37.2m /s
昭30	1955	5522号	9.20 ~ 10.3	9.22	薩摩半島	947	船舶被害 1064隻	伊予 S38.0m /s
昭31	1956	5609号	8.10 ~ 8.20	-	-	-	船舶被害 801隻 +1)	屋久島 ENE49.1m /s
昭31	1956	5612号	9.1 ~ 9.11	9.8	沖 岡	937	船舶被害 493隻 +1)	有明海で高潮被害大、防府 SE33.6m /s
昭33	1958	5822号 (前輪)	1.26 ~ 1.27	-	-	-	船舶被害 104隻 +1)	有明海で高潮被害大、広島 S30.2m /s
昭33	1958	5817号	8.21 ~ 8.26	8.25	和歌山市付近	980	船舶被害 55隻 +1)	室戸岬 SW30.4m /s
昭33	1958	5821号	9.8 ~ 9.22	9.18	伊豆南端	961	船舶被害 28隻 +1)	名洗港でH 1/3 = 7.6m 観測
昭33	1958	5822号 (野野川台風)	9.20 ~ 9.29	9.27	相模湾	約 960	船舶被害 104隻 +1)	名洗港でH 1/3 = 7.7m 観測、石廊崎 E37.8m /s
昭34	1959	5914号 (宮古島台風)	9.12 ~ 9.19	9.15	宮古島	908.4	船舶被害 163隻 +1)	
昭34	1959	5915号 (伊勢湾台風)	9.21 ~ 9.27	9.26	志摩西方	929.5	船舶被害 297隻 +1)	伊勢湾最大の高潮被害、伊良湖 S45.4m /s
昭36	1961	6118号 (第2室戸台風)	9.8 ~ 9.17	9.16	室戸岬西方	930	船舶被害 3838隻 (同 92隻 +)	室戸岬 WSW66.7m /s
昭39	1964	6420号	9.19 ~ 9.25	9.24	大隅半島	約 950	船舶被害 788隻	屋久島 ENE50.2m /s
昭40	1965	6523号 (せん風)	1.8 ~ 1.10	-	-	-	船舶被害 1874隻	酒田 WNW24.3m /s
昭40	1965	6523号	9.6 ~ 9.11	9.10	高知県安芸市	約 950	船舶被害 850隻	室戸岬 WSW69.8m /s
昭43	1968	6807号	8.7 ~ 8.17	-	-	-	船舶被害 106隻	
昭46	1971	7119号	7.30 ~ 8.7	8.5	鳥取半島	950	船舶被害 49隻	
昭46	1971	7123号	8.21 ~ 9.1	8.29	佐多岬付近		高波で貨物船転覆または座礁	
昭47	1972	7220号	9.13 ~ 9.19	9.16	志摩付近	960	船舶被害 322隻	伊吹山 FSE48.3m /s
昭49	1974	7414号	8.11 ~ 8.20	8.26	浜名湖付近	980	船舶被害 (能登沖、漁漁丸)	
昭51	1976	7609号	7.11 ~ 7.19	7.19	長崎半島地端		船舶被害 17隻	
昭51	1976	7617号	9.4 ~ 9.14	9.13	長崎市付近	960	船舶被害 287隻	
昭52	1977	7705号	7.27 ~ 8.2				豊洋丸 (53127GT) 船体割れ カツオ漁船、西浜島で転覆 船舶被害 39隻	
昭53	1978	7803号	6.18 ~ 6.20	6.20	西彼半島	994	大分でクラウナ月 (8000GT) 座礁	
昭53	1978	7818号	9.12 ~ 9.16	9.15	下関市北方	983	船舶被害 39隻	
昭54	1979	7916号	9.23 ~ 10.1	9.30	室戸市	955	船舶被害 34隻	
昭54	1979	7920号	10.6 ~ 10.20	10.19	和歌山県白浜	965	船舶被害 32隻	
昭55	1980	8019号	10.4 ~ 10.15				船舶被害 24隻	
昭57	1982	8205号	6.17 ~ 6.22	6.22	下関付近		金草山沖でカツオ漁船 第10正一丸、第8帆風丸遭難	
昭57	1982	8210号	7.28 ~ 7.31	7.31	日南市付近		横浜港でタンカー転覆 船舶被害 25隻	

日本気象協会 " 1940 ~ 1983 " 台風経路図、および品山久尚 " 気象災害 " 共立出版 (1966) ならびに新聞記事 (表中 * 1) などにより作成。

付録G. 港外における大型船の被害状況

表-G.1 港外における大型船の被害状況

年月	台風名	港名	船舶名	総トン数	避難場所	被害状況	備考	
9・9	室戸台風	大阪港	パタピ丸	4300	築港内にパイ係留	パイを引っ張って安裕川上流春日出付近まで押し上げられた。	沈没 3隻	
			麻耶丸	3145	第1号岸壁中に船泊	住友1号岸壁第3バースに乗り揚げ		
			運天丸	1025	南防波堤北側に船泊	桜島倉庫沖で乗り揚げ		乗撞10
			浦戸丸	1326	南防波堤北側に船泊	水上警備で乗り揚げ		漂流12
			西山丸	3000	第1号岸壁中に船泊	住友第2突堤に乗り揚げ		
			日遊丸	2600	港内で船泊	乗り揚げ		
			第1豊海丸	2200	"	乗り揚げ		
			扶桑丸	339	"	乗り揚げ		
			盛運丸	5200	"	乗り揚げ		
			端風丸	1300	"	乗り揚げ		
24・6	デラ台風	佐世保港	うらる丸	4300	"	乗り揚げ		
			半・丸	1400	"	乗り揚げ		
			神祐丸	6956		走離してこがね丸(1905tf)と接触		
			乾国丸	6919		走離して延文丸(6919tf)と接触		

年月	台風名	港名	船舶名	総トン数	避難場所	被害状況	備考
24・6	デラ台風	港	第二日邦丸	694		走離して美代丸(335tf)と接触	
			宮崎丸	921		右舷船橋切断	
24・8	キティ台風	横浜港	観島丸	2879	外防波堤赤灯台より72°、820mに双船泊	走離北北西に圧流され、外防波堤接触、浸水、沈没	沈没35隻 流失2隻 衝突3隻 座礁12隻 小破損傷2隻
			金海丸	2220	外防波堤赤灯台より79°、1650mに双船泊	走離し圧流され、外防神川堤に接触、防波堤を突破	
			あやめ丸	113	高島町1号および2号棧橋間に双船泊	走離しに接触、浸水、沈没	
			光栄丸	2487	外防波堤赤灯台より16°、1500mに双船泊	船橋切断、圧流し恵比須町護岸に衝突、機部水没	
			大江山丸	6892	外防波堤赤灯台よりN74°E、1350mに船泊	金海丸が圧流されたため、船橋切断後圧流され、大黒町東再に接触、浸水	
			遠藤丸	6989	外防波堤赤灯台より44°、1650mに双船泊	永仁丸が圧流されてきて接触、その後走離、鶴見川沖灯台100mに停止。小破る	
			永仁丸	6968	外防波堤赤灯台より74°、1950mに双船泊	走離し延房丸に接触ついで豊心丸に接触し小破	
			豊心丸	2809	外防波堤赤灯台より48°、1600mに双船泊	永仁丸が圧流されてきて接触、その後走離、圧流され赤灯台より2500mに漂流	
			有島山丸	8696	第2区19番浮標にパイ係留	右舷船橋切断、自力で第1区に入ったが漂流し、北水堤基部付近に座礁	
			相模丸	999	第4区30番浮標よりWSW150mに双船泊	走離し、スタンダード石油会社棧橋並びにドルフィンを破損して座礁	
			三永丸	3719	川崎埠頭石炭岸壁第1号バースに係留	風を移動し、明海丸に接触、小破	
			明海丸	4925	川崎埠頭石炭岸壁第2号バースに係留	三永丸に接触され小破	

表-G.1 つづき

年月	台風名	港名	船舶名	総トン数	避難場所	被害概況	備考
24・8	キティ台風	横浜港	VH 007	7180	山内岸壁に保留	接触、損傷	
			V 092	7176	"	接触継続切断、損傷	
			V 206	3805	"	接触、損傷	
			Q 011	2700	"	"	
			Q 022	2700	"	"	
			Q 017	2700	"	"	
			鶴岡丸	9953	高島町バースに保留	保留索切断、護岸側に漂着	
			Q 030	2700	"	" "	
			天洋丸	9978	横浜ドック5号枠入岸壁保留	保留索切断、漂流、他船と衝突・小破	
			Q 012	2700	横浜ドック5号枠入岸壁保留	" "	
			雄山丸	2013	横浜ドック6号枠入岸壁保留	" "	
			Q 015	2700	横浜ドック6号枠入岸壁保留	" "	
			勝邦丸	10093	横浜ドック1号枠入岸壁保留	" "	
			V 204	3805	横浜ドック1号枠入岸壁保留	" "	

年月	台風名	港名	船舶名	総トン数	避難場所	被害概況	備考
24・8	キティ台風	横浜港	Q 016	2700	新港埠頭に保留	保留索切断、他船と接触、損傷	
			Q 036	2700	"	岸壁に接触、損傷	
			Q 046	2700	"	岸壁に接触、小破	
25・8	ジーン台風	大板港	あけぼの丸	1120	第2突堤22号岸壁に保留	他船が衝突、沈没	沈没4隻 損傷6隻 乗挙げ6隻
			あかね丸	1120	第3突堤30号岸壁に保留	保留索切断、岸壁に衝突、沈没	
			あきつ丸	1036	第6区	沈没	
			大平丸	1000	26号岸壁に保留	沈没	
			すみれ丸	1726	28号岸壁に保留	外板を大破	
			友島丸		天保山桟橋	大破	
			宮崎丸	500	26号岸壁	小破	
			福洋丸	561	中央突堤南側	小破	
			日令丸		日立仮島ドック	小破	
			千早丸	561	仮島ドック	小破	
			スンホール	4955	鵜泊	圧没、乗挙げ	

表-G.1 つづき

年月	台風名	港名	船舶名	総トン数	遭難場所	被害概況	備考
25・8	フェーン台風	大阪港	タイヤン	7428	難泊	圧没・乗揚げ	
			原田丸	4114	難泊	圧没・乗揚げ	
			橋立丸	10020	難泊	圧没・乗揚げ	
			チャーマ2号		難泊	圧没・乗揚げ	
			長津丸	980	中央桟橋	圧没、大阪税関支所船だよりに乗揚げ	
		神戸港	辰巻丸	7700	中日本重工のドック	座	沈没26隻
			神戸丸		"	座	大破11隻
			えびす丸	小型船	船だより	沈没	小破22隻
			ひめしま丸		中央突堤	漂流・小破	流失4隻
29・9	洞爺丸台風	函館港	第6真盛丸	2209	西防灯台 286° , 1940m に難泊	走船・ 衝突に座礁	
			LST 546	2319	西防灯台 196° , 1710m に難泊	抜錨後、漂流し葛登支灯台に乗揚げ	沈没5隻
			りしり	387	西防灯台 310° , 1800m に難泊	走船	座礁1隻
			大雪丸	4331	29番橋地で難泊	港外に出て、漂流航法をとる。	乗揚げ1隻
			第12青函丸	3161	22番橋地で難泊	アーネスト号走船の影響で走船、港外に出て、浮遊航法	走船5隻

年月	台風名	港名	船舶名	総トン数	遭難場所	被害概況	備考
29・9	洞爺丸台風	函館港	日高丸	2932	西防灯台84° , 900m に難泊	抜錨後、第6区に抜錨するが、錨が沈没船に	難泊2隻
			第11青函丸	3142	西防灯台 215° 線上に難泊	からみ機船不能、投水、沈没	係留索切断
			十勝丸	2911	港外に投錨	走船後、第6区で沈没	1隻
			北見丸	2928	西防灯台 275° , 1930m に難泊	走船、漂流、浸水、沈没	ただし走船船
			洞爺丸	3898	西防灯台 300° , 1367m に難泊	浸水、座礁、沈没	は船限し計較
			宇品丸	2451	けい船浮標Bに係留	船體切断、走船	している。
			アーネスト号	7341	第2区浮標Kに係留	船體切断、走船	
			石狩丸	3188	第2岸壁に係留	係留索切断、航路筋に抜錨仮泊	
34・9	伊勢湾台風	名古屋港	タキツアーチス	7225	4号地沖で双難泊	風圧に耐えられず、船尾索を放ったが旋回し、残機に当	
			名和丸	8900	名古屋造船所備設岸壁	り破損	
			第3賀茂川丸	337		係留索切断、漂流	
			第6和栄丸	323		沈没	
			三栄丸	159		破損	
			伊勢湾内	すえず丸	8160	トーガ橋 294° , 1300m	乗揚げ
					約1000m NWに走船		

表-G.1 つづき

年月	台風名	船名	船舶名	総トン数	避難場所	被害状況	備考	
34・9	伊勢湾台風	伊勢湾内 (格外遭泊)	めるぼるん丸	6784	四日市港防波堤灯台 172° , 2.5マイル	約5000m NWに走離		
			びるま丸	4992	トーガ瀬 272° , 7700m	約4000m NWに走離		
			ツカカルタ丸	6904	トーガ瀬 322° , 3950m	走離		
			五十鈴丸	4838	トーガ瀬 119° , 2850m	約1900m NWに走離		
			山姥丸	7524	西防波堤灯台 218° , 8.7マイル	走離しロス、ヘルマノス号の船首部に接触小破		
			御影丸	2731	名古屋港No. L. B. 230° , 4500m	西防波堤灯台 259° , 4.2マイルに乗り揚げ		
			チャンシャ	7411	四日市沖	四日市南方瀬津海岸に座洲		
			LST 548	2319	34° , 58N, 136° 48' E	四日市中阿原海岸に乗り揚げ		
			ツツアレング	10972	34° , 58' , 3N, 136° 46' , 3E	走離、川河口に座洲		
			ロス、ヘルマノス	10689	四日市港防波堤燈台21° , 2.4マイル	山姥丸に接触され、船首部破損、航行に支障なし。		
			フーナ	2872	34° , 58' , 0N, 136° 44' , 2E	川河口に乗り揚げ		
			瀬美湾内 (格外遭泊)	九州丸	7276	中山航路2番アイ、151° , 1000m	NWへ10400m走離、座洲	
				松隆丸	5602	中山航路2番アイ、265° , 4900m	Wに2000mに走離、のちNNWに4800m走離座離	
				あまぞん丸	4400	中山航路2番アイ、245° , 4700m	NWへ5100m走離	

年月	台風名	船名	船舶名	総トン数	避難場所	被害状況	備考
34・9	伊勢湾台風	瀬美湾内 (格外遭泊)	夕張丸	4226	中山航路2番アイ、224° , 3800m	NNWへ7700m走離座離	
			長和丸	3848	中山航路2番アイ、232° , 2100m	NWへ約1800m走離	
41.10	駿河湾台風	横浜港	海雄丸	1200	横浜港鶴見川河口、東電火力沖	沖合へ圧波	
			寿徳丸	1339	横浜港外防波堤赤灯台付近に遭泊	走離左舷に防波堤に衝突、浸水	
47.9	台風20号	名古屋港	第1勇喜丸	499	南2区南側遭泊	8号地埠頭に衝突	
			栄香丸	490		空見埠頭にて衝突	
			龍島丸	485		"	
			雄浜丸	600		漂流して西4区に乗り揚げ	
		伊勢湾内	トラバンコアコチ	6244	名古屋港外に遭泊	走離と、漂流して川崎町埋立地沖にて乗り揚げ	
			マリアロセロ	9031	"	走離、漂流して、四日市天ヶ須島にて乗り揚げ	
			第8国運丸	434	四日市港外高田沖に遭泊	"	
			第28龜洋丸	404	"	"	
			第21幸丸	283	"	"	
			第28神永丸	299	"	走離・漂流して、三重港船付近にて乗り揚げ	

表-G.1 つづき

年月	台風名	港名	船舶名	総トン数	避難場所	被害状況	備考	
47・9	台風20号	伊勢湾内	第17長勝丸	404	四日市港外富田沖に錨泊	走離、漂流して三重造船付近にて乗揚げ		
			仁旺	3450	"	"	及び接触	
			ハコザキ号	1998	木曾川河口沖に錨泊	走離、漂流して鎮田千枝地沖にて乗揚げ		
			第10朝倉丸	780	"	走離、漂流して惣斐川、河口に達する。		
			津島丸	800	"	走離漂流して惣斐川河口に達する。		
			豊岡丸	800	"	走離漂流して惣斐川河口にて乗揚げ		
			若根山丸	9631	"	走離漂流して木曾川河口に乗揚げ		

付録H. 船体に作用する波力

1. 船体に作用する規則波の波力

船体に作用する波力は、フルードクリロフの力(Froude Kriloff Force)と、船体による反射波の力(Diffraction Force)の和として与えられる。¹⁾²⁾³⁾

1) フルードクリロフの力

フルードクリロフの力は船体を通過する波による力である。ここでは、入射波の力と係船岸による反射波の力との和として与える。

いま、船体に固定された座標を図-H.1のように $0-xyz$ とする。原点は静水面上の船体中心線上にあるものとする。すなわち、 x 軸を船首尾方向とし、 y 軸をこれに直角方向に、 z 軸を鉛直方向を正としてとる。船体に入射する波の角度を、 x 軸に対し時計回りを正として χ ($\theta_I = 2\pi - \chi$) とする。

入射波の速度ポテンシャルは、次式で表される。

$$\begin{aligned} \phi'_{wI} &= i a \frac{\omega}{k} \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \exp\{i\{kx \cos(2\pi - \chi) \\ &\quad + k(y - y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t\}\} \\ &= \phi_{wI} \cdot e^{-i k y_B \sin(2\pi - \chi)} \end{aligned} \quad (H.1)$$

ここに、 i : 虚数単位、 a : 入射波の振幅、 ω : 入射波の角振動数、 k : 波数、 h : 水深である。

つぎに、係船岸による反射波の速度ポテンシャルは、 $0-xyz$ 座標と、 $0'-XYZ$ との関係を

$$\begin{aligned} x &= X \\ y &= Y + y_B \\ z &= Z \end{aligned} \quad (H.2)$$

とすると、次式で表される。

$$\begin{aligned} \phi'_{wR} &= i K_R a \frac{\omega}{k} \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \exp\{i\{kx \cos(2\pi - \chi) \\ &\quad - k(y - y_B) \sin(2\pi - \chi) - \omega t\}\} \\ &= \phi_{wR} \cdot e^{i k y_B \sin(2\pi - \chi)} \end{aligned} \quad (H.3)$$

ただし、 y_B は係船岸の法線と船体の船首尾方向の軸との距離、したがって、図-H.2に示すように、船体の x 軸上においては、入射波と係船岸による反射波の間には、次式で表される位相差がある。

$$2 k y_B \sin(2\pi - \chi) \quad (H.4)$$

式(H.1)および、式(H.2)より、船体断面を通過する入射波と係船岸による反射波が、船体断面に及ぼす圧力 p_F は次式で求められる。

$$p_F = p_{FI} + p_{FR} \quad (H.5)$$

$$\begin{aligned} p_{FI} &= \rho g a \frac{\cosh k(z+h)}{\cosh kh} \exp\{i\{kx \cos(2\pi - \chi) \\ &\quad + k(y - y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t\}\} \end{aligned} \quad (H.6)$$

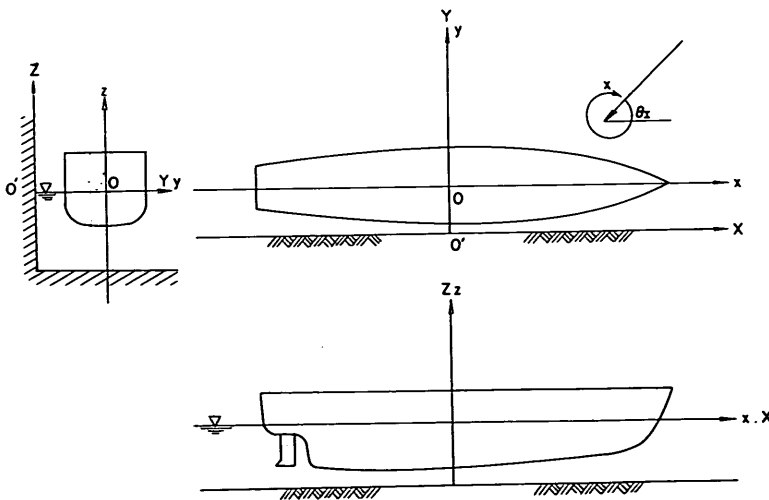


図-H.1 船体の固定座標

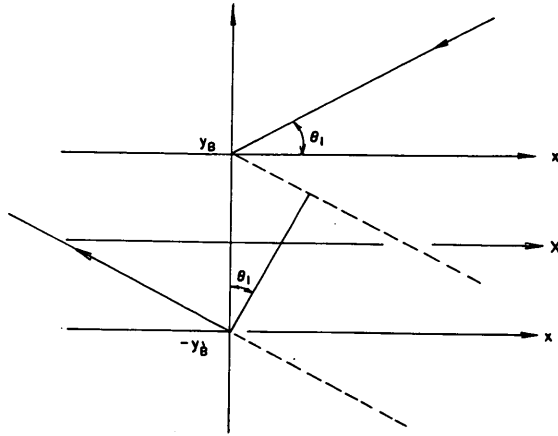


図-H.2 係留船舶に対する位相遅れ

$$p_{FR} = K_R \rho g a \frac{\cosh k(z+h)}{\cosh kh} \exp \{ i \{ kx \cos(2\pi - \chi) - k(y - y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \} \} \quad (H.7)$$

ここに、 ρ ：海水の密度、 g ：重力の加速度である。式(H.5)を断面の回りに沿って積分すると、断面に働く上下方向のフルードクリロフの力 $dF_z^{F \cdot K}/dx$ 、左右方向のフルードクリロフの力 $dF_y^{F \cdot K}/dx$ 、重心回りのフリードクリロフの力によるモーメント $dM_\phi^{F \cdot K}/dx$ などが得られる。たとえば上下方向に関しては次式のように積分する。

$$\frac{dF_z^{F \cdot K}}{dx} = \int_{-b}^b p_F dy \quad (H.8)$$

なお、ストリップ法においては、サージング方向の力を求めることができないので、元良⁴⁾の方法に従い、船体のある断面に働く水圧の前後方向の成分を船長方向に積分して求める。波強制力は次式で与えられる。

$$F_x = \frac{1}{2} \rho g a \frac{\cosh k(z+h)}{\cosh kh} \cdot \gamma \cdot \cos \chi \int_L A(x) \cos(kx \cos \chi) dx \quad (H.9)$$

ただし、 $A(x)$ ：船体の横断面の水面下の面積、 γ ：有効波傾斜係数(約0.948程度)である。

2) ディフラクション力

つぎに、船舶によるディフラクション力は、静止流体中を船舶がある速度をもって運動しているときの造波抵抗(Resistance Force)として求めることができる。こ

のときの船舶の速度は、船体断面と入射波の水粒子との相対速度に等しいと仮定する。この速度を等価相対速度と呼ぶ。

まず、入射波と係船岸による反射波の水粒子速度の x 、 y 、 z 成分は、式(H.1)、式(H.3)で表される速度ポテンシャルを x 、 y 、 z 方向に沿って微分すればよいので、式(H.10)のように表される。

入射波に対して、

$$u_{xI} = -a\omega \cos(2\pi - \chi) \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \cdot \exp \{ i \{ kx \cos(2\pi - \chi) + k(y - y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \} \}$$

$$u_{yI} = -a\omega \sin(2\pi - \chi) \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \cdot \exp \{ i \{ kx \cos(2\pi - \chi) + k(y - y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \} \}$$

$$u_{zI} = i a \omega \frac{\sinh k(z+h)}{\sinh kh} \cdot \exp \{ i \{ kx \cos(2\pi - \chi) + k(y - y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \} \}$$

(H.10)

係船岸による反射波に対して、

$$u_{xR} = -K_R a \omega \cos(2\pi - \chi) \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \cdot \exp \{ i \{ kx \cos(2\pi - \chi) - k(y - y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \} \}$$

$$\begin{aligned}
u_{yR} &= K_R a \omega \sin(2\pi - \chi) \frac{\cosh k(z+h)}{\sinh kh} \\
&\quad \cdot \exp \left\{ i \left\{ kx \cos(2\pi - \chi) \right. \right. \\
&\quad \left. \left. - k(y-y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \right\} \right\} \\
u_{zR} &= i K_R a \omega \frac{\sinh k(z+h)}{\sinh kh} \\
&\quad \cdot \exp \left\{ i \left\{ kx \cos(2\pi - \chi) \right. \right. \\
&\quad \left. \left. - k(y-y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \right\} \right\}
\end{aligned} \tag{H. 11}$$

また、水粒子の加速度は、式(H.12)、式(H.13)のよう
に表される。

$$\begin{aligned}
\dot{u}_{xI} &= i \omega u_{xI} \\
\dot{u}_{yI} &= i \omega u_{yI} \\
\dot{u}_{zI} &= i \omega u_{zI}
\end{aligned} \tag{H. 12}$$

係船岸による反射波に対し、

$$\begin{aligned}
\dot{u}_{xR} &= i \omega u_{xR} \\
\dot{u}_{yR} &= i \omega u_{yR} \\
\dot{u}_{zR} &= i \omega u_{zR}
\end{aligned} \tag{H. 13}$$

ここで、等価相対速度および等価相対加速度として、船舶
中心線面内の $z = -T_m$ 、 $y = 0$ (ただし、ここでは z
軸と直交する船体横断面方向の座標軸とする) における
速度および加速度を用いる (図-H.1 参照)。ただし、
左右方向の力を求めるときには、 $T_m = T_{m1} = d/2$ (d
: 喫水) とし、上下方向の力を求めるときには $T_m = T_{m2}$
(く形断面のとき $T_m = d$ 、ルイスフォーム (ルイスフ
ォームについては後述する) のとき $T_m = S/2b$ (た
だし、 S : 水没断面積、 b : 浮体の半径)) とする。そう
すると、船舶中心線面内における左右方向と上下方向の
水粒子の速度は、つぎのように表される。^{*})

入射波に対して、

$$\begin{aligned}
\bar{u}_{yI} &= -a \omega \sin(2\pi - \chi) \frac{\cosh k(z-T_{m1})}{\sinh kh} \\
&\quad \cdot \exp \left\{ i \left\{ kx \cos(2\pi - \chi) \right. \right. \\
&\quad \left. \left. + k(y-y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \right\} \right\} \\
\bar{u}_{zI} &= i a \omega \frac{\sinh k(z-T_{m2})}{\sinh kh} \\
&\quad \cdot \exp \left\{ i \left\{ kx \cos(2\pi - \chi) \right. \right. \\
&\quad \left. \left. + k(y-y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \right\} \right\}
\end{aligned} \tag{H. 14}$$

係船岸による反射波に対し、

$$\begin{aligned}
\bar{u}_{yR} &= K_R a \omega \sin(2\pi - \chi) \frac{\cosh k(z-T_{m1})}{\sinh kh} \\
&\quad \cdot \exp \left\{ i \left\{ kx \cos(2\pi - \chi) \right. \right. \\
&\quad \left. \left. - k(y-y_B) \sin(2\pi - \chi) - \omega t \right\} \right\} \\
\bar{u}_{zR} &= i K_R a \omega \frac{\sinh k(z-T_{m2})}{\sinh kh} \\
&\quad \cdot \exp \left\{ i \left\{ kx \cos(2\pi - \chi) \right. \right. \\
&\quad \left. \left. - k(y-y_B) \sin(2\pi - \chi) + \omega t \right\} \right\}
\end{aligned} \tag{H. 15}$$

また、船舶中心線面内の水粒子の加速度は、次式のよう
に表される。

入射に対し、

$$\dot{\bar{u}}_{yI} = i \omega \bar{u}_{yI} \tag{H. 16}$$

$$\dot{\bar{u}}_{zI} = i \omega \bar{u}_{zI}$$

反射波に対し

$$\dot{\bar{u}}_{yR} = i \omega \bar{u}_{yR} \tag{H. 17}$$

$$\dot{\bar{u}}_{zR} = i \omega \bar{u}_{zR}$$

ここに、 \bar{u}_{zI} 、 \bar{u}_{zR} : 船舶中心線面内の入射波と係船岸
による反射波の左右方向の水粒子の速度、 \bar{u}_{yI} 、 \bar{u}_{yR} :
船舶中心線面内の入射波と係船岸による反射波の上下方
向の水粒子の速度、 $\dot{\bar{u}}_{zI}$ 、 $\dot{\bar{u}}_{zR}$: 船舶中心線面内の入射
波と係船岸による反射波の上下方向の水粒子の加速度、
 $\dot{\bar{u}}_{yI}$ 、 $\dot{\bar{u}}_{yR}$: 船舶中心線面内の入射波と係船岸による反
射波の左右方向の水粒子の加速度である。

ここで、任意の断面が、単位振幅の周期的速度 $e^{i\omega t}$
で振動するときの速度ポテンシャル (これを単位速度ポ
テンシャルという) を

$$-(\varphi_S + i\varphi_A) \tag{H. 18}$$

とすると、ディフラクション速度ポテンシャル ϕ_{dy} 、
 ϕ_{dz} は次式のように表される。

$$\phi_{dy} = \bar{u}_y (\varphi_{Sy} + i\varphi_{Ay}) = u_y \varphi_{Sy} + \frac{\varphi_{Ay}}{\omega} \dot{\bar{u}}_y \tag{H. 19}$$

$$\phi_{dz} = \bar{u}_z (\varphi_{Sz} + i\varphi_{Az}) = u_z \varphi_{Sz} + \frac{\varphi_{Az}}{\omega} \dot{\bar{u}}_z \tag{H. 20}$$

^{*}) ストリップ法においては、船舶による反射波の前後方向の力は考
えない。

ベルヌーイの定理により、変動圧 p_{dy} 、 p_{dz} を求める

と次式のようになる。

$$\begin{aligned} p_{dy} &= -\rho \frac{\partial \phi_{dy}}{\partial t} = -\rho \frac{\partial}{\partial t} (\varphi_{Sy} \bar{u}_y + i \varphi_{Ay} \bar{u}_y) \\ &= -\rho (\varphi_{Sy} \bar{\dot{u}}_y + \omega \varphi_{Ay} \bar{u}_y) \end{aligned} \quad (\text{H. 21})$$

$$\begin{aligned} p_{dz} &= -\rho \frac{\partial \phi_{dz}}{\partial t} = -\rho \frac{\partial}{\partial t} (\varphi_{Sz} \bar{u}_z + i \varphi_{Az} \bar{u}_z) \\ &= -\rho (\varphi_{Sz} \bar{\dot{u}}_z + \omega \varphi_{Az} \bar{u}_z) \end{aligned} \quad (\text{H. 22})$$

式 (H. 21) および (H. 22) の圧力を断面の回りに沿って積分すれば、断面に働く力およびモーメントが求められる。ここでは、入射波と係船岸による反射波の力とを合わせて記述する。

左右方向の力

$$\begin{aligned} \frac{dF_{dy}}{dx} &= 2 \int_{-d}^0 p_{dy} dx \\ &= -2\rho \int_{-d}^0 \{ \varphi_{Sy} (\bar{\dot{u}}_{yI} + \bar{\dot{u}}_{yR}) \\ &\quad + \omega \varphi_{Ay} (\bar{u}_{yI} + \bar{u}_{yR}) \} dz \\ &= M_S (\bar{\dot{u}}_{yI} + \bar{\dot{u}}_{yR}) + N_S (\bar{u}_{yI} + \bar{u}_{yR}) \end{aligned} \quad (\text{H. 23})$$

上下方向の力

$$\begin{aligned} \frac{dF_{dz}}{dx} &= \int_{-b}^b p_{dz} dy \\ &= -\rho \int_{-b}^b \{ \varphi_{Sz} (\bar{\dot{u}}_{zI} + \bar{\dot{u}}_{zR}) \\ &\quad + \omega \varphi_{Az} (\bar{u}_{zI} + \bar{u}_{zR}) \} dy \\ &= M_H (\bar{\dot{u}}_{zI} + \bar{\dot{u}}_{zR}) + N_H (\bar{u}_{zI} + \bar{u}_{zR}) \end{aligned} \quad (\text{H. 24})$$

重心回りのモーメント

$$\begin{aligned} \frac{dM_{d\varphi}}{dx} &= 2 \int_{-d}^0 (z + \overline{OG}) p_{dy} dz \\ &= -2\rho \int_{-d}^0 \{ \varphi_{Sy} (\bar{\dot{u}}_{yI} + \bar{\dot{u}}_{yR}) \\ &\quad + \omega \varphi_{Ay} (\bar{u}_{yI} + \bar{u}_{yR}) \} (z + \overline{OG}) dz \\ &= M_S (l_{SR} - \overline{OG}) (\bar{\dot{u}}_{yI} + \bar{\dot{u}}_{yR}) \\ &\quad + N_S (l_w - \overline{OG}) (\bar{u}_{yI} + \bar{u}_{yR}) \end{aligned} \quad (\text{H. 25})$$

ここに、 p_{dy} : スウェイングに対するディフラクション変動圧力、 p_{dz} : ヒービングに対するディフラクション変動圧力、 φ_{Sy} : 左右方向に単位振動させたときの速度ポテンシャルの実数部分、 φ_{Ay} : 左右方向に単位振動さ

せたときの速度ポテンシャルの虚数部分、 φ_{Sz} : 上下方向に単位振動させたときの速度ポテンシャルの実数部分、 φ_{Az} : 上下方向に単位振動させたときの速度ポテンシャルの虚数部分、 M_S : スウェイングによる断面付加質量、 N_S : スウェイングによる断面造波減衰、 M_H : ヒービングによる断面付加質量、 N_H : ヒービングによる断面造波減衰、 l_{SR} : 付加慣性モーメントレバー、 l_w : 減衰モーメントレバー、 OG : 船舶が静止しているときの重心 G から静水面までの距離、 dF_{dy}/dx 、 dF_{dz}/dx 、 $dM_{d\varphi}/dx$: 断面に作用する左右方向、上下方向のディフラクション力および重心回りのディフラクションモーメント。

(3) 船体全長に作用する力

以上のように、船体断面に作用するフルードクリロフ力およびディフラクション力が得られたので、これを船長に沿って、 $x = -L/2$ から $x = L/2$ まで積分することによって、船舶の全長に作用する波力を求めることができる。

それらは、フルードクリロフ力について $F^{F,K}$ 、ディフラクション力について F_d と表される。ここに、 $F^{F,K}$ 、 F_d はフルードクリロフ力およびディフラクション力のベクトル表示である。

参考文献

- 1) 田才福蔵，高木又男：規則波中の応答理論及び計算法，耐航性に関するシンポジウム，1969，pp.1～52.
- 2) 高石敬史，黒井昌明：波浪中船体運動の実用計算法—第2回耐航性に関するシンポジウム，1977，pp.109～133.
- 3) 小林正典ほか：船舶の耐航性に関する理論計算プログラム，三井造船技報，第82号，1973，pp.43～52.
- 4) 元良誠三：Gravity Dynamometer による波浪中抵抗試験および Surging について，造船協会論文集 94号，1963，pp.43～52.

付録1. 造波抵抗力

1. 船体断面の造波抵抗力

図-1.1で、船体断面が、 Z — 平面の図形で表されるとすると、この図形の 0 y 軸に関する鏡像を含んだ二重図形は ζ — 平面の単位円からの等角写像関数で表すことができる。このときの写像関数は次式で表される。

$$\frac{Z}{M} = \zeta + \sum_{n=1}^{\infty} a_{2n-1} \zeta^{-(2n-1)} \quad (I.1)$$

ただし、

$$Z = y + iz, \quad \zeta = i\tau e^{-i\theta} = i e^{\alpha} e^{-i\theta} \quad (I.2)$$

であり、係数 a_{2n-1} 、縮率係数 M は実数である。

ここで、 $n = 2$ とするとき、この写像関数を Lewis Form (ルイスフォーム) と呼び、次式で表される。

$$\frac{Z}{M} = \zeta + \frac{a_1}{\zeta} + \frac{a_3}{\zeta^3} \quad (I.3)$$

物体の水線幅を $2b$ 、喫水を d とすると

$$M = \frac{b}{1 + a_1 + a_3}$$

$$H_0 = \frac{b}{d} = \frac{1 + a_1 + a_3}{1 - a_1 + a_3} \quad (I.4)$$

となる。

また、水面下の断面積を S とすると、

$$S = \frac{\pi}{2} b^2 \cdot \frac{1 - a_1^2 - 3a_3^2}{(1 + a_1 + a_3)^2} \quad (I.5)$$

$$\sigma = \frac{S}{2bd} = \frac{\pi}{2} H_0 \frac{1 - a_1^2 - 3a_3^2}{1 + a_1 + a_3} \quad (I.6)$$

となるので、 σ と H_0 つまり、 b 、 d 、 S を与えれば、 a_1 、 a_3 を決定することができる。

船舶に対するストリップ法においては、このルイスフォームを用いて、船体断面が、

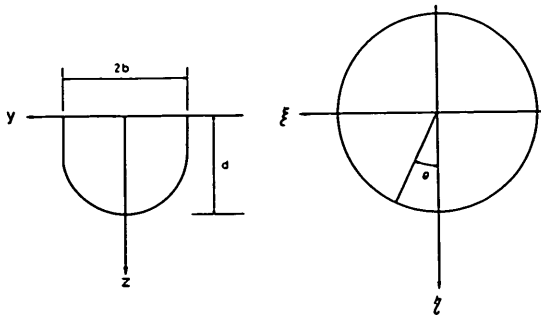


図-1.1 写像関数の座標系

$$x_i = x_i \cos(\omega t + S_i) \quad (i=1, 2, 3) \quad (I.7)$$

なる運動をしているとき、物体の運動によって生ずる流体運動の速度ポテンシャル ϕ_{r_i} を求める。

この速度ポテンシャル ϕ_{r_i} は、連続の条件(ラプラスの方程式)、物体表面における境界条件、拡散条件(物体の運動によって生ずる波が無遠方では進行波だけであるという条件)、水底条件を満足しなければならない。これらの条件を満足する速度ポテンシャルを求めることができれば、断面に働く圧力 p_{r_i} を求め、これを積分して二次元造波抵抗力を求めることができる。速度ポテンシャルを求める詳細な手順は文献1), 2), 3) に詳しいので、ここでは省略する。いま、そのような速度ポテンシャルが求まったものとし、任意の断面が単位振幅の周期速度 $e^{i\omega t}$ で振動しているとする。このときの速度ポテンシャルを $-(\phi_S + i\phi_A)$ と表示する。このようにすれば、ヒービング、スウェイングおよびローリングの速度の振幅が、 w 、 v 、 $\dot{\phi}$ のとき、それぞれのラディエーション速度ポテンシャル ϕ_{r_x} 、 ϕ_{r_y} 、 $\phi_{r\phi}$ をつぎのように書くことができる。

$$\phi_{r_x} = w(\phi_{S_x} + i\phi_{A_x}) \quad (I.8)$$

$$\phi_{r_y} = v(\phi_{S_y} + i\phi_{A_y}) \quad (I.9)$$

$$\phi_{r\phi} = -\dot{\phi}(\phi_{S_\phi} + i\phi_{A_\phi}) \quad (I.10)$$

ここに、 ϕ_{S_x} 、 ϕ_{S_y} 、 ϕ_{S_ϕ} ：ヒービング、スウェイング、ローリングについて、それぞれ単位振幅の運動をさせたときの速度ポテンシャルの実数部分、 ϕ_{A_x} 、 ϕ_{A_y} 、 ϕ_{A_ϕ} ：ヒービング、スウェイング、ローリングについて、それぞれ単位振幅の運動をさせたときの速度ポテンシャルの虚数部分、 w 、 v 、 $\dot{\phi}$ ：ヒービング、スウェイング、ローリングの速度の振幅、である。このようにすると、断面の造波抵抗力は ϕ_{S_x} 、 ϕ_{A_x} 、 ϕ_{S_y} 、 ϕ_{A_y} 、 ϕ_{S_ϕ} 、 ϕ_{A_ϕ} などを用いて以下のように表される。

ヒービングについて

$$\rho \int_{-b}^b \phi_{S_x} dy = -M_H, \quad \rho \int_{-b}^b \phi_{A_x} dy = \frac{N_H}{\omega} \quad (I.11)$$

スウェイングについて
(スウェイングによるもの)

$$2\rho \int_{-d}^0 \phi_{S_y} dz = M_S, \quad 2\rho \int_{-d}^0 \phi_{A_y} dz = -\frac{N_S}{\omega} \quad (I.12)$$

(ローリングによるもの)

$$2\rho \int_{-d}^0 \phi_{S_\phi} dz = M_{SR} = -M_S l_{SR} \quad (I.13)$$

$$2\rho \int_{-d}^0 \varphi_{A\varphi} dz = -\frac{N_{SR}}{\omega} = \frac{N_S}{\omega} l_w \quad (I.14)$$

ローリングについて
(スウェイングによるもの)

$$2\rho \left[\int_{-d}^0 \varphi_{Sy} (z + \overline{OG}) dz + \int_0^b \varphi_{Sy} y dy \right] = -M_S (l_{SR} - \overline{OG}) \quad (I.15)$$

$$2\rho \left[\int_{-d}^0 \varphi_{Ay} (z + \overline{OG}) dz + \int_0^b \varphi_{Szy} y dy \right] = \frac{N_S}{\omega} (l_w - \overline{OG}) \quad (I.16)$$

(ローリングによるもの)

$$2\rho \left[\int_{-d}^0 \varphi_{S\varphi} (z + \overline{OG}) dz + \int_0^b \varphi_{S\varphi} y dy \right] = -(I_R - \overline{OG} l_{SR} M_S) \quad (I.17)$$

$$2\rho \left[\int_{-d}^0 \varphi_{A\varphi} (z + \overline{OG}) dz + \int_0^b \varphi_{A\varphi} y dy \right] = \frac{1}{\omega} (N_R - \overline{OG} l_w N_S) = \frac{N_S}{\omega} l_w (l_w - \overline{OG}) \quad (I.18)$$

ただし、

$$N_R = l_w^2 N_S \quad (I.19)$$

$$M_{SR} = M_{RS} = -M_S l_{SR} \quad (I.20)$$

$$N_{SR} = N_{RS} = -N_S l_w \quad (I.21)$$

ここに、 M_H : ヒーピングによる断面付加質量、 M_S : スウェイングによる断面付加質量、 I_R : ローリングによる

断面付加慣性モーメント、 N_H : ヒーピングによる断面減衰係数、 N_S : スウェイングによる断面減衰係数、 N_R : ローリングによる断面減衰係数、 l_{SR} : 付加慣性モーメントレバー、 l_w : 減衰モーメントレバー、 M_{SR} 、 M_{RS} : 付加慣性の連成項、 N_{SR} 、 N_{RS} : 減衰の連成項

2. 斜波中の造波抵抗力

1. 座標系の関係式

図-1.2に示すように、静止空間座標系 $O'-XYZ$ と $O-xyz$ (原点を静止自由表面におく) との関係は、船速を $V=0$ として、かつ、重心の運動を微小として、2次以上の項を無視すると次式のようになる。

$$\begin{aligned} x_G - x - y\varphi + (z + \overline{OG})\theta &= X \cos \chi + Y \sin \chi \\ y_G - y - (z + \overline{OG})\varphi + x\varphi &= Y \cos \chi - X \sin \chi \quad (I.22) \\ z &= z_G + x\theta - y\varphi \end{aligned}$$

したがって、船体固定断面に対する流体の x 、 y 、 z 方向の速度成分 u 、 v 、 w は、 X 、 Y 、 Z を一定として、式 (I.22) を時間で微分し、2次以上の項を無視すると、

$$\begin{aligned} u &= -\dot{x}_G - y\dot{\varphi} - (z + \overline{OG})\dot{\theta} \\ v &= -\dot{y}_G + (z + \overline{OG})\dot{\varphi} - x\dot{\varphi} \\ w &= -\dot{z}_G + x\dot{\theta} - y\dot{\varphi} \end{aligned} \quad (I.23)$$

ここに、 u 、 v 、 w : 流体の x 、 y 、 z 方向の速度、 x_G 、 y_G 、 z_G : 船舶の重心の座標、 x 、 y 、 z : 船舶の並進運動の変位 (サージング、スウェイング、ヒーピング)、 φ 、 θ 、 ϕ : 船舶の回転運動の変位 (ローリング、ピッチング、ヨウイング)

ロ. 速度ポテンシャル

先に示したように、船体断面が単位振幅の周期速度で

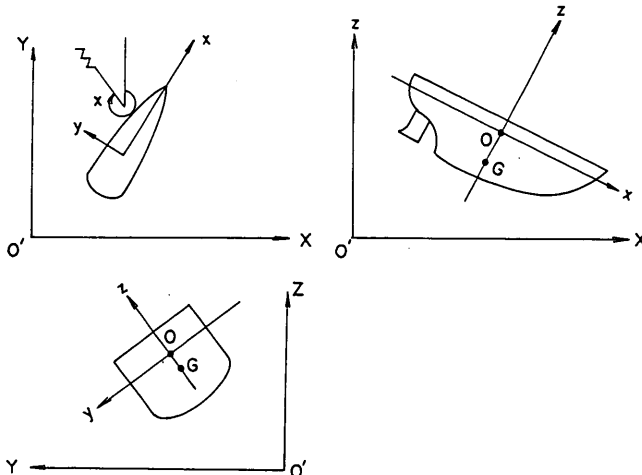


図-1.2 座 標 系

振動しているときの速度ポテンシャルを用いると、ラディエイション速度ポテンシャル ϕ_{rz} , ϕ_{ry} , $\phi_{r\varphi}$ は、式 (I. 8)~(I. 10) のように表される。ここで、サージングを除く、スウェイング、ヒービング、ローリング、ピッチング、およびヨウイングの振幅および波との位相を、それぞれ、 y_A , z_A , φ_A , θ_A , ϕ_A , ε_A , ε_z , ε_y , ε_φ とし、周期運動を次式のように書く。

$$\begin{aligned} y_G &= y_A e^{i(\omega t + \varepsilon_y)} \\ z_G &= z_A e^{i(\omega t + \varepsilon_z)} \\ \varphi &= \varphi_A e^{i(\omega t + \varepsilon_\varphi)} \\ \theta &= \theta_A e^{i(\omega t + \varepsilon_\theta)} \\ \phi &= \phi_A e^{i(\omega t + \varepsilon_\phi)} \end{aligned} \quad (I. 24)$$

また、式 (I. 23) を微分すると、速度成分を次のように書ける。

$$\begin{aligned} \dot{y}_G &= i \omega y_G \\ \dot{z}_G &= i \omega z_G \\ \dot{\varphi} &= i \omega \varphi \\ \dot{\theta} &= i \omega \theta \\ \dot{\phi} &= i \omega \phi \end{aligned} \quad (I. 25)$$

船体断面の運動を、 $y=0$, $z=0$ の点で代表して考えると、式 (I. 8)~式 (I. 10) に式 (I. 23) を代入すると、

$$\phi_{rz} = (-\dot{z}_G + x \dot{\theta}) (\varphi_{sz} + i \varphi_{Az}) \quad (I. 26)$$

$$\phi_{ry} = (-\dot{y}_G + \overline{OG} \dot{\varphi} - x \dot{\phi}) (\varphi_{sy} + i \varphi_{Ay}) \quad (I. 27)$$

$$\phi_{r\varphi} = \omega \varphi_{A\varphi} \varphi - \varphi_{S\varphi} \dot{\phi} \quad (I. 28)$$

ハ. 船体断面に作用する圧力

船体断面に作用する圧力 p はベルヌーイの定理から求められるが、流速の項を無視し、また、静水圧の項は別途考えることにすれば、変動圧 p_{rz} , p_{ry} , $p_{r\varphi}$ は、式 (I. 26)~式 (I. 28) を用い高次項を省略すると、

$$\begin{aligned} p_{rz} &= -\rho (-x \omega \varphi_{Az} \dot{\theta} + x \varphi_{sz} \ddot{\theta} \\ &\quad + \omega \varphi_{Az} \dot{z}_G - \varphi_{sz} \ddot{z}_G) \end{aligned} \quad (I. 29)$$

$$\begin{aligned} p_{ry} &= -\rho (\omega \varphi_{Ay} \dot{y}_G - \varphi_{sy} \dot{y}_G \\ &\quad - x \varphi_{sy} \dot{\phi} + x \omega \varphi_{Ay} \dot{\phi} \\ &\quad + \overline{OG} \varphi_{sy} \ddot{\varphi} - \overline{OG} \omega \varphi_{Ay} \dot{\phi}) \end{aligned} \quad (I. 30)$$

$$p_{r\varphi} = -\rho (\omega \varphi_{A\varphi} \dot{\varphi} - \varphi_{S\varphi} \ddot{\phi}) \quad (I. 31)$$

となる。

したがって、断面に作用するラディエイション力は、静水圧項も含めて考えると、ヒービングについては、式

(I. 32) で考えられる。

$$\begin{aligned} \frac{dF_{z0}}{dx} &= -\int_{-b}^b \rho g (z_G - x \theta) dy + 2 \int_{-d}^0 p_{ry} dz \\ &= -\int_{-b}^b \rho g (z_G - x \theta) dy + \int_{-d}^0 \rho (x \omega \varphi_{Az} \dot{\theta} \\ &\quad - x \varphi_{sz} \ddot{\theta} - \omega \varphi_{Az} \dot{z}_G + \varphi_{sz} \ddot{z}_G) dy \\ &= -2b \rho g (z_G - x \theta) + x N_H \dot{\theta} + x M_H \ddot{\theta} \\ &\quad - N_H \dot{z}_G - M_H \ddot{z}_G \end{aligned} \quad (I. 32)$$

スウェイングについて

$$\begin{aligned} \frac{dF_{y0}}{dx} &= 2 \int_{-d}^0 (p_{ry} + p_{r\varphi}) dz \\ &= 2 \rho \int_{-d}^0 (\varphi_{sy} \dot{y}_G - \omega \varphi_{Ay} \dot{y}_G + x \varphi_{sy} \ddot{\varphi} \\ &\quad - x \omega \varphi_{Ay} \dot{\phi} - \overline{OG} \omega \varphi_{sy} \ddot{\varphi} + \overline{OG} \omega \varphi_{Ay} \dot{\phi}) dz \\ &= -M_S \dot{y}_G - N_S \dot{y}_G - M_S x \ddot{\varphi} - N_S x \dot{\phi} \\ &\quad - M_S (l_{SR} - \overline{OG}) \ddot{\varphi} - N_S (l_w - \overline{OG}) \dot{\phi} \end{aligned} \quad (I. 33)$$

ローリングについて

$$\begin{aligned} \frac{dM_{\varphi 0}}{dx} &= 2 \int_{-d}^0 (z + \overline{OG}) p_{ry} dz + \int_{-b}^b y p_{ry} dy \\ &\quad + 2 \int_{-d}^0 (z + \overline{OG}) p_{r\varphi} dz + \int_{-b}^b y p_{r\varphi} dy \\ &= 2 \rho \int_{-d}^0 (z + \overline{OG}) (\varphi_{sy} \dot{y}_G - \omega \varphi_{Ay} \dot{y}_G \\ &\quad + x \varphi_{sy} \ddot{\varphi} - x \omega \varphi_{Ay} \dot{\phi} + \omega \overline{OG} \varphi_{Ay} \dot{\phi} \\ &\quad - \overline{OG} \varphi_{sy} \ddot{\varphi}) dz + 2 \rho \int_0^b y (\varphi_{sy} \dot{y}_G \\ &\quad - \omega \varphi_{Ay} \dot{y}_G + x \varphi_{sy} \ddot{\varphi} - x \omega \varphi_{Ay} \dot{\phi} \\ &\quad + \omega \overline{OG} \varphi_{Ay} \dot{\phi} - \overline{OG} \varphi_{sy} \ddot{\varphi}) dy \\ &\quad - 2 \rho \int_{-d}^0 (z + \overline{OG}) (\varphi_{S\varphi} \ddot{\phi} - \omega \varphi_{A\varphi} \dot{\phi}) dz \\ &\quad + 2b \int_0^b y (\varphi_{S\varphi} \ddot{\phi} - \omega \varphi_{A\varphi} \dot{\phi}) dy \\ &= -\{I_R - 2M_S l_{SR} \overline{OG} + M_S \overline{OG}^2\} \ddot{\varphi} \\ &\quad - N_S (l_w - \overline{OG}^2) \dot{\varphi} - x M_S (l_{SR} - \overline{OG}) \ddot{\phi} \\ &\quad - N_S (l_w - \overline{OG}) x \dot{\phi} - M_S (l_{SR} - \overline{OG}) \dot{y}_G \\ &\quad - N_S (l_w - \overline{OG}) \dot{y}_G - m_{S\varphi} \end{aligned} \quad (I. 34)$$

ここに、 $m_{S\varphi}$ は静水圧の変化による重心まわりの静的復原力である。

参 考 文 献

- 1) 田才福蔵, 高木又男: 規則波中の応答理論及び計算法, 耐航性に関するシンポジウム, 1969, pp.1~52.
- 2) 高石敬史, 黒井昌明: 波浪中船体運動の実用計算法, 第2回耐航性に関するシンポジウム, 1977, pp.109~133.
- 3) 小林正典ほか: 船舶の耐航性に関する理論計算プログラム, 三井造船技報第82号, 1973, pp.18~51
- 4) 元良誠三: Gravity Dyamometer による波浪中抵抗試験および Surging について, 造船協会論文集94号, 1963, pp.43~52.

港湾技研資料 No. 504

1984・12

編集兼発行人 運輸省港湾技術研究所

発行所 運輸省港湾技術研究所
横須賀市長瀬3丁目1番1号

印刷所 株式会社 東京プリント

Published by the Port and Harbour Research Institute
Nagase, Yokosuka, Japan.