

運輸省港湾技術研究所

# 港湾技術研究所 報告

---

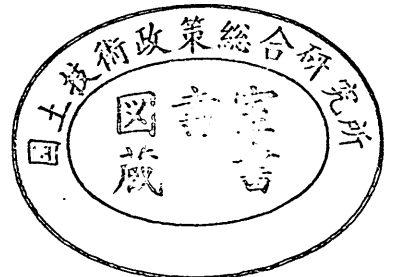
---

REPORT OF  
THE PORT AND HARBOUR RESEARCH  
INSTITUTE  
MINISTRY OF TRANSPORT

---

VOL. 30      NO. 2(1)    JUNE 1991

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN



# 港湾技術研究所報告 (REPORT OF P. H. R. I)

第30巻 第2号 (Vol. 30, No. 2) 1991年6月 (June, 1991)

## 目 次 (CONTENTS)

1. Investigation of Cross-shore Sediment Transport Rates and Flow Parameters  
in the Surf Zone using Field Data ..... Yoshiaki KURIYAMA ..... 13  
(現地データによる砕波帯内の岸沖漂砂量と流速特性の検討  
..... 栗山 善昭)
2. 避泊フェリーの係留張力と振れ回り運動に関する検討  
..... 平石 哲也・本城 智 ..... 59  
(Characteristics of the motion and tension of a ferry moored in a storm  
..... Tetsuya HIRAISHI and Satoshi HONJO)
3. 離散渦法による構造物周りの流れシミュレーション  
..... 細川 恭史・古川 恵太 ..... 155  
(Modeling of Discrete Vortices Induced by an Inclined Flat Plate  
Yasushi HOSOKAWA and Keita FURUKAWA)
4. プラスティックボードドレーンで改良された不均一地盤の沈下特性  
..... 田中 洋行・太田 一己・丸山 隆英 ..... 211  
(Performance of Vertical Drains for Soft and Ununiform Soils  
..... Hiroyuki TANAKA, Kazumi OHTA and Takahide MARUYAMA)
5. 杭の横抵抗における捨石層の評価  
..... 高橋 邦夫・壹岐 幸史 ..... 229  
(Lateral Resistance of a Pile in Rubble Mound  
..... Kunio TAKAHASHI and Yukifumi IKKI)
6. サンドドレーンの効果に関する有限要素解析  
..... 小林 正樹 ..... 275  
(Finite Element Analysis of the Effectiveness of Sand Drains  
..... Masaki KOBAYASHI)
7. 接円式深層混合処理地盤の挙動  
..... 北誥 昌樹・中村 健・寺師 昌明 ..... 305  
(Reliability of Clay Ground Improved by the Group Column Type DMM with  
High Replacement)  
..... Masaki KITAZUME, Takeshi NAKAMURA and Masaaki TERASHI)

8. 斜面近傍の杭頭自由の長杭の横抵抗	寺師 昌明・北誥 昌樹	327
(Influence of a slope on the Lateral Resistance of a Long Pile	Masaaki TERASHI and Masaki KITAZUME)	
9. 液状化による矢板岸壁の変形の数値解析	井合 進・亀岡 知弘	349
(Analysis of Deformation in Sheet Pile Quaywall due to Liquefaction	Susumu IAI and Tomohiro KAMEOKA)	
10. 盛土の地震被災事例に基づく円形すべり安定解析手法の検討	上部 達生・長田 信	381
(Circular Arc Analysis of Earthquake Damage of Embankments on Saturated Sand Layers	Tatsuo UWABE and Makoto OSADA)	
11. ねじりを受ける長大ケーソンの力学特性	清宮 理・山田 昌郎	445
(Mechanical Properties of Long Caisson Subjected to Torsion	Osamu KIYOMIYA and Masao YAMADA)	
12. 歩行式水中調査ロボットの開発		
— (第2報) 軽量防水型実験機の設計 —	朝倉 修・秋園 純一・岩崎 峯夫・根本 孝志	483
(Development on Aquatic Walking Robot for Underwater Inspection	— (Second Report) Design of the Light-weight Type Aquatic Walking Robot —	
Osamu ASAKURA, Jun-ichi AKIZONO, Mineo IWASAKI	and Takashi NEMOTO)	
13. 水平管における空気混入軟泥の流動特性	岡山 義邦・鮎貝 基和・鈴木 誠・福本 裕哉	533
(Fluidity Characteristics of Muddy Slurry with Compressed Air in	Horizontal Pipe	
Yoshikuni OKAYAMA, Motokazu AYUGAI, Makoto SUZUKI	and Hiroya FUKUMOTO)	

## 避泊フェリーの係留張力と振れ回り運動に関する検討

平石 哲也<sup>\*</sup>・本城 智<sup>\*\*</sup>

### 要 旨

沖縄県地方においては、生活物資の多くが直接日本本土より海上輸送されており、定期航路の果たす役割は重要である。一方、沖縄県地方は、台風の来襲する頻度が高く、台風来襲時には、定期航路を走る大型フェリーは鹿児島方面へ避難し、長期にわたって欠航する場合がある。そこで、運航の定時性を確保するためには、沖縄県内の港湾において、フェリーを避泊する必要がある。台風来襲時のような荒天時において大型船を港内に避泊する手法としては、岸壁による係留、タワーなどの海洋構造物による係留、避泊ブイによる係留(ブイ泊)および船舶が所有する錨による錨泊が考えられる。本研究では、このうち、ブイ泊および錨泊を対象として、避泊フェリーの振れ回り運動および係留張力の特性を模型実験と数値計算で検討した。模型実験では、1/50縮尺の模型船を用いて、定常風のほかに、変動風を作用させた。さらに、一方向不規則波と多方向不規則波を作用させて、波による影響を調べた。

振れ回り運動の数値計算においては、船舶の風圧力および流圧力に対する抗力係数を適切に定めておく必要がある。本研究では、風圧力については、実験で求める手法を提案し、実験式を導いた。流圧力係数については、実験結果と計算結果が一致するように、その値を決定した。さらに、錨泊時には、チェーン取り付け点が船首とは異なるので、係留力作用点係数を提案して、その値を実験結果より定めた。数値計算では、主に、係留チェーンあるいはホーサー長の影響を検討し、最適な係留条件を定めた。そして、チェーンおよびホーサーの許容張力、さらにアンカーの把駐力に対する考察を行って、フェリーの避泊可能性についても検討した。本研究によって導かれた主な結論は次のようである。

- 1) ブイ泊時のホーサーおよび錨泊時のチェーンに作用する変動張力には、振れ回り運動による長周期変動と波による短周期変動成分が含まれる。実機換算で約30秒間の移動平均を行うと、長周期と短周期成分を分離できる。最大張力は、生データの最大値を用いなければならない。
- 2) フェリーは右舷側に昇降デッキを有し、左右非対称な船型をしている。そのため、振れ回り運動により、右舷側および左舷側のどちらから風が吹くかによって張力の時間変動の様子は異なり、複雑な変化を示す。このとき、最大張力は、昇降デッキのある右舷側から風が吹くときに発生する。
- 3) 双錨泊時には、左舷および右舷側のチェーンに交互に張力が作用し、2本のチェーンに均等に張力が作用することはない。従って、双錨泊も本質的には単錨泊と同じような係留となり、1本のチェーンの強度によって係留条件が定まる。
- 4) 有義波高が1m程度の波を作用させると、ホーサー張力には大きな変化は生じないが、錨泊チェーン張力は増大し、最大張力は、波を作用させない場合の1.1~1.4倍になる。
- 5) 一方向波と多方向波を作用させた場合を比べると、錨泊時の最大張力は変化しないが、短周期成分のエネルギーは、多方向波を作用させた場合より大きくなる傾向がある。
- 6) 振れ回り運動は、波および風の変動性の影響を受けず、定常風に対する考察だけで検討できる。振れ回りの周期は、風速が増大すると減少するが、振れ回りの幅は風速によらず一定である。
- 7) 数値計算によると、チェーン長を長くしても、作用張力を著しく低減することはできない。従って、本対象フェリーでは、275m程度が適当である。
- 8) ブイ泊時のホーサー長についても検討したところ、80m以上にしても張力をより小さくすることはできず、80m程度のホーサーが適当である。
- 9) 双錨泊時には、係留ラインと同じ方向から風が吹くときに、非常に大きな最大張力が作用する。従って、避泊方法として、単錨泊に比べて不利になることがある。
- 10) 風速50m/s、波高1mを外力とした場合、径137mm程度のホーサーを2本使うことによって、ブイ泊による避泊が可能である。錨泊の場合には、走錨が生じる可能性があり、避泊方式としては適当ではない。

キーワード：水理模型実験、振れ回り運動、多方向不規則波、変動風、風圧力係数、港内避泊、係留力、カタナリー

## Characteristics of the motion and tension of a ferry moored in a storm

Tetsuya HIRAISHI \*  
Satoshi HONJYO \*\*

### Synopsis

Transportation of passengers and cargoes by ferries are of great importance to life in small islands apart from the Japanese main land. Most of the passenger and cargo ferries escape to the safe area far from the regular route when a typhoon attacks. Ferry-mooring system for the storm condition should be established to raise up the safety of voyage and to keep the schedule. The following mooring methods are mainly under consideration for mooring a large ferry in a storm; 1) Buoy mooring (a ship is moored to the buoy with a nylon hawser) 2) Anchor mooring (a ship is moored directly to the sea bed using one or two anchor-chains equipped with her.) The large vessel moored at the bow displays the horizontal dynamic motion with large periods caused by winds, currents and wave drift forces.

The present paper investigates the characteristics of the motion and the mooring tensions of the anchor-chains and hawser in model tests and numerical simulation. The model test for the ferry of 6000 DWT with the scale of 1/50 are carried out in the directional wave basin of the P.H.R.I. equipped with the serpent-type wave generator and the wind generator respectively 28 and 8 m wide. The conditions of wind and wave are 50 m/s in the maximum and 10 m in the significant height, respectively. The numerical simulation are done employing the coefficients of wind and current resistances evaluated in the model tests. The optimal length of the chain and hawser are mainly discussed in the numerical simulation.

The following main conclusions are derived from model tests and numerical simulation:

- (1) The trace of the horizontal motion is unsymmetric because of the unsymmetry of the ferry with a loading and unloading deck for automobiles.
- (2) The maximum tensions of the anchor-chains in the condition of irregular waves and steady winds raise up to 110~140% of the maximum ones in case that only the steady winds acts.
- (3) The short period component of the tension of the anchor-chain becomes larger in case of multi-directional waves than in uni-directional one.
- (4) The horizontal motion and tension of the moored ferry can be simulated numerically with good accuracy when the coefficients of wind and current resistances and the representative distance of the acting point of mooring force from ship-gravity are experimentally evaluated.
- (5) The tension of the anchor-chain becomes 1.5~2 times larger in case of the unsteady wind with the energy spectrum of the Davenport type than in case of the steady wind.
- (6) The buoy mooring system can be utilized employing two nylon hawsers each with the diameter of 137mm. In case of the anchor-mooring, the improvement of the anchor should be considered because the grabbing force of the present anchor is much smaller than the anchor-chain tensions.

**Key Words:** Hydraulic model test, Directional random wave, Wind resistance, Mooring buoy, Mooring tension

\* Senior Research Engineer, Hydraulic Engineering Division

\*\* Member of Wave Laboratory, Hydraulic Engineering Division

## 目 次

要 旨 .....	59
1. ま え が き .....	61
2. 模型実験の方法と条件 .....	64
2.1 模型船と係留条件 .....	64
2.2 実験に用いた波と風の条件 .....	68
2.3 測定手法および実験ケース .....	79
2.4 係留張力および振れ回り運動の解析手法 .....	80
3. 荒天時における係留張力と振れ回り運動の特性 .....	86
3.1 長周期および単周期変動張力の特性 .....	86
3.2 最大作用張力の変化 .....	97
3.3 振れ回り運動の特性 .....	105
4. フェリーの風圧力係数 .....	109
4.1 風圧力係数の計算式 .....	109
4.2 実験による風圧力係数の算定 .....	113
5. フェリーの振れ回り運動に関する数値計算 .....	119
5.1 数値計算の方法 .....	119
5.2 実験結果との比較による流圧力係数の決定 .....	124
5.3 数値計算結果の検討 .....	131
5.4 波漂流力の影響 .....	134
6. フェリーの比較可能性 .....	135
6.1 チェーン長およびホーサー長に対する検討 .....	135
6.2 変動風の影響 .....	139
6.3 避泊条件の検討 .....	142
7. 結 論 .....	144
8. あとがき .....	147
参考文献 .....	147
主要記号表 .....	148
付 録 .....	151

## 1. まえがき

沖縄県においては、生活物資の多くが直接日本本土より海上輸送されており、定期航路の果たす役割は重要である。一方、沖縄県地方は、台風の来襲する頻度が高く、台風来週時には、定期航路を走る大型フェリーは、九州方面へ避難し、長期にわたって欠航する場合がある。沖縄県と本土を結ぶ定期フェリーの航海日誌を調べた調査(沖縄総合事務局, 1989)によれば、48時間以上も台風の影響を受け続け、泊地を求めて転錨を繰り返したり、または洋上避難しているケースがある。そこで、運航の定期性を確保するためには、沖縄県内の港湾において、フェリーを避泊する必要がある。

台風来週時のような荒天時において、大型船を港内に避泊する方法としては、岸壁による係留、タワーなどの海洋構造物による係留、避泊ブイによる係留(ブイ泊)および大型船が所有するアンカーとチェーンによる錨泊が考えられる。このうち、タワー等の構造物による係留は、施設の費用が非常に大きくなる。また、大型船を岸壁係留するためには、係留張力が一般にブイ泊より大きくなるため、現有のウィンチ、ボラード等の設備では耐えられず、大幅に改良する必要がある。したがって、大型フェリーを港内避泊する方法としては、ブイ泊あるいは錨泊を検討しなければならない。

錨泊は、1本のアンカーチェーンのみで係留する単錨泊と2本のアンカーチェーンで係留する双錨泊に分けられる。風速25m/s以下の場合には、現在でも、石垣港などの港内で双錨泊によって避泊する場合がある。しかし、錨泊の場合には、アンカーが移動し走錨する場合があります。係留船舶が防波堤などに衝突する危険性がある。したがって、錨泊によって避泊する場合には、アンカーの把駐力を検討して、どの程度の風速まで走錨せずに避泊できるかを調べておかなければならない。ブイ泊の場合には、走錨する危険性はないが、ホーサーの破断強度は、チェーンに比べて小さいので、荒天時における作用張力等を検討し、安全な係留条件を図る必要がある。

一般に、ブイなどに船首単点係留された船舶は、風の影響を受けて、振れ回り運動をすることが知られている。振れ回り運動とは、船体の長周期の水平運動であり、船はあたかも、魚が尾びれを振り流りに逆らって泳いでいるような運動をするため、'fishtailing'と呼ばれる場合もある。このとき、システムの設計上、考慮すべき点は、係留船舶が振れ回り運動をしても岸壁・船舶等の他の施設に支障を与えないように、振れ回り運動に必要な避泊面積を検討しておくことである。錨泊された船舶で

あってもアンカーチェーンは船首部に取り付けられているので、係留船舶は長周期の水平運動をすると考えられる。本研究では、錨泊船舶の運動も広義の'振れ回り運動'として取り扱う。

係留ブイの型式としては、SALM (Single Anchor Leg Mooring) 型とCALM (Catenary Anchor Leg Mooring) 型がある。SALM型は、1本のチェーンで海底に係留され、チェーンには、ブイの余剰浮力による張力を作用させ、この余剰浮力によって、復元性を持たせて衝撃的な力が作用しないようにしている。CALM型は、1本あるいは複数本のチェーンで緩く係留されており、変位に伴う懸垂力の変化で外力を吸収することができる。本研究では、設置費用が比較的少なく、また工事も容易で、離島における係留ブイとして使われている、1本のチェーンで緩く係留されたCALM型ブイを係留ブイとして検討した。

ブイ係留された船舶の避泊面積および係留力を求めるために、過去、船体の振れ回り運動の現地観測が実施されている(橋本, 1949, 藤井他, 1980, 高山他4名, 1985)。実船に作用する風の強さと向きは、短時間および長時間にわたる変動をし、また波浪の影響を受けること、錨鎖孔が船体の片側にあることなどから、実船の振れ回り運動はかなり複雑で、実船観測からは、定量的、定性的な傾向を知ることは困難であった。しかし、実験室内では、変動の少ない定常風を作用させ、振れ回り運動と風速の関係、振れ回り運動に影響を及ぼす要因について、定性的、定量的な検討が加えられている(鈴木・諸石, 1981, Aghamohammadi. F and J.M.T. Thompson, 1990)。鈴木・諸石(1982)は、実験室内で定常風を作用させ、模型船を用いて振れ回り運動に対する波と風の影響を実験的に検討するとともに、定常風が作用した場合のタンカーおよび貨物船の振れ回り運動と係船索に作用する力を求める数値計算法を開発した。そして、船体の流圧力及び風圧力係数を適切に定めることによって、振れ回り運動および係留索張力を計算で求めることができることを明らかにしている。さらに、高山他2名(1984)は、変動風が作用した場合でも対応できるように計算手法を改良した。この計算法は、流圧力係数を変化させることによって現地でも適用可能である(高山他4名, 1985)。

鈴木が提案した手法では、船体に関する運動方程式を時間領域で解いて、船体の水平変位と船体に作用する係留力を求めている。この他にも、一点係留システムをブイと船体の複合構造物として複合体に関する運動方程式を時間領域あるいは周波数領域で解く計算法が開発され

ている(佐尾他2名, 1987, 沼田他2名, 1988)。また, 小保方(1987, 1988)は, 振れ回り運動の安定判別法を提案し, 水槽試験および複雑な数値計算を行わなくても, 係留システムの初期計画が可能であることを示している。

以上のように, 一点係留船舶の振れ回り運動に関しては, 多くの研究者が水槽実験および数値計算を実施し, 研究成果は設計に役立てられている。しかしながら, いずれの場合も, タンカーおよび貨物船を対象としており, フェリーのような吃水が比較的浅く, 車両昇降デッキを片側に有するために左右非対称な船型を持った船に対してこれまでの研究成果が適用できるかどうか明らかではない。錨泊については, カテナリーによるチェーン張力を計算する手法は提案されている(上田他2名, 1982)ものの, 錨泊時の船舶の振れ回り運動を取り扱った例はない。また, フェリーの風圧力および流圧力についても調査した例はない。さらに, 近年, 海の波の多方向性を考慮した水槽実験が重要であり(高山, 平石, 1988), 船舶の運動に関しても波の多方向性を考慮しなければならないことが示されている(Mynett, A. E., 他3名, 1989)。多方向波中における海洋構造物の実験結果(竹沢, 小林, 1989)によれば, swayの定常ドリフトが, 一方向波中に比べて50~90%に減少することが示されている。一点係留船舶の振れ回り運動に関する実験で, 多方向波の影響を調べた例はわずかに一例ある(高山他4名, 1988)だけで, 実験ケースが少なく十分な結果が得られていない。

本研究は, 沖縄県と本土を結ぶ定期航路を就航する大型フェリーを対象として, 荒天時における錨泊及びブイ泊船舶に作用する係留張力および振れ回り運動の特性を, 模型実験と数値計算によって検討したものである。模型実験では, 波と風が作用するときの最大作用張力等を探め, 係留張力および振れ回り運動に対する波と変動風の

影響を検討した。また, 多方向不規則波の影響についても検討した。次に, 数値計算の条件として不可欠な風圧力係数をフェリーについて実験的に求め, 従来の風圧力算定式による計算結果と比較して, 算定式の問題点を明らかにするとともに, 改良法を提案した。流圧力係数は, 実験装置がないため, 数値計算結果が実験結果と合うように試行計算によってもとめた。数値計算法としては, 鈴木(1982)が提案した手法を用いたが, 単錨泊および双錨泊についても計算ができるように改良している。数値計算では主に, 係船索長, チェーンの長さおよび径を変えて計算を行い, 係留条件の違いによる張力および振れ回り運動の変化を明らかにするとともに, 最適な係留条件について検討した。最期に, 係船索, チェーンの許容張力およびアンカーの把駐力を考慮して, フェリーの避泊可能性について検討した。

## 2. 模型実験の方法と条件

### 2.1 模型船と係留条件

#### (1) 模型船

本実験では, 実際に, 現在沖縄定期航路に就航している‘飛龍3(略号R3)(有村産業所属)’と‘ぶりんせすおきなわ(PO)’(琉球海運所属)を対象とした。‘飛龍3’は沖縄県と阪神, ‘ぶりんせすおきなわ’は沖縄県と鹿児島県の間をそれぞれ就航している。図-1(1)および(2)は, それぞれ, ‘飛龍3’と‘ぶりんせすおきなわ’の外観を示したものである。‘飛龍3’は自動車航送船のようなずんぐりした船型を持っており, これに対して, ‘ぶりんせすおきなわ’は, 客船に似たスマートな船型を持っている。沖縄航路を就航している他のフェリーは, どちらか一方の船型に似ているので, この2種類のフェリー-模型によって, 定期航路のフェリーを代表することができる。両船とも右舷側に車両昇降用デッキ

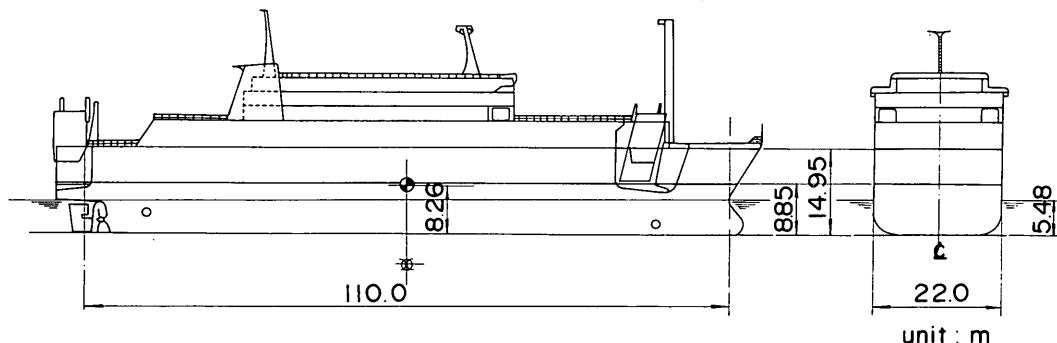


図-1(1) 模型船の外観 ‘飛龍3’



避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討

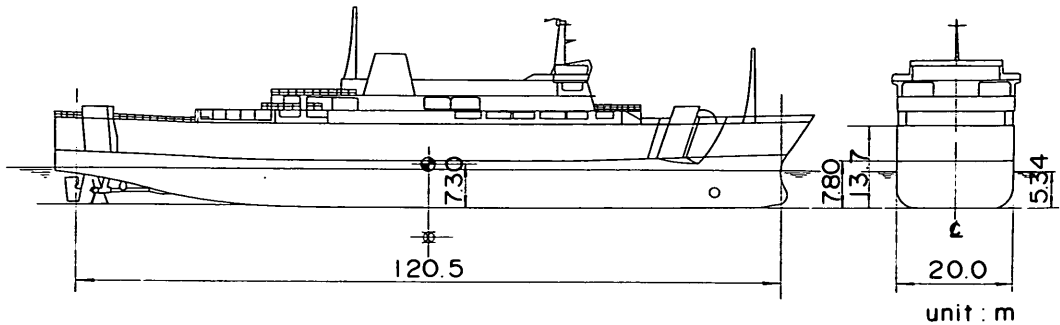


図-1(2) 模型船の外観 ぶりんせすおきなわ

を有しており、タンカーや貨物船のように左右対称な船型にはなっていない。

表-1は避泊時における両フェリーの諸元を示したものである。本実験では、水槽内の実験施設の能力および実験精度を考慮して、1/50の縮尺で模型船を製作した。模型船は、ベニヤ合板で製作し、表面を耐水性のFRP樹脂で塗装している。写真-1は、完成した模型船を示す。

船体を製作した後に、表-1に示した吃水、船体重量、重心位置および慣性モーメントが実機と一致するように、1~2kgの重錘を積んで模型船を調整する必要がある。重錘による調整の仕方は、文献(港湾局1985)等に詳しい。本模型船の調整手順は付録に概説した。表-2に調整後の模型船の諸元と実機との比較を示す。主要諸元の

実機との誤差は5%以内で精度の良い模型となっている。

(2) 係留方式

図-2に係留方式の模式図を示す。図-2において、錨泊は、フェリー所有のチェーンで直接海底から係留する方式で、1本のチェーンで係留する単錨泊と、右舷および左舷側の2本のチェーンで係留する双錨泊を検討した。錨泊用のチェーンは、5000トンクラスのフェリーが通常所有する呼径56mmの鉄鋼製アンカーチェーンで、チェーン長は、単錨泊および双錨泊ともに‘飛龍3’が所有するチェーンの最大長である275mとした。模型実験結果はフルードの相似則に従う。そこで、模型チェーンとしては、実機に対して単位長さ当たりの重量が相似するものを選んだ。しかし、市販されているチェーンの

表-1 船体要目

船名	プリンセス おきなわ		飛龍 3	
	満載状態	避泊状態	満載状態	避泊状態
垂線間距離 ( $L_m$ )	120.0 m	120.0 m	110.0 m	110.0 m
船幅 ( $B$ )	20.0 m	20.0 m	22.0 m	22.0 m
船の深さ ( $D$ )	13.7/7.8 m	13.7/7.8 m	14.95/8.85m	14.95/8.85m
吃水 ( $d$ )	5.768 m	5.34 m	6.25 m	5.48 m
排水量 ( $\Delta$ )	7,024 ton	6,264 ton	8,612 ton	7,207 ton
方形係数 ( $C_b$ )	0.491	0.475	0.555	0.530
重心高さ ( $K_g$ )	8.46 m	7.30 m	9.24 m	8.26 m
横メタセンター高さ ( $K_M$ )	9.98 m	9.99 m	11.09 m	11.99 m
重心～距離 ( $\sigma$ )	aft 5.43 m	aft 3.13 m	aft 2.99 m	aft 3.06 m
横慣動半径/船幅 ( $\kappa_x$ )	0.38	0.40	0.44	0.47
縦慣動半径/船長 ( $\kappa_y$ )	0.26	0.26	0.26	0.26
水面上船体側面投影面積 ( $A_L$ )	986 m <sup>2</sup>	1,039 m <sup>2</sup>	1,024 m <sup>2</sup>	1,111 m <sup>2</sup>
水面上船体正面投影面積 ( $A_f$ )	159 m <sup>2</sup>	167 m <sup>2</sup>	191 m <sup>2</sup>	208 m <sup>2</sup>

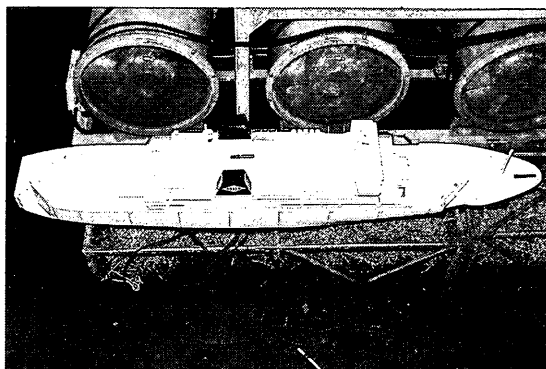


写真-1(1) 模型船外観 (ぶりんせすおきなわ)

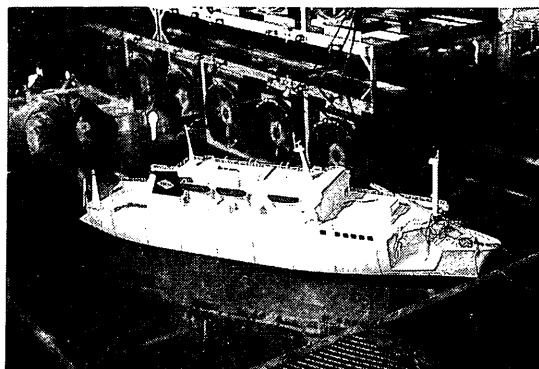


写真-1(2) 模型船外観 (飛龍3)

表-2 模型船と実船の主要諸元の比較

	主要諸元	模型船	実船換算値	実船	誤差
飛龍3	垂線間距離	220 cm	110.0 m	110.0 m	0 %
	空載吃水	10.96 cm	5.48 m	5.48 mm	0 %
	空載重量	54.76 kg	6845 ton	7207 ton	5.0 %
	重心高さ	16.95 cm	8.48 m	8.26 m	2.6 %
	短軸回りの慣性モーメント	17.821 kg m <sup>2</sup>	5569063 ton m <sup>2</sup>	5895038 ton m <sup>2</sup>	5.5 %
	空中側面投影面積	8445.6 cm <sup>2</sup>	2111 m <sup>2</sup>	2101 m <sup>2</sup>	0.4 %
ぶりんせすおきなわ	垂線間距離	241 cm	120.5 m	120.5 m	0 %
	空載吃水	10.68 cm	5.347 m	5.34 m	0 %
	空載重量	49.61 kg	6201 ton	6264 ton	1.0 %
	重心高さ	12.51cm	6.26 m	7.30 m	16.7 %
	短軸回りの慣性モーメント	18.456 kg m <sup>2</sup>	5767500 ton m <sup>2</sup>	6148747 ton m <sup>2</sup>	6.2 %
	空中側面投影面積	6735.3 cm <sup>2</sup>	1684 m <sup>2</sup>	1672 m <sup>2</sup>	0.7 %

種類は限られているので、なるべく目標とする単位長さ当たり重量が目標値と合うような既成のチェーンを選んだ。本実験では飾りチェーンとして用いられているマンテルチェーンを使った。表-3に模型チェーンと実機チェーンの比較を示す。実機アンカーチェーンの単位長さ当たり重量が68.7kg/mであるのに対して、模型チェーンの単位長さ当たり重量は実機換算値で、86.8kg/mとなり、実機よりも少し重たいものを用いたことになる。

ブイ泊は、避泊ブイを用いて、ナイロン製ホーサーによって船首を単点係留する方式で、避泊ブイはアンカーチェーンで海底に係留する。避泊ブイは、香港ビクトリア港の避泊ブイを参考にして、直径3.6m、高さ1.8m、吃水1.4mの円筒型とした。写真-2は本実験で用いたブイ模型の外観を示したものである。ブイに係留するためのブイ係留チェーンは呼径76mm、長さ25mの鉄鋼製とした。一部の実験ケースでは、呼径124mmのもの

を用いることにした。表-3に、模型チェーンと実機チェーンの比較を示す。単位長さ当たりの重量の誤差は、呼径124mmおよび76mmについてそれぞれ2および10%である。

ホーサーはフェリーが所有できる直径135mm、長さ80mのナイロンロープを2本使用するものとした。ナイロン製ホーサーは張力が作用すると伸びる特性を持つ。この伸び率が変化すると、ホーサーによって船首単点係留されている船舶の振り回り運動が変化し、作用張力も変化するので、実験においてはホーサーの伸びを適切に決定する必要がある。(Halliwell A.R. and R.E. Harris, 1988) ナイロン製ホーサーは伸び率が大きく、実験で伸びを相似させるためには、非常に柔らかい係留索を模型として使わなくてはならない。本実験では、鈴木ら(1982)にしたがって、図-3に示すような、コイルバネを3本繋いで、伸びのない釣り糸につないだものを実験に使用した。ナイロンホーサーの種類および径と

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討

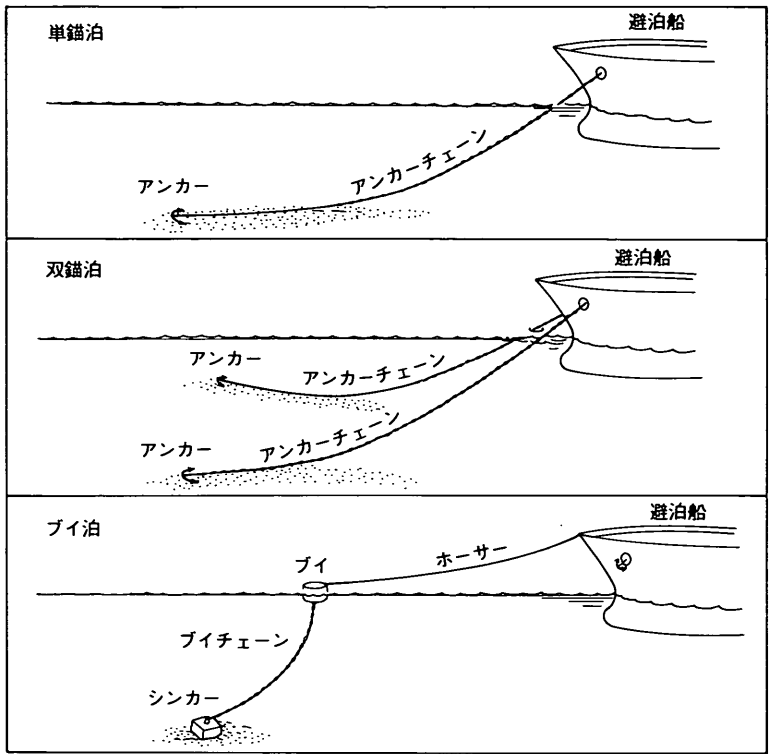


図-2 係留方式の模式図

表-3 実機チェーンと模型チェーンの比較

実機チェーン		模型チェーン		
規格	単位長さ当たり重量 kg/m	規格	単位長さ当たり重量 g/m	実機換算単位長さ当たり重量 kg/m
鉄鋼アンカーチェーン		マルテンチェーン		
φ 76 mm	126.5	ST 80	56.0	140.0
φ 124 mm	336.7	ST 340	131.7	329.3
φ 56 mm	68.7	ST 318	34.7	86.8

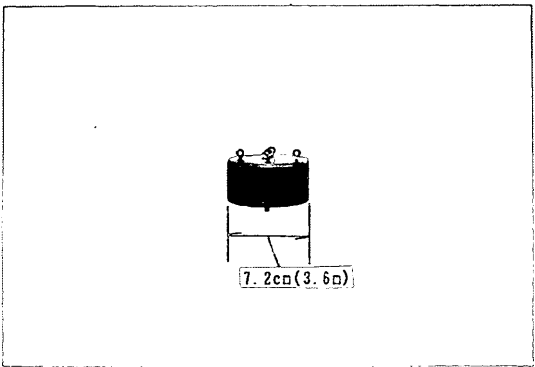


写真-2 ブイ模型外観

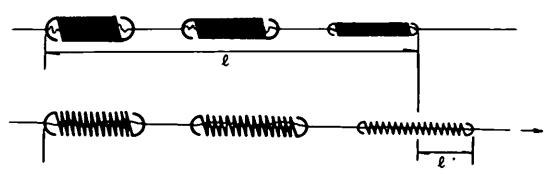


図-3 ホーサー模型伸縮部

その伸び率の関係は、処女ホーサーと一度使用したものとでは異なり、一般に一度張力をかけたホーサーの伸び率は最初に張力をかけたときに比べて小さくなる。(Wilson, 1967) 本実験では、ホーサーの伸び特性としては、Wilson (1967) が示した使用ホーサーの伸び相関式にしたがった。

図-4 に模型ホーサーと実機ホーサーの伸び率の比較を示す。実線で示した実機の伸び率は、ナイロン製ホーサーを2本同時に使ったときの、全体としての伸び特性を示したものである。図-4 の破線は、模型ホーサーの

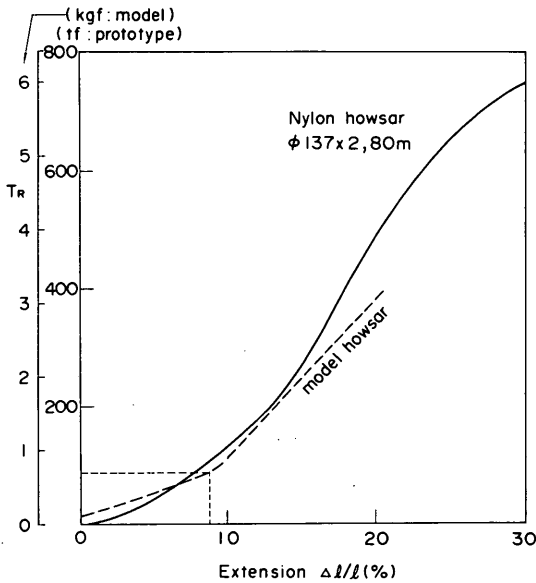


図-4 ホーサーの伸び特性

伸び特性で、伸び率が20%を越えると相似性が悪くなるが、200 tf 以下の荷重が作用する場合には、模型ホーサーの伸び率は、実機によく一致する。

避泊地の水深は、15m で一定とした。

## 2.2 実験に用いた波と風の条件

### (1) 造波装置と発生波の特性

模型実験では、平面水槽内に係留された模型船に風と波を作用させて係留張力と水平運動を測定した。図-5 に模型船、造波装置および送風機の平面配置の一例を示す。平面水槽は、当所大水深海洋構造物の切れ波造波水槽であり、長さ35m、幅25m、深さ1.2mである(高山他2名, 1984)。水槽の一端の水路壁に沿ってサーペント型造波装置(平石, 1990)が設置されており、残りの3方の側壁には、ろ過材料として用いられているヘチマロンをステンレス製の金網で作った直方体に詰め込んだ消波工を設置した。消波工の反射率は非常に小さく0.15程度である(高山, 池田, 1991)。サーペント型造波装置は、造波板幅80cmのピストンタイプの造波機35台からなっている。各造波機には、独立の信号を入力できるので、一方向不規則波および多方向不規則波を造波できる。また、波向をある範囲で任意に変えることが可能である。サーペント型造波装置の構造および基本的な制御方法は、高山ら(1984)が詳説している。写真-3は、サーペント型造波装置による造波の様子を示したものである。

サーペント型造波装置で一方向不規則波を造波する場合、各造波機には、同一の位置指令信号が送られる。一方向不規則波の造波信号は、 $N$  個の正弦波の重ね合わせとして次式のようにシミュレーションできる。

$$\zeta(t) = \sum_{n=1}^N \frac{a_n}{F_n} \cos(\omega_n t + \varepsilon_n) \quad (1)$$

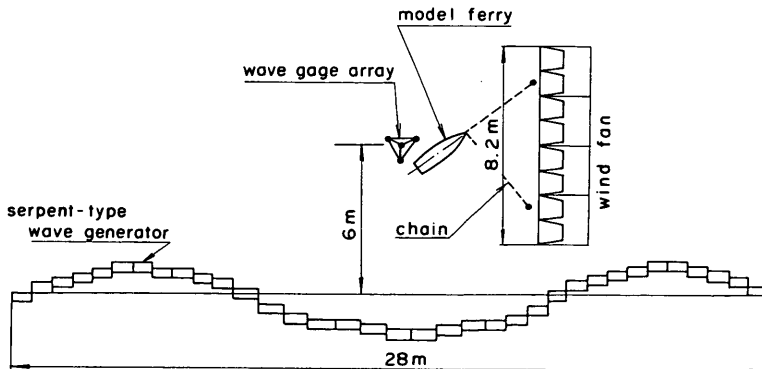


図-5 実験装置の平面配置

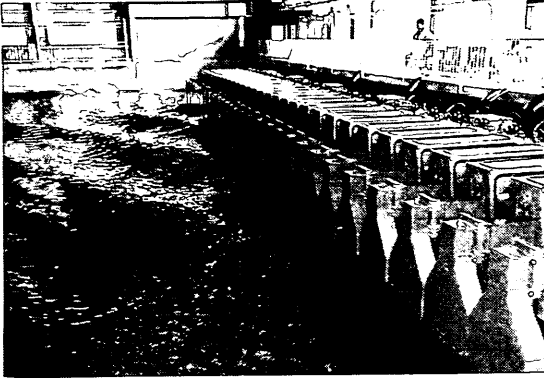


写真-3 サーベント型造波装置

ここに、

$\zeta(t)$  ; 造波板の時間  $t$  における変位

$N$  ; 周波数分割数

$a_n$  ;  $n$  番目の成分波の振幅

$\omega_n$  ;  $n$  番目の成分波の角周波数 ( $= 2\pi f_n$ )

$f_n$  ;  $n$  番目の成分波の周波数

$F_n$  ;  $n$  番目の成分波の造波効率

$\varepsilon_n$  ; 乱数で与えられる  $n$  番目の成分波の位相角

$F_n$  は、ピストン型造波機の場合次式で与えられる (合田, 1982)。

$$F_n = 4 \sinh 2k_n h / (2k_n h + \sinh 2k_n h) \quad (2)$$

ここに  $k_n$  は成分波の波数,  $h$  は水深である。各成分波の振幅  $a_n$  は次式で与えられる。

$$a_n = \sqrt{2 \int_{f_{n-1}}^{f_n} S(f) df} \quad (3)$$

ここに、 $f_{n-1}$ ,  $f_n$  は  $n$  番目の正弦波が代表する周波数帯の下限および上限値である。周波数の分割法としては、各成分波の振幅がほぼ同程度となるように周波数スペクトルを等エネルギー分割する手法を用いた (永井, 1978)。周波数スペクトルは、次式で示す Bretschneider-光易型を採用した。

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

実際には、式(1)は、ある時間間隔  $\Delta t$  ごとに計算されて、造波機に出力される。本実験の場合  $\Delta t = 0.04$  s,  $N = 100$  としている。

サーベント型造波装置で多方向不規則波を造波する場合、造波信号の作成法としては、シングルサンメーショ

ンおよびダブルサンメーション法の二通りが考えられる (Takayama, Hiraishi, 1989)。シングルサンメーション法では、異なった周波数の成分波はそれぞれ異なった波向を持つものとして考えられる。ダブルサンメーション法では、各周波数において、全方位にわたって成分波が分布しているとする。成分波数が非常に大きい場合には、両手法に本質的な違いはなく、同一の方向分布特性を有する多方向波が造波できる。しかし、目標とする多方向不規則波を造波するために必要な成分波数の数は、シングルサンメーションとダブルサンメーションの場合を比較すると、シングルサンメーションの場合に、より小さくなる。Takayama, Hiraishi (1989) の検討によると、所要の成分波数は、シングルサンメーションおよびダブルサンメーションの場合、それぞれ450および9000となる。本実験で用いた造波装置では、ダブルサンメーション法で多方向不規則波造波信号を作成している。

ダブルサンメーション法による多方向不規則波の造波信号は、周波数および波向の異なる斜め方向に進む規則波 (斜め波) の線形重ね合わせとして示される。すなわち、 $l$  番目の造波板の時間  $t$  における変位  $\zeta(t, l)$  は次式で与えられる。

$$\zeta(t, l) = \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M \frac{a_{nm}}{F_n} \times \cos(\omega_n t + l k_n b \sin \theta_m + \varepsilon_m) \quad (5)$$

ここに

$N$  ; 周波数分割数

$M$  ; 方向分割数

$a_{nm}$  ;  $n \times m$  番目の成分波の振幅

$b$  ; 造波板幅

$F_n$  ; 式(2)で示されるピストンタイプ造波機の造波効率

$\theta_m$  ; 成分波の波向

ここで波向は、造波板列に直角方向を0度とし、反時計まわりを正として定義する。

$\varepsilon_m$  ; 乱数で与えられる位相角

である。乱数列は、通常計算機で疑似乱数を発生させて作成する。乱数列を変えると連の異なる波を作成することができる。成分波の振幅は次式で計算する。

$$a_{nm} = \sqrt{2 \int_{f_{n-1}}^{f_n} \int_{\theta_{m-1}}^{\theta_m} S(f, \theta) d\theta df} \quad (6)$$

ここに、 $f_{n-1} \sim f_n$  および  $\theta_{m-1} \sim \theta_m$  はそれぞれ成分波を代表する周波数および波向の範囲である。 $S(f, \theta)$  は

造波目標とする方向スペクトルで、次式で示される。

$$S(f, \theta) = S(f) G(f|\theta) \quad (7)$$

ここに、 $S(f)$  は、周波数スペクトルで、前述の Bretschneider-光易型を用いた。 $G(f|\theta)$  は方向別のエネルギー分布を示す方向関数である。 $G(f|\theta)$  の関数型としては、光易ほか (1975) が提案し、合田、鈴木 (1975) が改良した次式の光易型方向関数を用いた。

$$G(f|\theta) = G_0 \cos^{2s} \left( \frac{\theta}{2} \right) \quad (8)$$

ここに  $G_0$  は波向き範囲における  $G(f|\theta)$  の積分値を 1 とするための定数で次式で示される。

$$G_0 = \left[ \int_{\theta_{\min}}^{\theta_{\max}} \cos^{2s} \left( \frac{\theta}{2} \right) d\theta \right]^{-1} \quad (9)$$

$\theta_{\min}$ ,  $\theta_{\max}$  はそれぞれ成分波の波向き範囲の最小値および最大値である。 $S$  は波の方向集中度を示す値で、方向集中度パラメータ  $S_{\max}$  を用いて次式のように提案されている。

$$S = \begin{cases} S_{\max} (f/f_p)^5 & : f \leq f_p \\ S_{\max} (f/f_p)^{-2.5} & : f > f_p \end{cases} \quad (10)$$

ここに  $f_p$  は次式で推定されるピーク周波数である。

$$f_p = 1 / (1.05 T_{1/3}) \quad (11)$$

実際に多方向不規則波を造波するときには、ミニコンピュータシステムによって、あらかじめ式(5)を計算しておき、計算結果をディスクに書き込んでおく。そして DMA (Direct Memory Access) 方式によって、ディスク内の造波信号を造波機に送信して多方向不規則波を造波する。 $M=1$ ,  $\theta=0^\circ$  のときは式(5)の造波信号は式(1)で示した一方向不規則波の造波信号と一致する。

港内避泊の場合は、避泊地は防波堤で守られるので、風速は大きいけれども波高は小さい。本実験では、石垣および平良港の設計波を参考にして、港内の避泊地において以下の波が作用するものとした。

波-1 : 有義波周期  $T_{1/3} : 10\text{s}$   
有義波高  $H_{1/3} : 1.5\text{m}$   
一方向不規則波

波-2 : 有義波周期  $T_{1/3} : 12\text{s}$

有義波高  $H_{1/3} : 1.5\text{m}$   
一方向不規則波

波-3 : 有義波周期  $T_{1/3} : 12\text{s}$   
有義波高  $H_{1/3} : 1.0\text{m}$   
多方向不規則波

波-3の多方向不規則波の方向集中度の目標値は

$$S_{\max} = 25$$

とした。

本実験では、模型船を繋いで係留実験を行う前に、実験波の検定を行った。検定実験では、図-6 に示すよう

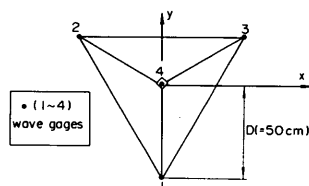


図-6 波高計アレイ

な正三角形の3頂点および中心点に波高計を取り付けた波高計アレイを用いて波を測定した。アレイの中心は造波装置から6m離れた地点に設置した。波高計に収録した水位データは、デジタルデータに変換して計算機で解析した。本実験では、波の解析にはゼロアップクロス法を用いて有義波高  $H_{1/3}$ , 有義波周期  $T_{1/3}$  を求めた。周波数スペクトルは、FFT法によって計算した。また、多方向不規則波の方向関数は4台の波高計の同時記録からベイズ型モデルを用いた計算法によって求めた(橋本, 1988)。

図-7は、波-1の周波数スペクトルを示す。実験波の周波数スペクトルは、目標とする Bretschneider-光易型とよく一致し、精度の良い造波ができています。表-4は、実験波の有義波高および周期をまとめたもので、連の異なる波を2回造波して測定したものの平均値である。周期は目標値とはほぼ一致するが、波高は、多方向波の場合10%程度小さくなり、0.9m程度の波を作用させたことになる。図-8は、エネルギー密度の高いピーク周波数近傍の方向関数の分布形を示したものである。ピーク周波数における方向関数の分布形は、 $S_{\max} = 10$  の場合の計算結果に近く、目標とした  $S_{\max} = 25$  の分布形よりエネルギーの方向集中度が小さい。ダブルサンメー

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討

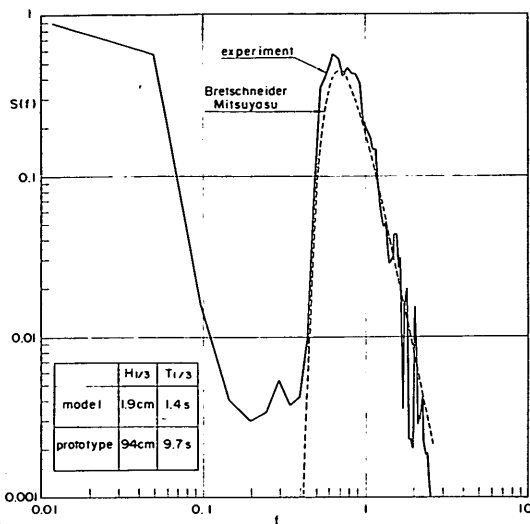


図-7 実験波の周波数スペクトル

ション法で造波された多方向不規則波は、成分波数が十分ではない場合、成分波間の位相差がクロススペクトルの値に影響をおよぼして（フェイズロック現象（Jefferys, 1987））、造波された波の方向集中度が目標値と一致しないと言われている（高山, 平石, 1988）。本実験装置で重ね合わせることができる成分波数が不十分であったために、本実験では、表-4に示すように、 $S_{max} = 10$ 程度が多方向不規則波を作用させて実験を行ったものと考えることができる。

(2)送風機の概要

本実験では、図-5に示すように、係留船舶に風を作用させるために可動式の送風機を用いた。本送風機は、径70cmのファンを4台横一列に固定したもので、ステンレス製架台上に設置される。図-9は送風機の組み立て図を示す。電動ファンは1台ごとに鉄製の風胴に覆われており、風胴の吹き出し口の大きさは、高さ50cm、幅100cmである。また吹き出し口には、角度調整のできる水平板が3枚ついており、風の水面に対する吹き出

表-4 実験波の波高と周期

	周期 $T_{1/3}$ (s)		波高 $H_{1/3}$ (m)		方向集中度 $S_{max}$	
	目標値	実験値	目標値	実験値	目標値	実験値
波 - 1	10	9.5	1.0	0.93		
波 - 2	12	11.9	1.0	1.00		
波 - 3	12	11.6	1.0	0.90	25	10

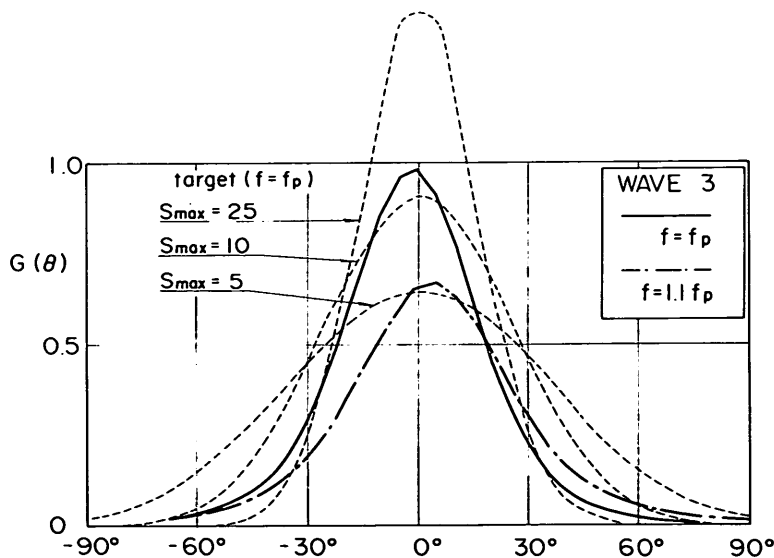


図-8 実験波の方向分布関数

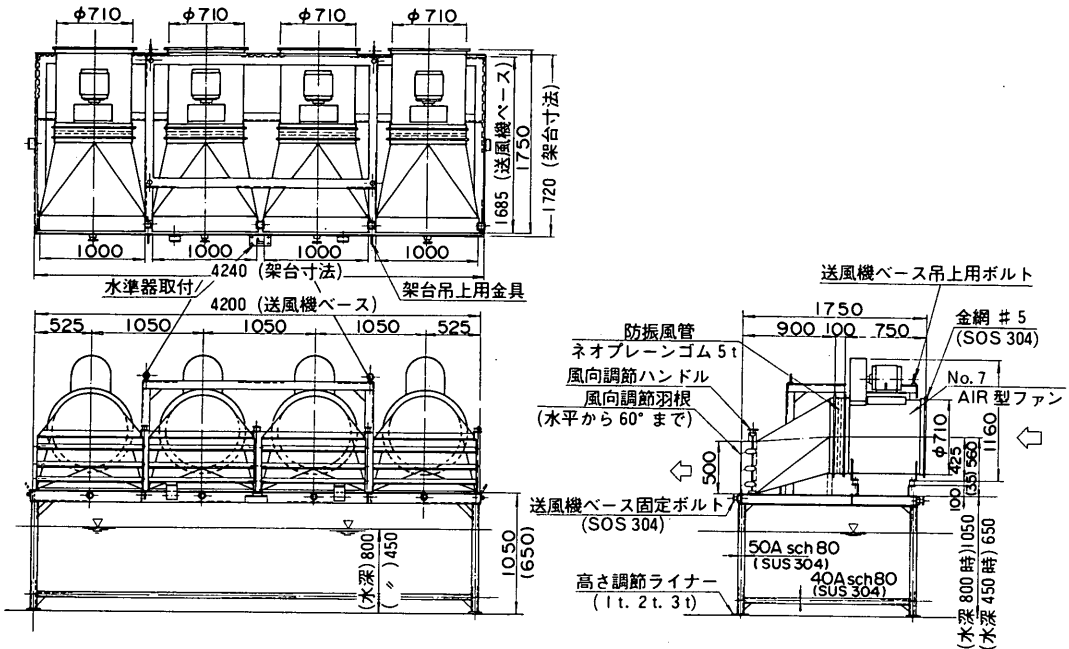


図-9 送風機組立図

し角度を変えることができる。4台のファンを用いた送風機全体の幅は、420cmである。送風機を支えるステンレス製架台は、高さ65および105cmの2種類あり、水深に応じて送風機の高さを変えることができる。本実験では、高さ65cmの架台を用いた。そして、このような送風機を2台用いて、実験室内で幅約8mの範囲で風を起こすことができるようにした。送風機および架台は、実験室内の天井走行クレーンで移動させることができるので、送風機の平面的な位置を変えることによって、

風向を変えることができる。写真-4に送風機の前面と後面の様子を示す。

電動ファンは、インバーターと呼ばれる一種の抵抗器で制御され、インバーターの周波数を変化させることによって、ファンの回転速度を変化させることができる。図-10は送風機の制御方法を模式的に示した図で、制御盤内に収納されたインバーターの周波数は、インバーター内の制御パネルによって手動で変化させることができる。本装置の場合、パーソナルコンピューターからの指令信

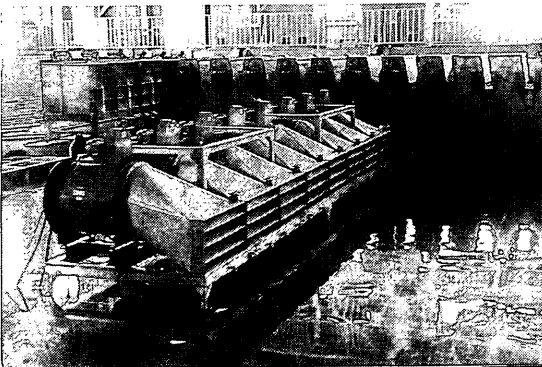


写真-4(1) 送風機外観 (前面)

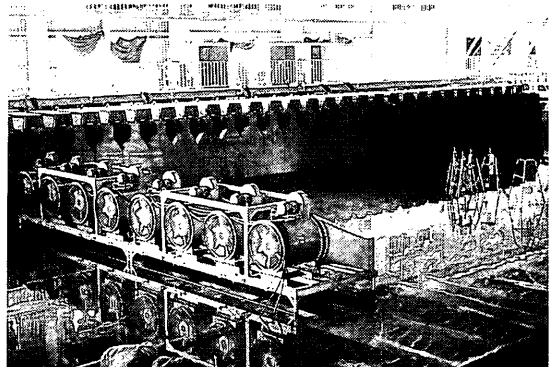


写真-4(2) 送風機外観 (後面)



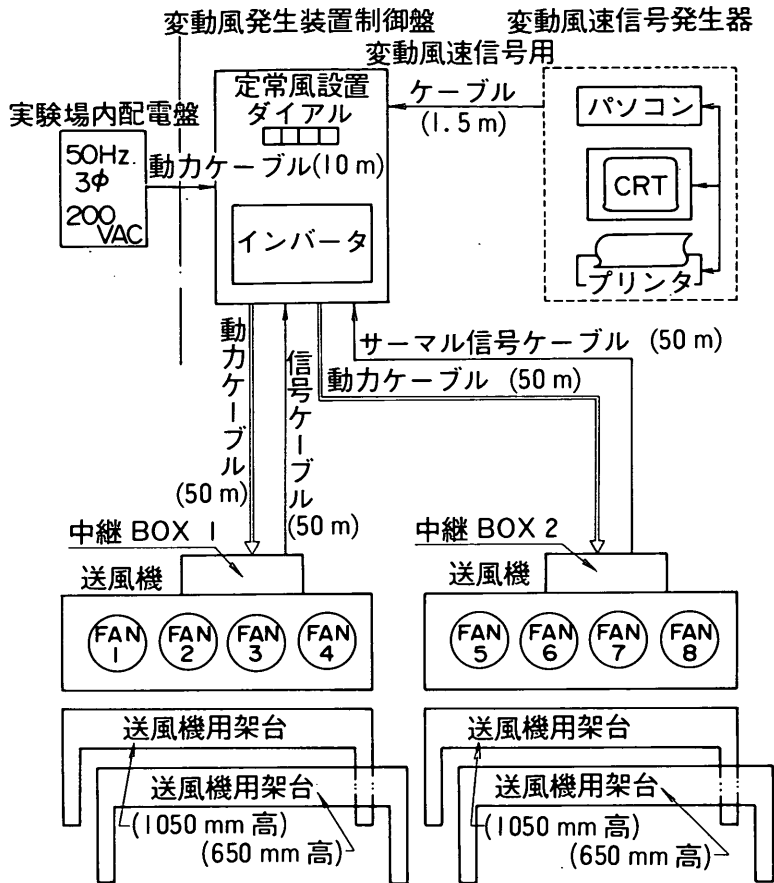


図-10 送風機の制御方法

号によって、インバーターの周波数を変化させ、風速一定の定常風および風速があるエネルギースペクトルにしたがって変化する変動風が発生できるようにした。制御盤と送風機は、長さ50mのケーブルで接続されており、水槽端部に固定された制御盤から50m離れた地点まで送風機を移動できる。

変動風のスペクトルとしては、代表的なものとして、Davenportおよび日野の提案式を挙げることができる。これらのエネルギースペクトルは、橋梁、給水塔などの構造物の耐風性の検討に広く用いられている(清宮, 1980)。以下に、Davenportと日野が提案したエネルギースペクトルを示す。

1) Davenportの提案したエネルギースペクトル

$$\frac{fF_v(f)}{U_{10}^2} = K_f \frac{X_D^2}{(1 + X_D^2)^{1/3}} \quad (12)$$

ここで

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

$U_{10}$ : 基準高度10mにおける平均風速 (m/s)

$K_f$ :  $U_{10}$ を用いて定義した表面摩擦係数

Davenportは表面摩擦係数については、地表の状況に応じて表-5に示すような値を提案している。Davenportのエネルギースペクトルでは高度の影響が入らな

表-5 ダavenportの抵抗値

地表の状況	$K_f$
波面の立つ開けた水上	0.001~0.002
開けた草原	0.003~0.005
樹林, 森林, かん木地帯	0.015~0.03
都市の市街化地区	0.03 ~0.05

いので、日野は高度のパラメーターを導入し、また高周波数領域においてエネルギー密度が一定となるように次のようなエネルギースペクトルを導入した。

2) 日野の提案したエネルギースペクトル

$$F_u(f) = 0.238 \frac{\bar{U}^2}{\beta_w} \left\{ 1 + \left( \frac{f}{\beta_w} \right)^2 \right\}^{-5/6} \quad (13)$$

ただし

$$\bar{U}^2 = 6 K_f U_{10}^2$$

$$\beta_w = 1.169 \times 10^{-3} \times \frac{U_{10} \alpha}{\sqrt{K_{fr}}} \left( \frac{Z}{10} \right)^{2m_w \alpha_w - 1} \quad (14)$$

$$(15)$$

ここで、

Z : 高度 (m)

$\alpha_w$  : 平均風速の鉛直分布のべき指数

$m_w$  : 気層の安定度を示す修正係数 (暴風時では、 $m_w = 2$ を用いるのがよいとされている)

図-11は、Davenportと日野のパワースペクトルを比較したもので、計算条件としては、 $U_{10}$ を50m/s、表面摩擦係数を0.003、高度を15m、べき指数を1/8とした。なお、風速の変動成分の時系列データは、次式で作成できる。

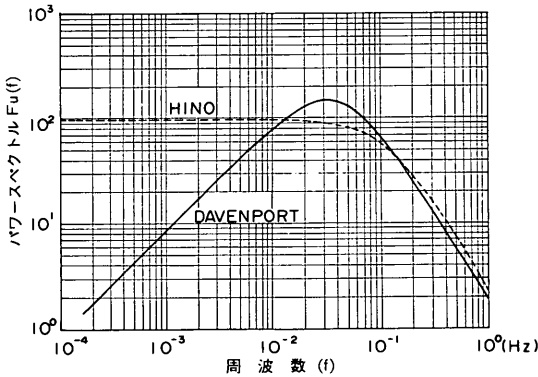


図-11 Davenportと日野のスペクトル

$$u(t) = 2 \sum_{i=1}^N \sqrt{F_u(f_i)} \Delta f \cos(2\pi f_i t + \varepsilon_i) \quad (16)$$

ここで

N : 考慮する周波数領域中の周波数の個数

$\Delta f$  : 周波数のきざみ幅

$\varepsilon_i$  : 位相

Davenportと日野のエネルギースペクトルのどちらが優れているかについては、有効なデータが無いので、本送風機では、両方のスペクトルを用いて、インバーターに対する電気信号が作成できるようにした。具体的には、インバーターの周波数をエネルギースペクトルにしたがって変動させることになる。

ファンの回転速度とインバーター周波数の関係を決定するために、写真-5に示すような熱線風速計を用いて、ファン前面の風速分布を調べた。図-12は、風速分布を

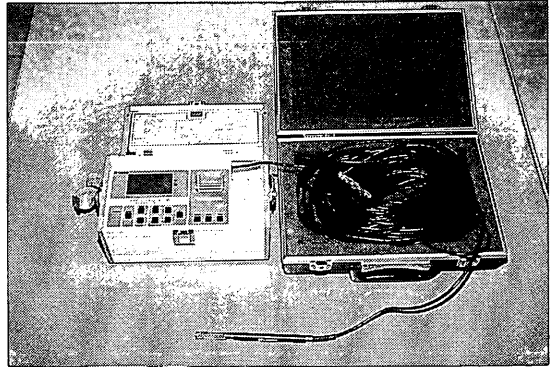


写真-5 熱線風速計

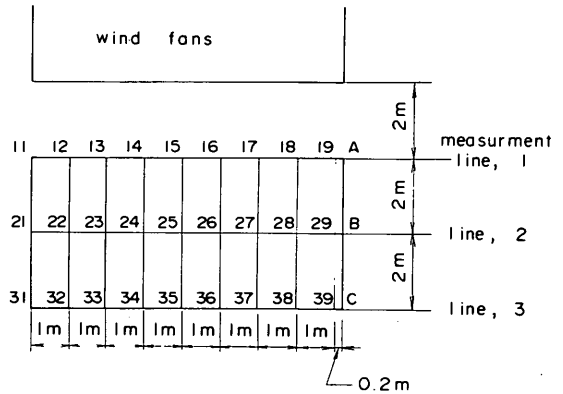


図-12 風速測定点

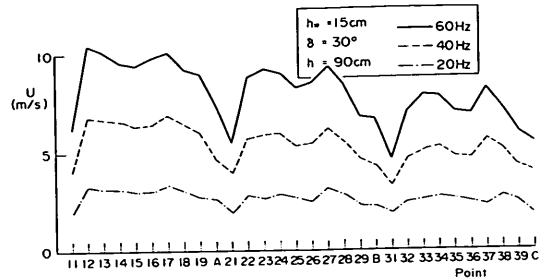
調べるための風速測定点の空間的な配置図を示す。図-12に示すように風速測定線を、ファン列に平行に、ファンから2, 4, 6m離して3列設け、各測定線上には、ほぼ2mおきに測定点を設置した。本実験で使用した熱線風速計は、0.1秒間隔でデジタルデータとして瞬間風速を検出する。実験室内であっても、風速は一定せず対流等の影響を受けて変動するので、10秒間の平均風

速を2回測定して、その平均値を測定点の代表風速とした。また、測定点の水面上の高さは模型船の高さを考慮して、5および15cmの2種類とした。さらに吹き出し口の水平板の角度によっても風速は変化するので、水平板の角度を $0^\circ$ から $30^\circ$ まで数種類に変化させた。ここで、 $0^\circ$ は、水平板が水面と平行な状態を示し、水平板の前部が水平面より下方へ傾いたときの角度を正とした。

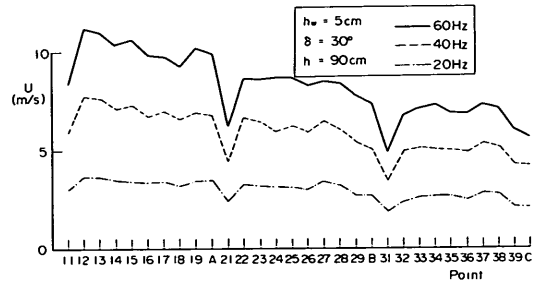
図-13(1)~(4)に各測点で得られた10秒間平均風速の分布をしめす。図の中で、 $h_w$ は測定点の水面上の高さを示す。 $\delta$ は水平板の傾き角を示す。図中の実線、破線および一点鎖線はそれぞれインバーターの周波数を20, 40および60Hzとしたときの風速を示す。インバーター周波数は、60Hzが最大である。図-13からわかるように、No.11~19, 21~29および31~39の測点は、それぞれ送風機から同一距離上に位置する。同一測線上の両端部に当たる11, 19, 21, 29および31, 39を除くと、送風機より同一距離に位置する測線上での風速はほぼ等しい。たとえば、 $\delta = 0^\circ$ ,  $h_w = 5\text{cm}$ の時、測点12~18間の最大風速は、7.3m/s、最小値は5.5m/sで、大きな差は生じていない。測点22~28では、風速の最大値および最小値はそれぞれ5.1, 6.9m/sであり、測点32~38では、それぞれ5.2および6.4m/sである。送風機からの距離が大きくなるほど、風速の分布は様になり、最大値と最小値の差は小さくなる。 $h_w = 15\text{cm}$ として測点の高さが高くなった場合、測点12~18では、6.2から8.0m/s、測点22~28では5.4から7.3m/sになる。測点32~38では、5.8から7.1m/sまでの値を取る。

傾き角 $\delta$ が $30^\circ$ になると、同一距離に位置する測線上の風の分布はより様になり、最大値と最小値の差はより小さくなる。たとえば、 $h_w = 5\text{cm}$ の場合、測線12~18では、最小値および最大値は、それぞれ9.3m/s、および11.2m/sである。測線22~28では、8.3m/sおよび8.6m/sである。測線32~38では、風速は、6.9から7.3m/sの間の値を取り、その差は、0.4m/sと非常に小さい。したがって、送風機前面の広い範囲にわたって、様な風速分布の場を必要とする場合には、水平板を下方へ傾けて使った方がよい。 $\delta = 30^\circ$ および $h_w = 15\text{cm}$ の場合には、水面という一種の整流板から離れるため、風速はややばらつくようになる。しかし、そのばらつきは小さく測点22~28の場合1.0m/sである。

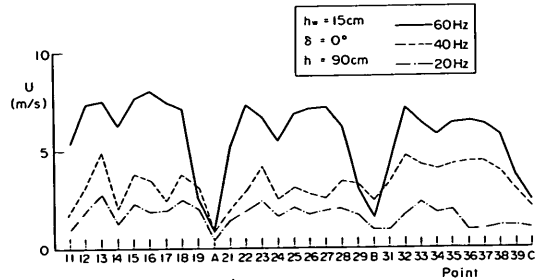
すなわち、送風機に平行な測線上では、ほぼ様な風速分布が得られ、平均値で、その測線上の風速を代表することができる。端部を除いた測線上の平均風速を表-6に示す。表-6より、本模型船の高さの範囲内では、



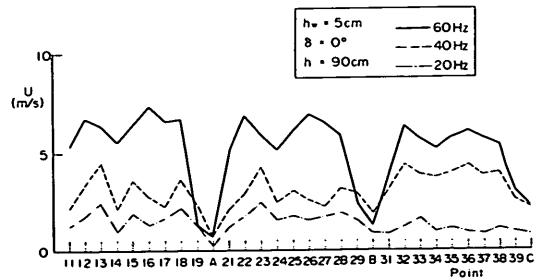
(1)  $h_w = 15\text{cm}$ ,  $\delta = 30^\circ$ の場合



(2)  $h_w = 5\text{cm}$ ,  $\delta = 30^\circ$ の場合



(3)  $h_w = 5\text{cm}$ ,  $\delta = 0^\circ$ の場合



(4)  $h_w = 5\text{cm}$ ,  $\delta = 0^\circ$ の場合

図-13測定線上における風速分布

表-6 風速の実験値

測線の送風機 からの距離	D <sub>r</sub>	δ (deg)												
		0°		5°		10°		15°		20°		25°		
		f	h <sub>w</sub>	5	15	5	15	5	15	5	15	5	15	
2	m	20	1.75	2.07									3.46	3.16
		40	3.15	3.37									7.15	6.57
		60	6.49	7.29									10.29	9.79
4		20	1.85	1.93		2.35	3.00	3.02		3.14		3.04	3.20	2.80
		40	2.95	3.05		4.67	5.32	5.84		6.00		5.70	6.24	5.69
		60	6.14	6.62		6.75	7.39	8.13		8.29		8.22	8.54	8.79
6		20	1.24	1.95									2.58	2.61
		40	3.98	4.32									5.01	4.93
		60	5.73	6.40									7.00	7.43

鉛直方向の風速の変化は小さく、ほぼ様な風速となっていることがわかる。また、周波数と風速はδ=30°の場合ほぼ比例しているが、δが0°の場合は比例せず、風速と周波数の相関がつけにくいことがわかる。測線の距離が遠くなるにしたがって風速は小さくなり、風を下方へ吹かすために、その減衰率はδ=30°の場合の方が大きい。そこで、実験では、風速の水平方向へのばらつきが小さく、また周波数と風速との相関が線形関係となることから、水平板をある程度下方へ傾けて風を起こすことにした。また、模型船の係留チェーンが長さ550cmであることから、模型船をあまり送風機へ近づけられないこと、あまり離れた場合には、風速が小さくなり所定の風速が起こせない、ということ considering、送風機より4m離れた測線上に模型船の中心が位置するように係留するものとして、4m離れた測線上の風速を代表風速と考えた。

4m離れた測線上では、傾き角が大きいほど平均風速は大きい。傾き角δが30°の場合には、吹き付けられた風によって送風機前面で波が生じ、実験結果に影響を与える。そこで、δを15°から30°まで変化させて、4m離れた測線で所定の平均風速が得られるように、また実験に影響を及ぼすような波が起こされないように、最適なδを選んだ。結論として、本実験ではδ=10°を採用した。

図-14は、各インバーター周波数における測点22~28上の平均風速を示したものである。図中の直線は、h<sub>w</sub>=5および15cmでの測定値より最小二乗法によって求めた周波数と風速の相関直線である。この直線より、実機で30, 40および50m/sに相当する風速を起こすためには、インバーターの周波数f<sub>I</sub>を31.7, 42.3および52.9とすれば良いことがわかる。

次に、風の変動性を調べるために風速変動成分の周波数スペクトルを調べた。変動成分を調べる検定実験では、熱線風速計を送風機中心から4m離れた地点で、水面上15cmのところに固定し、0.2秒間隔で記録されたデジタルデータをコンピューターに記録して、波の解析と同様のプログラムを用いて周波数スペクトルを求めた。解析データ数は1024個である。収録した変動データは、実機に換算して、57秒(実機相当)間の移動平均を行って、平均値を求める。この平均値からの変動成分について、スペクトル解析を行った。

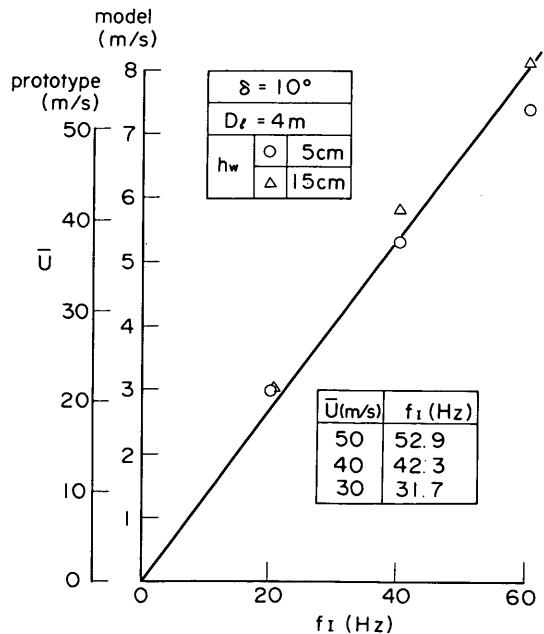


図-14 インバーター周波数と風速の関係

図-15~17は変動成分の解析結果をしめす。図-15は、風速50m/sの定常風を測定した結果で、左上の図が、測定データの時系列波形と太い実線で移動平均操作で求めた平均風速を示す。平均風速の変動性は小さく、ほぼ50m/sの平均値を持つ風が起こされていることがわかる。左下の図面は、測定値より平均値を差し引いた変動成分をしめす。変動幅は約10~20m/s程度で、波の解析と同様にして振幅の有義値を求めると、14.4m/sとなり、インバーターの周波数が一定であっても、実験室内で起こされた風は、ある程度の変動性を持つことがわかる。この原因としては、実験室内の対流、ファンの回転による風洞の振動、熱線風速計指示部自体の振動などが考えられる。右側の図面は、変動成分の1サイドのエネルギースペクトルを示す。実機換算値で、0.03から0.3Hzの周波数を持つ変動が現れており、0.12Hzで鋭いピークをしめす。このピーク周期は、他の変動風の測定ケースでも観測された。模型での値は、1.1秒程度で、全計測ケースでみられることから、風洞、架台あるいは、風速計指示部の振動によるものと考えられるが、はっきりしたことはわからない。

図-16および17はそれぞれ、平均風速50m/s（実機換算値）として起こした日野および Davenport のエネルギースペクトルを持つ変動風の測定結果をしめす。それぞれ、連を変えて2回計測を行ったが、連による相違はみられなかったので、片方の計測結果だけを示している。変動幅は、定常風の場合に比べると大きく、有義波高の計算方法で変動成分の大きさを計算すると、図-16、図-17の場合、それぞれ、実機換算値で、19.0、および17.4m/sであり、日野のエネルギースペクトルを目標として起こした方が変動のエネルギーはやや大きい。スペクトル形を見ると、全ケースにおいて、模型値で、1.0秒程度にピークを持つ。このピーク周波数は、定常風の場合と等しく、装置の振動などの機械的な影響と考えられる。日野および Davenport 型を目標として起こした風のスペクトルを比較すると、両者の間に明確な差異はみられない。両者の変動スペクトルのエネルギー密度は、0.03~0.6Hzの範囲で、定常風の場合に比べて10倍以上大きい。したがって、本送風機で起こした風の特性和して次のようなことが考えられる：

定常風として起こしても変動性は含まれる。特に、模

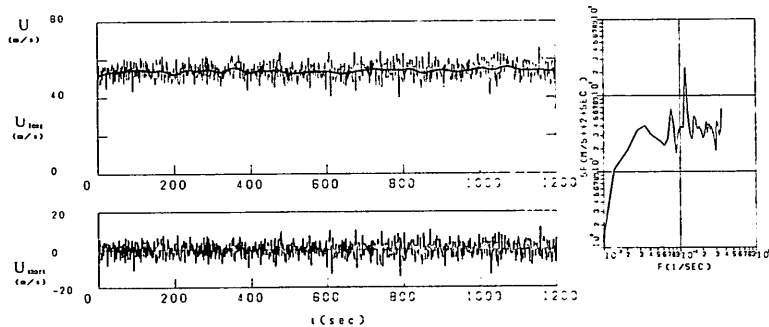


図-15 定常風のスペクトル解析

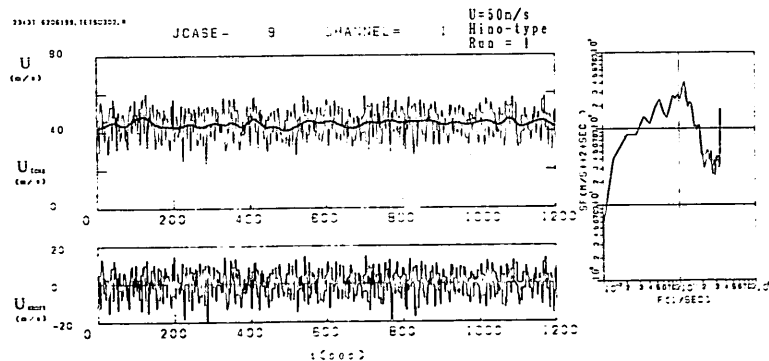


図-16 日野のパワースペクトルを目標とした変動風

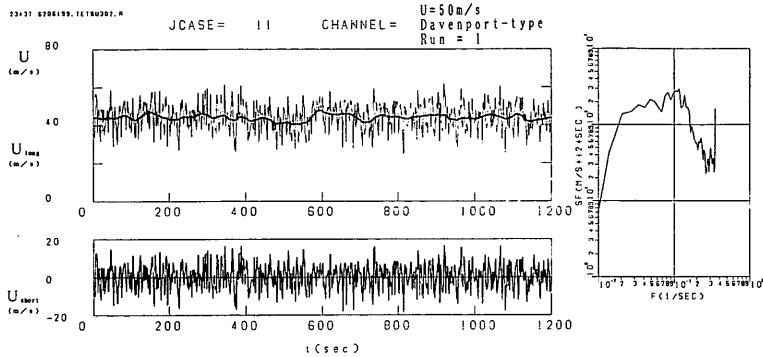


図-17 Davenportのパワースペクトルを目標とした変動風

型での値で1秒程度の機械的な振動成分を顕著に含んでいる。変動風を発生させた場合、その変動成分のエネルギー密度は、定常風の10倍程度で、定常風と異なった風の場合が得られている。スペクトル形は、日野およびDavenport型を目標とした場合では、顕著な差がなく、日野とDavenport型のスペクトル形の相違による実験結果の違いを調べることはできない。変動の大きさは、日野のスペクトル形を目標として起こした風の方がやや大きい、変動の大きさの違いによる実験結果の差異は非常に小さいと思われる。

日野とDavenport型のスペクトルの相違が実験風では現れなかった原因としては、ファンの回転による慣性があるために、信号が変化してもそれに応じてファンの

回転数が即座に変化するわけではないことが考えられる。したがって、信号の変動成分が少し変化しても、ファンの回転数はそれほど変化しないものと思われる。

図-18は実機換算した実験風のスペクトルを2サイドで示して、目標とした風の変動成分のスペクトルと比較したものである。実験風のスペクトルは、速を変えて2回起こしたものの平均値である。図-18において、wind S、DおよびHは、それぞれ定常風、ダーベンポートおよび日野のスペクトルを持つ変動風を目標として起こした風のスペクトルであることを示す。図-16および17で考察したように、wind HおよびDの変動成分の周波数スペクトルはほぼ同一の形を示し、ほぼ同じ変動特性を持つ風が起こされていることがわかる。両者のエネ

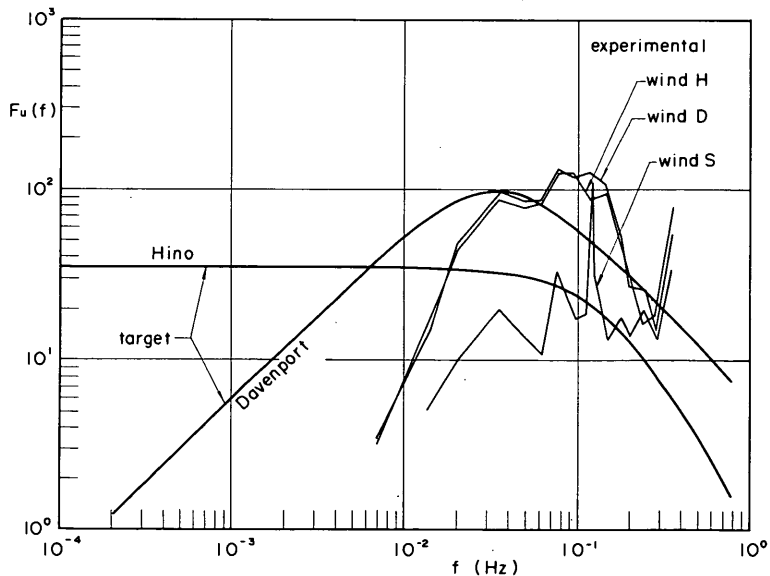


図-18 風のスペクトルにおける目標値と測定値の比較

ルギーレベルはダーベンポート型により近いものの、長周期側のエネルギーレベルが目標値より小さい。wind S は定常風として起こしたものであるが、変動成分は  $10^{-1}$  Hz 付近では日野のスペクトル密度に近い値を持つ。しかし、長周期側ではエネルギー密度は非常に小さい。また、0.12 Hz 付近の機械的な振動によって生じたと思われるピークを除いては、そのエネルギーレベルは、wind H および D の  $1/10$  以下であり非常に小さい。したがって、wind S は、ほぼ定常風としてみなすことができるので、実験においては定常風として結果を整理した。wind H および D は変動成分のエネルギーレベルが大きく変動風としてみなすことができるが、両者を異なった変動性を持つものとしては考えられない。そこで実験では、2種類の変動風を作用させることはできないので、変動風としては wind H を主に用い、'目標とした Davenport 型のスペクトルを持つ変動風よりも変動成分のエネルギーが小さく、少し異なった変動性を有す

る風' が作用するものとして、実験結果を整理した。

### 2.3 測定手法および実験ケース

#### (1) 測定項目と実験ケース

図-19に、模型船の係留張力と振れ回り運動を調べる実験における座標の定義と実験の模式図を示す。図-19において  $\beta$  は波向で、風向に対する相対角として、反時計まわりの方向を正として定義される。双錨泊の場合は、2本の錨泊チェーンが伸びきったときにつくる角度を開き角  $\theta'$  として定義し、風向  $\alpha$  は開き角を2等分する直線を  $0^\circ$  として反時計まわりを正として定義する。このとき波向は、2等分線からの角度  $\beta$  として定義され、波と風の成す相対角は  $\beta'$  とする。

チェーンに作用する係留張力は、図-20に示すように、アンカーチェーンの海底側および錨泊チェーンの船側に取り付けられた小型張力形で測定する。写真-6は、双錨泊における船首部分の取り付け点を示したものである。ホーサー模型は、伸びを相似するためのコイルバネの部

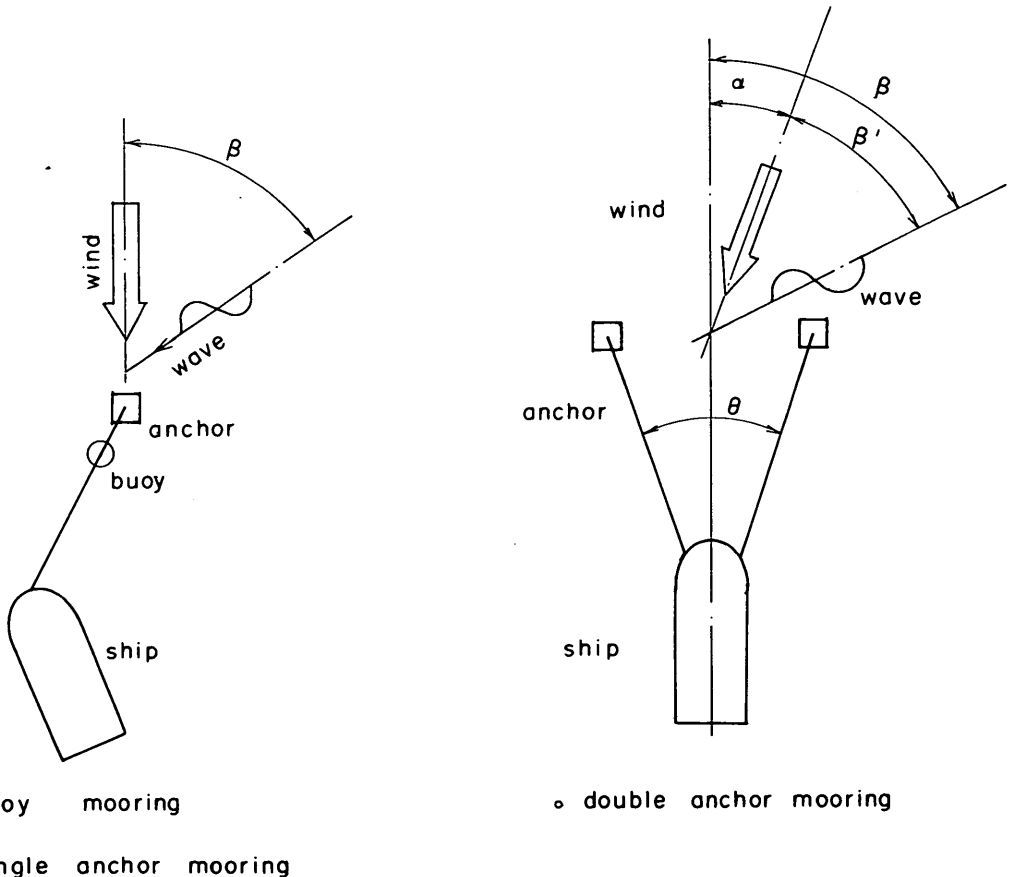


図-19 風および波の作用角の定義

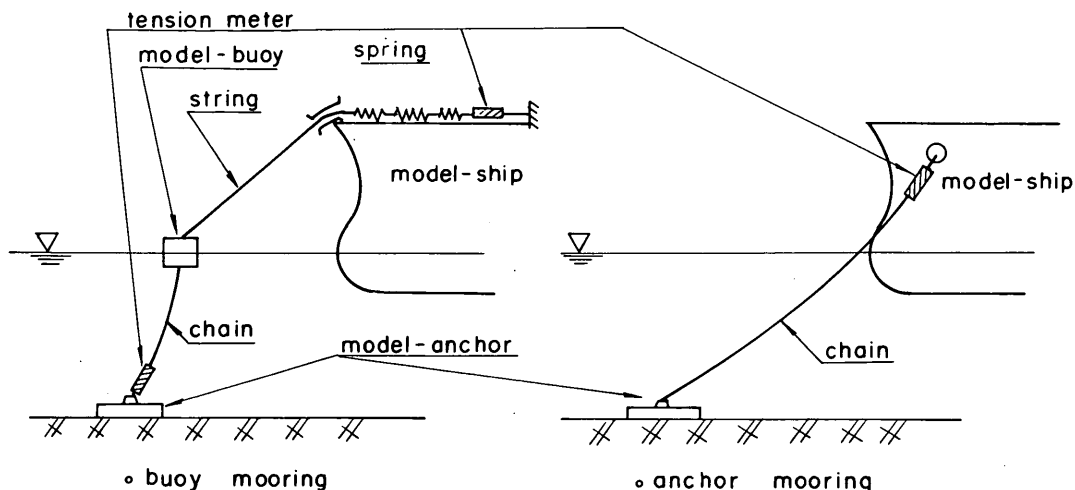


図-20 張力計取り付け点

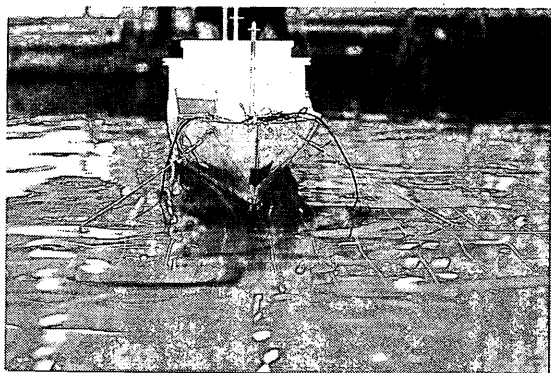


写真-6 係留状態

分を船上に固定しバネの重量が影響することを防いだ。張力計は、バネの固定点とバネと間に取り付け、ホルサー張力を測定した。

作用する風は、あらかじめ検定しているので、実験中は測定しない。波は、模型船の反射波の影響を調べるために、模型船の振れ回り運動の障害とならないように1本の波高計を設置して、振れ回り運動中の波のスペクトルを調べた。また、実験室天井からビデオで模型船の動きを撮影して、模型船の水平運動を調べた。実験では、ブイ泊、単錨泊及び双錨泊の3係留方式を‘ぶりんせすおきなわ’と‘飛龍3’の2種類のフェリーについて検討した。風は、定常風および変動風を作用させ、定常風速は、30、40および50m/sの3種類とした。変動風は、平均風速40m/sの日野およびDavenport型のエネルギー

ギースペクトルを目標とする風を作用させたが、両実験風の変動特性は変化しないので、片方だけを作用させて変動風の影響を調べたケースもある。なお、全ケースとも変動風については、連を変えて2回測定したものの平均値を実験結果とした。波は、周期10および12sの一方向波(波1、波2)及び、周期12sの多方向波(波3)を作用させた。錨泊チェーンの径は56mmで一定で、長さを275mと140mの二種類に変化させた。ブイ係留用アンカーチェーンは、径76mm、長さ25mのものを主に用い、径124mm、長さ25mのものも一部のケースで用いて、チェーン径の影響を調べた。さらに、14mの短いケースについても実験を行った。波向は、ブイ泊および錨泊では、係留張力が最も大きくなるケースとして、90°で一定とした。双錨泊の場合には、開き角変化させるとともに、波向、風向を変化させた実験を行った。

表-7は実験ケースの一覧表を示す。数値はすべて実機換算値である。写真-7は、ケース番号55、すなわち‘ぶりんせすおきなわ’沖繩を2本の錨泊チェーンで係留し、波と風をかけて実験を行っているときの様子を示す波向および造波機の位置は固定し、送風機および係留アンカー点を移動させることによって、船体軸に相対的な風向および波向を変化させた。

## 2.4 係留張力および振れ回り運動の解析手法

### (1) 係留張力

実験では、20kHzのロウパスフィルターを介して小型張力計で測定したアログデータをA/D変換器でデジタルデータに変換して、最大張力および有義張力を求



避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討

表-7 実 験 ケ ー ス

ケース 番号	船種	係留 条件	チェーン規格		風種	平均 風速	波種	波高	周期	風向	波向	開き角
			径	長さ								
case No.	ship	mooring	$\phi$ (mm)	L (m)	wind	U (m/s)	wave	$H_{1/3}$ (m)	$T_{1/3}$ (s)	$\alpha$ (deg)	$\beta$ (deg)	$\theta'$ (deg)
1	R 3	M 1	56	275		30						
2	R 3	M 1	56	275		40						
3	R 3	M 1	56	275		50						
4	R 3	M 1	56	275		50	1	0.9	10		90	
5	R 3	M 1	56	275		50	2	1.0	12		90	
6	R 3	M 1	56	275		50	③	0.9	12		90	
7	R 3	M 1	56	275	D	40						
8	R 3	M 1	56	275	H	40						
77	R 3	M 1	56	140		40						
78	R 3	M 1	56	140		50						
9	R 3	M 1	56	275	H	40	③	0.9	12		90	
10	R 3	M 2	56	275		30				0		30
11	R 3	M 2	56	275		40				0		30
12	R 3	M 2	56	275		50				0		30
13	R 3	M 2	56	275		50	2	1.0	12	0	90	30
14	R 3	M 2	56	275		50	③	0.9	12	0	90	30
15	R 3	M 2	56	275	H	40	③	0.9	12	0	90	30
16	R 3	B	76	25		30						
17	R 3	B	76	25		40						
18	R 3	B	76	25		50						
71	R 3	B	124	25		30						
72	R 3	B	124	25		40						
73	R 3	B	124	25		50						
86	R 3	B	76	14		40						
87	R 3	B	76	14		50						
19	R 3	B	76	25		50	2	1.0	12		90	
20	R 3	B	76	25		50	③	0.9	12		90	
21	R 3	B	76	25	H	40	③	0.9	12		90	
40	PO	M 1	56	275		30						
41	PO	M 1	56	275		40						
42	PO	M 1	56	275		50						
43	PO	M 1	56	275	H	40	③	0.9	12		90	
81	PO	M 1	56	140		40						
82	PO	M 1	56	140		50						
44	PO	M 2	56	274		30				0		30
45	PO	M 2	56	275		40				0		30
46	PO	M 2	56	275		50				0		30
47	PO	M 2	56	275	H	40	③	0.9	12	0	90	30
48	PO	M 2	56	275		50				0		45
49	PO	M 2	56	275		50				0		90
50	PO	M 2	56	275		50				15		30
51	PO	M 2	56	275		50				30		30
52	PO	M 2	56	275		50				45		30
53	PO	M 2	56	275		50				90		30
54	PO	M 2	56	275		50	2	1.0	12	30	90	30
55	PO	M 2	56	275		50	2	1.0	12	30	120	30

31	PO	B	76	25						
32	PO	B	76	25		30				
33	PO	B	76	25		40				
74	PO	B	124	25		50				
75	PO	B	124	25		30				
76	PO	B	124	25		40				
88	PO	B	76	14		50				
89	PO	B	76	14		40				
34	PO	B	76	25		50	1	0.9	10	90
35	PO	B	76	25		50	2	1.0	12	90
36	PO	B	76	25		50	③	0.9	12	90
37	PO	B	76	25	D	40				
38	PO	B	76	25	H	40				
39	PO	B	76	25	H	40	③	0.9	12	90

船 種 R3 : 飛龍3 PO : プリンセスおきなわ

係留条件 M1 : 単錨泊  
M2 : 双錨泊  
B : ブイ泊

チェーン規格 錨泊の場合は錨泊チェーン, ブイ泊の場合はブイ係留チェーンの規格を示す。

風 種 表示なし : 定常風 (wind S)  
D : ダーベンポートのエネルギースペクトルを目標スペクトルとする変動風 (wind D)  
H : 日野のエネルギースペクトルを目標スペクトルとする変動風 (wind H)

波 種 1 : 周期10秒の一方方向不規則波  
2 : 周期12秒の一方方向不規則波  
③ : 周期12秒,  $S_{max} = 10$ の多方向不規則波

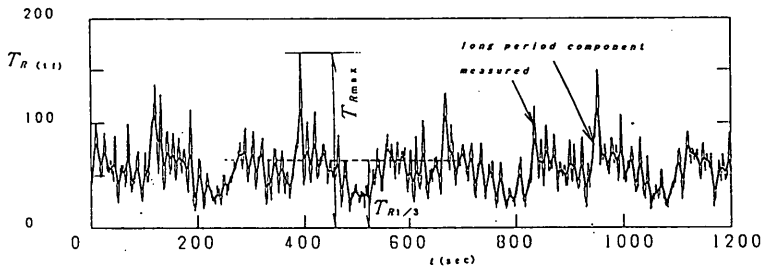


図-21 最大および有義張力の定義

めた。図-21は最大および有義張力の定義を示した図で、最大張力は、計測期間中の最大値として求められる。有義張力は、全データを大きい順に並べたときに、大きい方から数えて、全データ数の1/3番目までに含まれるデータの平均値で、変動張力の平均的な値とみなすことができる。

波形データと異なり、変動張力の波形は鋭いピークを含むことがあり、アナログデータをデジタルデータに変換するときのサンプリングタイムによって、最大張力が変化する可能性がある。波の解析などでは、離散点として測定された水位データの最大値を求めるため、2個の離散点間を2次曲線で近似して最大値を推定する手法を使うことがある(合田, 1972)。張力データの場合は、

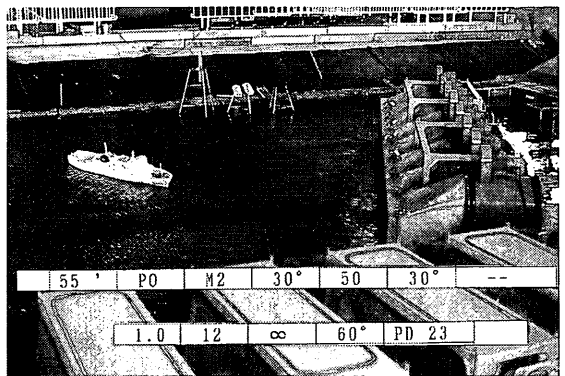


写真-7 実験状況

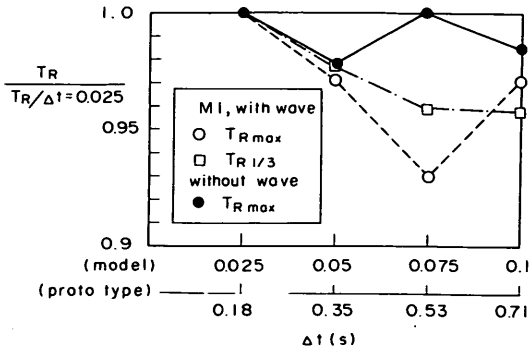


図-22 サンプルングタイムによる最大張力の変化

ピーク付近で波形が非常に先鋭化する事があり、2次曲線による相似が困難な場合がある。そこで、サンプルング周波数を大きくしてデータ収集を行い、収集データの最大値を最大張力と考えることにした。その場合、サンプルング周波数を大きくするほど実験値の精度は上昇するものの、データ数が非常に大きくなり解析が困難になる。そこで、実験データの精度が保たれるならば、サンプルング周波数は小さい方がよい。つまり、サンプルング周波数を変えることによって最大値が大きく変化することの無いような範囲内で、最も小さいサンプルング周波数とすればよい。

図-22は、サンプルング周波数を変化させたときの最大張力  $T_R$  の変化を示したものである。ケースとしては、波を作用させたときの張力の変動幅が最も大きくなる風速50m/sの錨泊の場合を取り上げた。横軸に、サンプルング間隔、縦軸に、最も細かいサンプルング間隔で求められた最大張力に対する、各サンプルング間隔での最大張力の比を示した。白い記号および黒い記号はそれぞれ波を作用させたとき、および波を作用させない場合を示す。波を作用させないときは、最大張力はサンプルング間隔によって大きく変化することはなく、その差は2%以内である。波を作用させた場合、最大張力はサンプルング間隔が長くなると若干小さくなる。しかし、サンプルング間隔が長くなるとそれに比例して、最大張力が小さくなるわけではなく、サンプルング間隔によって、最大値がそれほど小さくならないときもある。図で示したケースでは、 $\Delta t = 0.075s$  のとき最大値は、7%小さくなるが、 $\Delta t = 0.1s$  のときは、3%しか小さくならない。有義張力は、統計量として計算されるので、サンプルング間隔が長くなると、小さくなり、最大値は、4%程度小さくなる可能性がある。他の実験ケースでも同様の結果が得られ、最大値が10%程度小さくなる場合はなかった。以上の結論として以下のことが言える；

波が作用しない場合は、サンプルング間隔を0.1sにしても、最大張力は、さらに小さなサンプルング間隔とした場合に比べてほとんど小さくならず、正確な値が求められる。波が作用し、変動が大きくなると、最大張力は最大で、8%程度小さくなる可能性がある。しかし、サンプルングの仕方によっては、それほど大きくならない。

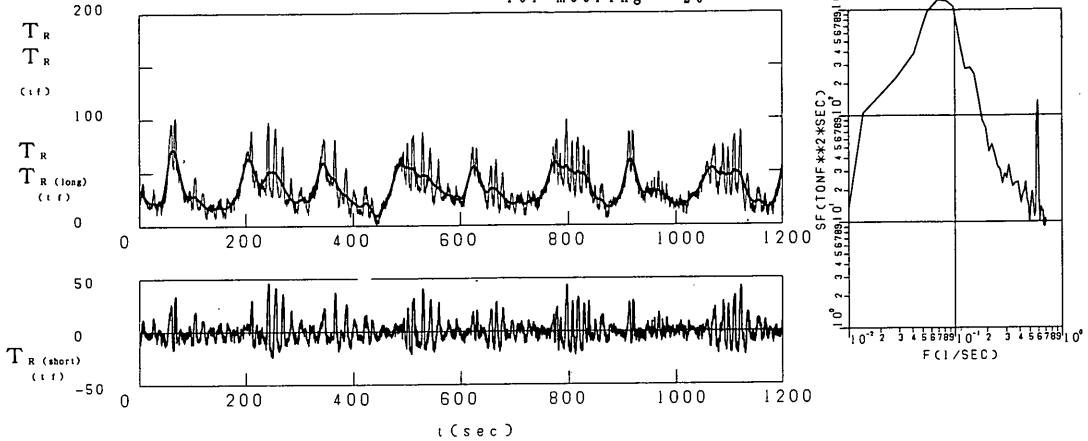
後述するように、数値計算との比較のために、最も正確に張力を求めておく必要のあるケースは波の無い場合なので、本実験では、収録データ数の制限なども考慮して、サンプルング間隔を模型で、0.1s(実機で0.71s)とした。

係留船舶に作用する張力は、風、潮流および波漂流力に起因する長周期の変動成分と、波により生じる短周期の変動成分を含んでいる。高山ら(1987)は、移動平均によって、短周期成分と長周期成分を分けて解析し、短周期の変動成分の超過確率はレーリー分布にしたがわず、波の最高波高と平均波高の関係と同じ関係を用いて最大張力を推定すると、過小評価をする事になることなどを示している。本実験においても、張力の変動の様子を調べるため、移動平均操作を行って、短周期成分と長周期成分を分離することにした。ここでは、解析に先立って、移動平均をする時間長さについて考察した。

図-23は、移動平均結果の一例である。解析ケースはケース番号39の‘ぶりんせすおきなわ’、ブイ泊の多方向波作用時のケースである。左上は、運動が定常になってからの実機換算値で1200秒間のブイ係留チェーン張力の時間変動波形を示す。細い実線が、移動平均をかけない測定波形で、太い実線が移動平均をかけて平滑化した長周期の変動成分を示す。左下は、測定データより長周期成分を差し引いた短周期の変動成分を示す。右の図は、短周期成分のスペクトル解析結果である。移動平均は、20個のデータについて2回行った。すなわち実機に換算すると、28.3秒間の張力を重み付き平均して長周期変動成分を求めたことになり、移動平均化することにより滑らかな長周期の変動成分が得られる。短周期成分を含めた全データの最大値は、101tfで、長周期成分のみの最大値は70tfとなり、全データの最大値の70%程度になっている。

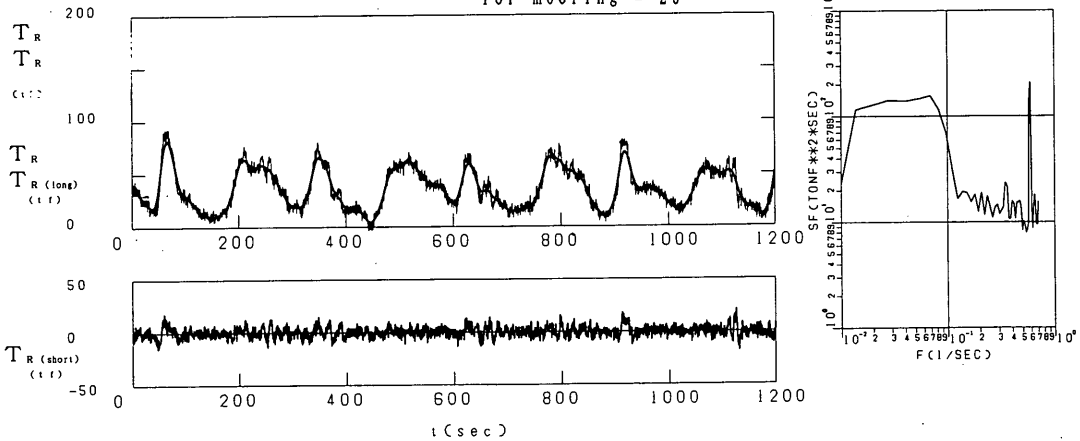
図-24のケースは、‘飛龍3’の単錨泊の場合に波を作用させたケースで、それぞれ移動平均をしたデータ個数は、10および6で2回行った。実機換算すると、それぞれ、14および8.5秒間のデータを重み付き平均して長周期成分を計算したことになる。太い実線で示した長周期の成分には、短周期の成分がまだ含まれており図-

U=50m/s  
 PO, Buoy-mooring  
 Buoy-anchor chain  
 wind + directional wave  
 number of data  
 for mooring = 20



(1) ブイ下チェーン

U=50m/s  
 PO, Buoy-mooring  
 hawser  
 wind + directional wave  
 number of data  
 for mooring = 20



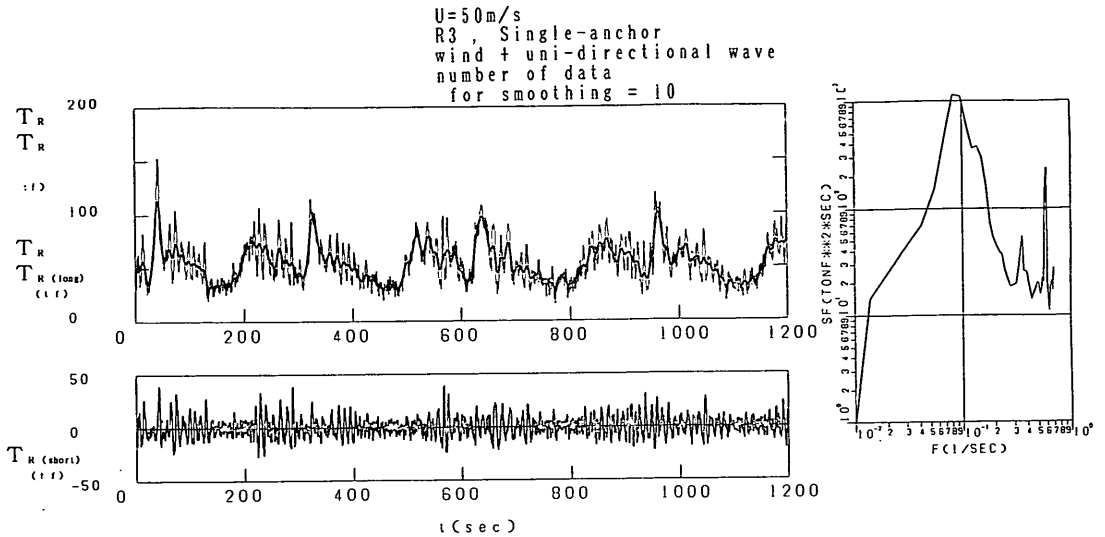
(2) ホーサー

図-23 作用張力の測定結果 (移動平均データ数=20)

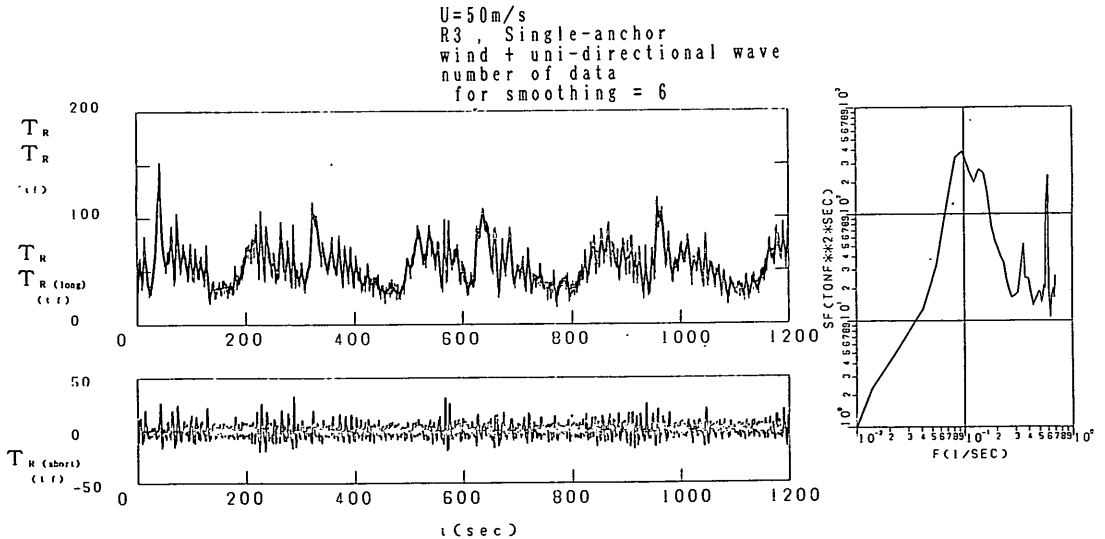
22ほど滑らかではない。したがって、移動平均個数としては、約30秒間が適当である。図-24(1)に示されるように、測定データの最大値は150tfであり、最大値が出現するときには非常に鋭いピーク波形を示す。ピークが出現するときの張力の変動周期は非常に小さい。図-24(2)のように、8.5秒間のデータで移動平均を行えば、波と同様の周期を持つ成分は長周期側に含まれるため、

短周期変動成分には含まれないはずである。実際には、短周期変動成分は大きな変動振幅を示し、その最大値は、30tf程度になる。図-24(1)に示した、14秒間の移動平均の時の短周期成分の最大値、35tf程度であり、移動平均を短くしてもそれほど小さくはならない。したがって、変動張力の最大値は、衝撃的に出現し、その周期は、波よりも短い。移動平均化して、長周期成分を求めた場

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討



(1) 移動平均データ数=10の場合



(2) 移動平均データ数=6の場合

図-24 単錨泊時のチェーン張力

合には、移動平均時間が短くても、長周期成分の最大値は、測定データの最大値より小さくなる。

図-25は移動平均の長さで長周期成分の最大張力の関係を示したものである。ケースは、表-7の番号6の単錨泊で波をかけないケースである。波をかけないケースの場合には、変動振幅が小さくなるに関わらず、最大張力は衝撃的に作用する。移動平均の長さを小さくしても長周期成分の最大値は、測定データの最大値より小

さく、同じにはならない。その周期は、波の周期より短いため、波の周期以上の変動成分を取り上げても、最大値は、全データの最大値に一致しなくなる。そこで、実験データは、30秒間のデータで移動平均して、長周期成分を求めた。最大張力は、移動平均をする前の生データ中の最大値より求めた。短周期成分は、生データより長周期成分を差し引いて計算し、短周期成分については、周波数スペクトルを求めた。

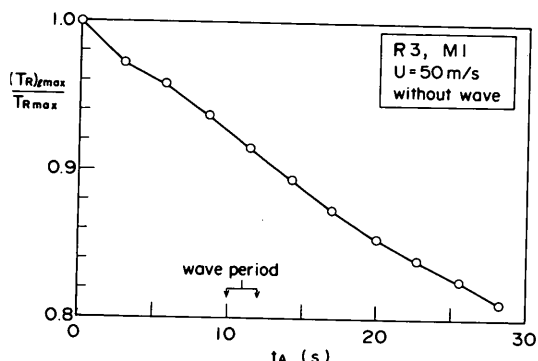


図-25 移動平均個数による長周期変動成分の最大値の変化

(2) 振れ回り運動

振れ回り運動は、実験室の天井から船の平面的な動きを観測して求めた。写真-8は、実験上の天井から写したフェリーの位置を示す。水槽底には、あらかじめ、 $x$ - $y$ 座標軸に平行に10cm間隔の格子が書いてあり、VTRの画像を一こまずつ解析して各時間毎の船首および重心の位置座標を求めた。図-26は、各時間毎の船首および重心位置の軌跡を示したものである。図中の数値は、解析開始後の時間を示し、図の場合には、解析開始後、模型での値ではほぼ32秒後に船は同一点まで戻ってきたことを示す。このとき振れ回り周期は、模型での値で32秒となる。また図-26の中で、 $X_B$ で示した、船首の水平移動範囲の最大値を振れ回り幅と定義し、振れ回り範囲を代表する数値とした。

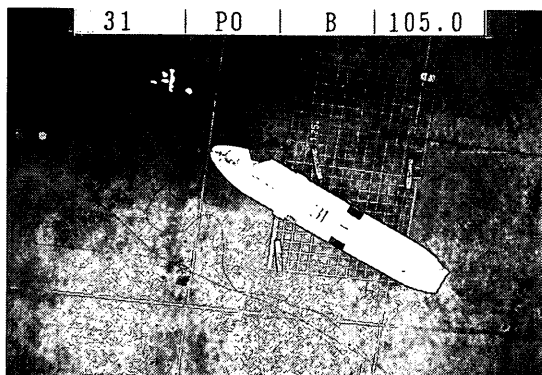


写真-8 振れ回り運動の測定状況

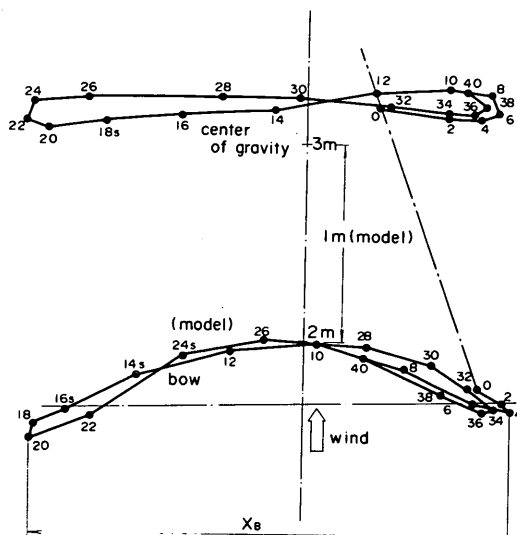


図-26 振れ回りの運動の測定結果

3. 荒天時における係留張力と振れ回り運動の特性

ここでは、模型実験によって得られた係留張力と振れ回り運動の特性をまとめた。数値はすべて実機換算値である。

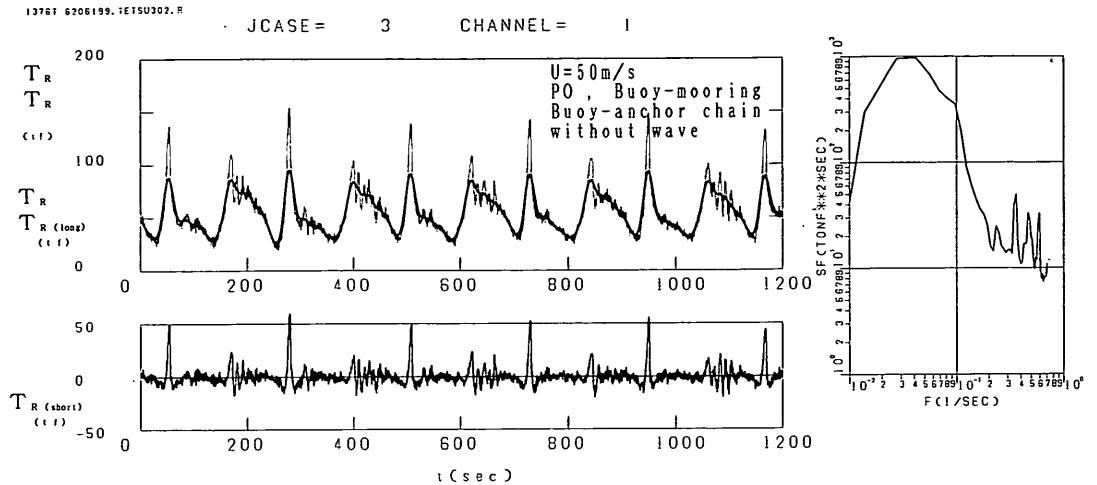
3.1 長周期および短周期変動張力の特性

(1) 係留方法による変動張力の特性の変化

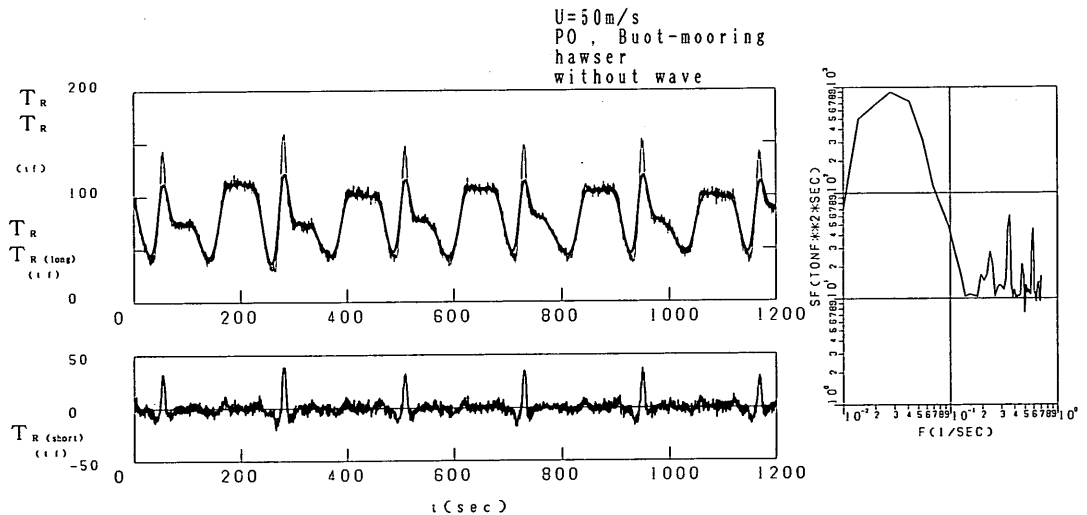
図-27, 28, 29は波を作用させない場合の張力の変動を示す。風は、50m/sの定常風である。図-27(1)および(2)は、'ぶりんせすおきなわ'のブイ泊ケースで、それぞれ、ブイ係留チェーンおよびホーサ-張力を示す。係留チェーン径および長は76mmおよび25mである。図-28は、'飛龍3'の単錨泊のケースである。錨泊チェーンは、車両昇降デッキの無い左舷側に取り付けた。図-29(1)および(2)は、'飛龍3'の双錨泊のケースで、それぞれ、右舷および左舷側の錨泊チェーン張力を示す。各図における図の内容は、図-23, 24と同じであり、約30秒間の移動平均によって、長周期および短周期成分を分離している。

図-27に示されるように、張力変動の時間波形は複雑で、文献(鈴木, 諸石, 1982)に見られたようにsin関数で表されるような対称形を示さない。これは、フェリーが昇降デッキのために左右対称船形となっておらず、風圧力の大きさが右舷および左舷側で異なるためである。図-27(1)に示されるように、最大張力は、衝撃張力の

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討



(1) ブイ下チェーン張力



(2) ホーサー張力

図-27 定常風作用下のブイ泊時張力

ように鋭いピーク状の波形となって出現し、その最大値は、160tf 程度になる。最大値が出現した後、張力は極端に小さくなる。つまり、チェーンは通常弛緩しているため、引っ張られると衝撃的に張力が作用する。大きな最大張力が作用した後に、110tf 程度の第2ピークが生じる。したがって、1周期中に第1と第2のふたつのピークが現れて、第2ピークの後は、振幅5~10tf 程度の変動が続く。長周期成分の最大値は、100tf 程度で、最大作用張力の62%であり、波がない場合でも、移動平均をかけた後のデータからは最大作用張力が算定できないことがわかる。短周期成分も最大張力発生時に鋭い

ピークを示し、その最大値は、55tf である。短周期成分の周波数スペクトルを調べると、0.04Hz (25s) 程度にピークを持つが、これは、長周期変動成分からの変動部分の周期で、移動平均を細かくし、長周期成分の最大値を大きくすれば、この周期は短くなる。したがって、最大作用張力が発生する近傍の張力変動の周期を正確に表すものではないが、次のケースで、波のある場合との比較を行うので、ここでは、波の影響を受けずに発生する最大作用張力を示すピーク波形の周期を25s 程度と考える。

図-27(2)に示されたホーサー張力の場合、短周期成

JCASE = 9 CHANNEL = 2

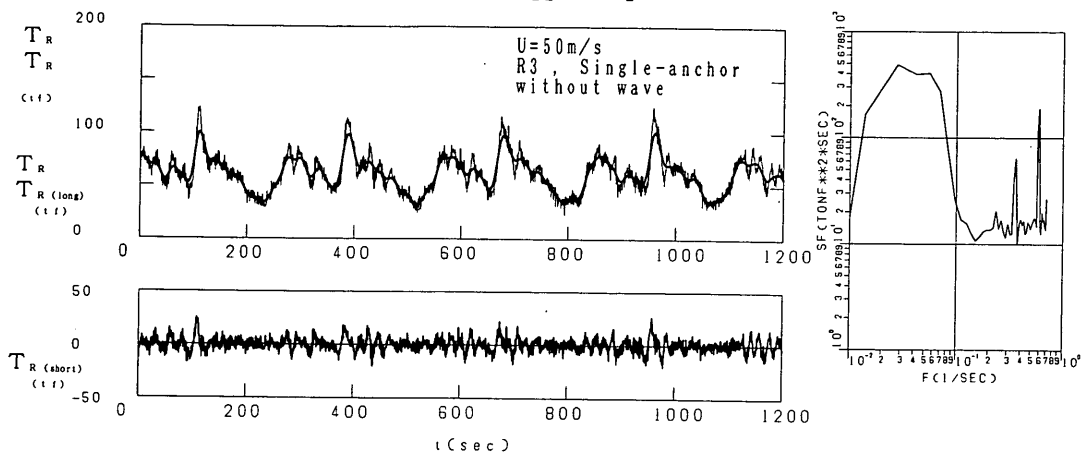
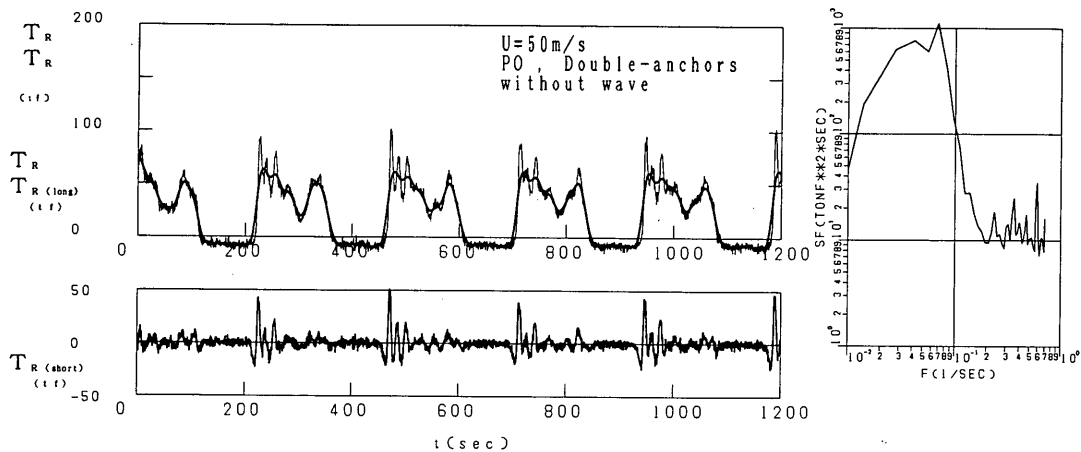
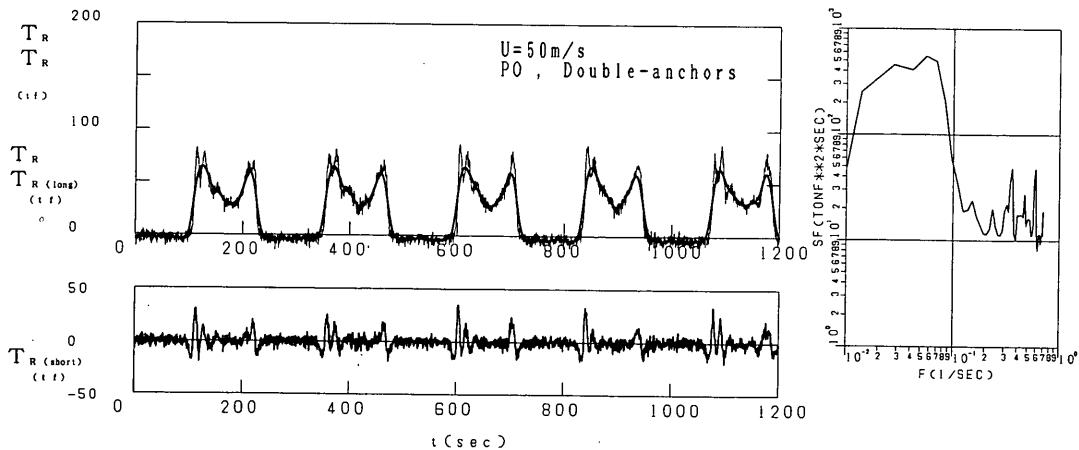


図-28 定常風作用下の単錨泊時張力



(1) 右舷側



(2) 左舷側

図-29 定常風作用下の双錨泊時張力



分の振幅は、係留チェーン張力の場合より小さい。変動張力の最大値は、係留チェーン張力の場合と同様に衝撃的に発生し、最大作用張力は、長周期成分の最大値の1.3倍程度である。したがって、ナイロンホーサーなどの弾力的な係留ラインを用いても、ピークの鋭い衝撃的な最大張力の発生をなくすことはできない。

図-28の単錨泊時の左舷係留チェーン張力の場合にも最大張力は衝撃張力として発生し、長周期成分の最大値の1.2倍程度である。ブイ係留の場合と異なり、第2ピークの位置が不確定で、ほぼ同じ大きさのピークをもつ山が2つ現れる。単錨泊の場合には、係留点が船首ではなく左舷側にあること、船形が左右対称になっていないことから図に示すような複雑な変化を示すものと思われる。短周期の変動のスペクトルにおいては、0.03 Hzにピーク周波数が現れる。

図-29の(1)および(2)を比較すると、最大張力は、(1)右舷側が109、(2)左舷側が91 tfで、昇降デッキを有する右舷側の方が最大張力が大きくなる。したがって、昇降デッキのような船体表面を不連続にする構造物を設けると、風による空気の渦が多く箇所に生じ、風圧力が大きくなるため、係留張力がより大きくなるものとおもわれる。図-29(1)および(2)の波形を比較すると、右舷側に張力が作用しているときは、左舷側の張力はほぼ0で、反対に左舷側に張力が作用しているときは、右舷側には張力は作用していない。すなわち、双錨泊にしても同時に2本のチェーンに張力が作用して、係留力が二分されるわけではなく、船の側面に風上になった方の係留チェーン1本で船を係留していることになる。すなわち、本質的には、双錨泊と単錨泊は同じような係留で、1本のチェーンの最大強度によって、係留条件が定まる。右舷側チェーンの最大作用張力は、109 tfで、この値は、図-28の単錨泊よりも若干小さい。短周期成分の最大値は、50 tfで、単錨泊の時は、25 tfであるから2倍に大きくなる。したがって、短錨泊と双錨泊を比較すると、最大作用張力は、双錨泊の場合により小さくなるが、短周期成分の振幅は、2倍程度大きくなる。双錨泊にすると、チェーン張力が0になり弛緩している時間があり、その状態から急に引っ張られて張力が大きくなるので、衝撃的に張力が作用する回数が多くなるので、短周期成分がより大きくなるものと思われる。単錨泊の場合、チェーンには常に張力が作用し、弛緩することがないため、衝撃的な変動がある程度チェーンの懸垂で吸収されるため、短周期変動成分が小さくなると思われる。

次に、波を作用させた場合の張力変動を示す。まず、実験波の係留実験中のスペクトルを示す。図-30は係

留実験中に係留船舶中心と同じ距離だけ造波板から離して設置した波高計で測定した波のスペクトルを示す。(1)、(2)および(3)はそれぞれ、波-1、2および3のスペクトルを示し、そのピーク周波数は、それぞれ、1.0、0.8および0.8 Hzである。各ケースにおいて、0.5 Hzの短周期側に第2ピークが生じる。この第2ピークは、図-30(4)の波を作用させないケースでも波高計で観測されており、係留船舶の運動による散乱波の周期と思われる。第2ピークのエネルギーレベルは第1ピークの1/100以下で、張力の実験データに与える影響は無視できる。

#### (2) 一方向不規則波の影響

図-31、32、33、34は、波を作用させたときの係留張力の変化を示したものである。なお、実験は、波の連を変えて2回行ったが、連の差による張力の差はほとんど無かった。図-31は、図-27と同じ係留条件で、'ぶりんせすおきなわ' ブイ泊の場合に周期10秒の一方向波(波1)を作用させたケースを示す。(1)および(2)はそれぞれ、ブイ係留チェーンおよびホーサー作用張力を示す。図-31(1)を図-27(1)と比較するとわかるように、ブイ係留チェーンの最大作用張力は、大きく変化していない。波の無い場合とある場合では、それぞれ、159および132 tfで波を作用させたときの方が少し小さくなる。長周期成分を比較するとその時系列波形はほぼ等しく、最大値は、波の無い場合とある場合で、それぞれ、95および90 tfでほとんど変化しない。短周期成分の最大値も両者ともほぼ50 tfで等しく変化しない。大きく変化するのは、短周期変動成分の時系列波形で、波の無い図-27では、ピークの値は、最大値のときだけ20 tf以上になるのに対して、図-31(1)の波を作用させた場合には、20 tf以上の極大値を持つ波形が多数現れている。短周期成分のスペクトル波形を見るとその差はよく現れ、波の無い場合には、最大エネルギー密度は10の3乗程度であるが、波を作用させると最大エネルギー密度は、約3倍になる。エネルギーのピーク周波数も変化し、図-31(1)では、0.11 Hzで、波のピーク周波数とはほぼ一致する。すなわち、短周期の変動成分は、波によって大きな影響を受け、波を作用させることによって、波と同様の周期を持つ変動が起こされる。波の無いケースで示された0.02~0.04 Hzのピーク周波数のエネルギー密度は少し小さくなり、波の無い場合の1/2程度である。最大張力が大きく変化せず、波を作用させた方が少し小さくなる理由としては、係留チェーンが25 mで、最大張力作用時には延びきってしまうことが考えられる。チェーンが延びきってしまうと、非常に大きな張力が作用しない限りそれ以上伸びることはないので、波が作用しても張

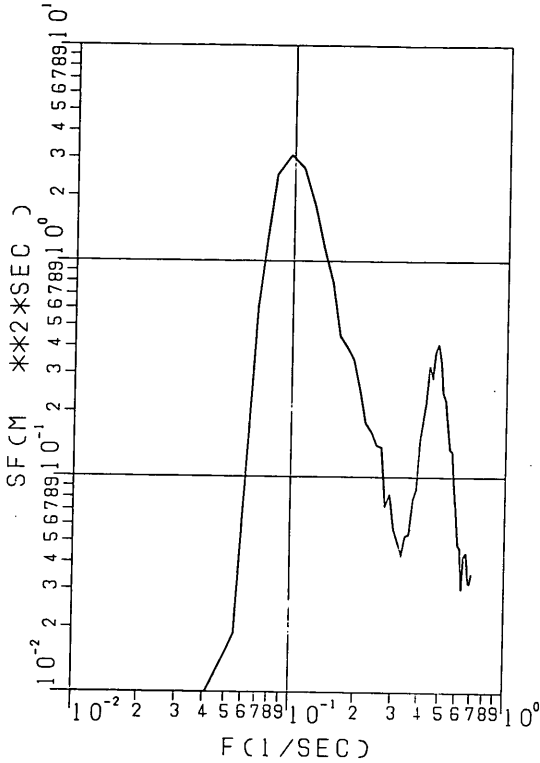


図-30(1) 実験波のスペクトル (有義波周期10s, 一方向波)

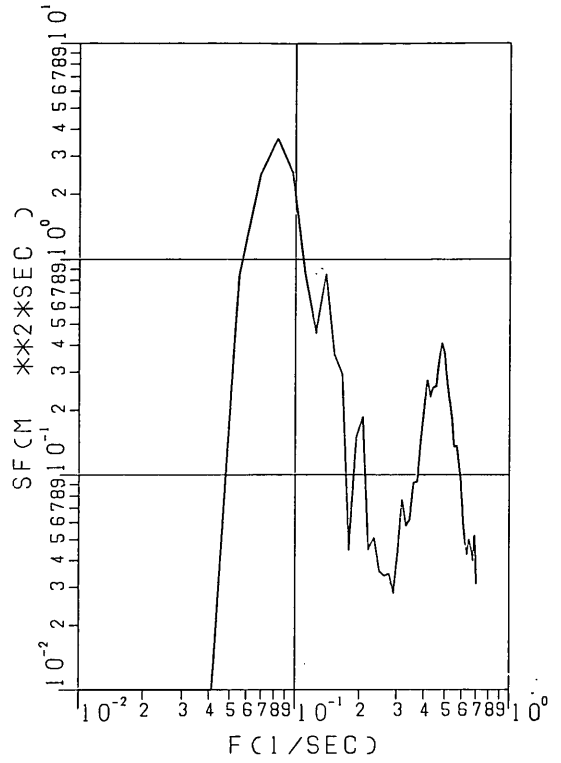


図-30(3) 実験波のスペクトル (有義波周期12s, 多方向波)

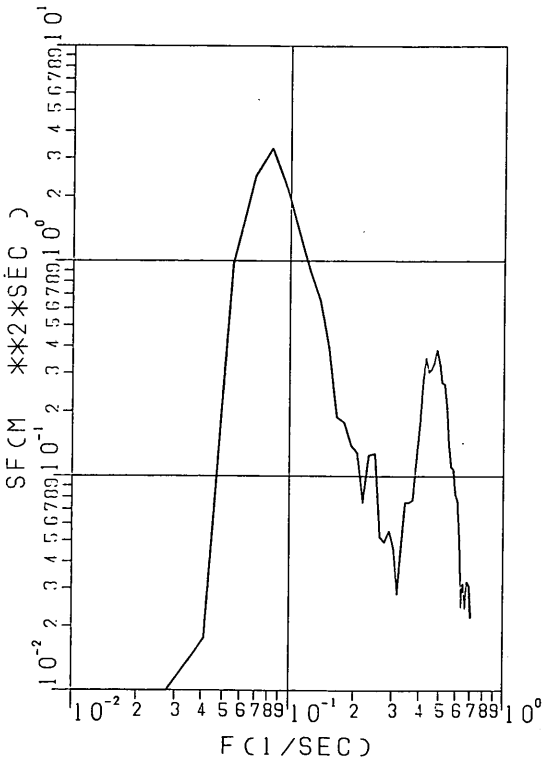


図-30(2) 実験波のスペクトル (有義波周期12s, 一方向波)

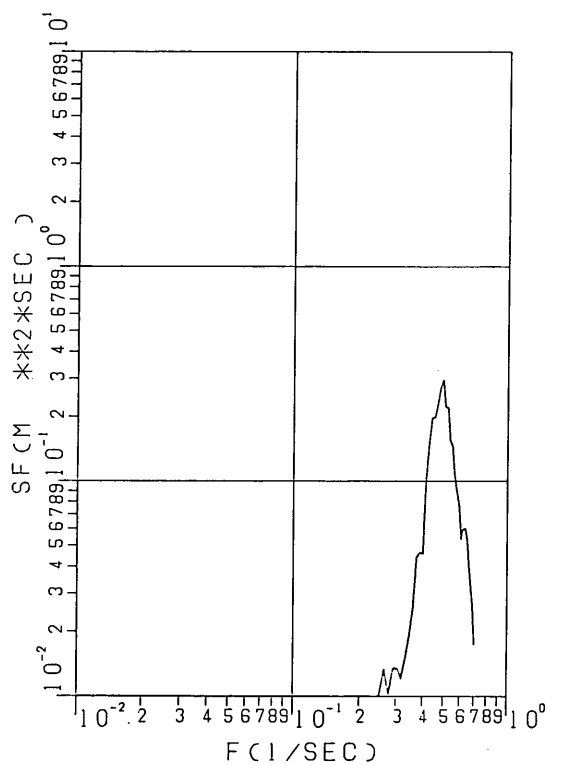
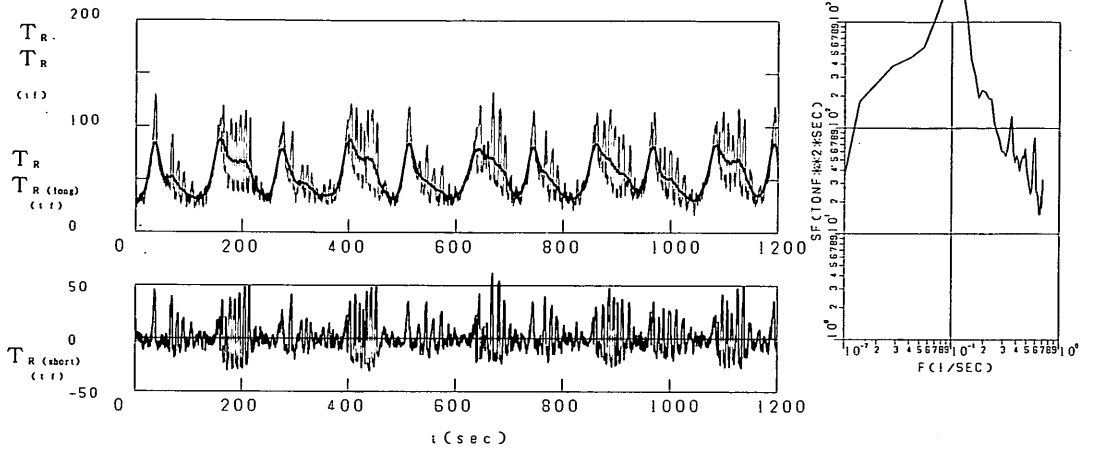
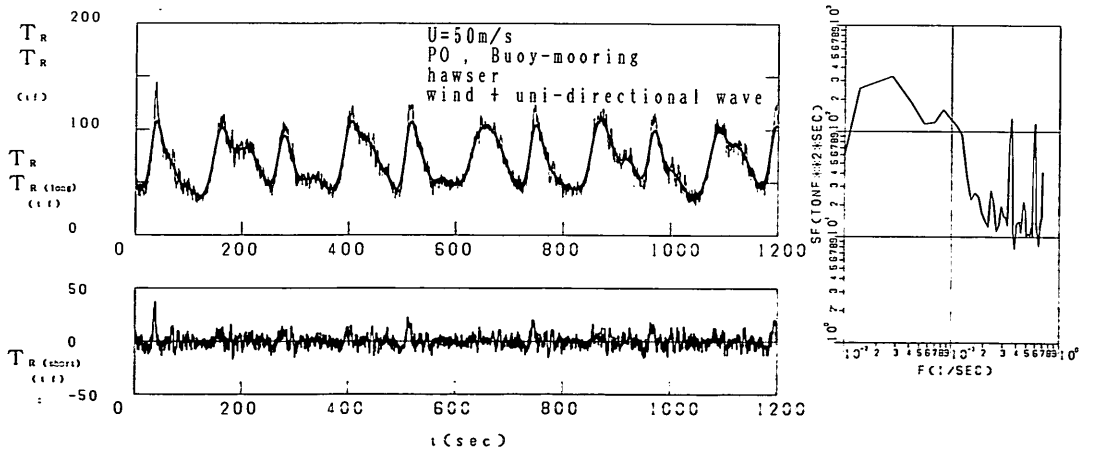


図-30(4) 船体による反射波のスペクトル

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討



(1) ブイ下チェーン張力



(2) ホーサー張力

図-31 波と定常風下のブイ泊時張力

力はあまり大きくならない。波を作用させると、張力は、波の周期に従って大きく変動する。この変動によって、張力は、長周期成分より小さくなる、すなわち、短周期変動成分は正になったり負になったりするけれども、最大張力発生時には、前述のようにチェーンが伸びきっているため、ほとんど正になることがない。そこで、最大張力が発生する時と、波による変動成分が負になるときが一致すると、張力は小さくなる。つまり、変動の位相によっては、生データの最大作用張力が、波をかけた方が小さくなる可能性もある。ただし、いつも小さくなるとは言えないので、設計においては、ブイ泊の場合、波を作用させても最大張力は変化しないと考えた方がよい。短周期の変動成分が大きくなるということは、チェーンが同一時間内で引っ張られる回数が非常に多くなるということになり、設計上の問題としては、金属の疲労を考慮しなければならなくなる。たとえば、図-27の場合、チェーンに100tf以上のチェーン張力が作用する回数は、100秒間に1回である。波を作用させた場合には、100秒間に3、4回になり、疲労を考慮した耐用期間は、1/3程度に小さくなる。ただし、実際にはチェーンは破断強度の1/2.8を許容張力として使用することになっているので、許容応力に近い荷重が何日にもわたって作用することがない限り、チェーンの疲労が重要な課題になることは少ない。もう一つの問題は、ブイを係留しているアンカー部周辺の地盤挙動である。近年、砂質および軟弱性の海底地盤が波などによる繰り返し荷重を受けると、液状化現象が生じ地盤の支持力が減少することが明らかにされている(間瀬ら,1989, 善ら,1987)。振れ回り運動によるブイ係留チェーンの周期的な変動は周辺地盤に対し繰り返し荷重を与えることになり、アンカーおよびシンカーに対する地盤の支持力を弱くすることになるかも知れず、ブイ係留点が移動する、あるいは係留チェーンが切断される等の事故につながる危険性がある。今後、ブイ係留点周辺の地盤応答を考慮した研究も重要になってくると思われる。地盤支持力が小さくなった場合には、アンカー形状を改良するなどの対策が考えられる。改良型アンカーとしては、支圧型アースアンカー等が考えられている。(高谷他3名, 1987) 反対に、地盤の応答を考慮した場合には、係留チェーンが弾性板につながったような状態となり係留力が減少する可能性もあり、設計に対して有利な結論が導かれる可能性もある。

図-31(2)は、波を作用させたときのホーサー張力を示す。図-31(1)の係留チェーン張力に比べると、短周期の変動は小さく、短周期変動成分の時系列波形は、波の無い場合の図-27(2)とよく似ている。スペクトル形には、

0.08Hz付近に波によると考えられるピークがみられるが、そのエネルギー密度は、0.03Hzにおけるピークのエネルギー密度の1/2程度で小さく、波の影響が顕著には現れないことがわかる。最大作用張力は、140tf程度であるが、図中には、最初の周期の時にのみ、140tf以上のピークが生じている以外は、極大値の値は、140tf以下である。図-27(2)の波の無い場合には、常に150tfの極大値が生じていたので、波をかけることによって、最大張力が10tf~20tf小さくなると考えられる。この理由も変動成分の位相から説明できる。すなわち、波によって、フェリーの位置が変化しても、ホーサーの伸び率が大きいので、張力がそれほど大きくならない。逆に、波によって生じる変動成分のために、変動成分の位相によっては、最大張力がわずかであるが小さくなるのが有り得るのである。

図-32は、単錨泊の場合に一方波(波-1)を作用させたケースを示す。最大作用張力は、149tfで、波の無い図-28の場合と比較すると、23tf程度大きくなる。長周期の変動成分の最大値は、波をかけた場合もかけない場合もほぼ等しく100tfである。このことから、波の影響により最大張力は大きくなったと考えられる。ただし、図-32に示されるように、最大張力の値は、各周期において一定であるわけではない。たとえば、最初の周期内の最大値は、120tf、二番目の周期内の最大値は、130tf、三番目は、125tf、4番目が149tfとなっている。すなわち、波の無い場合の最大値126tfと比較すると、4番目に出現する最大張力以外は、波の無い場合と等しいか、若干小さい。次に、短周期成分を比較すると、明らかに波の影響を受け、変動の幅が大きくなる。短周期成分の最大値は、52tfで、波の無いケースの2倍以上になる。スペクトル形のエネルギー密度を見ると短周期成分のエネルギーが増大していることは明かで、そのピーク周波数は、波の周波数と同じ、0.1Hzに現れ、ピーク密度は、波の無い場合の2倍以上になる。したがって、単錨泊の場合にも、波を作用させると、波によって生じる短周期の変動成分の幅が大きくなるのがわかる。短周期成分を波の変動と同様に取り扱い、有義波高と同様の計算を行って、変動成分の有義値を求めてみる。波の無い場合には、その値は、16.9tf程度でその有義周期は、6.7s程度である。波を作用させると、図-32の波-1の場合には、有義振幅は36.9tfで波の無い場合の2.2倍になる。有義周期は、11.05sで波の有義周期より少し長くなるが、これには、波がない場合に生じるスペクトルのピーク周波数の影響も含まれるので、有義周期は、波とほぼ等しいと考えることができる。最大張

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討

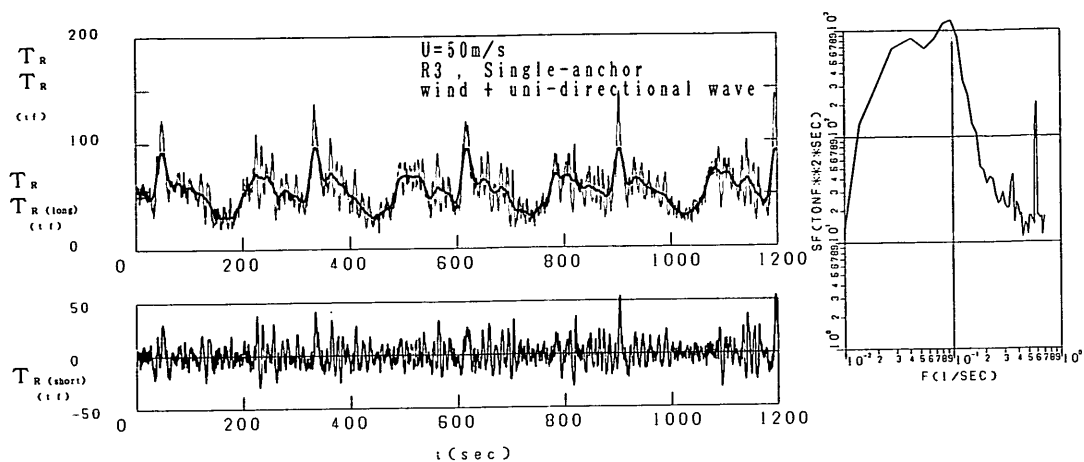


図-32 波と定常風作用下の単錨泊時張力

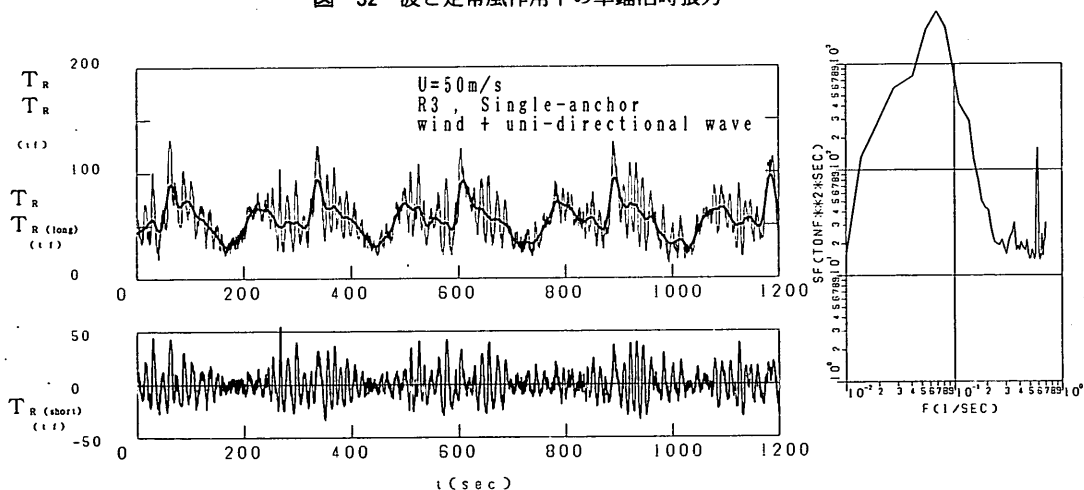


図-33 一方向波 (波-2) と定常風作用下の単錨泊時張力

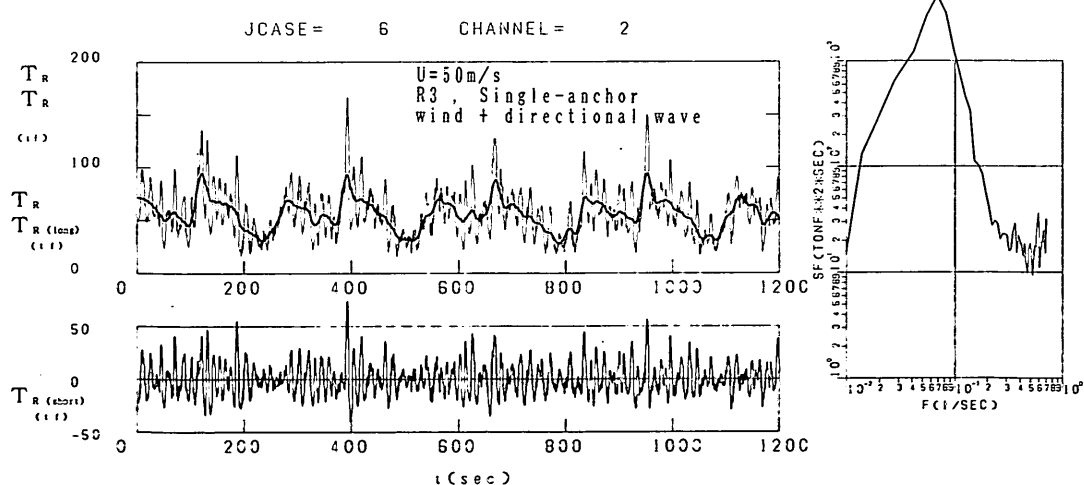


図-34 多方向波 (波-3) と定常風作用下の単錨泊時張力

力の大きさが周期によって変化し、波の無い場合よりも小さくなる可能性がある原因としては、ブイ泊の場合と同様に、波による短周期変動の位相の影響が考えられる。すなわち、波による短周期変動が正になるときに、振れ回り運動による最大値が発生すると、最大張力は、波の無い場合より大きくなる。逆に、変動成分が0または負であると、最大張力は、波の無い場合に比べて小さくなる場合がある。但し、ブイ泊の場合に比べてチェーン長が長いので、チェーンには懸垂力によって外力の影響を減少させる働きがある。懸垂力の余地が多少残っているために、波が作用すると、フェリーの位置が少し変化すれば最大張力はさらに大きくなることのできる。そのため、ブイ泊と違って、最大作用張力は、短周期成分の影響のため、波の無い場合より大きくなること多い。設計上の問題は、上記で説明した最大張力のほかに、ブイ泊と同様に繰り返し荷重の問題が考えられる。たとえば、チェーン張力が、100tf 以上になる回数を検討してみると、波の無い場合には、1 周期間に 1 回だけであるが、波が作用する場合には、1 周期間に少なくとも 2 回作用する。50tf 以上の張力を考えれば、その差はさらに大きくなる。すなわち、波が作用し、短周期成分が大きくなると、チェーンは繰り返し加重を受ける回数が増え、許容張力が小さい場合には疲労あるいは海底面との摩擦による消耗もある程度考慮する必要がある。そのほかに、ブイ泊の場合と同様に、アンカー周辺地盤の応答についても考慮しなければならない。繰り返し荷重によりアンカーの把駐力が小さくなってしまうと、走錨などの危険性があり、アンカーの改良が必要になってくる。ただし、アンカーチェーン張力と地盤支持力の対応については今後の研究課題であり、現在のところそのような考察は行われていない。本研究では、従来からの考え方でアンカーの支持力を考えていくことにする。

### (3) 多方向不規則波の影響

次に、波の種類による張力の変動の違いを調べた。図-33は、図-32と同様の係留条件で、周期の長い一方向波(波-2)を作用させたケースである。最大作用張力は、139tf で、波の無い場合より大きくなっているけれども、短周期の波-1の場合に比べると、10tf 程度小さい。短周期の変動幅は、大きくなり、短周期変動の振幅の有義値は、45.5tf で、波-1の場合の有義値の1.2倍くらいである。ただし、波-2は有義波高が波-1より10%程度大きいので、短周期成分が大きくなる原因としては、周期が長くなったこと以外にも波高そのものが大きくなったことが原因ともなっている。短周期変動成分の有義周期は、13s である。短周期変動成分のエネ

ルギーが振幅の2乗と周期の積に比例するものとする。波-1の場合、 $36.9 \times 36.9 \times 11 = 14978$ 、波-2の場合、 $45.5 \times 45.5 \times 13 = 26913$ となり、波-2の短周期変動成分のエネルギーは波-1の場合の、1.80倍になる。作用する波そのもののエネルギーは1.5倍であるから、波のエネルギーに比例するとは言えないけれども、作用する波のエネルギーが大きくなることによって、短周期変動成分のエネルギーが大きくなることは確かである。最大張力は、これまで考察したように、変動成分の周期、位相と、振れ回り運動による張力の変動の極大値の発生する時刻との関係から決まるので、波のエネルギーが増大しても大きくなるとは限らない。ただし、チェーンの繰り返し荷重による疲労を考えた場合、短周期変動成分の増大による影響は大きく、100tf を越える荷重が作用する回数では、波-1が2回であったのに対して、波-2の場合は、少なくとも1周期間に3回作用し、その分チェーンおよびチェーン接続部の摩耗と金属疲労が増大する可能性がある。

次に、多方向波である波-3を作用させたケースについて検討する。図-34は、周期11.6s、有義波高を0.9mの多方向波を作用させたケースで、そのほかの条件は、図-33、32と同じである。短周期の変動成分の有義振幅、周期は、それぞれ、53.5tf および14s である。したがって、短周期成分のエネルギーは、 $53.5 \times 53.5 \times 14 = 40071$ に比例するので、波-1の場合と比較すると、2.7倍、波-2の場合の1.5倍になる。波-3のエネルギーは、 $0.9 \times 0.9 \times 11.6 = 9.4$ で、波-1の1.14倍、波-2の0.79倍である。すなわち、波の持つエネルギーの増加した比率よりも、短周期変動成分の大きくなる率は高い。このため、1周期間に100tf を越える張力の作用する回数は、他のケースより多くなり、少なくとも1周期間に4回作用する。全データ中の最大張力は、163tf で、波-1の場合より10tf 程度大きい。以上のことから、多方向波を作用させると、一方向波に比べて、短周期変動成分の振幅が大きくなることが予想される。最大張力もこのケースでは大きくなるが、最大張力は、変動の位相、周期との関係によっては、図-33で検討したように、短周期変動の振幅が増大しても大きくなることがあり、多方向波をかけることによって、最大張力が一方向波の場合より大きくなるとは限らない。

このことをほかのケースでも検討するために、波-2と波-3を、他の係留条件を同じにして作用させた場合について、短周期変動成分の統計値を調べた。表-8は、一方向波を作用させたときの張力変動の統計値をまとめたものである。 $T_{Rmax}$ 、 $[T_{Rz}]_{1/3}$ 、 $[T_{Rz}]_{t/3}$  は、それぞ

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討

れ、最大作用張力、短周期変動張力の有義振幅および有義周期を示したものである。条件の中の諸記号は、表-7の説明に従う。ブイ泊の場合は、波による影響がより大きいブイ係留チェーン張力を示した。wave-2およびwave-3はそれぞれ、一方向波（波-2）および多方向波（波-3）を作用させたときの値であることを示す。表-8の最上段は、これまでに説明した‘飛龍3’単錨泊のケースである。2段目の双錨泊の時、右舷と左舷では、数値の差があるものの、ともに、最大作用張力は、一方向波の時のほうが大きい。短周期変動成分の有義振幅の2乗と周期をかけてもとまる変動のエネルギーの代表値は、多方向波をかけたときの方が小さく、一方向波の場合に比べて、右舷および左舷の場合、ともに85

%程度である。一方、波のエネルギーはwave-3は、wave-2の79%程度であり、それを考慮すると、短周期の変動成分のエネルギーは、波のエネルギーが減少するほどは小さくなっていないことがわかる。‘飛龍3’および‘ぶりんせすおきなわ’のブイ泊の場合、最大作用張力は、いずれの場合も、多方向波を作用させたときの方が小さい。短周期変動成分の有義周期および有義振幅は、波のエネルギーが小さくなるにもかかわらず、ほとんど変化しない。以上のことから、最大作用張力は、多方向波を作用させても大きくなるとは限らず、変動成分の位相によっては、小さくなることもあり、多方向波を用いた実験を必ず行う必要はない。本実験結果からは、単錨泊を除いて、一方向波に比べて小さくなる傾向があ

表-8 単-および多方向波を作用させた場合の張力の統計値

	wave - 2			wave - 3		
$T_{1/3}$	11.9 s			11.6 s		
$H_{1/3}$	1.00 m			0.90 m		
$S_{max}$	—			10		
condition	$T_{Rmax}$	$T_{RS1/3}$	$T_{RS1/3}$	$T_{Rmax}$	$T_{RS1/3}$	$T_{RS1/3}$
case No. : 5, 6 ship : R3 mooring : M1 chain : $\phi$ 56,275m $U$ : 50 m/s $\beta$ : 90°	136.0	46.3	13.4	170.6	55.1	14.0
case No. : 13, 14 ship : R3 mooring : M2 chain : $\phi$ 56,275m $U$ : 50 m/s $\beta$ : 90°	right	28.3	7.6	160.9	26.9	7.2
	left	23.4	6.7	160.5	21.7	6.6
case No. : 19, 20 ship : R3 mooring : B chain : $\phi$ 76,25m $U$ : 50 m/s $\beta$ : 90°	188.5	44.7	10.4	172.4	43.6	10.2
case No. : 35, 36 ship : PO mooring : B chain : $\phi$ 76,25m $U$ : 50 m/s $\beta$ : 90°	166.2	56.9	11.7	152.7	56.3	11.7

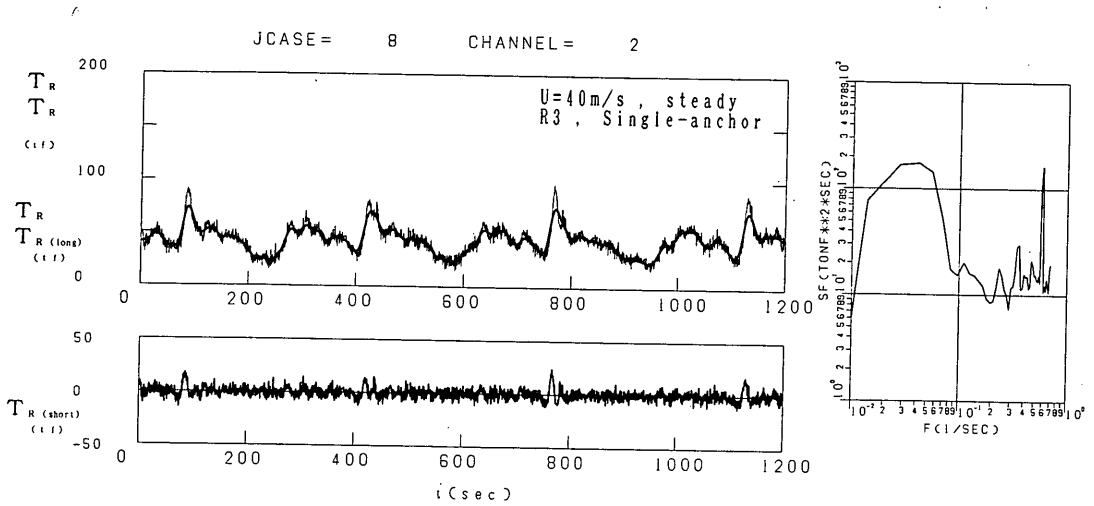


図-35 単錨泊時作用張力における定常風と変動風の比較 (定常風)

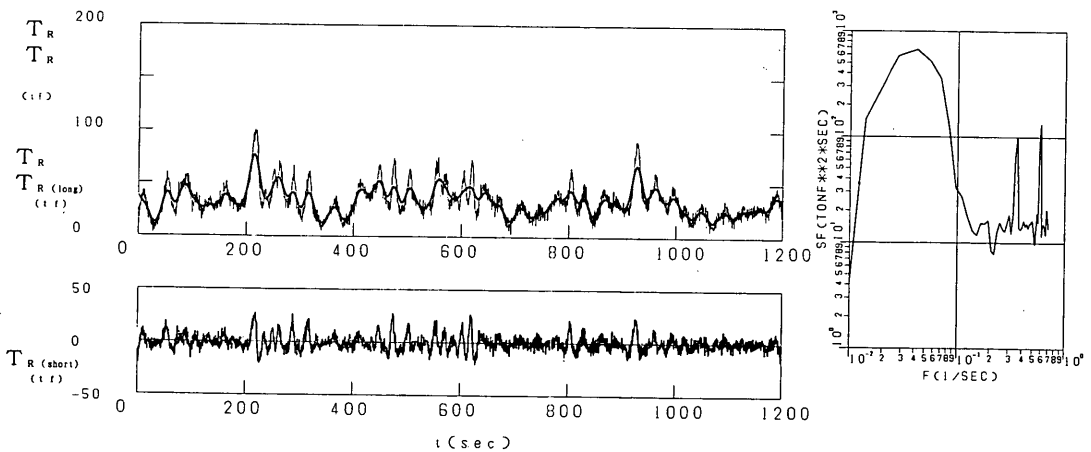


図-36 単錨泊時作用張力における定常風と変動風の比較 (変動風)



り、一方向波で実験することは安全側の実験を行うことになる。短周期変動成分の変動振幅を考えた場合、本実験結果からは、多方向不規則波を作用させた方が大きくなる傾向があることがわかった。係留チェーンの繰り返し荷重による地盤支持力の変化などを設計の上で考慮しなければならないときには、短周期の変動成分のエネルギーを考慮しなければならないので、一方向波だけで作用張力を検討した場合には、荷加重の繰り返し回数を小さく見積もる可能性がある。したがって、今後、海洋構造物の係留問題等を扱うために外力条件が厳しくなり変動成分の振幅が大きくなる場合には、地盤の支持力も含めた総合的な安全性を検討する必要がある、多方向波を用いた実験がより重要になってくるのではないかとと思われる。

#### (4) 実験における変動風の影響

次に、変動風を作用させたケースについて検討する。実験ケースでは、ダーベンポートおよび日野のそれぞれのスペクトルを目標とした変動風を用いて実験を行った。しかし、図-16、17で検討したように、実験室内で発生させた変動風は、両者とも同様のスペクトル形を持っており、顕著な差は見られなかった。ここでは、日野のスペクトル形を目標として発生させた変動風のケースについて述べる。図-35は‘飛龍3’を錨泊したケースで、40m/sの定常風を作用させたケースである。最大作用張力は、100tfである。図-36は、平均風速40m/sの変動風を作用させたケースで、最大作用張力は、100tfで変化しない。しかし、短周期変動成分の振幅は明らかに大きくなっており、短周期変動成分の周波数スペクトルのピーク値と比較すると、約4倍程度になる。スペクトルのピーク周波数は、定常風の時、0.04Hzであるが、変動風を作用させると、少し短くなり、0.06Hz程度になる。図-18に示したように、変動風自体のスペクトルは、0.11-0.12Hzにピークを持つので、短周期変動成分のピーク周波数は、変動風のピーク周波数に少し近づいたことになる。ただし、波をかけたときのように、波の周波数に一致した振動を示すわけではない。図-37は、変動風と多方向波を同時に作用させた場合を示す。係留条件は、‘飛龍3’錨泊で、風と波の相対角は、90°である。最大作用張力は、124tfで定常風を作用させたケースの約1.2倍である。ただし、波の連を変えた場合には、99tfであったので、最大作用張力が必ずしも大きくなるとは限らない。しかし、張力の短周期変動成分の振幅は大きくなり、スペクトルのピーク値と比較すると、定常風の約10倍、変動風のみを作用させたときの約2倍である。スペクトルのピーク周波数は、

0.07~0.08Hzで、多方向波の短周期変動成分の周波数スペクトルのピーク周波数にほぼ等しい。すなわち、波を作用させると、今回の実験範囲の中では、波の影響が顕著であるので、短周期変動成分のスペクトルのピーク周波数は波とほぼ一致するが、変動風の場合には、近くけれども、一致するほどではないことが言える。

図-38(1)および(2)は‘ぶりんせすおきなわ’をブイ泊したケースで、(1)および(2)は、それぞれ、ブイ係留チェーン張力およびホーサー張力を示す。最大作用張力は、それぞれ、93および96tfであり、ホーサーおよびチェーンに作用する張力はほぼ等しい。短周期変動成分の振幅は、張力が極大となる部分を除いて小さい。短周期変動成分のスペクトルのピーク周波数は、0.03Hzである。図-39(1)および(2)は、図-38と同じ係留条件で、変動風を作用させた場合のブイ係留チェーンおよびホーサー張力を示す。最大作用張力は、それぞれ、95および91tfで、定常風の場合に比べて、ブイ係留チェーン張力はわずかに増加、ホーサー張力は減少している。ホーサー張力の場合、短周期変動成分も小さく、スペクトルのピーク密度は変化しない。ピーク周波数も変化していないので、ホーサー張力に与える変動風の影響は非常に小さいと考えることができる。係留チェーンの場合、短周期の変動成分の振幅は大きくなり、スペクトルのピーク値は、2倍程度になる。ピーク周波数も、0.06Hzで少し短くなって、変動風自体のピーク周波数に近づく。したがって、単錨泊の場合と同様に、変動風は、最大作用張力を必ずしも大きくするわけではなく、短周期変動成分のエネルギーを大きくする働きをする。そのために、たとえば、50tf以上の張力が発生する回数が、1周期間に2回から少なくとも6回に増加し、繰り返し荷重の作用回数が大きくなる。したがって、最大張力だけを求めるのであれば、従来のように定常風を用いて実験をしても構わないが、繰り返し荷重によるアンカー支持地盤の応答などを議論しなければならないときは、変動風による実験が必要になる。

#### 3.2 最大作用張力の変化

係留索および係留チェーンの設計に当たっては、最大作用張力が最も重要な要素になる。最大作用張力は、現地観測などでは、ケースによる変化が大きく、1/10最大値などを代表値として用いることもある。本実験においては、定常風を作用させると、張力の極大値は常に等しく最大作用張力を確定できる。波および変動風を作用させた場合でも、連を変化させて実験をしてもほぼ同じ最大作用張力が測定されることから、測定期間中に出現した最大値を以て最大作用張力として整理した。

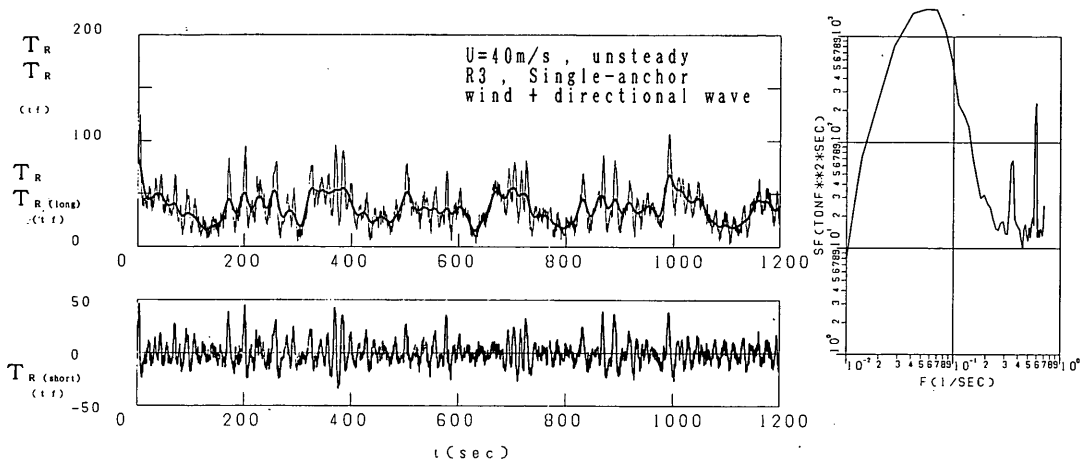
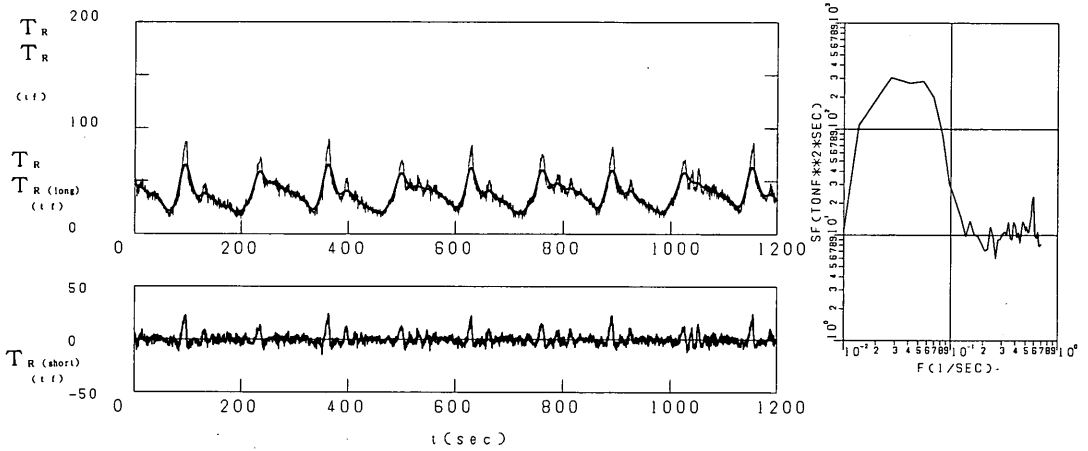
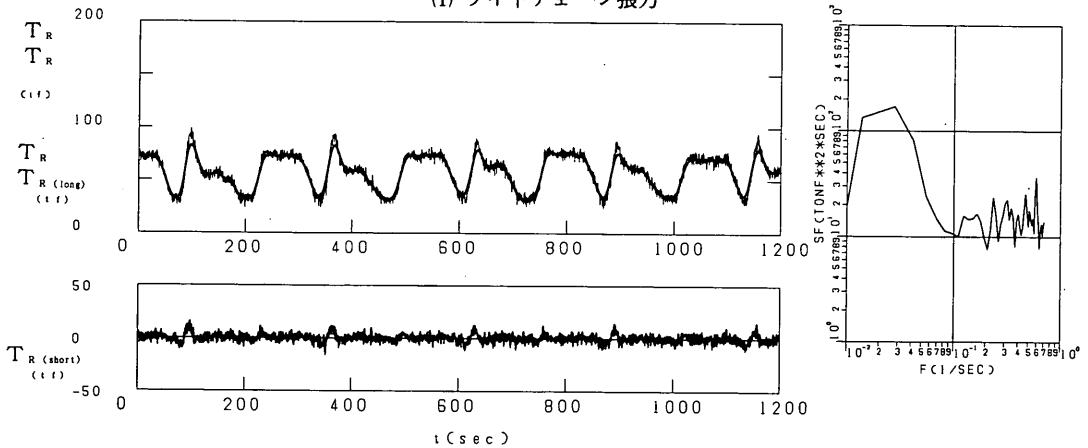


図-37 多方向波と変動風が作用下した時の単錨泊時作用張力



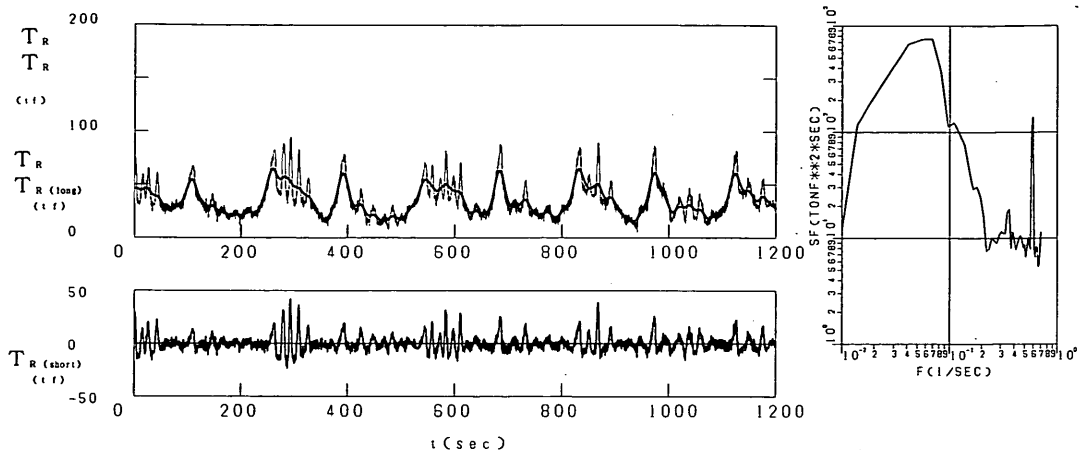
(1) ブイ下チェーン張力



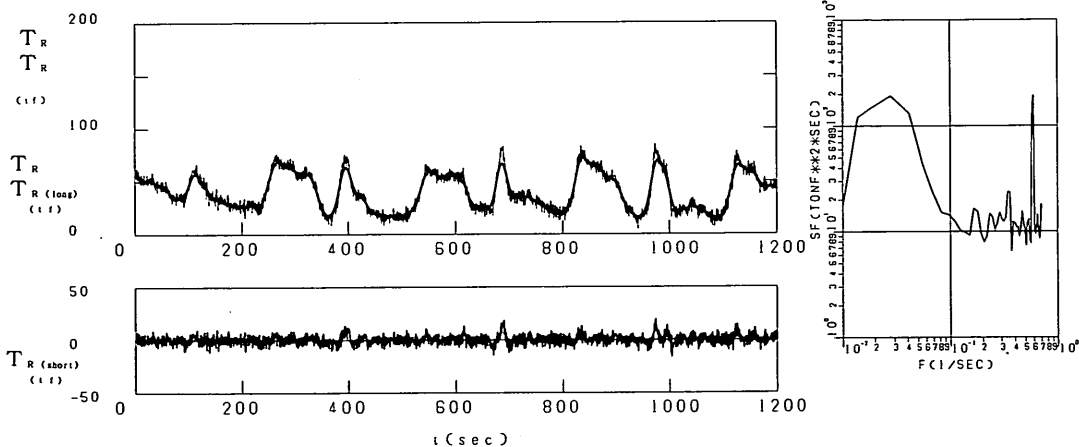
(2) ホーサー張力

図-38 ブイ泊時における定常風と変動風の比較 (定常風)

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討



(1) ブイ下チェーン張力



(2) ホーサー張力

図-39 ブイ泊時における定常風と変動風の比較 (変動風)

(1) 係留方式、波および変動風が及ぼす影響

図-40は、係留方式による最大作用張力の変化を検討したものである。図-40では、平均風速30、40および50m/sの定常風を作用させたときの最大張力  $T_{Rmax}$  を示す。ブイ泊の場合には、一般に係留チェーンの引っ張り強度の方がホーサーよりも大きく、また、係留チェーン張力とホーサー張力はそれほど違わないので、チェーン張力が設計条件になることは少ないため、ホーサー張力のみを示した。なお、ブイ係留チェーン径は124mmである。双錨泊の場合には、張力が大きくなる右舷側のチェーンに作用する張力を示した。黒い記号は、'飛龍3'、白い記号は'ぶりんせすおきなわ'のものである

ことを示す。'飛龍3'の場合、単錨泊時の張力が最も大きく、風速50m/sの場合、127tfである。ホーサー張力はそれよりも小さくなり、114tfになる。'ぶりんせすおきなわ'の場合ブイ泊時の方が張力は大きく、単錨泊、ブイ泊それぞれについて、最大張力は106および124tfである。したがって、'飛龍3'では、錨泊時の方が、ブイ泊時より張力は大きくなるのに対して、'ぶりんせすおきなわ'では、ブイ泊時の方が錨泊時より最大作用張力は大きくなる。最も係留張力が小さくなる係留方式は、船の形によって異なり、1種類の船のデータだけを使って、他の船型の場合について推測することは難しい。'ぶりんせすおきなわ'の錨泊を除いて、50m

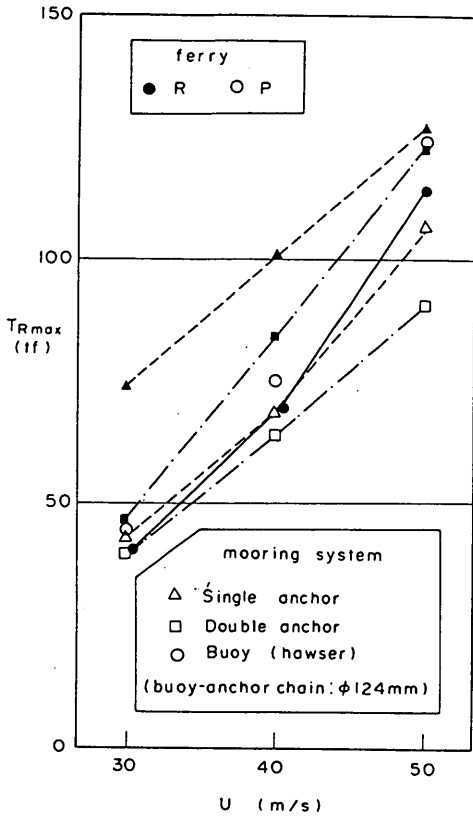


図-40 係留方式による最大張力の変化

/s 風速作用時の最大張力は、ほぼどのような係留方式をとっても、105~125tf程度である。‘ぶりんせすおきなわ’は双錨泊にすると最大作用張力を小さくできて、50m/sの場合、91tfである。

図-41は、波が作用した場合の最大張力の変化を示す。図では、波がないときと比較するために、波を作用させた場合の最大張力を、波が作用しない場合の最大張力に対する比として表した。wave-1,2は一方向波、wave-3は多方向波である。ブイ泊の場合、‘飛龍3’では、wave-2およびwave-3が作用すると、ホーサ張力は、1.12および1.06倍になる。係留チェーン張力は、1.11および1.02倍である。いずれの場合も、波の無い場合より少し大きくなっているが、その差は小さい。‘ぶりんせすおきなわ’の場合にも、ホーサ張力は、1.05および0.99倍、係留チェーン張力は、1.06および1.0倍になり波の無い場合とほとんど変化しない。したがって、ブイ泊の場合には、波による最大張力の変化は小さい。特にホーサ張力は、有義波高1m程度の波であればほとんど変化せず、波の影響を考慮しなくても求めることができる。ただし、‘飛龍3’のブイ泊で、wav

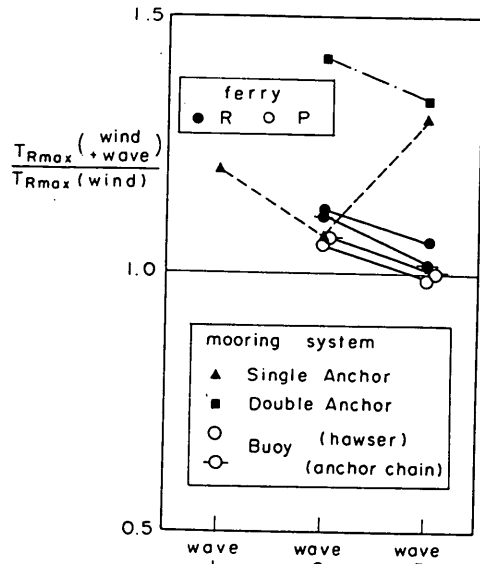


図-41 最大張力における波の影響

e-2が作用したときのように、10%大きくなる時もある。波による短周期の同様による影響を考慮せずに係船索張力を求めた場合には、船型によっては、10%程度大きな値になることを検討しておいた方がよい。wave-2に比べて、多方向波であるwave-3を作用させたときには、最大張力が小さくなるのは、wave-3の波高がwave-2より小さいためと思われる。単錨泊の時は、‘ぶりんせすおきなわ’については実験データがない。‘飛龍3’の場合には、wave-1, 2, 3の場合についてそれぞれ、最大作用張力は、1.20, 1.07, 1.30倍となり、明らかに波を作用させない場合より大きくなる。単錨泊の場合には、wave-3を作用させたときが、その増加率は最も大きい。双錨泊の時は、wave-2の場合に増加率が大きくなり、1.42である。wave-3の場合には、1.34となり、錨泊の場合には、波の種類による増加率が一定の変化を示しておらず、最大張力については、一方向波、多方向波の相違を見いだすのは困難である。はっきり言えることは、錨泊時には、波の影響が大きくなり、チェーン張力は、波をかけない場合より大きくなることである。その割合は、波によって一定していないが、おおむね、1.1~1.4倍程度である。

図-42は、変動風を作用させたときの張力の変化を示す。最大張力は、定常風作用時の張力に対する比として求めた。平均風速は、40m/sである。白丸および黒三角はブイ泊のホーサ張力および短錨泊時のチェーン張力を示す。wind Dおよびwind Hはそれぞれ、ダーベンポートおよび日野型のスペクトルを目標として、発

生させた変動風であることを示す。wind H + wave は、

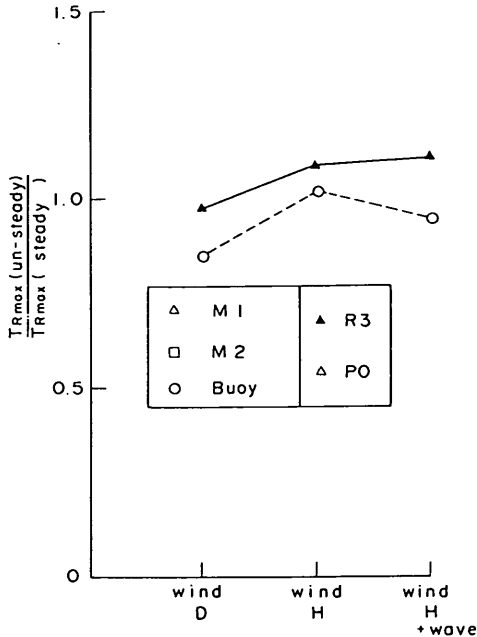


図-42 最大張力における実験変動風の影響

変動風に加えて、多方向波を相対角 $90^\circ$ の方向から作用させた場合を示す。ホーサー張力は、変動風を作用させると、定常風の場合に比べて、 $0.85 \sim 1.02$ 倍となり、少し小さくなる場合がある。3.1でも、検討したように、ホーサーのような伸び率の大きい係留ラインを用いると、外力の変動による張力の短周期変動成分の増加をある程度抑えられるので、最大張力はほとんど変化しない。また、短周期変動の位相によっては、最大張力が小さくなる場合もある。変動風と波が作用した場合でも、ホーサーの最大張力に及ぼす影響は小さく、本実験では、最大張力は定常風作用時に比べて5%小さくなった。錨泊時には、ブイ泊時のホーサー張力に比べると、最大張力比は大きくなり、wind Dの時、0.95、wind Hの時、1.05倍となる。しかし、波を作用させた場合に比べると小さく、変動風によって、それほど最大張力は大きくならず、高々5%程度であると言える。波を作用させると、張力は大きくなり、定常風の場合に比べて、1.08倍程度になる。図-41の単錨泊のケースに比べると、最大張力が大きくなる割合は小さい。図-41のケースの時、1.3倍になるのに対して、図-42では、1.1倍である。すなわち、波の影響によって、最大作用張力は、大きくなるが、その大きさはばらつき、変動風により最大張力の値が異なるため、波だけをかけたケースより小さくなると

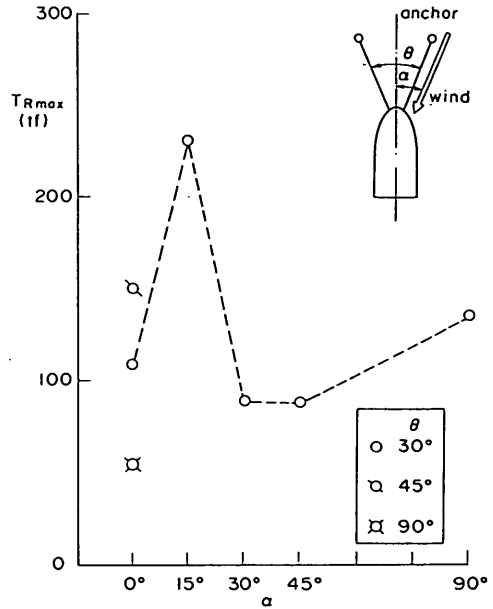


図-43 双錨泊における風向および開き角の影響

きもある。

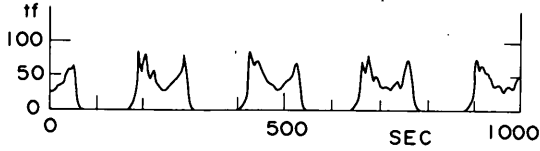
(2) 双錨泊時の特性

図-43は、双錨泊における、2つのラインの開き角および風向が張力に与える影響を調べたものである。図の $\theta'$ および $\alpha$ は、それぞれ開き角および開き角の2等分線からの風向を示す。船舶は、'ぶりんせすおきなわ'で、50m/sの定常風を作用させ大きい側の張力を示した。風向を一定として、開き角を変化させてみる。 $\theta'$ が、30、90および $45^\circ$ の時、最大張力は、それぞれ、109、51および156tfとなり、 $45^\circ$ のときに大きくなる。後述するように、 $45^\circ$ のときは振れ回り幅が非常に小さく、運動によって、張力の増加を低減することができない。そのために、最大作用張力が大きくなったものと思われる。ただし $90^\circ$ の時も振れ回り幅は非常に小さく、このときは、運動がないために常に2本のチェーンの両方に張力がほぼ等分に作用することになり、張力が小さくなったものと考えられる。したがって、双錨泊にすると、開き角によっては作用張力を小さくすることができるがわかる。

次に、開き角を一定にして、風向を変化させてみる。 $\alpha = 15^\circ$ のケースを除いて、最大作用張力は、大きく変化せず、ほぼ $\alpha = 0^\circ$ のケースと等しい。 $\alpha = 15^\circ$ の場合には、非常に大きな最大張力が発生し、その値は、232tfである。 $\alpha = 15^\circ$ の時は、風がちょうど右舷側のチェーンと平行に作用している。船の初期位置を、船軸が開き

CASE-46 PO·M2·U=50m/s  $\theta=30^\circ$

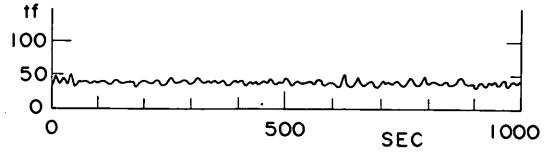
(R)



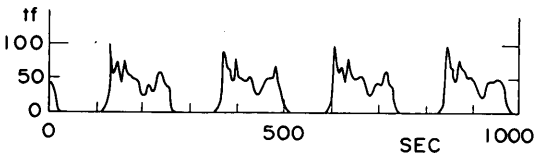
(L)

CASE-49 PO·M2·U=50m/s  $\theta=90^\circ$

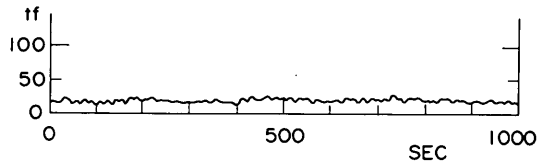
(R)



(L)



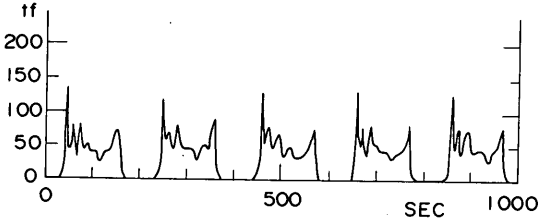
(1)  $\theta=30^\circ, \alpha=0^\circ$



(3)  $\theta=90^\circ, \alpha=0^\circ$

CASE-48 PO·M2·U=50m/s  $\theta=45^\circ$

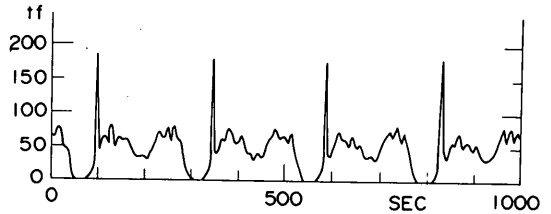
(R)



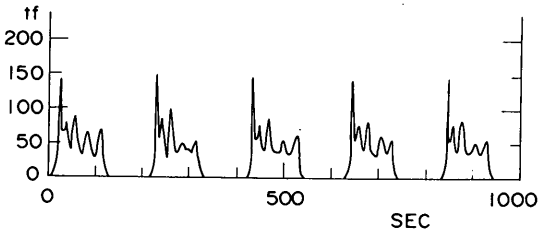
(L)

CASE-50 PO·M2·U=50m/s  $\theta=30^\circ \alpha=15^\circ$

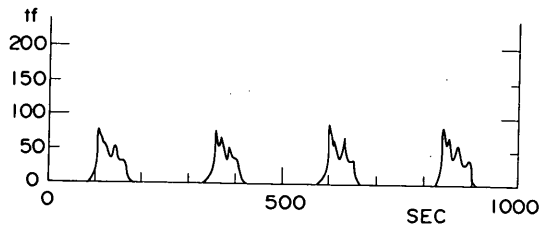
(R)



(L)



(2)  $\theta=45^\circ, \alpha=0^\circ$



(4)  $\theta=30^\circ, \alpha=15^\circ$

図-44 双錨泊時の張力変動における風向および開き角の影響

角の2等分線と一致し、チェーンが伸びきった状態であると、チェーン取り付け点とアンカー点を結ぶラインを係留ラインとして定義すると、風向が係留ラインの方向と一致することになる。このようなときには、風向と一致しないチェーンによって、船の運動がある程度拘束

されるので、単錨泊時よりも大きなチェーン張力が作用し危険である。

図-44は、右舷側および左舷側のチェーン張力の時間的な変化を示した図である。ペンレコーダーに記録されたアナログ記録をそのまま示したので、右舷側と、左舷

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討

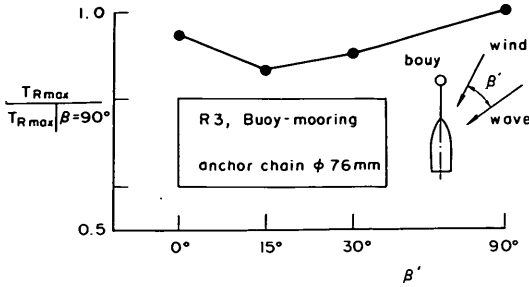


図-45 風と波の相対角の影響

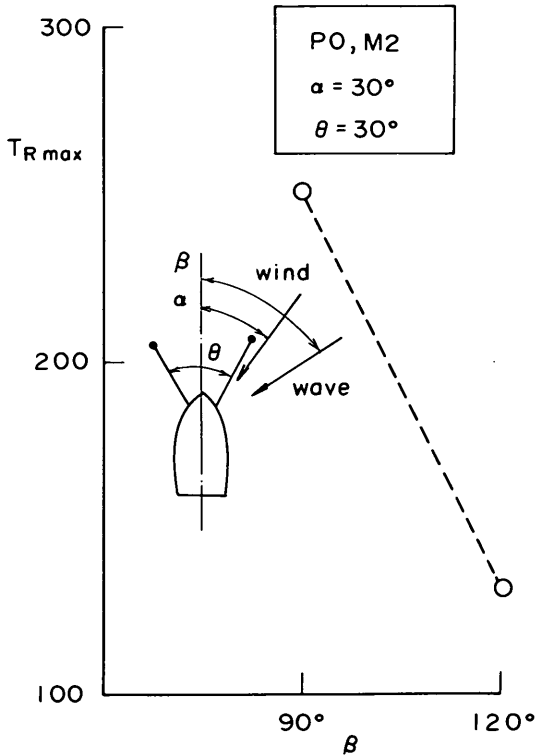


図-46 双錨泊における風向の影響

側では、時間軸がずれているものもある。(1)、(2)、(3)および(4)は、それぞれ、開き角30、45、90°、のとき、および、開き角30°で、 $\alpha = 15^\circ$ の時を示す。(1)の開き角30°のケースでは、最大張力は、右舷側、左舷側ほぼ同程度である。(2)の開き角45°のケースになると、両舷で張力は、それほど変化しないが、運動が小さくなるため、最大張力が大きくなっていることがわかる。(3)の開き角90°のケースになると、運動がほとんど無くなるため、同じ位置に船舶はとどまり、張力の変動も非常に小さくなる。2本のチェーンに常に一様に張力が作用し、最大値は小さくなる。開き角がどれくらいになれば、運動が

小さくなり張力が小さくなるかを定量的に詳しく検討していないので、本実験では、なぜそのような現象が生じるのかははっきりと理由を見つけることはできなかった。(4)は、風向が、右舷のチェーンと平行になるケースで、図からわかるように、左舷側の張力は非常に小さく、ほとんど、右舷側だけで係留した状態になる、ただし、最大張力は、単錨泊時よりも大きくなり、左舷側のチェーンが運動を拘束する働きをしてしまい、振れ回り運動によって、最大値を低減することができないことがわかる。以上のことから、双錨泊にすると、ある開き角の条件では、平衡状態をつくり張力を小さくすることができることがわかる。しかし、係留ラインの方向と風向が一致したときは、単錨泊以上の張力が作用する。実際の海域では、風向は、数分単位で変化することもあり、ある風向の時に非常に大きな張力が作用してしまうような係留方式を取ることは問題が多い。すなわち、双錨泊は、風の向きがはっきりわかっているときには、推薦できるけれども、風の向きが変化するか、はっきりわからない状態では、単錨泊よりも非常に危険である。ただし一度走錨を始めると単錨泊の2倍の摩擦力が作用するわけであるから、走錨に対しては安全な係留方式といえ、そのことが現在双錨泊が広く行われている主な理由となっている。しかしながら、走錨する距離が小さくとも港内においては港湾構造物に衝突するなどの危険性があるので、今後港内避泊を考えていくときには、双錨泊時には単錨泊時よりも作用張力が大きくなることを十分考慮しておく必要がある。

図-45は、波と風の相対角の影響を示す。最大張力は、相対角90°の場合に對する比として示した。相対角が、90°以下のケースでは、いずれの場合も、最大作用張力は、相対角90°の場合に比べて小さい。最大張力に最も大きく影響する波向は、風向に對して90°である。今回の実験では、ほとんどのケースにおいて、相対角90°を用いて実験を行っているので、実験としては、最も悪い条件下のケースを検討したことになり、実験結果を、最も危険な側のケースにおける値として用いることができる。

図-46は、双錨泊の場合における波向の影響を示したものである。開き角および風向は一定で、ともに30°である。波向 $\beta = 90^\circ$ の場合、波は、船体の真横方向から作用しており、最大値は、250tfで非常に大きい。 $\beta = 120^\circ$ の時、相対角は、90°であるが、船体に対しては、斜め後方から作用しており、最大値は、130tf程度である。したがって、波向としては、90°を用いて実験した方がよい。図-45では、相対角が90°となる場合が最も

厳しいと考えたが、船舶が、風向きの方を中心として振れ回り運動を行うため、船体を規準とすると、波が船体にたいしてほぼ真横から作用する場合に、最大張力が最も大きくなることわかる。

(3) チェーン長と径の影響

図-47は、係留チェーン長による最大値の変化を調べたものである。実験では、現在フェリーが所有するチェー

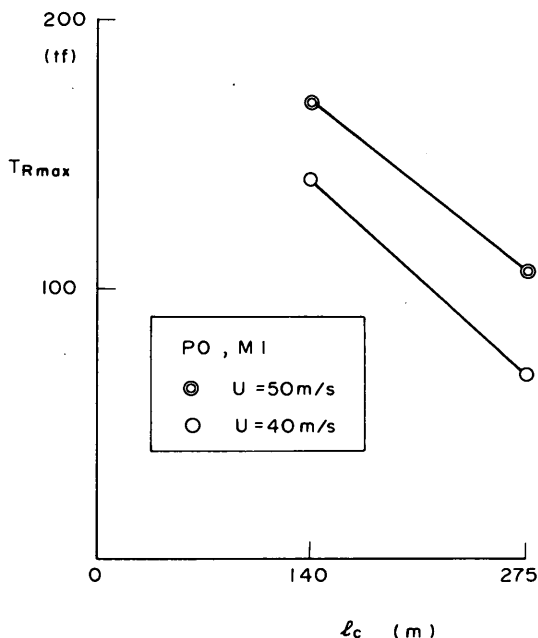


図-47 錨泊チェーン長による最大張力の変化

ンの最大長として、275mについて主に調べたが、チェーン長が短い船も存在するため、チェーン長を140mとしたケースについて検討した。図では、風速を40m/sおよび50m/sとした。係留チェーン長が短くなると、最大作用張力は大きくなる。たとえば、風速50m/sの時、チェーン長275mの場合、最大張力は、106tfであるが、チェーン長が140mになると、169tfに増加する。ゆえに、チェーンは長い方がよい。

図-48は、ブイ泊において、ブイ係留アンカーチェーンの長さを変化させた場合を示す。チェーン径は、76mmである。ホーサーに作用する最大張力は、チェーン長を、25mから14mに変化させると、167tfから、194tfに増加する。すなわち、ブイ係留アンカーチェーンにおいても、チェーン長は長い方がよい。本実験では、錨泊チェーンは変化させなかったため、錨泊チェーン長およびチェーン径すなわちチェーン重量の相違による係留チェーン張力を考慮できなかった。ブイ泊においては、

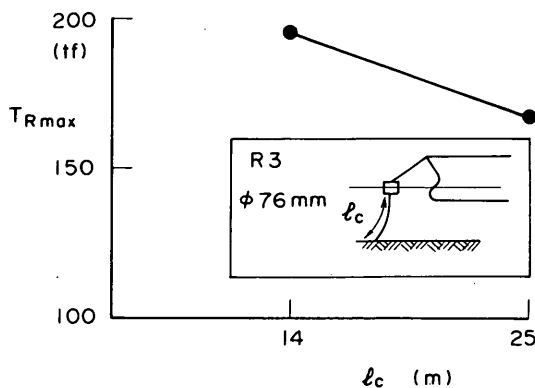


図-48 アンカーチェーン長によるホーサー張力の変化

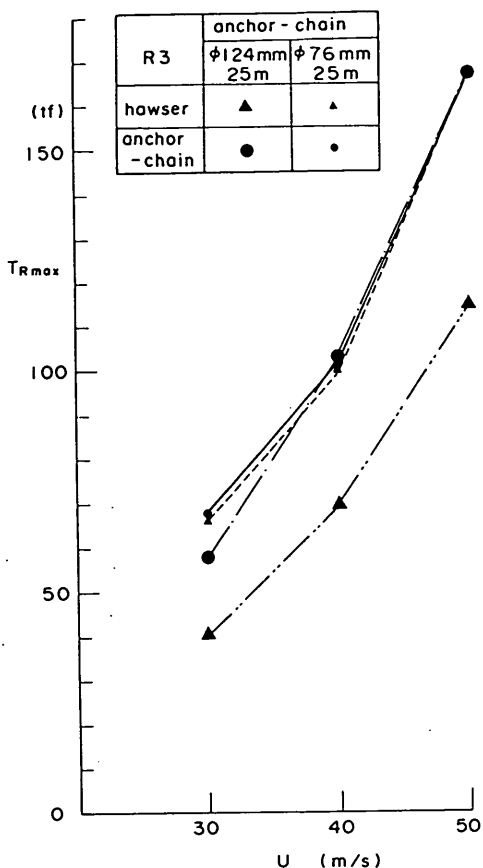
チェーン径を124mmと76mmに変化させているので、アンカーチェーン重量の相違によるチェーン張力の変化について検討した。図-49(1)および(2)は、'飛龍3'および'ぶりんせすおきなわ'における最大係留チェーン張力およびホーサー張力の変化を検討したものである。径76mmの時、ホーサーとチェーンに作用する張力はほぼ等しい。その値は、'飛龍3'の場合、風速50m/sで、167tf程度、'ぶりんせすおきなわ'の場合、155tf程度である。チェーン径を大きくし、124mmとした場合、係留チェーン張力は変化せず、径76mmの場合と同程度である。ホーサー張力は、係留チェーン張力より小さくなり、風速50m/sで、'飛龍3'および'ぶりんせすおきなわ'それぞれについて、114および124tfである。したがって、チェーン径を大きくし、水中重量を大きくしてやると、懸垂力によるピーク時の張力を吸収する割合が増加して、ホーサー張力を小さくすることができる。チェーン自体に作用する張力は、チェーン径を変化させても変わらない。したがって、ブイ係留チェーンとしては、水中重量の大きい径124mmクラスのチェーンを用いたほうがよい。

(4) 最大値と有義値の比較

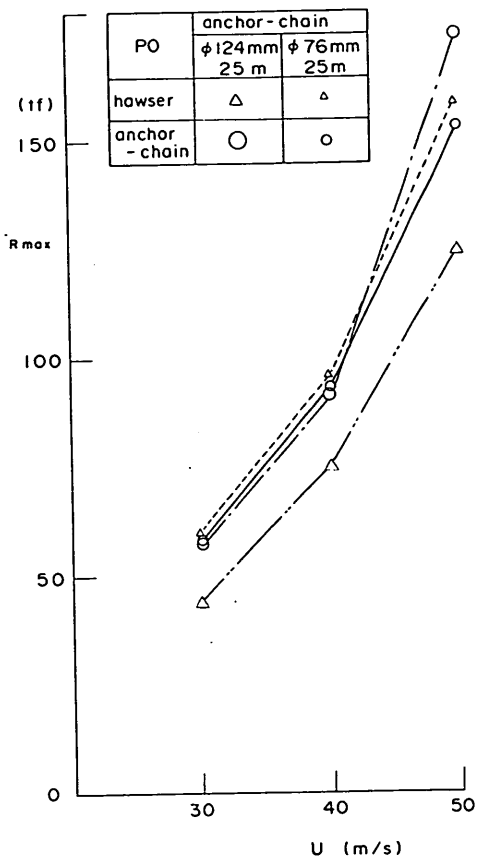
図-50は、1/3最大値と最大作用張力の関係を調べたものである。縦軸は、最大作用張力と1/3最大値の比である。データのばらつきがあるものの次のようなことが推論できる。単および双錨泊の場合は、最大張力は、1/3最大値に比べて、1.5倍以上に大きくなり、張力は、ピークが鋭く尖った分布を示すことがわかる。ブイ係留チェーン張力も、1.5倍以上になり、錨泊チェーンの場合とほぼ同じ変化を示す。ホーサー張力の比は、1.5以下で錨泊に比べて小さく、張力変動のピークはそれほど鋭くならない。したがって、衝撃的な張力が作用するこ



避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討



(1) 飛龍3



(2) 'ぶりんせすおきなわ'

図-49 チェーン径によるチェーンおよびホーサー張力の変化

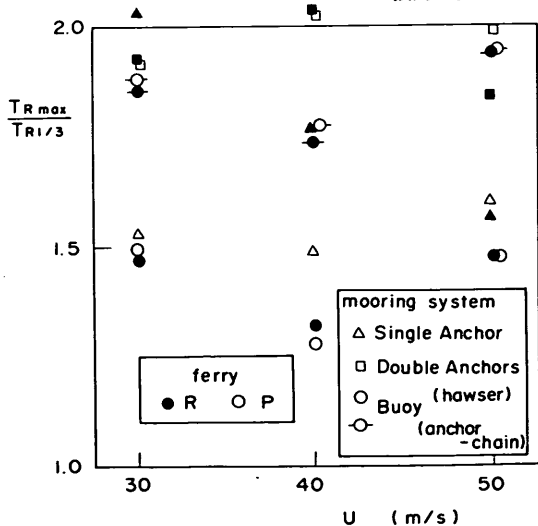


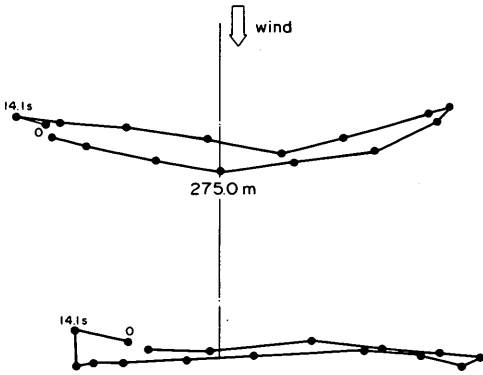
図-50 張力の有義値と最大値の比較

とを避けようとするれば、ナイロンホーサーのような伸び率の大きい係留索を使った方がよい。1/3最大値との比は、船形によって大きく異なることはなく、本実験で検討した最大張力は、統計的に不安定な値ではなく、実験の代表値として用いることができる。風速によって、張力の比が大きく変化することはなく、張力の変動波形は、風速が変化しても変化しない。

3.3 振れ回り運動の特性

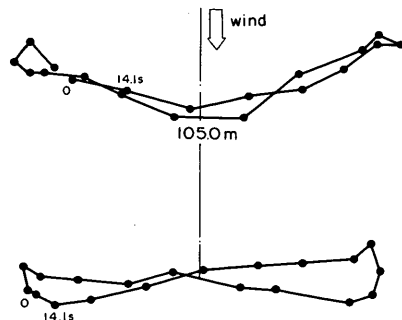
(1) 振れ回り運動の軌跡

図-51, 52, 53, 54は、実験で得られた船首および、重心位置の軌跡を示したものである。各図では、1周期間の軌跡を実機換算値で示した。0が一周期の始めの位置を示し、数値が大きくなる順に移動している。点と点の間は、14.1sの時間が経過していることを示す。図-51は、'飛龍3'単錨泊のケースで、風速は50m/sである。中心線は、風向と一致しており、初期の船軸方向で



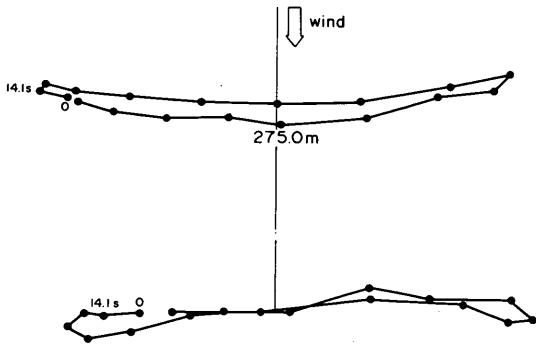
CASE-3 R3.MI. U=50m/s

図-51 単錨泊時の振れ回り運動の軌跡  
(波を作用させない場合)



CASE-32 PO.B. U=40m/s

図-53 ブイ泊時の振れ回り運動の軌跡  
(波を作用させない場合)

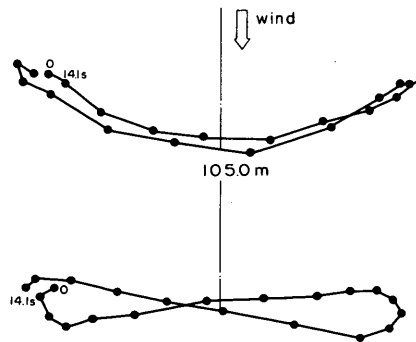


CASE-4' R3.MI. U=50m/s PD26

図-52 単錨泊時の振れ回り運動の軌跡  
(波を作用させた場合)

けた場合を示す。振れ回り幅および軌跡は、図-51の場合とほぼ同じである。すなわち、振れ回り運動は波による影響をほとんど受けない。図-53は、'ぶりんせすおきなわ'のブイ泊で、風速40m/sである。船首の振れ回り幅は、左側の方が大きい。ブイ泊の場合、係留索は船首に取り付けられるので、係留索が船体表面に接することはない。船が中心線より左側に移動したとき、右舷側が風の方を向く。船体が中心線の右側に移動したとき、左舷側が風の方を向く。右舷側の方が風圧力が大きいため、船が左に移動したときに風圧力がより大きくなり、振れ回り幅がより大きくなる。したがって、フェリーの場合には、ブイ泊時でも、振れ回りの軌跡は左右対称にはならない。図-54は、変動風および多方向波を同時に作用させた場合であるが、図-53の定常風の場合に比べて大きな変化はみられない。したがって、振れ回

もある。船首の最大振れ回り幅は左右ほぼ同じであるが、重心の最大振れ回り幅は、向かって右側の方が大きい。単錨泊の時には、チェーンが左舷側に取り付けられているので、船体の左舷側が風に向いているときに振れ回り運動を行い易い。船体の右舷側が風に向いているときには、チェーンは係留点から船首部分まで船体表面に接するので、振れ回り運動に対する抵抗が生じる。ただし、昇降デッキの存在により、右舷側より風を受けた場合に風圧力がより強くなる。このように、フェリーの場合には、右舷および左舷のどちらが風の方を向いているかによって、風圧力および振れ回り運動に対する抵抗が異なってくる。そのため、振れ回りの軌跡が左右対称にならない。図-52は、単錨泊時に図面では、右側より波をか



CASE-39 PO.B. U=50m/s W-04 PD22

図-54 ブイ泊時の振れ回り運動の軌跡  
(波を作用させた場合)

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討

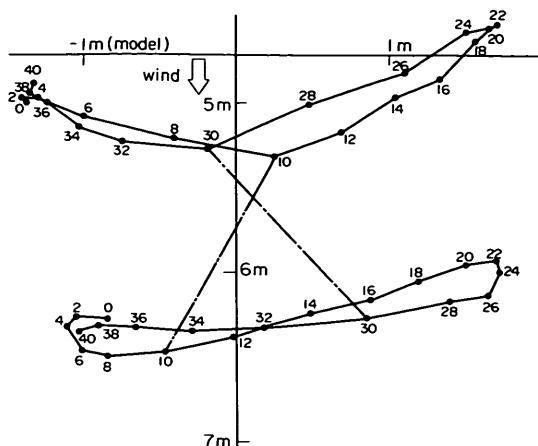


図-55 単錨泊時の振れ回り運動の軌跡 ( $\theta = 30^\circ$ )

り運動については、波および変動風の影響は小さい、と言える。

双錨泊の場合には、開き角 $30^\circ$ の時は、単錨泊およびブイ泊と同様に、振れ回り運動を示す。図-55は、'ぶりんせすおきなわ'の双錨泊のケースで、模型換算値で、2秒毎に船首および重心の位置を求めて軌跡を描いたものである。向かって、右側の方が振れ回り幅が大きく、単錨泊とは傾向が逆である。しかしながら軌跡の形は単錨泊のものによく似ており、双錨泊は、時間によって、張力のかかるラインが右と左に入れ替わる単錨泊であるといえる。図-56は、開き角が $90^\circ$ のケースで、船首および重心の位置は、時間が経過しても変化せず、船体は、ほとんど動かないことがわかる。

(2) 振れ回り幅および周期の変化

振れ回り運動を規定するパラメーターとして、ここでは、振れ回り周期および振れ回り幅について検討する。振れ回り周期は、船首あるいは重心が同じ位置に戻るまでの時間で、振れ回り幅は、船首の、風向と直角のY軸方向の両振幅 $X_B$ として求められる。

図-57は、風速による振れ回り周期の変化を調べたものである。図に示されるように、振れ回り周期は、風速に比例して減少する。係留方式の違いによる差を検討すると、'飛龍3'では、単錨泊、双錨泊、ブイ泊の順に、周期が小さくなる。'ぶりんせすおきなわ'では、双錨泊、ブイ泊、単錨泊の順に周期は短くなり、その順序は、船種によって異なり、どの係留方式が最適かはっきりしたことはわからない。

図-58は、振れ回り幅の変化を示す。振れ回り幅は、風速が変化しても大きく変化することはない、ほぼ一定

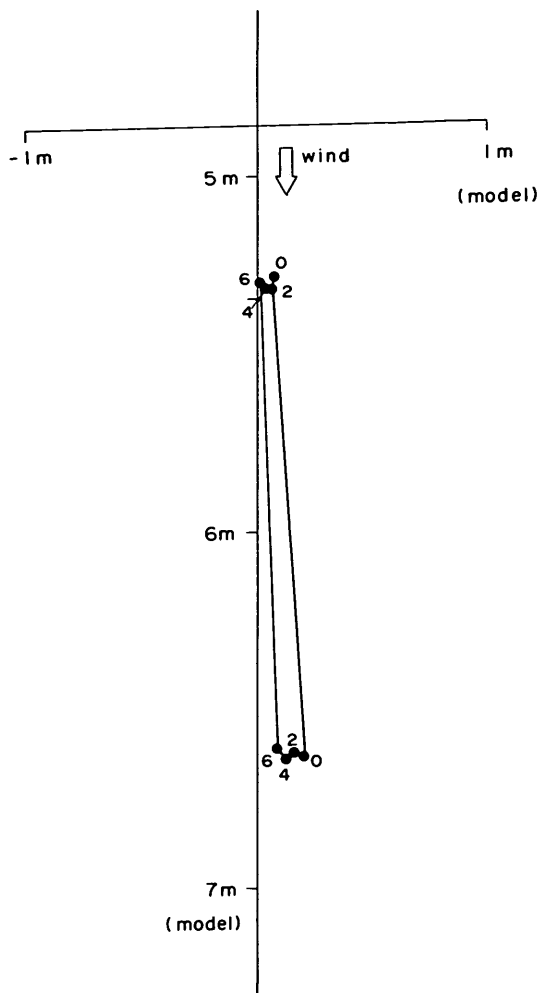


図-56 単錨泊時の振れ回り運動の軌跡 ( $\theta = 90^\circ$ )

である。たとえば、'ぶりんせすおきなわ'ブイ泊では、風速30, 40および50 m/sについて、それぞれ、105, 109, 105mである。振れ回り周期は、風速が大きくなると短くなるので、このことから、風速が大きくなると、船体の移動速度が早くなることがわかる。たとえば、前述の'ぶりんせすおきなわ'ブイ泊の時、風速50 m/sになると、船首は、 $100 \times 2 / 260 = 0.8 \text{ m/s}$ くらいの早さで移動する。これは48m/minで、人間がゆっくり歩く程度の早さになる。このスピードが、フェリーに乗っている人員にどのような影響を与えるかについても、今後検討しておく必要がある。錨泊では、単錨泊時の振れ回り幅が、双錨泊時のそれよりも大きい。これは、双錨泊では、交互に張力が作用するため、片方のチェーンが

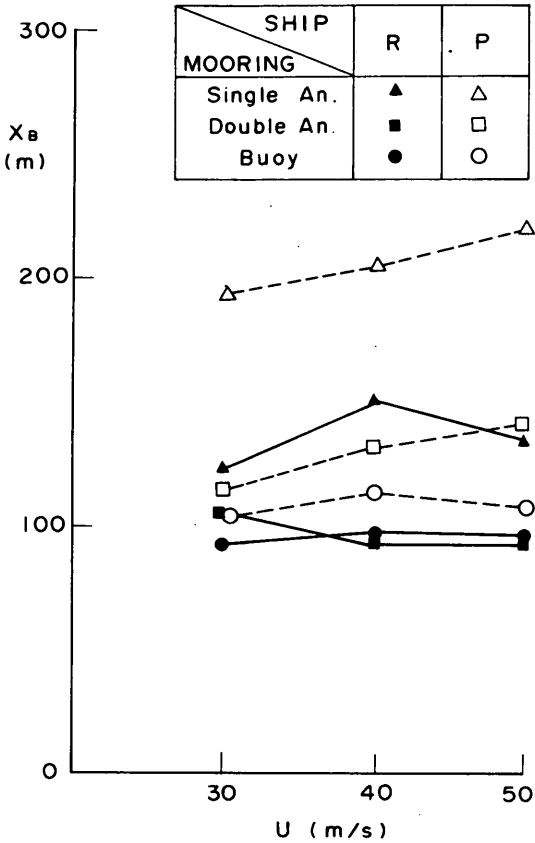


図-57 風速による振れ回り幅の変化

引っ張られているときに、もう片方のチェーンが抵抗となり、船体運動を止めようとするからである。船種を比較すると、どの係留条件でも、'ぶりんせすおきなわ'の方が大きくなり、船種による影響が明らかに生じている。これは、付加質量および流体力係数との数値が両船では異なってくるためである。

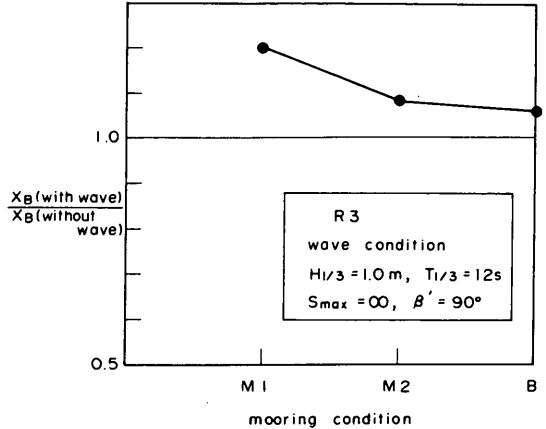


図-59 振れ回り幅に対する波の影響

図-59は、振れ回り幅に対する波の影響を調べたものである。横軸に係留条件、縦軸に、波を作用させない場合に対する振れ回り幅の値を無次元で表した。単錨泊の時には、振れ回り幅は、1.2倍になっているが、双錨泊、ブイ泊時は、1.1倍以下であり、大きな変化はない。従って、波の影響を受けて振れ回り幅が大きくなるとは言えない。図-60は、振れ回り幅に対する変動風の影響を示したもので、ダーベンポート型および日野型を作用させても、振れ回り幅は変化しない。以上の結果をまとめると次のようになる；振れ回り運動に対する波および変動風の影響は小さく、定常風のみを作用させた場合

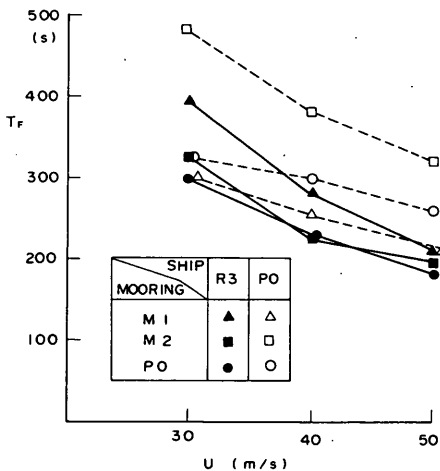


図-58 風速による振れ回り周期の変化

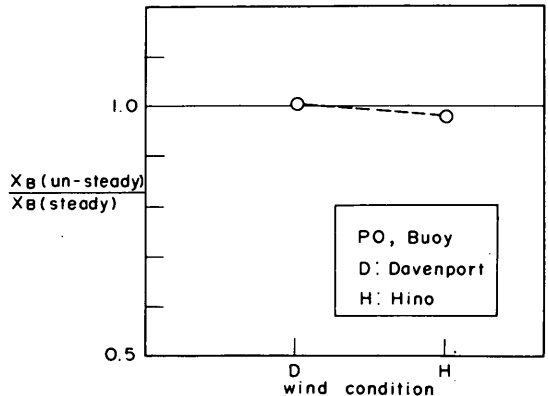


図-60 振れ回り幅に対する変動風の影響

と大きな変化は示さない。振れ回り幅は、船種および係留条件によって変化する。風速によっては、振れ回り幅は変化しないが、振れ回り周期は、風速が大きくなると、それに比例して小さくなる。

#### 4. フェリーの風圧力係数

##### 4.1 風圧力係数の計算式

本研究では、3.で示した実験結果を踏まえて、フェリーの振れ回り運動時の張力および水平運動を数値計算で求める手法について検討した。浮体の運動を決定するパラメーターの中で、最も重要なものは、流圧力および風圧力の係数である。振れ回り運動の計算でも、流圧力および風圧力の係数を適切に定めることが重要で、作用張力および水平運動は係数が変化すると大きく変化する。流圧力係数については、現地観測されたタンカーの振れ回り運動から推定した例(高山ら, 1985)があるが、現地データはばらつきが大きく、またデータ数が少ないので、精度の良い値を推定することは難しい。鈴木ら(1982)は、流圧力を、実験結果と計算結果が一致するように設定している。本研究でも、流圧力係数は、実験結果と一致するように求めることにした。風圧力係数は、現地観測および実験などから推定された式がこれまでに提案されているので、それらのうちから適当なものを求めることができる。しかし、フェリーのように、昇降デッキを有し、左右非対称の船形になっているような船に対して検討された例はない。そこで、本研究では、数値計算を行う前に、模型船を用いて、風圧力を直接測定し、フェリー船に対して適用可能な風圧力係数算定式を求めた。はじめに、これまでの風圧力計算式の中から代表的なものとして、Isherwood および鈴木が改良した岩井式を示しておく。

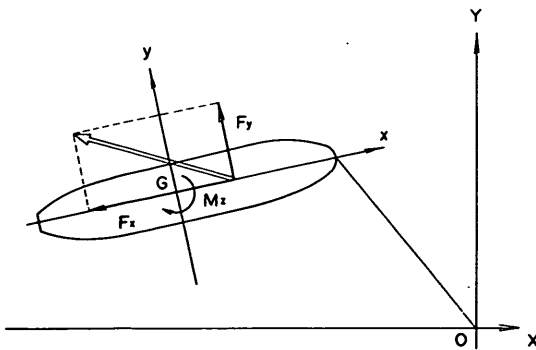


図-61 Isherwood 式における風圧力の定義

(1) Isherwood の式 (Isherwood, 1967)

Isherwood (1967) は、商船の模型実験に関する既存の文献から107個のケースを抽出し、風速と、船体に作用する力の相関を調べた。そして、商船に作用する風圧力係数を求める実験式を提案している。

Isherwood に従うと、風荷重は図-61に示すように、船軸方向、船体に対して横方向および重心まわりの旋回モーメントの3つの成分に分けられ、それぞれについて、風圧力係数が定義できる。

1) 風圧力の船軸方向成分に対する係数

$$C_x = \frac{F_x}{\frac{1}{2} \rho_a U_w^2 A_T} \quad (17)$$

ここに、

$C_x$ : 船軸方向の風圧力係数

$F_x$ : 風圧力の船軸方向成分

$\rho_a$ : 空気の密度

$U_w$ : 船体固定座標に対する相対風速

$A_T$ : 水面上正面投影面積

2) 風圧力の船体横方向成分に対する係数

$$C_y = \frac{F_y}{\frac{1}{2} \rho_a U_w^2 A_L} \quad (18)$$

ここに、

$C_y$ : 横方向の風圧力係数

$F_y$ : 風圧力の船軸に対して直角方向の成分

$A_L$ : 水面上船体側面投影面積

3) 旋回に対する影響係数

$$C_N = \frac{M_z}{\frac{1}{2} \rho_a U_w^2 A_L L_{PP}} \quad (19)$$

ここに、 $L_{PP}$  は垂線間距離である。

$M_z$ : 風圧力による旋回モーメント

実験データから最小2乗法によって求められた風圧力係数は、8個の独立なパラメーターを用いて次のように表される。

$$C_x = A_0 + A_1 \frac{2 A_L}{L_{PP}} + A_2 \frac{2 A_T}{B^2} + A_3 \frac{L_{PP}}{B} + A_4 \frac{S}{L_{PP}} + A_5 \frac{C}{L_{PP}} + A_6 M \quad (20)$$

$$C_Y = B_0 + B_1 \frac{2 A_L}{L_{PP}} + B_2 \frac{2 A_T}{B^2} + B_3 \frac{L_{PP}}{B} + B_4 \frac{S}{L_{PP}} + B_5 \frac{C}{L_{PP}} + B_6 \frac{A_{SS}}{A_{LL}} \quad (21)$$

$$C_N = C_0 + C_1 \frac{2 A_L}{L_{PP}^2} + C_2 \frac{2 A_T}{B^2} + C_3 \frac{L_{PP}}{B} + C_4 \frac{S}{L_{PP}} + C_5 \frac{C}{L_{PP}} \quad (22)$$

ここに

- $A_L$  : 水面上側面投影めんせき
- $A_L$  : 水面上船体正面投影面積
- $A_{SS}$  : 上部工側面投影面積
- $S$  : 水面上側面投影部の周長 (マスト, クレーンなどの長さを含む)
- $C$  : 側面投影部の面積重心から船首までの長さ
- $M$  : 側面投影部中に含まれるマスト, キングポストなどの種類の数
- $B$  : 船幅
- $L_{PP}$  : 垂線間長

実験式に含まれる  $A_0 \sim A_6, B_0 \sim B_6, C_0 \sim C_6$  の係数の値は, 表-9 に示した。表の中で, S. E. は, 標準偏差を示す。

(2) 岩井の改良式 (岩井・矢島, 1961, 鈴木・諸石, 1982)

係留中の船に作用する風荷重は次式で表される。

$$P_w = \frac{1}{2} \rho_a C_w U_w^2 (A_T \cos^2 \phi_{wr} + A_L \sin^2 \phi_{wr}) \quad (23)$$

ここに

- $P_w$  : 船体に作用する風荷重の合力
- $\rho_a$  : 空気密度
- $C_w$  : 風圧力係数
- $U_w$  : 船体と空気との相対速度
- $A_T$  : 水面上船体正面投影面積
- $A_L$  : 水面上船体側面投影面積
- $\phi_{wr}$  : 船体軸と風との相対角

図-62 は, 風荷重  $P_w$  の作用する方向を示した図である。風荷重  $P_w$  の作用方向は, 一般に風向と一致せず, 船軸方向に対して,  $\phi_w$  の方向に作用する。

風圧力係数は, 船型と風向との関数であり, タンカーおよび貨物船に対して次式で求められる。

タンカー :

$$C_w = 1.2 - 0.083 \cos 2 \phi_{wr} - 0.25 \cos 4 \phi_{wr} - 0.177 \cos 6 \phi_{wr} \quad (24)$$

表-9 Isherwood の算定式に用いる係数

(1)  $C_x$  の場合

$$C_x = A_0 + A_1 \frac{2 A_L}{L_{0A}^2} + A_2 \frac{2 A_T}{B^2} + A_3 \frac{L_{0A}}{B} + A_4 \frac{S}{L_{0A}} + A_5 \frac{C}{L_{0A}} + A_6 M \pm 1.96 \text{ S. E.}$$

$\gamma^0_R$	$A_0$	$A_1$	$A_2$	$A_3$	$A_4$	$A_5$	$A_6$	S. E.
0	2.152	-5.00	0.243	-0.164	-	-	-	0.086
10	1.714	-3.33	0.145	-0.121	-	-	-	0.104
20	1.818	-3.97	0.211	-0.143	-	-	0.033	0.096
30	1.965	-4.81	0.243	-0.154	-	-	0.041	0.117
40	2.333	-5.99	0.247	-0.190	-	-	0.042	0.115
50	1.726	-6.54	0.189	-0.173	0.348	-	0.048	0.109
60	0.913	-4.68	-	-0.104	0.482	-	0.052	0.082
70	0.457	-2.88	-	-0.068	0.346	-	0.043	0.077
80	0.341	-0.91	-	-0.031	-	-	0.032	0.090
90	0.355	-	-	-	-0.247	-	0.018	0.094
100	0.601	-	-	-	-0.372	-	-0.020	0.096
110	0.651	1.29	-	-	-0.582	-	-0.031	0.090
120	0.564	2.54	-	-	-0.748	-	-0.024	0.100
130	-0.142	3.58	-	0.047	-0.700	-	-0.028	0.105
140	-0.677	3.64	-	0.069	-0.529	-	-0.032	0.123
150	-0.723	3.14	-	0.064	-0.475	-	-0.032	0.128
160	-2.148	2.56	-	0.081	-	1.27	-0.027	0.123
170	-2.707	3.97	-0.175	0.126	-	1.81	-	0.115
180	-2.529	3.76	-0.174	0.128	-	1.55	-	0.112
							Mean Standard Error	0.103

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に感ずる検討

(2)  $C_Y$  の場合

$$C_Y = B_0 + B_1 \frac{2A_L}{L_{0A}^2} + B_2 \frac{2A_T}{B^2} + B_3 \frac{L_{0A}}{B} + B_4 \frac{S}{L_{0A}} + B_5 \frac{C}{L_{0A}} + B_6 \frac{A_{SS}}{A_L} \pm 1.96 \text{ S. E.}$$

$\gamma^{\circ}_R$	$B_0$	$B_1$	$B_2$	$B_3$	$B_4$	$B_5$	$B_6$	S. E.
10	0.096	0.22	-	-	-	-	-	0.015
20	0.176	0.71	-	-	-	-	-	0.023
30	0.225	1.38	-	0.023	-	-0.29	-	0.030
40	0.329	1.82	-	0.043	-	-0.29	-	0.054
50	1.164	1.26	0.121	-	-0.242	-0.95	-	0.055
60	1.163	0.96	0.101	-	-0.177	-0.88	-	0.049
70	0.916	0.53	0.069	-	-	-0.65	-	0.047
80	0.844	0.55	0.082	-	-	-0.54	-	0.046
90	0.889	-	0.138	-	-	-0.66	-	0.051
100	0.799	-	0.155	-	-	-0.55	-	0.050
110	0.797	-	0.151	-	-	-0.55	-	0.049
120	0.996	-	0.184	-	-0.212	-0.66	0.34	0.047
130	1.014	-	0.191	-	-0.280	-0.69	0.44	0.051
140	0.784	-	0.166	-	-0.209	-0.53	0.38	0.060
150	0.536	-	0.176	-0.029	-0.163	-	0.27	0.055
160	0.251	-	0.106	-0.022	-	-	-	0.036
170	0.125	-	0.046	-0.012	-	-	-	0.022
Mean Standard Error								0.044

(3)  $C_N$  の場合

$$C_N = C_0 + C_1 \frac{2A_L}{L_{0A}^2} + C_2 \frac{2A_T}{B^2} + C_3 \frac{L_{0A}}{B} + C_4 \frac{S}{L_{0A}} + C_5 \frac{C}{L_{0A}} \pm 1.96 \text{ S. E.}$$

$\gamma^{\circ}_R$	$C_0$	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$	$C_5$	S. E.
10	0.0596	0.061	-	-	-	-0.074	0.0048
20	0.1106	0.204	-	-	-	-0.074	0.0074
30	0.2258	0.245	-	-	-	-0.380	0.0105
40	0.2017	0.457	-	0.0067	-	-0.472	0.0137
50	0.1759	0.573	-	0.0118	-	-0.523	0.0149
60	0.1925	0.480	-	0.0115	-	-0.546	0.0133
70	0.2133	0.315	-	0.0081	-	-0.526	0.0125
80	0.1827	0.254	-	0.0053	-	-0.443	0.0123
90	0.2627	-	-	-	-	-0.508	0.0141
100	0.2102	-	-0.0195	-	0.0335	-0.492	0.0146
110	0.1567	-	-0.0258	-	0.0497	-0.457	0.0163
120	0.0801	-	-0.0311	-	0.0740	-0.396	0.0179
130	-0.0189	-	-0.0488	0.0101	0.1128	-0.420	0.0166
140	0.0256	-	-0.0422	0.0100	0.0889	-0.463	0.0162
150	0.0552	-	-0.0381	0.0109	0.0689	-0.476	0.0141
160	0.0881	-	-0.0306	0.0091	0.0366	-0.415	0.0105
170	0.0851	-	-0.0122	0.0025	-	-0.220	0.0057
Mean Standard Error							0.0127

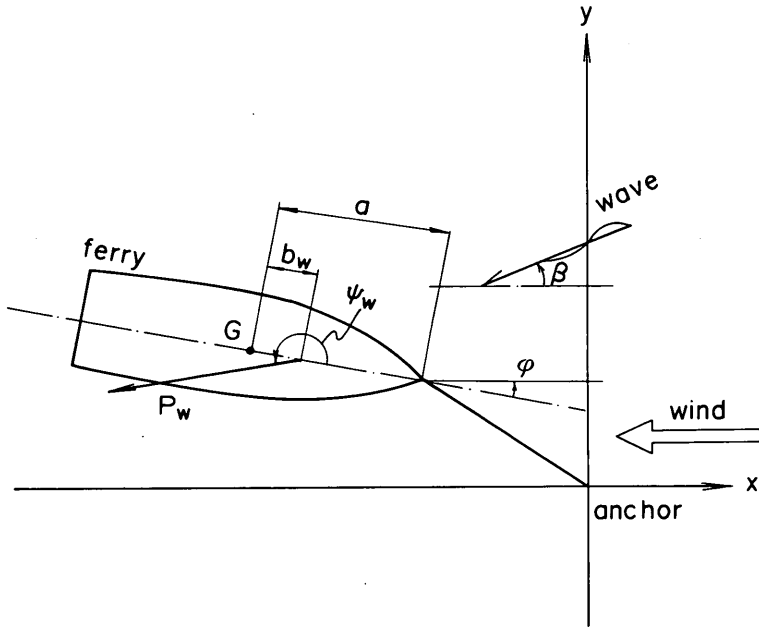


図-62 鈴木改良式における風圧の定義

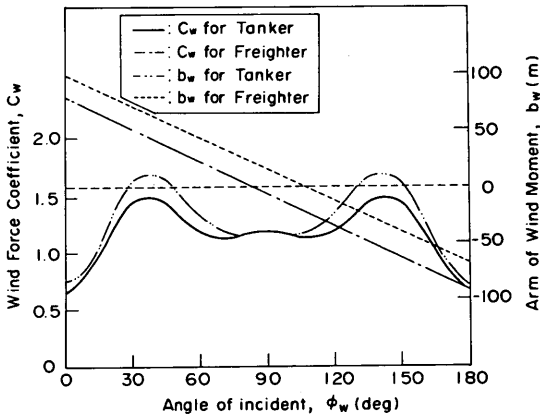


図-63 タンカーおよび貨物船における  $\phi_{wr}$  と  $C_w$ ,  $b_w$  の関係 (鈴木・諸石, 1982)

貨物船:

$$C_w = 1.325 - 0.05 \cos 2 \phi_{wr} - 0.35 \cos 4 \phi_{wr} - 0.175 \cos 6 \phi_{wr} \quad (25)$$

船体の全体に作用する風荷重の合力の作用点は船体の長軸上にあり、その点と船体の重心との水平距離  $b_w$  は

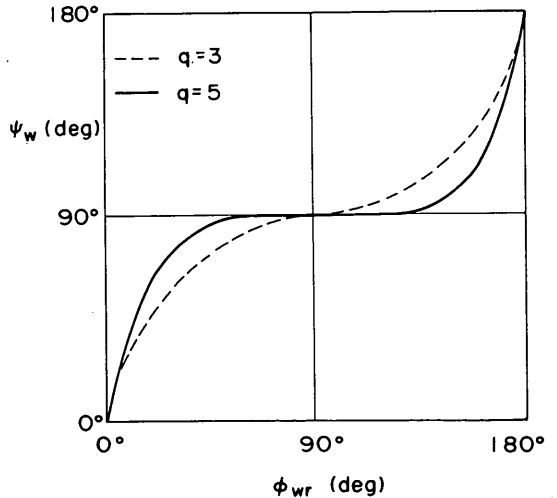


図-64 パラメーター  $q$  による  $\psi_w$  の変化

次式によって求められる。

$$b_w = a_s - (0.291 + 0.0023 \times |\phi_{wr}|) \times L_{PP} \quad (26)$$

ここで、 $a_s$  は船種と船体重心との水平距離である。

図-63は風圧係数  $C_w$  と、合力作用点と重心との距離



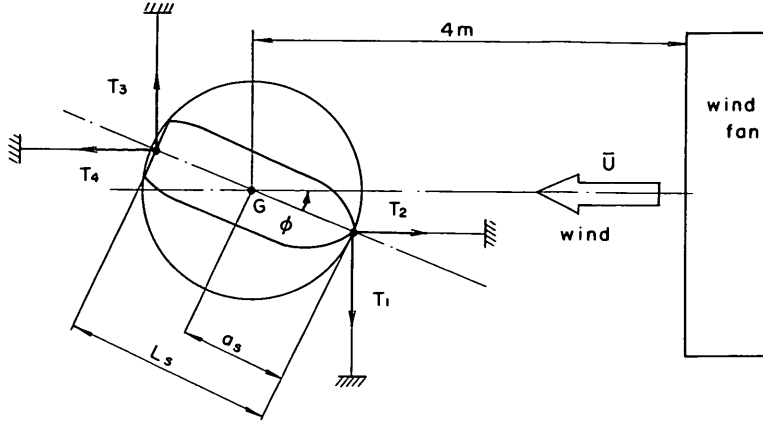


図-65 風圧力測定実験の模式図

$b_w$  とを相対角  $\phi_{wr}$  に対してプロットしたものである。図-63より、 $\phi_{wr} = 90^\circ$ 、すなわち風が船体の真横より吹いてくるときには、 $C_w$  の値は1.1程度であり、ほぼ風荷重の合力は、重心点上に作用することがわかる。風圧の作用方向については、次式が提案されている。

$$\phi_w = \{3 - (1 - \phi_{wr}/90)^\eta\} \times 90^\circ : \phi_{wr} \geq 0 \quad (27)$$

$$\phi_w = \{1 + (1 - |\phi_{wr}|/90)^\eta\} \times 90^\circ : \phi_{wr} < 0 \quad (28)$$

図-64は指数パラメータ  $q$  に対する  $\phi_w$  の値の変化を示したものである。図からわかるように指数  $q$  の値が大きいほど、 $\phi_w$  は船軸方向からずれるので、風荷重による重心まわりの旋回モーメントが大きくなる。 $q$  の値については、鈴木の実験結果を整理して、高山ら(1989)は、タンカーについては、載荷状態が満載、半載および空載のときには、 $q$  の値は、5、4および3が適当であるとしている。貨物船の場合には、載荷状態に関わらず、 $q$  としては、3が採用できる。

#### 4.2 実験による風圧力係数の算定

ここでは、風圧力係数を求めるための実験手法および実験結果から風圧力係数を求める手法について示す。

##### (1) 実験手法

図-65に、実験における装置の配置図を示す。今、船軸が風向と成す角が  $\phi$  となるように、船体を送風機の前面に固定できるものとする。船体は、船首と船尾に2本のそれぞれ直行する2本の伸びの無い係船索を取り付けて固定する。船首、船尾合わせて4本の係船索に作用する張力をそれぞれ、図のように  $T_1$ 、 $T_2$ 、 $T_3$  および  $T_4$  とすると、風荷重は以下の式で表される。

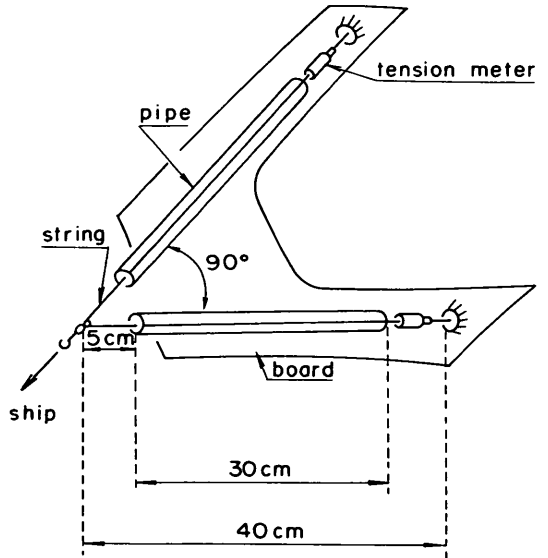


図-66 風圧力測定装置見取図

$$F_x = (T_1 - T_3) \sin \phi + (T_2 - T_4) \cos \phi \quad (29)$$

$$F_y = (T_2 - T_4) \sin \phi + (T_3 - T_1) \cos \phi \quad (30)$$

$$M_z = \{T_4 (L_s - a_s) + T_3 a_s\} \sin \phi - \{T_1 a_s + T_2 (L_s - a_s)\} \cos \phi \quad (31)$$

ここで、

$a_s$  : 船首重心間の距離

$L_s$  : 船首と船尾の係留点間の距離

なお、風圧力係数を定義した式(17)、(18)および(19)において、相対風速は  $C_y$  および  $C_N$  のとき  $U \sin \phi$ 、 $C_x$



写真-9(1) 係留索取り付け部

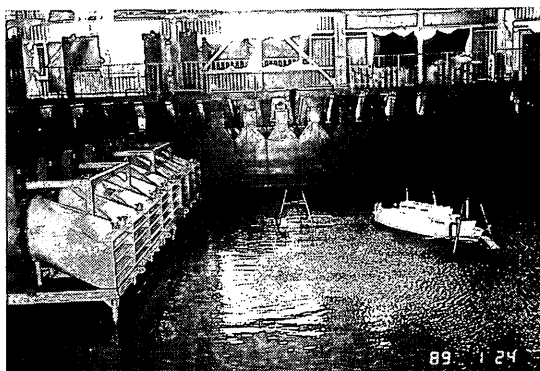


写真-9(2) 風圧力係数を求めるための実験状況

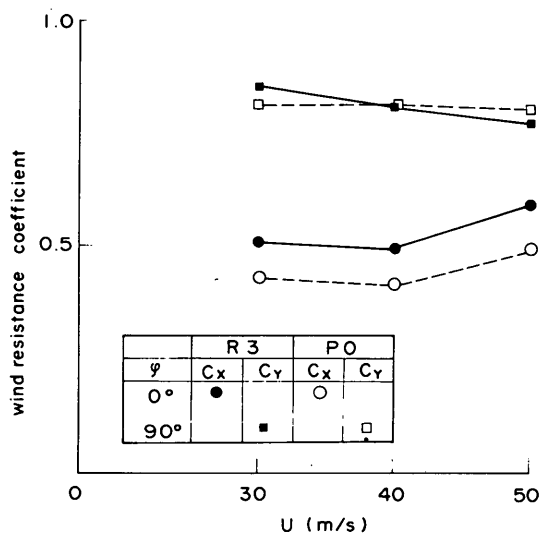


図-67 風速による風圧係数の変化

のとき  $U \cos \phi$  で求められる。

実験では、互いに直交するように2本の釣り糸を船首と船尾に取り付け、船体を回転させて風向との相対角を変化させながら、釣り糸に作用する張力を測定した。このとき、船体の回転にともなって、釣り糸の固定位置も移動させて、一方の釣り糸が風向と平行に、もう片方の釣り糸が、それに直角方向に張るようにした。具体的には、図-66に示すような簡単な装置を製作し、船首および船尾に取り付けた。図に示すように、この装置はベニヤ板上に2本のアクリルパイプを互いに直交するように固定し、その中に、糸を通したものである。糸の一方は、張力計を介して、台に固定され、もう一方を船首あ

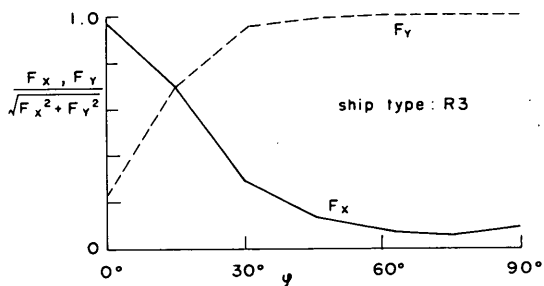


図-68  $\phi$ による風圧の変化

るいは、船尾の取り付け点に繋ぐ。アクリルパイプによって、張力の作用方向は固定されるので、張力計のデータを解析すれば、 $T_1 \sim T_4$ が、各 $\phi$ について求められる。張力には短周期の変動が含まれるが、その値は小さいので、フィルターにかけた後に、ペンレコーダーに記録した値を読みとり張力を求めた。船体は、中心が送風機前面より4m離れるように設置して、船体中心は移動させないで、船体だけを回転させた。また、風速は、船体中心位置で、所定の値になるように、図-14の送風機の検定直線からインバーターの周波数を調整して、設定した。写真-9は、風圧力を求める実験の状況を示したものである。(1)は、船首固定部を示したもので、L字型の架台が張力計および計読索の取り付け架台である。実際に係留してみると、アクリル製のパイプを取り付けなくても、最初に調整した位置から船体および係留索は移動せず、2本の糸の成す角は90°であった。したがって、ケースによっては、パイプによる補助を用いなかった。(2)は、風圧力を求めるための実験の様子を示している。

(2) 実験結果と Isherwood 算定式の比較

図-67は、風速が変化したときの  $C_x$  および  $C_y$  の変

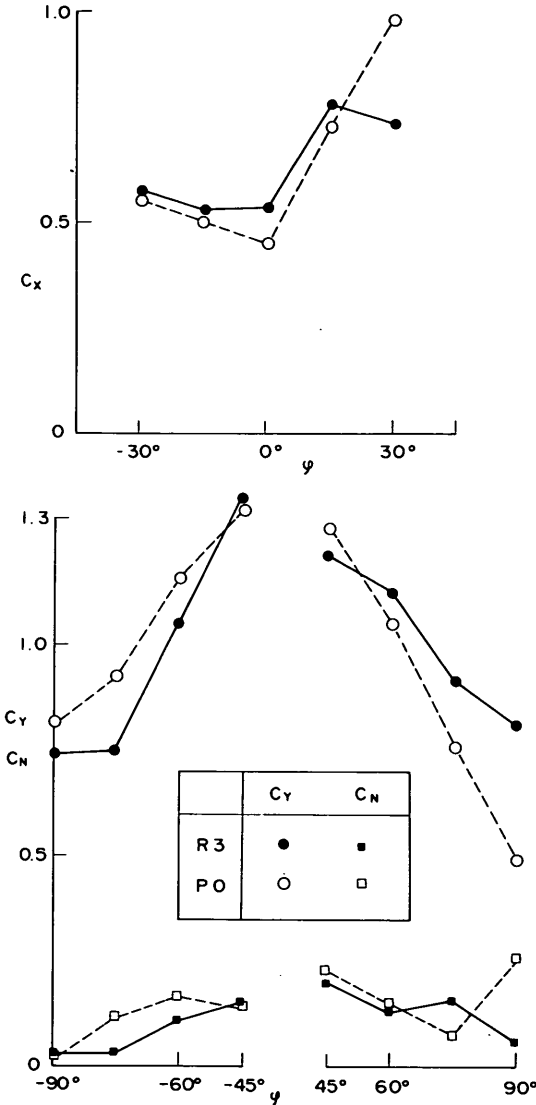


図-69 模型船の風圧力係数

化を示す。 $C_x$  および  $C_y$  は風向との相対角によって変化するので、係数を算定するための風荷重が最も大きくなる角度を選んで、 $C_x$  および  $C_y$  を求めた。すなわち、 $C_x$  については  $\phi_{wr} = 0^\circ$ 、 $C_y$  については、 $\phi_{wr} = 90^\circ$  とした。風速を30より50m/sまで3段階に変化させると  $C_x$  は若干増加する。すなわち風速が40m/s以下では、'飛龍3' および 'ぶりんせすおきなわ' の  $C_x$  はそれぞれ、0.5および0.4であるが、風速が50m/sになると、それぞれ0.6および0.5になる。したがって、空気の剥離などが生じるため、風圧力が風速の2乗に常に比例す

るわけではなく、非線形的な関係にあることがわかる。しかし、40m/sと50m/sとの場合の差は小さく、平均した数値を得ることが目的であるため、本実験では、風速による風圧力係数の変化は小さく、3段階の風速を作用させたときの平均値を以て実験の代表値とした。 $C_y$  は、本実験においても、風速の変化によって、変化することはなく一定であった。そこで、3段階の風速を作用させたときの平均値を以て十分代表値となしうる。

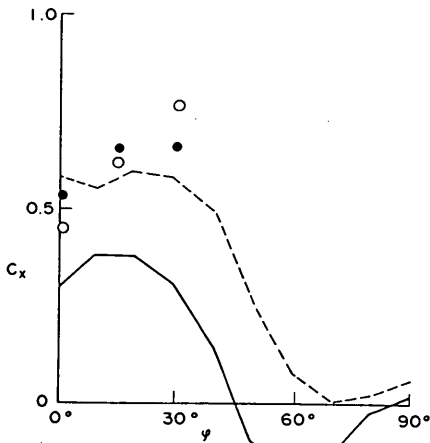
図-68は、模型船に作用する船軸方向の荷重  $F_x$  とそれに直交する横方向の荷重  $F_y$  の変化を示したものである。図-68では合成力に対する比として  $F_x$  および  $F_y$  を示した。図に示されるように、相対風向  $\phi$  が  $0^\circ$  に近い範囲では、 $F_x$  は  $F_y$  に比べて非常に大きく、風荷重としては、 $F_x$  のみを考慮しておけばよいことになる。このとき  $F_y$  の値は実験値では100gのオーダーである。本実験で用いた張力計は、最大10kgの張力が測れるようになっている。張力計の分解能は、通常フルスケールの0.5%であるので、本張力計では50gになる。したがって、100g以下の小さい張力の値はこのような張力計で測ることは困難である。 $\phi$  が  $90^\circ$  に近くなる、すなわち船体が風に大して真横を向くようになると、 $F_x$  が  $F_y$  に比べて非常に小さくなり  $F_x$  の測定値の精度が低下する。そこで、本実験で正確に風圧力係数が推定できるのは、 $\phi$  が以下のような範囲にあるときであると考えられる。

$$C_x \text{ に対して, } -30 < \phi < 30^\circ \quad (32)$$

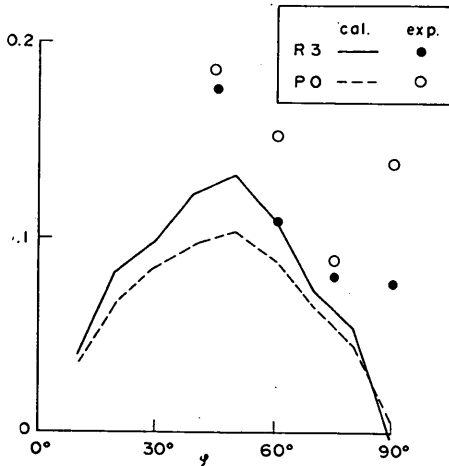
$$C_y, C_n \text{ に対して, } -90 < \phi < -45^\circ \\ +45 < \phi < +90^\circ \quad (33)$$

以上の範囲を、本実験における有効範囲と考えて  $C_x$ 、 $C_y$  および  $C_n$  を求めた。

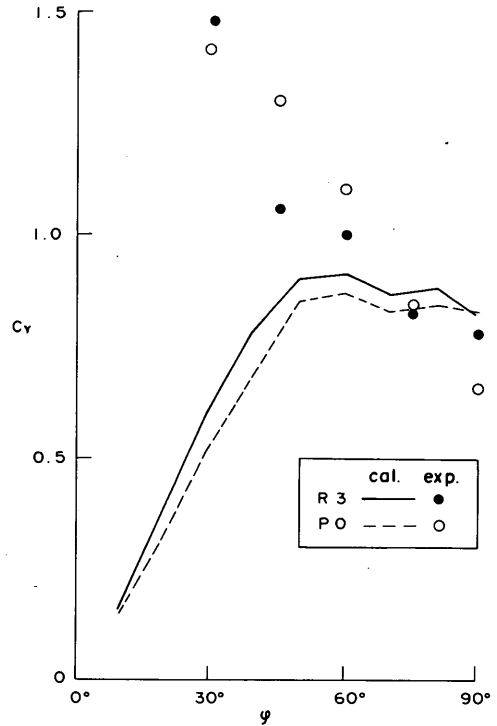
図-69に実験結果から求めたフェリーの風圧力係数を示す。 $\phi$  が負および正のとき、すなわち風が右舷側から吹いてくるときと、左舷側から吹いてくるときでは、抗力係数の値が異なり、 $C_x$  は  $\phi$  が正の時の方が大きく、 $C_y$  では  $\phi$  が負の時の方が大きくなる。 $C_n$  はそれほど変化しない。これは、フェリーの場合右舷側に昇降デッキを有しており、左右非対称船型となっているためと思われる。昇降デッキは楕円状の船体表面を一部削るような形で製作されている。この部分に空気の流れによって渦が発生し、この渦が船体の横方向への圧力を高めるものと思われる。船軸方向へは、空気が移動しにくくなるため、 $C_x$  は右舷側が若干小さくなる。 $\phi$  による変化を見ると、 $C_x$  は  $\phi$  が  $0^\circ$  の時に最も小さくなる。 $C_y$  およ



(1)  $C_x$



(2)  $C_N$



(3)  $C_Y$

図-70 Isherwoodの算定値と実験値の比較 ( $C_Y$ )

び  $C_N$  は  $\phi$  の絶対値が大きくなると減少する。船型の違いによる抗力係数の差は  $C_x$  の場合小さい。しかしながら、 $C_Y$  では、 $\phi > 0$  のとき、'ぷりんせすおきなわ'の方が'飛龍3'より大きくなるのに対して、 $\phi < 0$  の範囲では'飛龍3'の方が'ぷりんせすおきなわ'より  $\phi = 45^\circ$  を除いて大きい。 $C_N$  の値は、全ケースで小さく 0.2 以下である。

以上の実験から求めた抗力係数の値を、Isherwood の算定式と比較する。図-70 は実験結果と Isherwood の式を用いた計算値との比較を示したものである。なお、Isherwood の式では、左舷右舷とも同じ値になり船型の非対称製を考慮できないので、比較のために実験値は左右両舷の平均値とした。図-70(1)は、 $C_x$  についての

比較を示す。 $\phi$  が  $0^\circ \sim 30^\circ$  の範囲では、実験値は  $\phi$  が大きくなると、それにつれて大きくなる。計算値は  $\phi = 20^\circ$  で最大となる。 $C_x$  の値は、実験値の方が大きく、'飛龍3'の場合には、計算値の1.8倍になることがある。図-70(2)は  $C_N$  の比較を示す。 $\phi$  が  $60^\circ$  以上になると'飛龍3'の場合実験値と計算値がほぼ一致する。しかし、 $\phi < 60^\circ$  の範囲では実験値と計算値は一致せず、実験値が計算値の1.5~1.8倍程度になる。図-70(3)は、 $C_Y$  に対する比較を示す。計算値では、 $\phi$  の増加にともなって  $C_Y$  が増加しているが、実験値では、逆に減少する。 $\phi$  が  $90^\circ$  すなわち船体が風に対して完全に真横を向けば、実験値と計算値は近づきけれども、通常の振り回り運動においては、船体が風向きと直角になることはな

く、むしろ $\phi$ の値としては小さな値を取る。 $\phi < 60^\circ$ の範囲では、実験値が計算値に比べて非常に大きくなる。したがって、Isherwoodの算定式からもとめた計算式と実験値とは一致していないと考えられる。 $C_x$ 、 $C_y$ 、 $C_w$ いずれのケースでも、ほぼ実験値が計算値より大きくなってしまいIsherwoodで求められた計算値は風荷重を小さく見積もってしまう。計算値と実験値が一致しない理由としては、フェリーが左右非対称船型であることが挙げられる。またIsherwoodが用いた実験データは、その多くが $\phi = 0$ または $90^\circ$ のケースで、 $\phi$ がその間の値を取るときのデータが少ないのではないかと思われる。ただ原論文には、各データの詳細が示されていないのではっきりしたことは言えない。原論文では、実測値と計算値の比較も示されているが、 $C_x$ 、 $C_y$ それぞれに対して、 $\phi = 0$ および $90^\circ$ の場合だけが示され、その場合には推算値と実測値はよく一致する。本実験でも、 $C_x$ の場合、実験値 $\phi = 0^\circ$ 近傍で計算値とよく一致する。 $C_y$ については、 $\phi = 90^\circ$ のとき計算値は実験値とよく一致する。以上のことから、本フェリーの振り回り計算においては、Isherwoodの算定式は用いないこ

とにした。

(3) 実験式の提案

本研究では、鈴木が改良した岩井式に従って、実験式を求めることにした。この手法の最大の特徴は、風荷重を $x$ 、 $y$ 成分に分けてそれぞれ係数を決めるのではなく、 $P_w$ の力が、重心より $b_w$ だけ離れた点に $\phi_w$ の方向に作用すると定義することにある。このように定義すれば、 $\phi$ の範囲によって、 $F_x$ あるいは $F_y$ が非常に小さくなり、精度よく風圧力係数を求めることができなくなる、というIsherwood型の算定式における問題点が解決できる。ただし、岩井の式の形では、左右非対称船型の風圧力係数を表現できず、また係数はタンカーおよび貨物船の実験結果から推定されたもので、フェリーに適用できるとは限らない。そこで、岩井の式および鈴木の改良式に形式は準じるけれども、式中の係数を本実験結果に合うように定めた実験式を提案した。岩井式における風圧力係数 $C_w$ は次式で求められる。

$$C_w = \frac{\sqrt{F_x^2 + F_y^2}}{\frac{1}{2} \rho_a U^2 (A_T \cos^2 \phi + A_L \sin^2 \phi)} \quad (34)$$

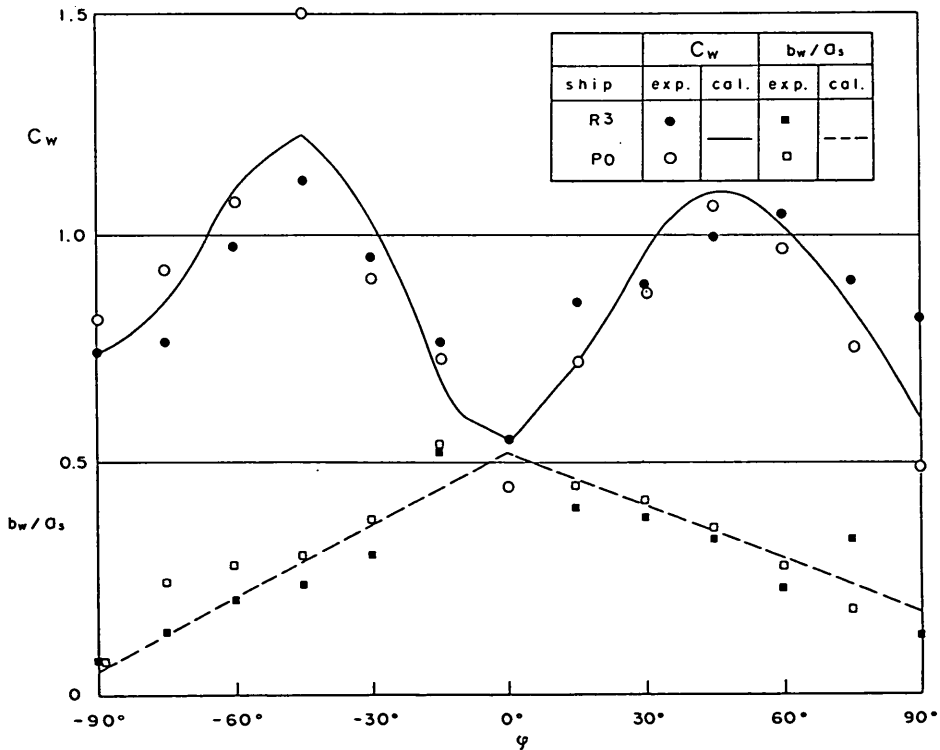


図-71 フェリーの風圧力係数と風圧力作用点距離

$b_w$  および  $\phi_w$  は以下の式で計算した。

$$b_w = M_z / F_y \quad (35)$$

$$\phi_w = \tan^{-1} (F_y / F_x) \quad (36)$$

$b_w$  および  $\phi_w$  の計算式には、 $F_x$  および  $F_y$  が含まれており、値の精度としては問題があるが、実用的には、十分適用可能である。すなわち、 $\phi$  が  $0^\circ$  に近づくと、 $F_y$  の値が小さくなり、 $b_w$  は非常に大きな値となる。このときは、 $F_y = 0$  と考えると、風圧力は、 $F_x$  すなわち船軸方向にのみ作用するわけであるから、 $b_w$  の値が決まらなくても重心に作用するとして計算しても問題はない。 $\phi$  が  $90^\circ$  に近づくと、 $F_x$  が  $0$  に近づき、 $\phi_w$  が計算できなくなる。このときは、 $F_y$  のみが船体に作用して、 $\phi$  は  $90^\circ$  であるとすればよい。

図-71 は実験値から求めた風圧力係数  $C_w$  と作用点の位置  $b_w$  を示したものである。丸い記号で示した  $C_w$  の測定結果にはばらつきはあるものの、ほぼ  $\phi = 0^\circ$  の時に、 $C_w$  が極小となる 2 山形となっており、鈴木が示したタンカーおよび貨物船の風圧力係数の変化とよく似ており、'飛龍3' および 'ぷりんせすおきなわ' の船型による差は小さい。しかし、 $\phi = -45^\circ$  のとき 'ぷりんせすおきなわ' の  $C_w$  が 1.5 となり '飛龍3' の値より 0.4 程度大きくなり両者は一致しない。この原因は詳細には不明であるが、'ぷりんせすおきなわ' の方が細い船型をしているにも関わらず、昇降デッキの大きさおよび取り付け型がほぼ同じであるため、'ぷりんせすおきなわ' の方が昇降デッキによる風圧力の変化の割合が大きくなるためと思われる。 $-90^\circ < \phi < 90^\circ$  の範囲では、 $\phi$  が負の時のほうが正の時に比べて山の峰が高く分布型が鋭くなっている。そこで、この実験結果から実験式を求めるに当たっては、 $\phi$  が負と正のケースに分けてそれぞれ別の実験式を求めることにした。船首の違いについては、フェリー船体に適用可能な式をつくる、さらに  $\phi = -45^\circ$  を除いて、両船の値はほぼ同じであること、を考慮して、両船の平均値を取って実験の代表値とした。係数を決定するためには正規方程式を導いて、最小二乗法によって各係数を求めた。 $C_w$  に関する実験式は次のようになる。

$$C_w = 0.881 - 0.070 \cos 2\phi - 0.215 \cos 4\phi - 0.005 \cos 6\phi \quad (\phi > 0^\circ) \quad (37)$$

$$C_w = 0.920 - 0.099 \cos 2\phi - 0.306 \cos 4\phi - 0.021 \cos 6\phi \quad (\phi < 0^\circ) \quad (38)$$

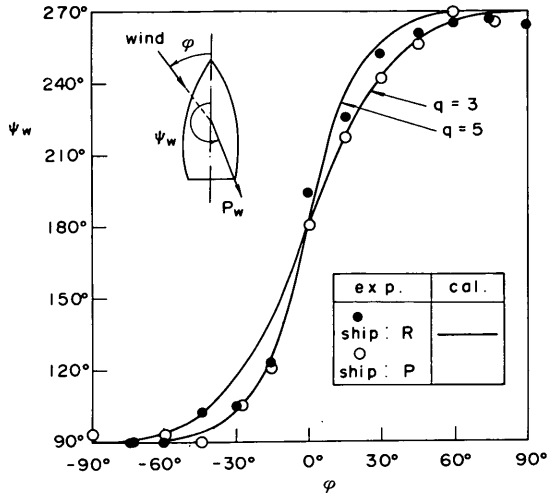


図-72 フェリーの風圧力作用方向

ただし、上式のままでは、 $\phi = 0^\circ$  で不連続点を生じるので、 $-10^\circ < \phi < 10^\circ$  では、計算値が連続するように、次式で近似した。

$$C_w = 0.5425 + 0.0105\phi \quad (0^\circ < \phi < 10^\circ) \quad (39)$$

$$C_w = 0.5425 - 0.00404\phi \quad (-10^\circ < \phi < 0^\circ) \quad (40)$$

図-71 の実線は上記の実験式を示したものである。計算値と実験値はほぼ一致しており、本計算式を用いて、フェリーの風圧力係数を求めることができる。

四角記号で示した  $b_w$  は、'ぷりんせすおきなわ' と '飛龍3' ではそれほど大きな違いはない。 $b_w$  は  $\phi = 0^\circ$  の時に最も大きく、 $\phi$  の絶対値が増加すると、比例して減少する。 $b_w$  についても、船種間の違いは小さいと考え、両船の平均値を実験の代表値とした。そして、 $\phi$  の正負によってそれぞれ実験式を導くと次のようになる。

$$b_w / a_s = 0.522 - 0.00388\phi \quad (\phi > 0^\circ) \quad (41)$$

$$b_w / a_s = 0.522 - 0.00527|\phi| \quad (\phi \leq 0^\circ) \quad (42)$$

図-71 の破線は、上記実験式の値を示したものである。実験値と計算値はよく一致しており、式(41)、(42)を用いて風圧力作用点の位置を決めることができる。

図-72 は、風圧力の作用方向  $\psi_w$  の実験結果を示したものである。黒丸および白丸で示した '飛龍3' および 'ぷりんせすおきなわ' の実験結果はほぼ等しく、同一の式で表すことができる。図中の曲線は、鈴木が提案し

た式で、 $q = 3$ および $5$ として、計算した値である。実験値は $\phi$ が正の範囲では、 $q = 3$ として求めた計算式とより一致する。 $\phi$ が負の時には、実験値は $q = 5$ として計算した値に一致する。したがって、風圧力の作用方向は、鈴木式を用いて、 $\phi > 0^\circ$ 、 $\phi < 0^\circ$ それぞれについて、 $q = 3$ および $5$ として計算することができる。鈴木は、空載時のタンカーには $q = 5$ を、空載時の貨物船には $q = 3$ を採用している。フェリー船の場合、右舷側は、タンカーに近い値、左舷側は貨物船に近い値を取ることになる。

## 5. フェリーの振れ回り運動に関する数値計算

### 5.1 数値計算の方法

実験結果から考察したように、振れ回り運動時に作用する張力は、風による長周期の変動成分が支配的で、波による短周期の変動成分が、重なり合ったようになっている。短周期変動成分の大きさは、係留方法によってことなり、ブイ泊の場合にはその影響は小さく、長周期変動成分のみを考慮するだけで、最大作用張力を推定することができる。錨泊の場合には、短周期変動成分の影響が大きく、波の無い場合に比べて、波を作用させると、最大作用張力は $1.1 \sim 1.4$ 倍程度に大きくなる。したがって、長周期変動成分だけを考慮しても最大作用張力は正確に求めることはできない。しかしながら、長周期変動成分の値、あるいは変化の特性が把握できれば、波の影響を受けたときの最大作用張力は、その $1.1 \sim 1.4$ 倍としておおよその検討ができる。また、避泊地面積等の算定に必要な振れ回り幅、振れ回り周期などは波の影響を受けないので、本数値計算では、風および波の漂流力だけを外力とする長周期の振れ回り運動を取り扱うことにした。

振れ回り運動の数値計算法は、鈴木が提案し、著者らが改良した計算法(高山ら, 1989)を用いた。この計算法は、ブイ泊されたタンカーの振れ回り運動を検討するために開発されたもので、以下の2つの部分から成り立っている。

- 1) ナイロンホーサーの伸び特性を考慮して、避泊ブイに働く力の静的な釣合方程式を解いて、船首～アンカー距離と、ホーサー張力との関係を求めるプログラム
- 2) 船体に作用する風圧力、流圧力、波漂流力および係留張力を外力とする船体に関する運動方程式を逐次的に解いて、各時刻毎の船体位置および作用張力を求めるプログラム。このプログラムでは、変動風の場合も計算できる。

ここでは、錨泊に対しても適用できるようにカタナリ理論を用いて錨泊チェーンで係留された船舶の船首～アンカー距離とチェーン張力の関係を求める機能を1)に追加した。さらに2)には、双錨泊についても適用可能であるように、係留ラインが2本の場合でも計算できる機能を追加した。

- (1) 船舶を係留するラインに作用する張力

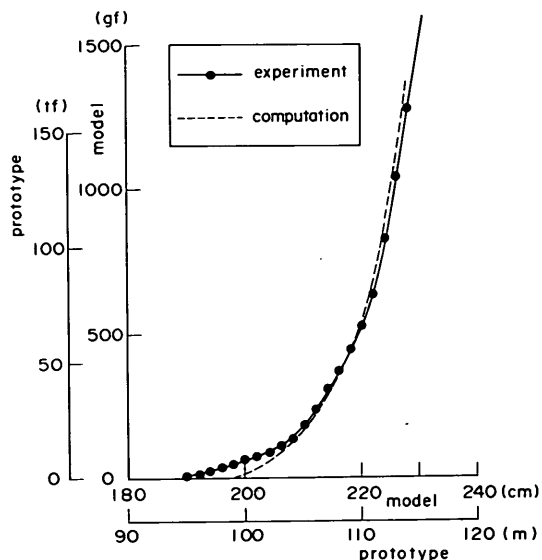


図-73 ブイ泊時の船首～アンカー距離と係留張力  
 避泊ブイに作用するアンカーチェーン張力およびホーサー張力とブイ復原力の静的な釣合方程式を解いて、船体に作用するホーサー張力を求める手法は、文献(鈴木、諸石, 1982)に詳述されている。図-73はホーサー張力の実験値と計算値を比較したものである。黒丸で示した実験値は破線で示した計算値とよく一致し、精度よくホーサー張力を計算できることがわかる。

錨泊チェーン張力は、カタナリ理論の計算式(上田、白石, 1982)から求められる。著者らは、チェーンで避泊ブイに係留された避泊船の振れ回り運動において、チェーンには、伸びきったときに非常に大きな張力が発生し、チェーン環自身の伸びを考慮しなければならないことを明らかにし、チェーンの伸びを計算する手法を示した(高山ら, 1989)。そこで、本計算でもチェーンの伸びを考慮した計算法を用いた。以下に計算法を示す。

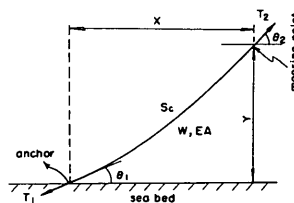
図-74(1)に示すように、アンカー点を原点とし、水平方向をX軸、上方を正とする鉛直軸Yを考える。チェーンの一端はアンカーに固定され、もう一端は座標(X, Y)で船舶に係留されている。チェーンは、アンカー点

において、海底面と角度  $\theta_1$  を成すように懸垂されている。このとき、チェーンの適合条件は次式で表される。

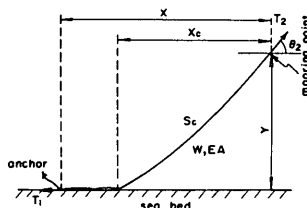
$$X = \frac{c}{w^2} \left[ \ln \left| \frac{\tan(\theta/2) + 1}{\tan(\theta/2) - 1} \right| \right] \theta_2 + \frac{c^2}{EAw^2} \left[ \frac{1}{w} \tan \theta \right] \theta_1 \quad (43)$$

$$Y = \frac{c}{w^2} \left[ \frac{1}{\cos \theta} \right] \theta_2 + \frac{c^2}{EAw^2} \left[ \frac{1}{2w \cos^2 \theta} \right] \theta_1 \quad (44)$$

$$S_c = \frac{c}{w^2} \left[ \tan \theta \right] \theta_2 + \frac{c^2}{2EAw^2} \left[ \frac{\sin \theta_c}{w \cos^2 \theta_c} \right] \theta_1 + \frac{1}{w} \ln \left| \frac{\tan(\theta_c/2) + 1}{\tan(\theta_c/2) - 1} \right| \theta_1 \quad (45)$$



(1) チェーン全長が懸垂されている場合



(2) チェーンの一部が海底面上に横たわっている場合

図-74 カテナリーの模式図

ここで、

$W$ ,  $S_c$ , および  $\theta_1$ ,  $\theta_2$  はチェーンの単位長さあたり水中重量, チェーン長, チェーンが海底面および船首取り付け点の水平軸との成す角である。また

$$c = T_1 w \cos \theta_1 = T_2 w \cos \theta_2 = \text{const.} \quad (46)$$

である。 $T_1$  および  $T_2$  は、アンカー点及び船首におけるチェーン張力を示す。力の釣合式は、水平および鉛直方向についてそれぞれ次式が成立する。

(水平方向)

$$T_2 \cos \theta_2 = T_1 \cos \theta_1 \quad (47)$$

(鉛直方向)

$$T_2 \sin \theta_2 = T_1 \sin \theta_1 + w S_c \quad (48)$$

海底にチェーンの一部が横たわり (スラック), 図-74(2) のような状態になるときは、適合条件式は、式(43), (44), (45) において、 $X = X_c$ ,  $\theta_1 = 0$  とすればよい。釣合式は以下のようになる。

(水平方向)

$$T_2 \cos \theta_2 = T_1 \quad (49)$$

(鉛直方向)

$$T_2 \sin \theta_2 = w [S_c - (X - X_c) / (1 + T_1 / EA)] \quad (50)$$

以上の式を解けば、 $(X, Y)$  に対してチェーン張力を求めることができる。式の中で、 $EA$  は、チェーンの伸びを表すパラメーターで、チェーンの弾性係数 (kgf/mm<sup>2</sup>) とチェーンの片側リンク断面積 (mm<sup>2</sup>) の積として表される弾性軸剛性である。チェーンは、通常伸びるときには、リンク自体の変形のため、弾性係数は、素材の弾性係数よりも低下する。実験によれば、40%程度に低下するときもあり、 $EA$  は素材のヤング率と、引っ張られる前のチェーンの断面積の積で計算される値ではなくて、引っ張り試験結果から推定しなければならない。日本海事協会が発行している' (係留システム設計指針) によると、呼径 50.8, 63.5 および 76.2 mm の石油掘削装置用チェーンの場合には、 $EA$  の値としては、16.22, 25.34, 39.48 × 103 ton が標準的な値として示されている。

(2) 係留船舶の振れ回り運動 (鈴木ら, 1982)



本計算法の概要を以下に示す。図-75に本計算法における座標系を示す。振れ回り運動に関する座標系としては、空間に固定した座標系  $X-Y-Z$  と船体に固定した座標系  $x-y-z$  を考える。空間固定座標の原点は、係船ブイのアンカーを通る鉛直軸と静水面の交点に取り、風の進行方向と逆向きに  $X$  軸、それと直角に静水面上に  $Y$  軸、鉛直上方に  $Z$  軸をとっている。また、船体固定座標系の原点は船体の重心とし、水平面内で鉛直方向に  $x$  軸、真横方向に  $y$  軸、上方に  $z$  軸を取った。今、 $X$  軸と  $x$  軸との成す角を  $\phi_w$  とすると、船体座標における値からの成分  $P_x, P_y, P_z$  と空間座標における力の成分、 $P_x, P_y, P_z$  との間には、次の関係がある。ただし、 $\phi_w$  はここでは、反時計まわりを正とする。

$$\begin{aligned} P_x &= P_x \cos \phi - P_y \sin \phi \\ P_y &= P_x \sin \phi + P_y \cos \phi \\ P_z &= P_z \end{aligned} \quad (51)$$

また、各座標における速度の成分、 $x, y, z$  と  $X, Y, Z$  との関係式は次式で表される。

$$\begin{aligned} \dot{X} &= \dot{x} \cos \phi - \dot{y} \sin \phi \\ \dot{Y} &= \dot{x} \sin \phi + \dot{y} \cos \phi \\ \dot{\phi} &= \dot{\phi} \end{aligned} \quad (52)$$

さらに、加速度の成分としては、上式を微分して、

$$\begin{aligned} \ddot{X} &= \ddot{x} \cos \phi - \dot{x} \dot{\phi} \sin \phi - \dot{y} \sin \phi \\ &\quad - \dot{y} \dot{\phi} \cos \phi \\ \ddot{Y} &= \ddot{x} \sin \phi + \dot{x} \dot{\phi} \sin \phi + \ddot{y} \cos \phi \\ &\quad - \dot{y} \dot{\phi} \sin \phi \\ \ddot{\phi} &= \ddot{\phi} \end{aligned} \quad (53)$$

という関係がある。

船体の質量を  $M_s$ 、 $z$  軸まわりの慣性モーメントを  $I_z$ 、空間固定座標  $X, Y$  方向の外力成分を  $P_x, P_y$ 、回転モーメントを  $P_z$  とすると、空間固定座標系における船体の

振れ回り運動方程式は次のようになる。

$$\begin{aligned} M_s \ddot{X} &= P_x \\ M_s \ddot{Y} &= P_y \\ I_z \ddot{\phi} &= P_z \end{aligned} \quad (54)$$

上式に、空間固定座標系と船体固定座標系の関係を代入して整理すれば、船体固定座標系における運動方程式が次のように求める。

$$\begin{aligned} M_s (\ddot{x} - \dot{y} \dot{\phi}) &= P_x \\ M_s (\dot{y} + \dot{x} \dot{\phi}) &= P_y \\ I_z \ddot{\phi} &= P_z \end{aligned} \quad (55)$$

上式の右辺は船体に作用する外力項で、風圧力、流体抵抗、係留力および波漂流力の和であり、それらを代入して整理すれば、船体の運動方程式は次のようになる。

$$\begin{aligned} (M_s + M_{xx}) \ddot{x} &= M_s \dot{y} \dot{\phi} + P_w \cos \phi_w \\ &\quad - T_R \cos (\theta_R - \theta) \\ (M_s + M_{yy}) \dot{y} &= -M_s \dot{x} \dot{\phi} + P_w \sin \phi_w \\ &\quad + (P_{C2})_y + (P_{C3})_y - T_R \sin (\theta_R - \phi) \\ (I_z + J_{yy}) \ddot{\phi} &= P_w b_w \sin \phi_w + (P_{C2})_z \\ &\quad + (P_{C3})_z - T_R a_s \sin (\theta_R - \phi) \end{aligned} \quad (56)$$

ここで、 $\theta_R$  :  $X$  軸と係船ロープの成す角

$P_w, \phi_w$  は前述した風圧力の大きさと作用方向で、3.3にしたがって計算できる。また風と船体との相対速度および相対角は、

1) 風は、 $X$  軸の正方向から負の方向に吹く、2) 風は船体によって乱されない、3) 船体の速度は船体の重心速度で代表させる、とすると、船体固定座標系の相対速度の成分は次式のようになる。

$$\begin{aligned} U_x &= U_w \cos \phi + \dot{x} \\ U_y &= -U_w \sin \phi + \dot{y} \end{aligned} \quad (57)$$

ここで、 $U_w$  ; 風速

よって、合成相対風速  $U_{wr}$  と、その方向  $\phi_{wr}$  は次のようになる。

$$\begin{aligned} U_{wr} &= \sqrt{U_x^2 + U_y^2} \\ \phi_{wr} &= \tan^{-1} [U_y / U_x] \end{aligned} \quad (58)$$

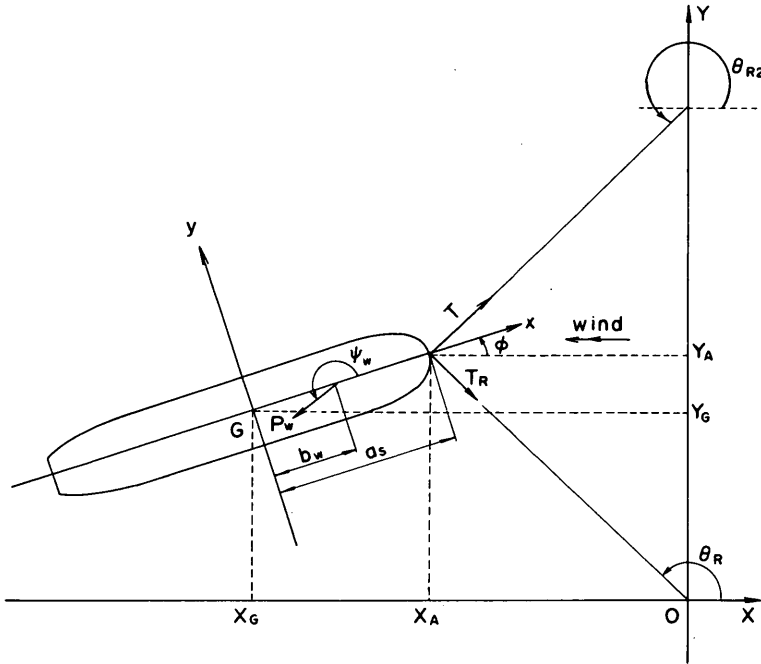


図-75 数値計算における座標系

$T_R$  は前項で計算されたホーサー張力あるいは、係留チェーン張力である。双錨泊の場合には、図-75に一点鎖線で示した方向にもう1本の係船ラインが生じる。その張力の大きさを  $T_{R2}$ 、 $x$  軸と係船ラインの成す角を  $\theta_{R2}$  として、同様の運動方程式が成立する。 $(P_{c2})_y$ 、 $(P_{c2})_z$ 、 $(P_{c3})_y$ 、 $(P_{c3})_z$  は、流圧力の成分で、次項(3)で説明する。

$(P_D)$  は、波漂流力成分で、船体の真横から作用する成分だけを考え、合力の作用点は重心に近いものとして、波漂流力による  $x$  方向の力および重心まわりのモーメントは無視する。波を考慮した場合の波漂流力については、上田ら(1987)が、簡単な丸尾の実験式(Maruo, 1960)によって評価できることを明らかにしている。

波向きと船体との相対角を考慮すると、丸尾の実験式は次のようになる。

$$P_D = 0.5 \rho_w g a_i^2 K_R^2 (1 + 2kh \operatorname{cosech} 2kh) L_m \times \sin^2 \phi_D \quad (59)$$

ここで、

- $\rho_w$  : 水の密度
- $a_i$  : 入射波の振幅
- $K_R$  : 波の反射率

$\phi_D$  : 波の相対角 ( $= \phi + \beta$ )

$k$  : 波数 ( $2\pi/L$ )

$L$  : 波長

$h$  : 水深

### (3) 流圧力成分の計算式

水理模型実験では流れを外力として作用させていないが、静水中においても船体が運動すると船体と流体の間には、相対流速が生じ、船体には、流体からの抵抗力が作用する。この流体抵抗は造波抵抗と流圧力とに大別される。

#### 1) 船体の周期運動に対する造波抵抗

船体が静水中で周期的に運動すると、船体の周囲の水には波が発生し、その反作用として、船体には造波抵抗と呼ばれる力が作用する。造波抵抗は、一般に運動の加速度と、速度に比例する値からの和として次式のように表されることが多い。(ただし連成項は無視している)

$$\begin{aligned} (P_{cl})_x &= -M_{xx} \ddot{x} - B_{xx} \dot{x} \\ (P_{cl})_y &= -M_{yy} \ddot{y} - B_{yy} \dot{y} \\ (P_{cl})_z &= -J_{zz} \ddot{\phi} - B_{zz} \dot{\phi} \end{aligned} \quad (60)$$

ここで、

$(P_{cl})_x$ 、 $(P_{cl})_y$ 、 $(P_{cl})_z$  :  $x$ 、 $y$  方向の造波抵抗および  $z$

軸まわりの造波抵抗モーメント

$M_x, M_y, J_x$ : 船体の前後, 左右運動に対する付加質量および旋回運動に対する付加慣性性能率

$B_x, B_y, B_z$ : 減衰力および減衰モーメントの係数

付加質量および付加慣性性能率については, 元良 (1959) がタンカー模型を用いて静水中において数多くの実験を行っている。ここでは, 元良の実験結果をもとにして, 付加質量および付加慣性性能率を求めた。なお, 振れ回り運動時には減衰力に比べると, 船体と水との相対速度によって生じる流圧力が大きいので, 減衰力および造波減衰係数はすべて0とした。

次に, 定常流は働かないものとする, 相対流速および船体の旋回運動による相対流速はそれぞれ次式で表される。

$$\begin{aligned} V_x &= -\dot{x} \\ V_y &= -\dot{y} \\ V_{\phi_r} &= -\dot{\phi} x \quad (y \text{ 方向成分のみ考慮}) \end{aligned} \quad (61)$$

これらの相対流速によって, 船体には流圧力が作用するが, 潮流力は方向性がきわめて大きく, 潮流の方向に関わらず, 常に船体の真横方向の成分が支配的である。このことから,  $x$  方向の流圧力は考慮しないこととする。一方,  $y$  方向の流圧力成分は次式で表される。

$$\begin{aligned} (P_{c2})_y &= -\frac{1}{2} \rho_w C_{vw} (1 + \Delta k_y) V_{yr}^2 \\ &\quad \times A_{sz} \sin \phi_{cr} \end{aligned} \quad (62)$$

ここに,

$C_{vw}$ : 真横からの流れに対する流圧力係数

$\Delta k_y$ : 浅水影響係数

$A_{sz}$ : 水面下の船体の側面投影面積

$\phi_{cr}$ : 合成相対流速の方向 ( $=\tan^{-1}[V_{yr}/V_x]$ )

船体の直角方向から作用する流れに対する流圧力係数  $C_{vw}$  については, 明確な実験結果がないので, まだ確定できない。鈴木は, タンカーおよび貨物船の振れ回り運動の実験結果と計算結果がよく合う値として, 1.5 を採用している。高山ら (1989) は, 振れ回りタンカーの実船観測の結果から, 現地においては流圧力係数の値はそれほど大きくなく0.3程度であるとしている。本研究では, 模型実験結果と最もよく計算結果が一致するように流圧力係数を定めることにした。浅水影響係数は, 水深  $h$  と船体の吃水  $d_s$  との比  $h/d_s$  の関数であり,  $h/d_s > 5$  の範囲では0であり,  $d_s < 2$  の範囲では急増し, 流向による差が大きくなる。ここでは, '港湾の設計に関する技術規準' 上に示された表をもとに0.1で一定とした。

次に,  $y$  方向の流圧力成分による重心まわりの回転モーメントは, 次式で求められる。

$$(P_{c2})_y = (P_{c2})_y \times b_c \quad (63)$$

ここで  $b_c$  は,  $(P_{c2})_y$  の作用点の座標であり, 次式を用いた。

$$b_c = a_s - (0.2 + 0.0035 \times |\phi_{cr}|) L_{pp} : |\phi_{cr}| < 135^\circ$$

$$b_c = a_s - 0.67 \times L_{pp} : |\phi_{cr}| \geq 135^\circ \quad (64)$$

船体の旋回に対する流体抵抗は, 船体各部分に作用する流体力の合力として, 近似的に次式によって求められる。

$$\begin{aligned} (P_{c3})_y &= - \int_{-L_{pp}/2}^{L_{pp}/2} \frac{1}{2} \rho_w C_{CR} \frac{A_{sz}}{L} \times \{ (\dot{\phi} x \\ &\quad - V_{yr}) |\dot{\phi} x - V_{yr}| + V_{yr} |V_{yr}| \} dx \end{aligned} \quad (65)$$

$$\begin{aligned} (P_{c3})_x &= - \int_{-L_{pp}/2}^{L_{pp}/2} \frac{1}{2} \rho_w C_{CR} \frac{A_{sz}}{L} \{ (\dot{\phi} x \\ &\quad - V_{yr}) |\dot{\phi} x - V_{yr}| \} dx \end{aligned} \quad (66)$$

ここに,

$(P_{c3})_y$ :  $y$  方向の旋回抵抗

$(P_{c3})_x$ : 旋回抵抗モーメント

$C_{CR}$ : 旋回抵抗係数 (旋回流圧力抵抗係数)

$C_{CR}$  に関する測定データは今までのところほとんど無い。鈴木は, 実験値と計算値を比較して  $C_{CR} = 3.0$  を用いている。本研究では,  $C_{vw}$  とともに実験結果に最もよく合うよう  $C_{CR}$  を選び, フェリーの流圧力係数の値とする。

#### (4) 係留力作用点係数の導入

ブイ泊の場合は, 係船ホーサーは船首に取り付けられるので, 計算においても係船索張力は船首に作用し, その大きさを, 各時刻ごとの船首位置から, あらかじめ求めた船首位置～係船張力の関係を用いて, 求めることによって, 計算することができた。錨泊の場合には, チェーン取り付け点 (錨鎖孔) は, 通常船首部分ではなくて, 船首より船体表面に沿って船尾方向へずれた位置にある。図-76にチェーン取り付け点の位置関係を示す。このとき, チェーンとアンカーを結んだ直線, すなわち係留力の作用方向を示す直線と船体長軸との交点  $Q$  は, 船

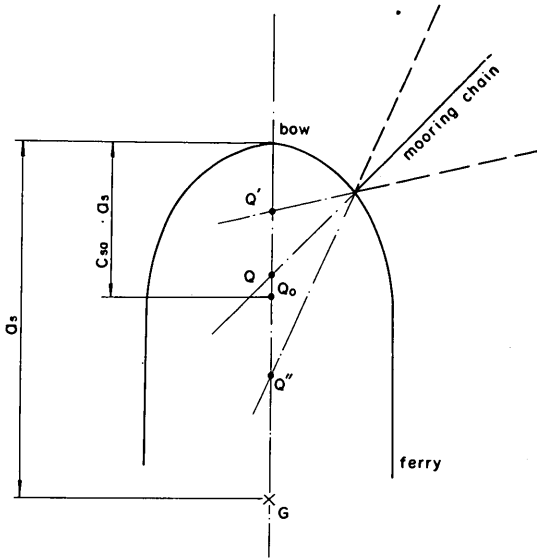


図-76 係留力作用点係数  $C_m$  の考え方

首の位置ではなくて、船首より船体重心へ近い点となる。したがって、船体重心まわりのモーメントの釣合を解く方程式において、係留力は、点  $Q$  に作用するものとしてモーメントを計算しなければならない。 $Q$  の位置は一定しておらず、係留ラインと船体長軸の成す角によって、 $Q'$ 、 $Q''$  のように変化する。計算において、各ステップごとに  $Q$  の位置を求めていくと計算が煩雑になる。また、振れ回り幅が小さいときには、 $Q$  の位置は大きく変化しない。したがって、振れ回り1周期間の  $Q$  の位置変動の平均的な値を用いて、係留点が船首と異なったときの計算ができるようにした。つまり、振れ回り1周期間の  $Q$  の位置変動を平均し、係留力は、つねに  $Q_0$  に作用するものとして計算する。このとき、 $Q_0$  の位置を表す係数が、係留点作用点係数で、 $Q_0$  と船首間距離の船首重心間距離  $a_s$  に対する比として定義される。

5.2 実験結果との比較による流圧力係数の決定

振れ回り運動の計算においては、5.1で示したように、風圧力および流圧力係数を各船型ごとに、適切に定める必要がある。風圧力については、模型実験でフェリーに作用する風圧力の係数を定めた。流圧力については、横方向および旋回に対する係数、それぞれ、 $C_{vw}$ 、および  $C_{cr}$  を、実験値と計算値が合うように定めなければならない。さらに、錨泊時には、係留力作用点係数  $C_m$  をも定める必要がある。ここでは、実験値と計算値との比較による係数の決定法について述べる。

計算値との比較に用いる実験値としては、波および風

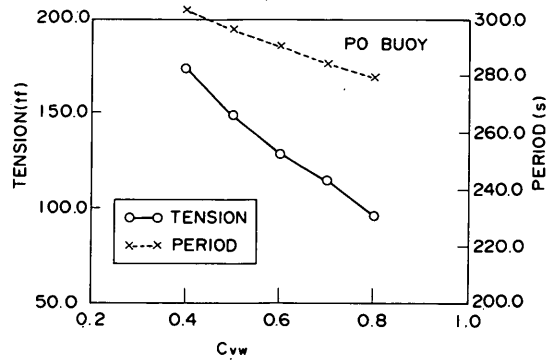


図-77(1) 横方向流圧力係数  $C_{vw}$  に対する係留張力と振れ回り周期幅の変化（'ぶりんせすおきなわ'、ブイ泊）

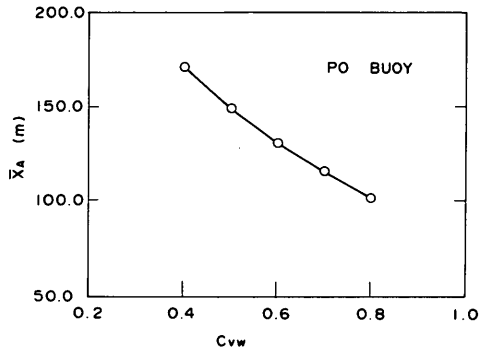


図-77(2) 横方向流圧力係数  $C_{vw}$  に対する振れ回り幅の変化（'ぶりんせすおきなわ'、ブイ泊）

の変動性が実験結果に影響を与えない定常風を作用させたときの、ブイ泊、単錨泊および双錨泊のケースを用いた。風速は、50 m/s の場合だけでなく、30、40 m/s の場合についても比較を行い、風速が変化しても精度のよい計算ができるようにした。比較をする項目としては、主に、最大作用張力、振れ回り周期、回頭角とした。最大張力は、係留システムの設計において最も重要な要素となり、計算において非常に精度よく求められることが望まれる。振れ回り周期は、張力の変動および振れ回り運動の様子を検討するために重要な要素である。一定時間内に最大張力が発生する回数は、地盤応答などを考察する際に重要で、振れ回り周期すなわち最大値の発生する時間間隔を正確に求めなければならない。回頭角は、船首が、初期の位置から最大で何度回転するかを示す値で、具体的には、船軸の風向からの旋回角の最大値である。タンカーおよび貨物船の場合は、左右対称船型であるので、 $\phi_w$  の最大値は右舷側および左舷側で変化しな

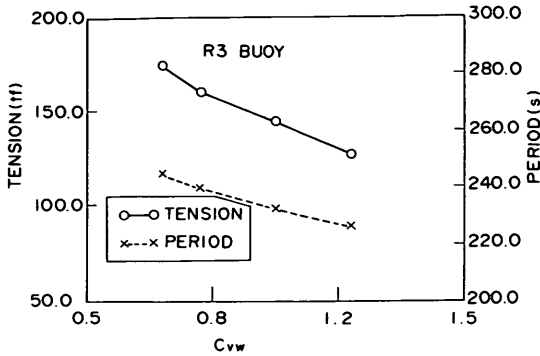


図-78(1) 横方向流圧力係数  $C_{vw}$  に対する係留張力と振り回り周期の変化 (飛龍3, ブイ泊)

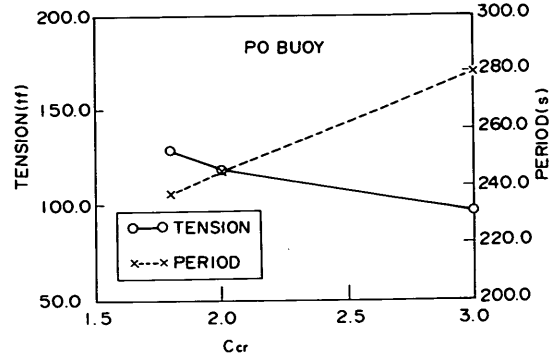


図-79 旋回方向流圧力係数  $C_{CR}$  に対する係留張力と振り回り周期の変化

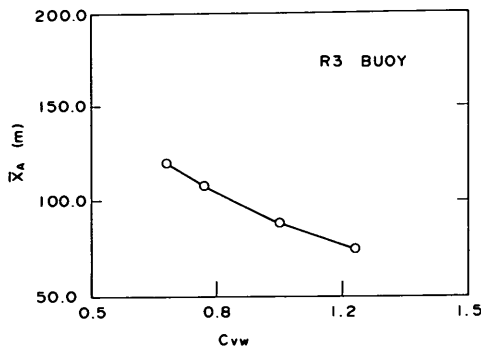


図-78(2) 横方向流圧力係数  $C_{vw}$  に対する振り回り幅の変化 (飛龍3, ブイ泊)

い。フェリーの場合には、左舷側と右舷側では  $\phi_{wr}$  の最大値は異なる。そこで、左舷および右舷の  $\phi_{wr}$  の最大値の平均値を持って回頭角  $\phi_{max}$  とし、実験値と計算値を比較した。

(1) 流圧力係数に対する係留張力と振り回り周期の変化

係留の合わせ方としては、鈴木ら (1982) が示したブイ泊タンカーに適用できる値を標準値とし、各係数が変化すると、最大係留張力がどのように変化するかをあらかじめ検討しておいて、その後実験値と合うように、流圧力係数を変化させた。図-77(1)は、横方向流圧力係数  $C_{vw}$  を変化させたとき、計算最大張力および振り回り周期がどのように変化するかを調べたものである。係留条件は 'ぶりんせすおきなわ' ブイ泊で、風速 50 m/s、旋回方向流圧力係数  $C_{CR}$  は 3.0 で一定である。ブイ係留チェーンは 124 mm 径で、長さ 25 m とした。横方向流圧力係数  $C_{vw}$  が 0.4 から 0.8 まで増加すると、最大張力

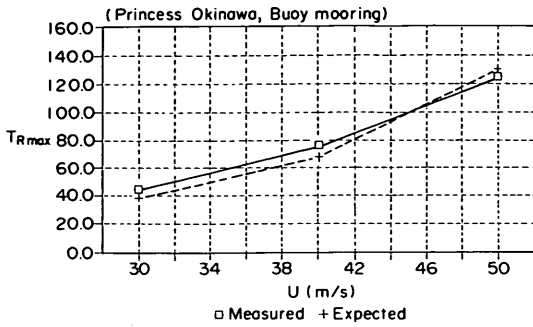
は 175 tf から 95 tf へ低下する。振り回り周期  $T$  は 300 s から 280 s まで小さくなるが、張力の変化に比べるとそれほど変化しない。すなわち、最大張力は、 $C_{vw}$  が 100% 増加すると、1/3 近くに小さくなるが、振り回り周期はあまり変化せず、その変化の割合は 10% 程度である。図-77(2)は振り回り幅の変化を調べたものである。横方向流圧力係数  $C_{vw}$  が 1/2 になると、振り回り幅も線形的に減少し、170 m から 100 m になる。

図-78(1)は、'飛龍3' ブイ泊のケースで同様に最大張力の変化を示したものである。 $C_{CR}$  は同様に 3.0 で一定とし、 $C_{vw}$  を 0.7 から 1.25 まで変化させた。'飛龍3' のホーサーに作用する張力は、170 から 120 tf まで減少する。振り回り周期は 240 から 225 s まで、変化するが、その割合は 10% 以下である。したがって、'ぶりんせすおきなわ' の場合と同様に、係留張力は、横方向流圧力係数  $C_{vw}$  にしたがって大きく減少するが、振り回り周期は、あまり変化しない。図-78(2)は、'飛龍3' の振り回り幅の変化を示したものである。振り回り幅は大きく減少し、 $C_{CR}$  が 0.7 から 1.25 まで変化すると 120 m から 70 m まで小さくなる。以上の結果から、横方向流圧力係数  $C_{vw}$  は作用張力に大きな影響を与えることがわかる。したがって、最大張力の実験値と計算値を一致させるには、おもに横方向流圧力係数  $C_{vw}$  を変化させればよい。

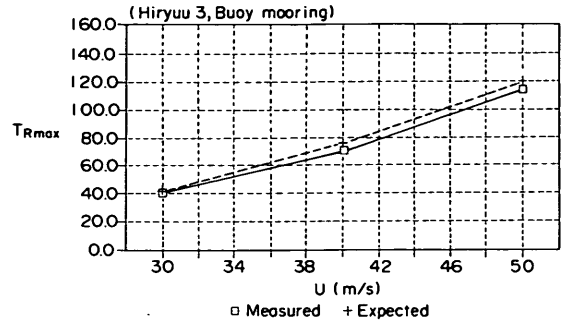
図-79 は、 $C_{CR}$  の値を変化させたときの、'ぶりんせすおきなわ' ブイ泊における最大張力と、振り回り周期の変化を示したものである。風速は 50 m/s で一定で、横方向流圧力係数  $C_{vw}$  は 0.8 とした。 $C_{CR}$  が 1.8 から 3.0 まで増加すると、張力は、130 から 100 tf に変化した。しかし、横方向流圧力係数  $C_{vw}$  に比べると、その変化率は小さい。つまり、 $C_{CR}$  が 50% 大きくなっても、張



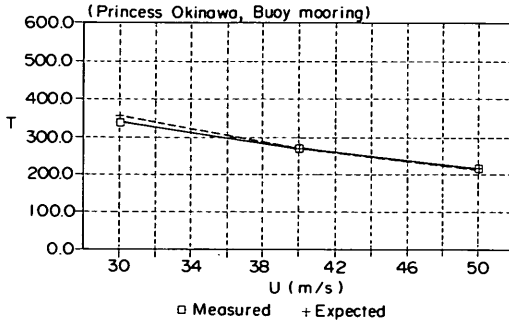
避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に関する検討



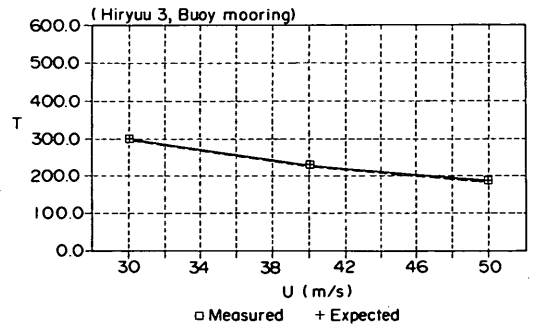
(1) 最大張力



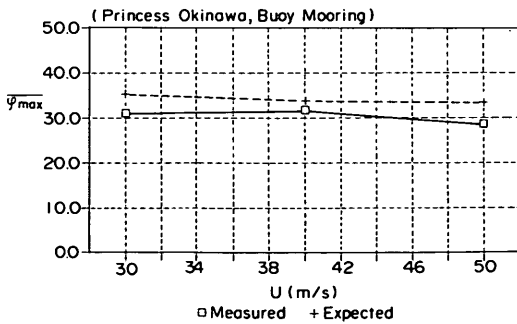
(1) 最大張力



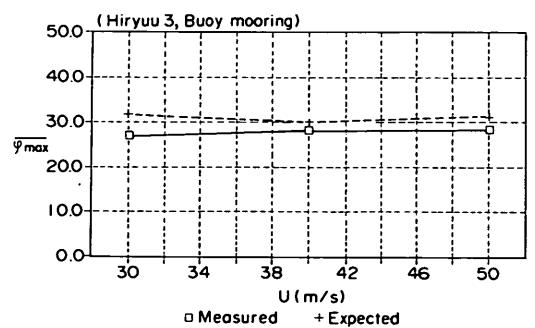
(2) 振れ回り周期



(2) 振れ回り周期



(3) 回頭角



(3) 回頭角

図-82 'ぶりんせすおきなわ'ブイ泊時の実験値の計算値の比較

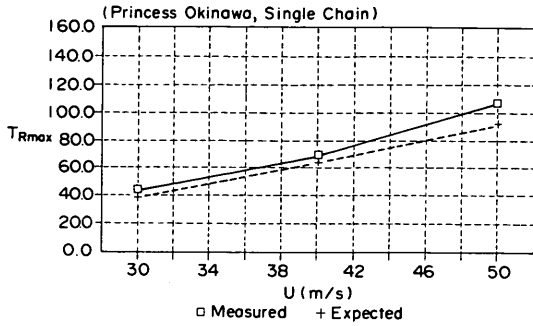
の場合にそれぞれ異なる。したがって、単錨泊および双錨泊のそれぞれの場合について、別個に係留力作用点係数  $C_m$  を定める必要がある。本実験結果から求めた係留力作用点係数  $C_m$  は次のようになる。

'ぶりんせすおきなわ'	単錨泊	0.5
	双錨泊	0.8

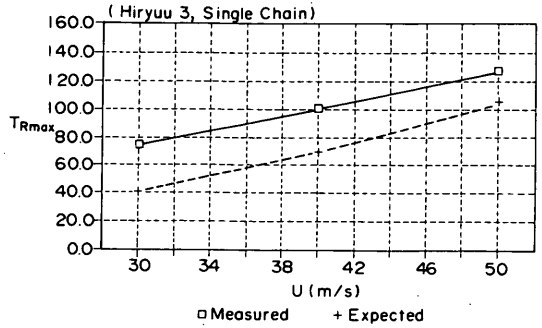
図-83 '飛龍3'ブイ泊時の実験値の比較

'飛龍3'	単錨泊	0.8
	双錨泊	0.8

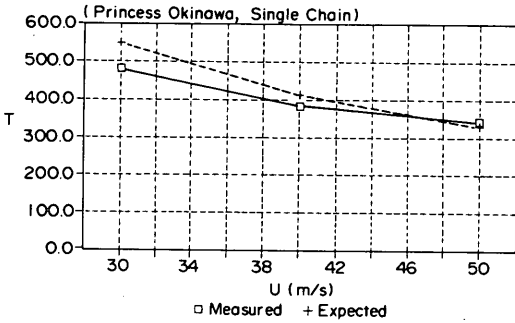
この結果から、錨泊時の係留力作用点係数  $C_m$  としては、ほぼ0.8~0.5の値を用いればよいことがわかる。'ぶりんせすおきなわ' 単錨泊時の係数のみが他のケースに比べて小さくなる理由ははっきりとはわからないが、



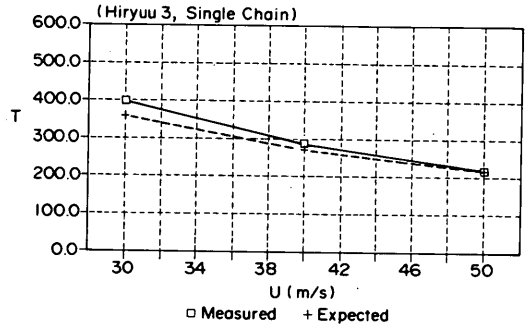
(1) 最大張力



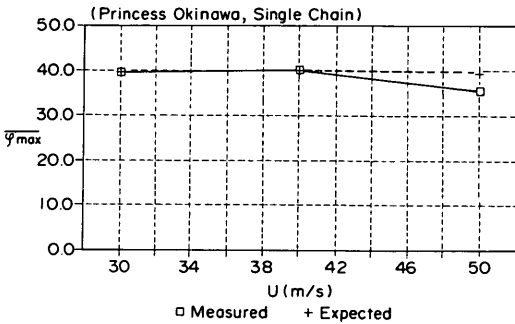
(1) 最大張力



(2) 振れ回り周期

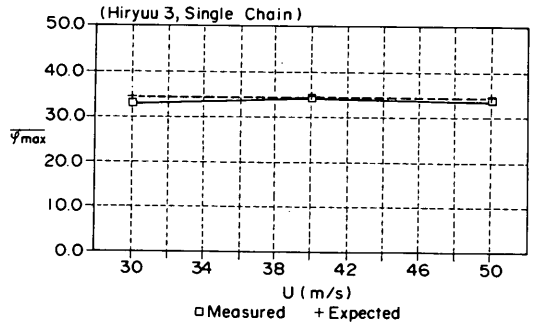


(2) 振れ回り周期



(3) 回頭角

図-84 ‘ぶりんせすおきなわ’単錨泊時の実験値と計算値の比較



(3) 回頭角

図-85 ‘飛龍3’単錨泊時の実験値と計算値の比較

‘ぶりんせすおきなわ’のようにスリムな線形を持つ船の場合には、作用点を重心よりにした方がよいことがわかる。

(3) .実験および計算結果の比較

計算は実機換算値で4000s間行い、運動および張力の変動が定常になってから最大張力および振れ回り周期を

検討した。タイムステップは1sである。

図-82(1), (2), (3)は、それぞれ‘ぶりんせすおきなわ’ブイ泊時の最大作用張力、振れ回り周期および回頭角に対する実験値と計算値の比較を示す。横軸には定常風速を取った。図の中で、四角い記号および十字印がそれぞれ、実験値および計算値を示す。最大張力および振

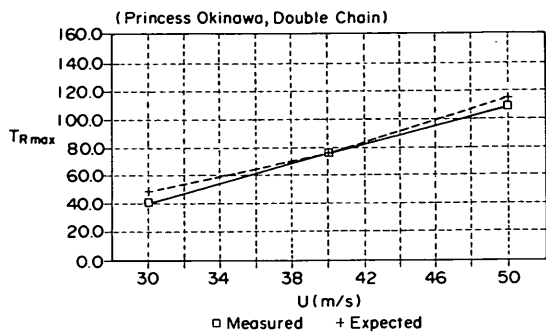


避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に関する検討

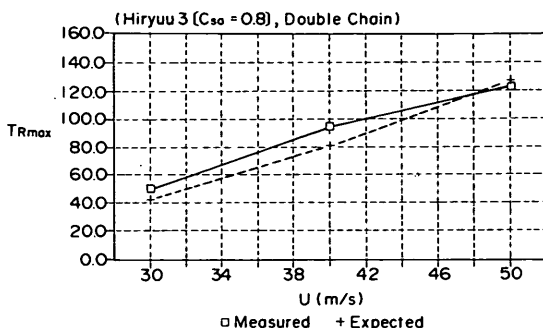
れ回り周期において計算値と実験値はよく一致し、本実験結果から定めた流圧力係数が適切であることがわかる。回頭角は、風速が変化しても大きく変化せずほぼ一定値を取る。その値は、実験値、計算値それぞれ、30および35°で、実験値の方が5°小さい。しかしながら、回頭角の実験値は、ビデオ画面から読みとった値であり精

度が張力に比べて低い、また左舷右舷の平均値でもあるので5°程度の差であれば、ほぼ等しいとみなすことができる。

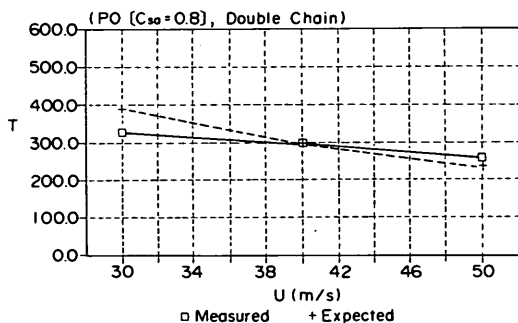
図-83(1)、(2)および(3)は、それぞれ‘飛龍3’をブイ泊したときの最大張力、振れ回り周期および回頭角を示す。計算値と実験値はよく一致しており、‘飛龍3’



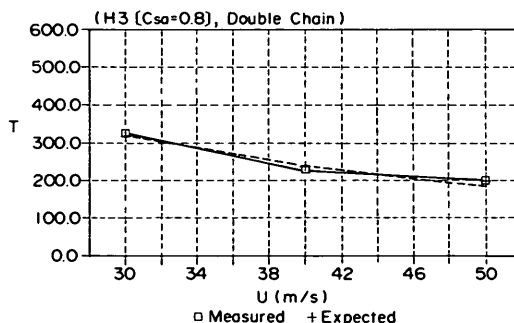
(1) 最大張力



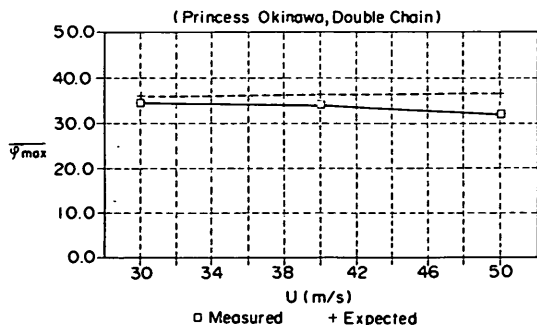
(1) 最大張力



(2) 振れ回り周期

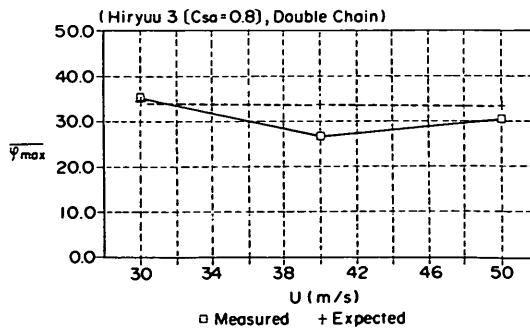


(2) 振れ回り周期



(3) 回頭角

図-86 ‘ぶりんせすおきなわ’単錨泊時の実験値と計算値の比較



(3) 回頭角

図-87 ‘飛龍3’単錨泊時の実験値と計算値の比較

についても本実験結果から定めた流圧力係数が適切であることがわかる。

図-84(1)、(2)および(3)は、単錨泊時の‘ぶりんせすおきなわ’の最大作用張力、振れ回り周期および回頭角を示す。風速50m/sのときの最大作用張力は、実験および計算値において、それぞれ106および95tfで、実権値の方がわずかに大きい。しかし、その差は実権値の10%以下で小さく、計算によって、最大作用張力を十分精度よく導ける。振れ回り周期は、風速50m/sのとき計算値の方がわずかに大きく、50s程度である。この差は、実験値の10%以下である。回頭角は、風速30m/sの場合を除き、実験値は計算値に等しい。

図-85(1)、(2)および(3)は単錨泊時の‘飛龍3’における最大張力、振れ回り周期及び回頭角を示す。回頭角および振れ回り周期は、実験値と計算値はよく一致する。最大張力は、実験値の方が約17~18tf大きい。その差は、実験値の50%近くにもなる。しかしながら、風速が大きくなると、その差は小さくなり、風速50m/sのときは、計算値の方が、実験値より5tf程度小さいだけである。したがって、風速が大きくなると誤差の少ない値を計算できる。

図-86(1)、(2)および(3)は、双錨泊時の‘ぶりんせすおきなわ’に作用する張力、振れ回り周期および回頭角の実験値と計算値の比較である。最大張力、振れ回り周期および回頭角は、実験値と計算値ではよく一致し、係留力作用点係数 $C_m$ が‘ぶりんせすおきなわ’双錨泊の場合には、0.8が適切であるといえる。

図-87(1)、(2)および(3)は‘飛龍3’双錨泊時の比較を示す。最大値の力の誤差は、最大で15tf 足らずである。回頭角は、風速40m/sのとき、26°で、計算値10°程度とことなる。しかしその他の場合には、計算値と実

験値の誤差は、4°より小さくほとんど一致する。以上の図から、流圧力係数 $C_{vw}$ および係留力作用点係数 $C_m$ を適切に考慮すれば、精度よく実験値を再現できることがわかった。

(4) チェーンの特性的影響

本計算では錨泊チェーンの伸び特性を考慮した計算を行ったが、チェーンの伸びについては、実験に用いたチェーンがどの程度の伸び剛性を有するかどうか明かではない。また伸びに対する実機の実験データも十分ではなく、ある程度の目安の値しかわからない。したがって、実験で実機チェーンの有する伸び剛性を正確に再現することは不可能である。そこで、チェーンの伸び剛性EAを変化させて、錨泊時のチェーン張力および振れ回り周期に及ぼす影響を調べた。つまり、EAが0、すなわちまったく伸びを考慮しないケースから、EA = 28000まで変化させて錨泊チェーンに作用する張力を検討した。28000は、‘技術基準’に示された値を参考にして求めた錨泊チェーンの伸び剛性である。図-88にチェーンの伸び率を変化させたときの最大張力および振れ回り周期を示した。チェーン長は275mで、船舶は‘ぶりんせすおきなわ’、風速は50m/sである。チェーン張力は、まったく伸びを考慮しないときは、90tf近い値になっている。伸びを考慮すると、張力は減少し、本計算の場合70数tfになる。この値は、伸び率が変化してもそれほど大きく変化せずほぼ一定である。振れ回り周期は、伸びを考慮するしないに関わらず一定で、74sである。したがって、伸びを考慮しない場合には、張力が大きくなり過大な値を設計に用いることがあるので、錨泊時にはチェーンの伸びを考慮した計算を行わなければならない。チェーン伸びを考慮した場合、伸び率の値が少し変化しても、張力はほぼ一定で、振れ回り周期も変化しない。すなわ

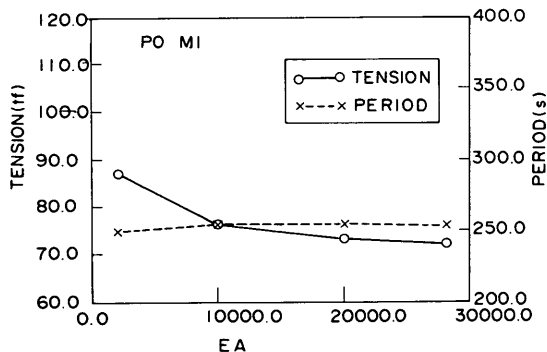


図-88 チェーンの伸び剛性に対する係留張力と振れ回り運動の周期

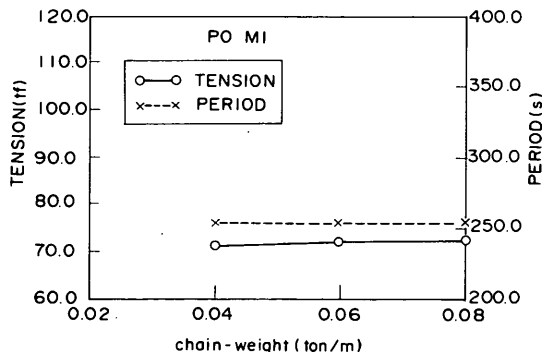


図-89 チェーン重量に対する係留張力と振れ回り運動の周期

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に関する検討

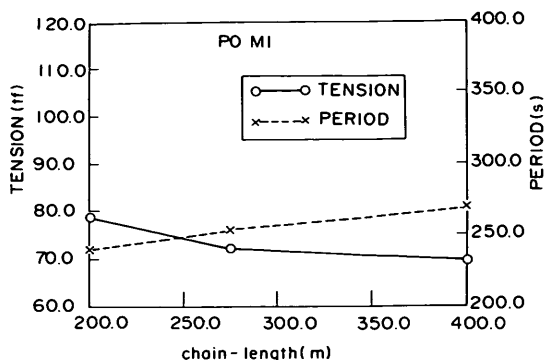


図-90 チェーン長に対する係留張力と振り回り運動の周期

ち、チェーンの伸び率の値としては、正確な値が求められずとも、現在使用可能な資料である程度の近似値を与えておけばほぼ正確な計算結果が得られる。そこで、本計算では、造船に関する技術基準等から求められる値をチェーンの伸び率として用いた。

次に、チェーンの径すなわちチェーンの水中重量が変

化した場合の最大張力および振り回り周期の変化を調べた。図-89は、チェーンの水中重量を40kg/mから80kg/mまで変化させたときの張力および振り回り周期の変化を示す。錨泊チェーンとして用いる径56mmのチェーンの水中単位重量は、59.71kg/mで、図-89では、3つ並んだ計算点の中間の点に相当する。図からわかるように、単位長さあたり重量が30%程度上下に変動しても、最大張力、振り回り周期ともに変化しない。模型実験で用いたチェーン模型の単位長さあたり重量を実機に換算すると、約75kg/m程度で、実機チェーンより26%重い。しかし、図-89に示されるように、この程度の差であれば、チェーン張力、振り回り周期などの計算値に影響を及ぼさない。したがって、実験値と計算値の比較においては、チェーンの単位長さあたり重量は実機の目標値に等しいとして計算を行っている。また、実機で実際に錨泊するチェーンの種類が現在対象としているものより、変更されても、太さが極端に太くなるか細くなり自重が大きく変化しない限り、計算結果は変化しない。それゆえ、本計算結果は多くのケースに適用できる。

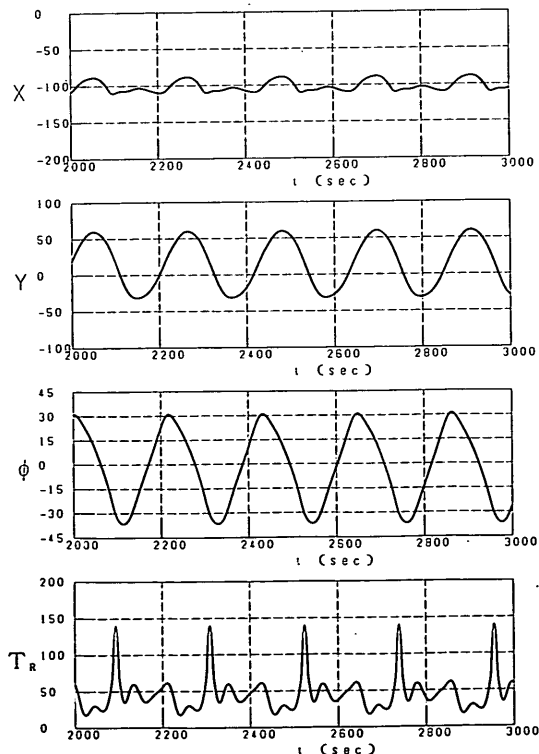


図-91(1) ブイ泊時の数値計算結果 (船首位置、船軸傾き角、係留張力の時間変化)

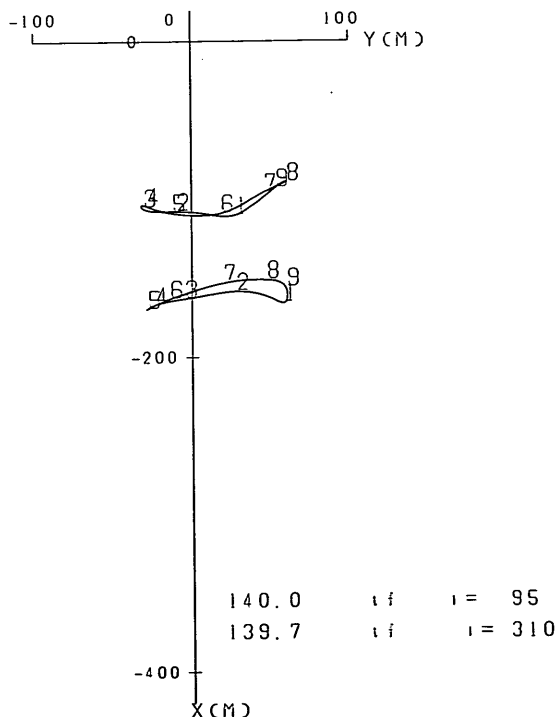


図-91(2) ブイ泊時の数値計算結果 (振り回り運動の軌跡)

図-90は、錨泊チェーンの長さが計算結果に及ぼす影響を調べたものである。実験で用いたチェーン長は、275mである。チェーン長が275mより長くなると、作用張力は、徐々に減少する。しかし、その変化は小さく、チェーン長が400mになっても、最大張力は、数トンしか減少しない。振れ回り周期も少し長くなるだけで、その差は、10s程度である。したがって、チェーン長を275m以上に長くしても、最大作用張力を大幅に減少させることはできない。すなわち、現有チェーンのほぼ最大長である275mで実験をし、また計算の主なケースとする事は、最も望ましい係留条件で実験あるいは、計算をしていることになる。

### 5.3 数値計算結果の検討

#### (1) 張力の時間変動と振れ回り運動

図-91は、'ぶりんせすおきなわ'のブイ泊時における振れ回り運動の計算結果の一例を示している。図-91(1)は、上段より船首のX座標、船首のY座標、船軸と風との成す角 $\phi_w$ およびホーサー張力の時系列波形を示したものである。X、Y座標とも規則的な変化を示しており、主に、Y座標と $\phi_w$ との規則的な変化から、船は、周期200s程度の振れ回り運動を行っていることがわかる。船首のY座標の平均値は、+20m程度で、正の方向へずれている。 $\phi_w$ の平均値は $-5^\circ$ 程度で少し負の方向へシフトしている。つまり、船が左右対称に運動振れ回り運動を行っていないことがわかり、実験結果と同様の結果が得られた。ホーサー張力は、 $\phi_w$ が極値を取るときに極値を示す。ただし、 $\phi_w$ が負の場合、すなわち右舷側から風が吹いてくるような位置にあるとき、その値は大きく140tf程度になる。 $\phi_w$ が正の時には、張力の絶対値は小さく60tf程度である。したがって、船体が左右対象でないために、風が右舷側と左舷側からのどちらから吹いてくるかによって、張力の極大値の値は異なる。風が右舷側から吹いてくるような船体の位置に

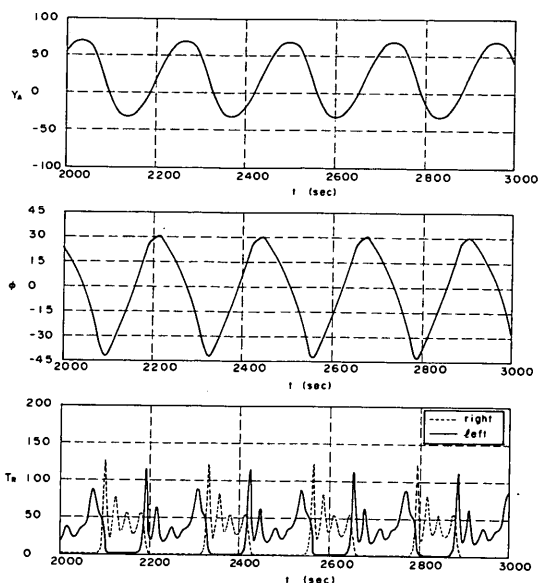


図-92 双錨泊時の係留張力の時間変動計算結果

あるとき、張力の極大値は最大値を示す。この傾向は、実験結果とよく一致し、これまでに検討してきた計算手法および抗力係数によって、フェリーの振れ回り運動をほぼ検討できる。

図-91(2)は船首および重心の水平運動の軌跡を、最大張力発生時から1周期間だけ示したものである。図中の数値*i*は、1周期を9等分したときの*i*番目の時刻における位置であることを示す。したがって、1番で示した位置に船首および重心があるとき張力は最大値を取る。振れ回りの軌跡は左右対象ではなく、複雑な形をしており、昇降デッキの有無による船体の非対称性の影響が振れ回り運動の軌跡にも大きな影響を示すことがわかる。なお、図-91のケースにおいては、'ぶりんせすおきな

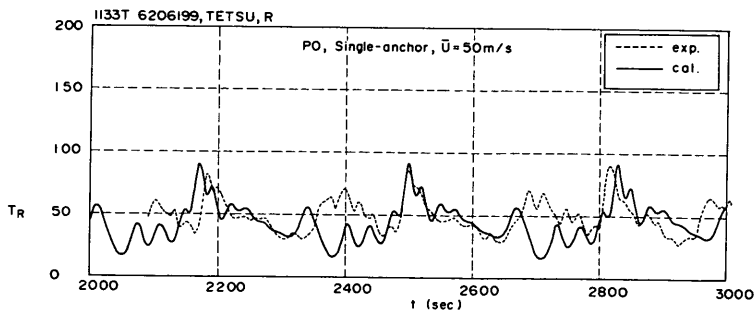


図-93 単錨泊張力における実験値と計算の比較

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に関する検討

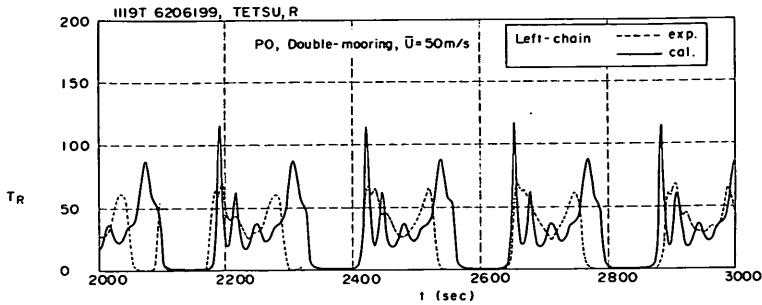


図-94 双錨泊時の左舷側張力における実験値と計算値の比較

わ'の付加質量係数は、これまでの計算に用いてきた値と異なる。そのために、最大張力は140tfで、図-82の値と若干異なっている。

図-92は双錨泊時における船軸の傾き角 $\phi_w$ およびチェーン張力の時間変化を示した図である。張力は、右舷側が破線、左舷側が実線で示した。左舷側が最大となったとき右舷側の張力は0に近い。逆に、右舷側が最大となったとき、左舷側は0に近い。すなわち、最大張力は左右どちらか1本のチェーンだけで耐えなければならない、単錨泊の場合に比べて1本当たりの作用張力を低減できるという長所はみられない。この傾向は実験結果の考察からも判明しており、本計算方法によって、双錨泊時の張力変動の様子も適切に知ることができる。

(2) 時間変動の比較

図-93は、実験結果と計算結果において、張力の時間変動を比較したケースである。船種は'ぶりんせすおきなわ'の単錨泊のケースで、50m/sの定常風を作用させた場合に、前述の流圧力係数を用いて計算を行った。図-93の実線が錨泊チェーン張力の計算値、破線が実験値を示す。ただし実験値は、14.1s間のデータの移動平均値を用いているので、ピークの値が計算値よりも少し小さくなっている。実験値、計算値ともに、鋭いピークを示した後に張力は小さくなり、やがて2つめの山が現れる。この2番目のピークに出現する時刻は、第1ピークを基準にすると、計算値の方が10数秒早いようである。それを除くと、計算値と実験値の時間変動の様子はよく一致しており、流圧力等の係数を適切に定めることにより、張力の時間変動についても計算で求めることができることがわかる。

図-94は、双錨泊時におけるチェーン張力を実験値と計算値で比較したものである。計算条件は、'ぶりんせすおきなわ'の双錨泊で、風速は50m/sとし、左舷側の張力変動について比較した。図からわかるように、

双錨泊時のチェーン張力は、0になることがある。張力が作用するときは、1周期間にほぼ2こぶ型の時間変動波形を示す。図-94に示されるように、計算値、実験値ともにほぼ2こぶ型の時間変動波形を示し、よく似ている。ふたつのピークのうち、第1ピークの方が値は大きく最大張力となる。実験値は、14s間の移動平均値を示しているため、ピークの値は、計算値の方が大きい。また、第1ピークの方が第2ピークよりも大きく、計算波形は実験波形をよく再現している。第1ピークと第2ピーク間の時間間隔は、計算値で220s、実験が約200sで、実験値の方が少し短い。しかしその差は、実

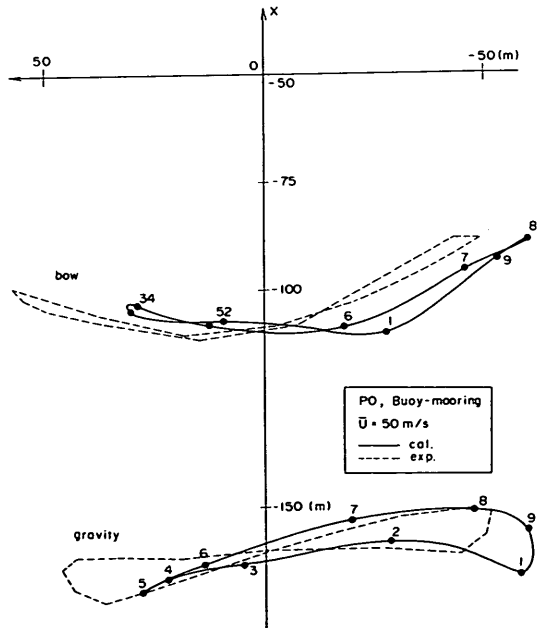


図-95 振れ回りの軌跡における実験と計算の比較 (ぶりんせすおきなわ, ブイ泊)

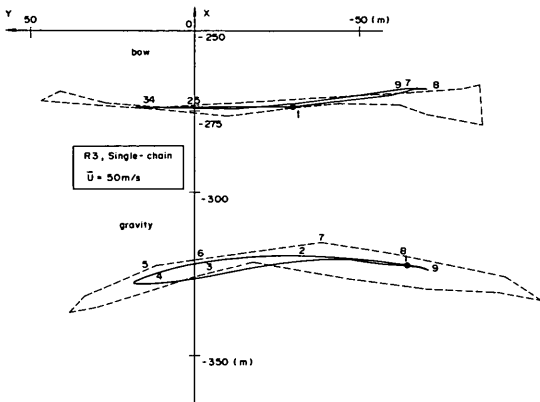


図-96 振れ回りの軌跡における実験と計算の比較 (飛龍3, 錨泊)

験値の10%程度であり、ほぼ類似した波形が得られているものと判断できる。

(3) 振れ回り運動の比較

次に、振れ回りの軌跡について検討した。図-95は‘ぶりんせすおきなわ’ブイ泊時の船首係船索取り付け点および重心の軌跡の計算と、実験の比較を示す。計算における軌跡は、その中心が、中心軸より大きく右側にずれている。実験では、計算値ほど大きくずれていない。船首軌跡の形および横幅は、計算値と実験値ではほぼ一致している。重心軌跡は、中心軸より右側では、計算値と実験値がよく一致しているものの、左側では、実験値はx軸方向に広がった形を示すのに対して、計算値は、x軸方向に広がりを見せない。図-96は、錨泊した場合の振れ回り軌跡を示す。条件は、‘飛龍3’の単錨泊で、風速は50m/sである。破線で示した実験値の軌跡のy軸方向の幅は、実線で示した計算値よりも大きく、振れ回り幅は実験と計算では少しずれていることがわかる。振れ回り軌跡の中心がX軸に対して右側へずれている様子は、計算値と実験値ではよく一致する。本研究では、主に、最大張力と、振れ回り周期が実験と計算で一致するように流圧力係数および係留力作用点係数  $C_m$  を求めているので、振れ回り幅については、‘飛龍3’錨泊時のように、計算値が実験値の70%程度に小さくなるケースもある。しかし、軌跡の形については、ほぼ再現できる。設計においては、通常避泊地としては、アンカー点を中心とする、係留ラインと船長の和を半径とする円を設定するため、実際の振れ回り幅がどの程度になるかは最大作用張力の値に比較すると、それほど重要ではないこともある。したがって、係留力と振れ回り周期および回頭角が正確に計算でき、振れ回り幅については、ブイ

泊時はほぼ正確に、錨泊時は30%の誤差内で計算できる本計算法はフェリーの振れ回りによる避泊を検討するために非常に有用である。

5.4 波漂流力の影響

水深が浅い泊地に係留された大型船舶は波の漂流力の影響を受ける場合がある。船舶あるいは海洋構造物に働く波漂流力は、前述の式(69)で評価できる。上田は、式(69)中の波の反射率は、伊藤の係留浮体あるいは自由浮体の動揺を求める近似式(伊藤ら, 1972)から計算してもよいことを提案している。ここでは、本研究で対象とした条件について、波漂流力を検討した。

避泊船舶は振れ回り運動を行っており、運動はほとんど拘束されないの、自由浮体として計算できる。伊藤

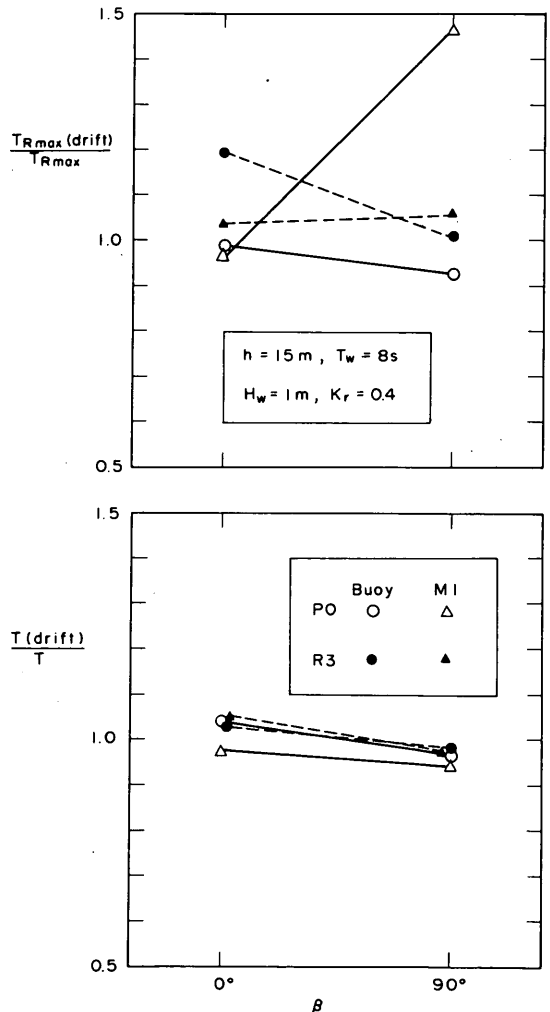


図-97 波漂流力の影響

の近似式において、浮体の幅を20m(船腹)、水深、吃水をそれぞれ、15および5.37m、浮体重心は水面上にあり、入射波周期を10sとする。計算を行うと、透過波高( $a_r$ )と入射波高( $a_i$ )の比で表される透過率 $|a_r/a_i|$ は1.0となってしまう、反射率は0である。ゆえに、本研究で対象としているような係留条件の場合には波漂流力を考慮しなくてもよい。

しかし、さらに水深が浅くなり、波の周期が短くなった場合には、反射率が大きくなっていくので、波漂流力についても検討しなければならない。その一例として、反射率 $K_R$ が0.4となったときの漂流力の影響を検討した。吃水が水深の1/2程度で、波周期が8s程度のときに $K_R$ は0.4程度になる。図-97は、 $K_R = 0.4$ として計算したブイ泊および単錨泊時の作用張力および振れ回り周期を示す。 $\beta$ は波向で風向に対して、0および90°の2種類を検討した。図の結果は、すべて、漂流力を考慮しない場合の計算結果に対する比を示し、上段が作用張力、下段が振れ回り周期を示す。振れ回り周期は、波向および係留方法に関係なく一定で、ほぼ漂流力を考慮しない場合に比べて変化しない。ブイ泊時の係留張力は、波向と風向が一致したときに、「飛龍3」の場合20%大きくなる。「ぶりんせすおきなわ」の場合には変化しない。波向が風向と直角になると、ホーサー張力は、小さくなる場合もあり、漂流力の方向によっては、最大張力が小さくなる場合があることがわかる。単錨泊の場合、「飛龍3」では、チェーン張力は変化しないが、「ぶりんせすおきなわ」では、直角方向から波が作用した場合に、最大張力は1.45倍に大きくなる。したがって、漂流力を考慮すると、必ずしも最大張力が大きくなるとは限らず、漂流力による振れ回り運動が風圧力による係留張力の最大値を低減させる働きをするときもある。

逆に、最大張力が大きくなっていくケースもあるが、船種および波向きによって大きくなるケースは異なり、一つずつ検討する必要がある。全体としては、ブイ泊の場合には、漂流力を考慮しても係留張力が大きく変動することはない、といえる。しかし、20%増加する場合もあるので、反射率 $K_R$ の値が無視できない場合には、漂流力を考慮した計算を行う必要がある。

なお、反射率 $K_R$ を1.0とし0°の方向から波を作用させると、「ぶりんせすおきなわ」ブイ泊に場合でも、最大張力は、142.8tfになり、波漂流力を考慮しない場合の1.1倍に増加する。

## 6. フェリーの避泊可能性

5.において、フェリーの風圧力および流圧力係数を適

切に定め、錨泊時には、さらに係留力作用点係数 $C_m$ を導入することによって、係留張力および振れ回り周期、回頭角を精度よく計算できることがわかった。振れ回り幅についても、30%の誤差が生じる場合もあるがほぼ正確に推算できる。ここでは、本研究で提案した計算法を用いて、最初に、係留チェーンおよびホーサー長を変化させた場合に係留張力がどの程度軽減できるかを調べた。そして、最適な係留ライン長で係留したフェリーが実際に避泊可能であるかを実験結果も踏まえて検討する。ここでは、風は定常風とし、波の漂流力は無視する。

### 6.1 チェーン長およびホーサー長に対する検討

#### (1) チェーン長の影響

図-98は、単錨泊時におけるチェーン長を変化させた場合の(1)最大作用張力、(2)振れ回り周期、(3)回頭角の変化を「ぶりんせすおきなわ」(PO)および「飛龍3」(R3)の場合について示したものである。(1)の張力の変動を検討すると、チェーン長 $l_c$ が140mから330mまで変化しても、張力は大きく変化しない。「ぶりんせすおきなわ」の場合、風速50m/sでは、チェーン長が210mの時に張力は最小で、87tfである。チェーン長が長くなると、張力は若干増加するがその差は小さく、チェーン長が275mの時、最大張力は90.0tfで3tfしか違わない。「飛龍3」の場合には、反対に210mの時に最大となり103tfが作用する。チェーン長が長くなると、張力は減少し、275mの時は、102tfである。差はわずか1tfである。したがって、風速が強い場合には、チェーンは延びきってしまい懸垂力で張力を低減させることができないので、チェーン長を変えても張力を著しく低下させることはできないことがわかる。振れ回り用の避泊地を小さくする、あるいは、費用を小さくするためには、チェーン長としては、140mが適当である。風速が40m/sの時、チェーン長が短い場合には、張力が大きくなる。「飛龍3」の場合には、チェーン長が140mの時、張力は80tfである。チェーン長が200m以上の場合には、張力は70tf以下になる。したがって、風速が小さくなるとチェーンの懸垂力がある程度効果を与えるので、チェーン長を200m以上にした方がよい。安全性を考えれば、風速が小さい場合でも作用張力が小さい方がよいので、避泊面積がどうしても大きくとれない場合を除いては、チェーン長としては、200~300m程度が適当である。200m以上であれば、チェーン長が長くなっても、張力を低減できないので、錨泊チェーン長としては、210mまたは275mを採用すればよい。

(2)は振れ回り周期の変化を示す。振れ回り周期はチェーン長が長くなればそれにつれて長くなる。(3)は、回頭角

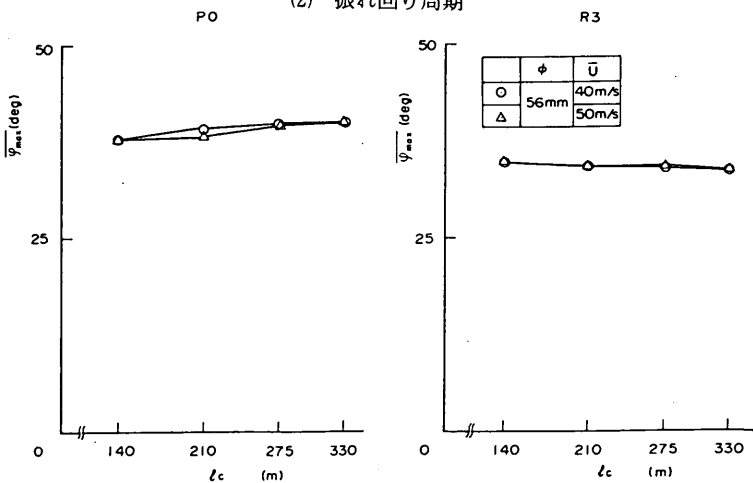
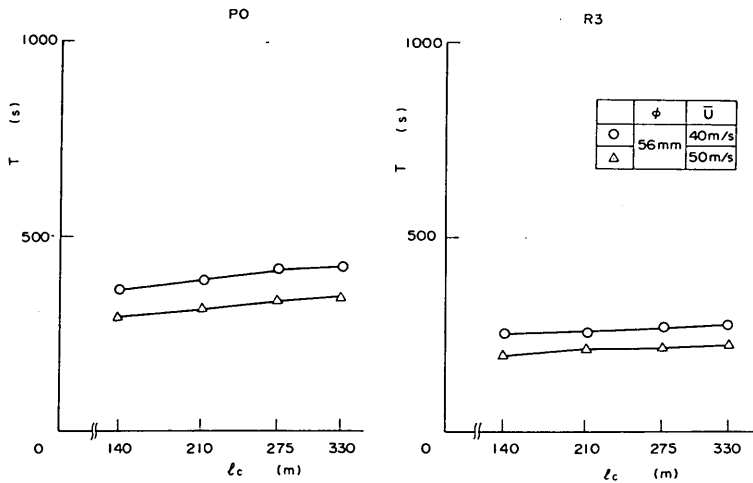
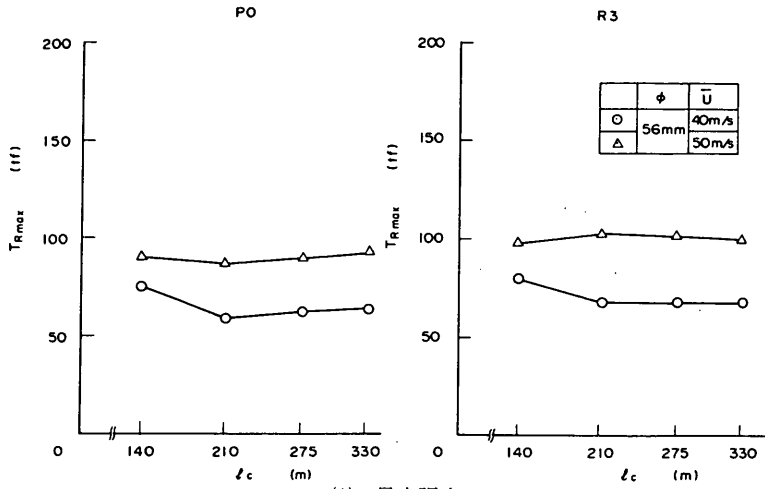


図-98 単錨泊時のチェーン長の影響



避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に関する検討

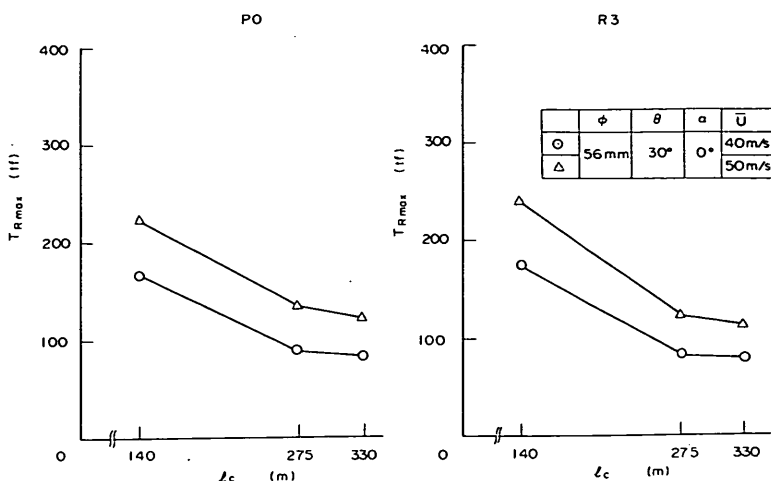


図-99 双錨泊時の最大張力に対するチェーン長の影響

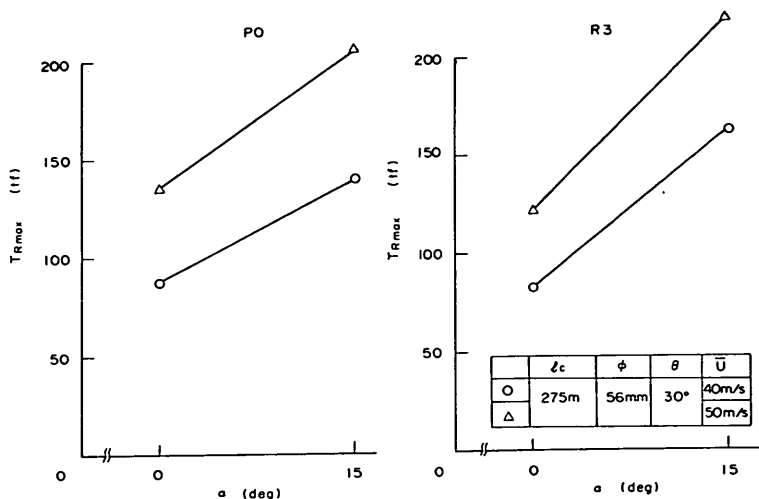
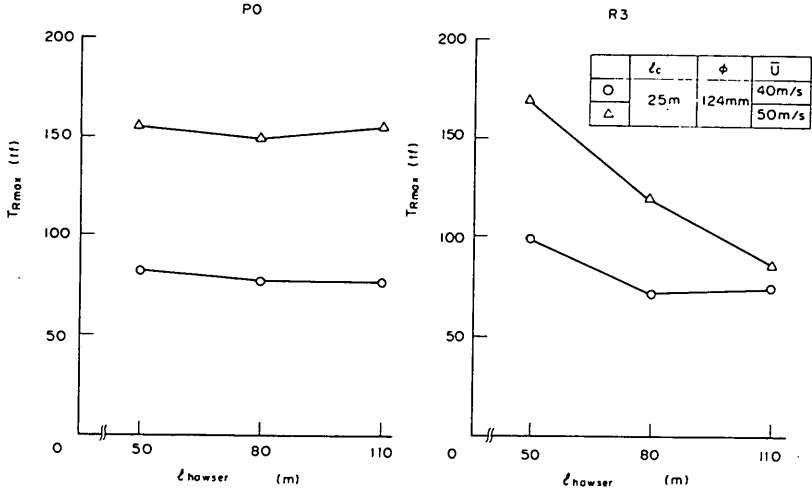


図-100 双錨泊時の最大張力に対する風向の影響

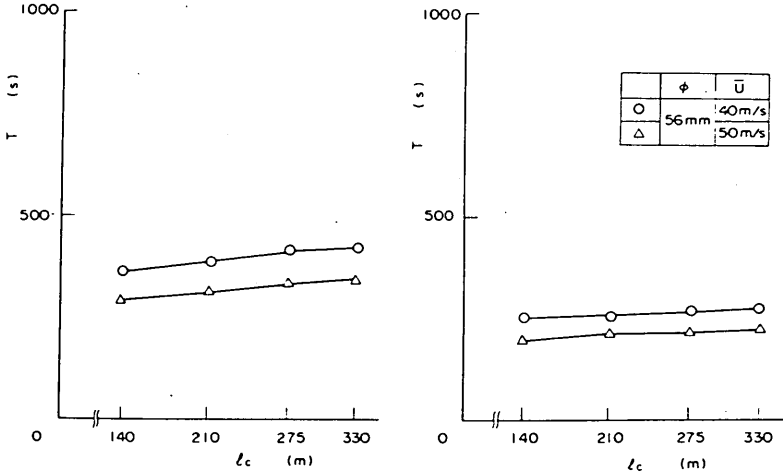
の変化を示す。回頭角は、チェーン長に関係なく一定で変化しない。

図-99は双錨泊時のチェーン長の影響を調べたものである。'ぶりんせすおきなわ'、'飛龍3' 両ケースにおいて、チェーン長が140mのときは、張力は非常に大きくなり、'ぶりんせすおきなわ' および'飛龍3' の場合、それぞれ225および243tfになる。チェーン長が200m以上になると、張力は急激に減少し、チェーン長が変化してもそれほど変化しない。チェーン長が275mのとき、作用張力は'ぶりんせすおきなわ' および'飛龍3' でそれぞれ、136および123tfになる。双錨泊時は、一方のチェーンに張力が作用している場合は、他

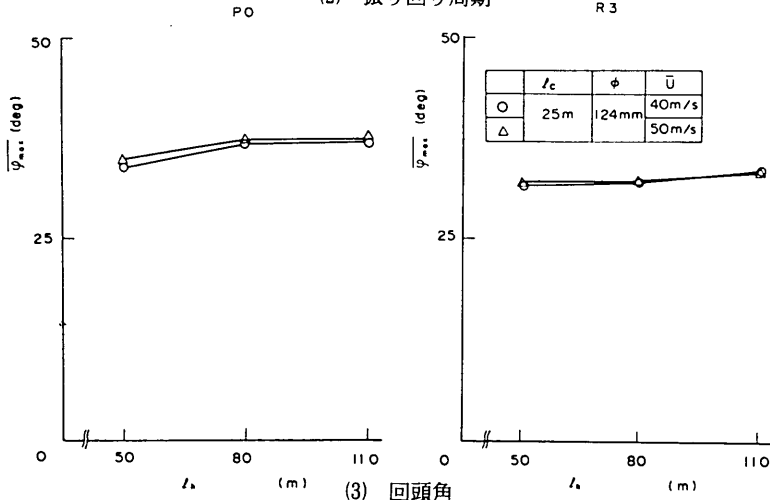
方のチェーンは運動を妨げる働きをする。このチェーンには張力がほとんど作用していないので、懸垂されていることになる。この場合チェーン長が長いと運動を拘束する力が余り働かず、運動が強く拘束されることはない。張力の作用している側のチェーン張力を低減するように、振れ回り運動を続けることができる。チェーン長が短い場合には、拘束される力が大きくなるために、自由に振れ回り運動をして最大張力を低減することができない。したがって、チェーン長が140mの場合は、非常に大きな張力が作用することになる。双錨泊時には、チェーン長をある程度長くする必要があり、本研究で対象とした275mが最適である。これ以上チェーン長を長



(1) 最大張力



(2) 振り回り周期



(3) 回頭角

図-101 ブイ泊時の最大張力に対するブイ係留チェーン長の影響

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に関する検討

くしても、最大張力を大幅に低減することはできない。なお図では示していないが、双錨泊時の振れ回り周期および回頭角は、チェーン長によらず一定であった。

(2) 双錨泊時の風向の影響

図-100は、双錨泊時における風向の影響を計算で調べたものである。チェーン長は275mとし、開き角は30°、風向を0および15°とした。風向が15°、すなわち係留ラインの方向と風向が一致すると、張力は非常に大

きくなる。‘ぶりんせすおきなわ’の場合は、風向が0および15°の場合、最大張力はそれぞれ124および206tfとなる。すなわち、風向が変化して、係留ラインと一致する場合があると、最大張力は、風向が係留ラインとずれている場合に比べて、70%近く増大する。振れ回り周期および回頭角は風向が変化しても、変化しなかつた。

(3) ホーサーおよびブイ係留チェーン長の影響

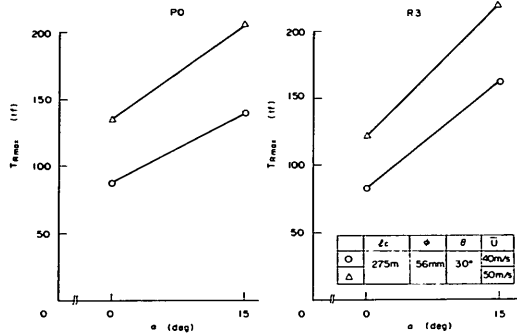
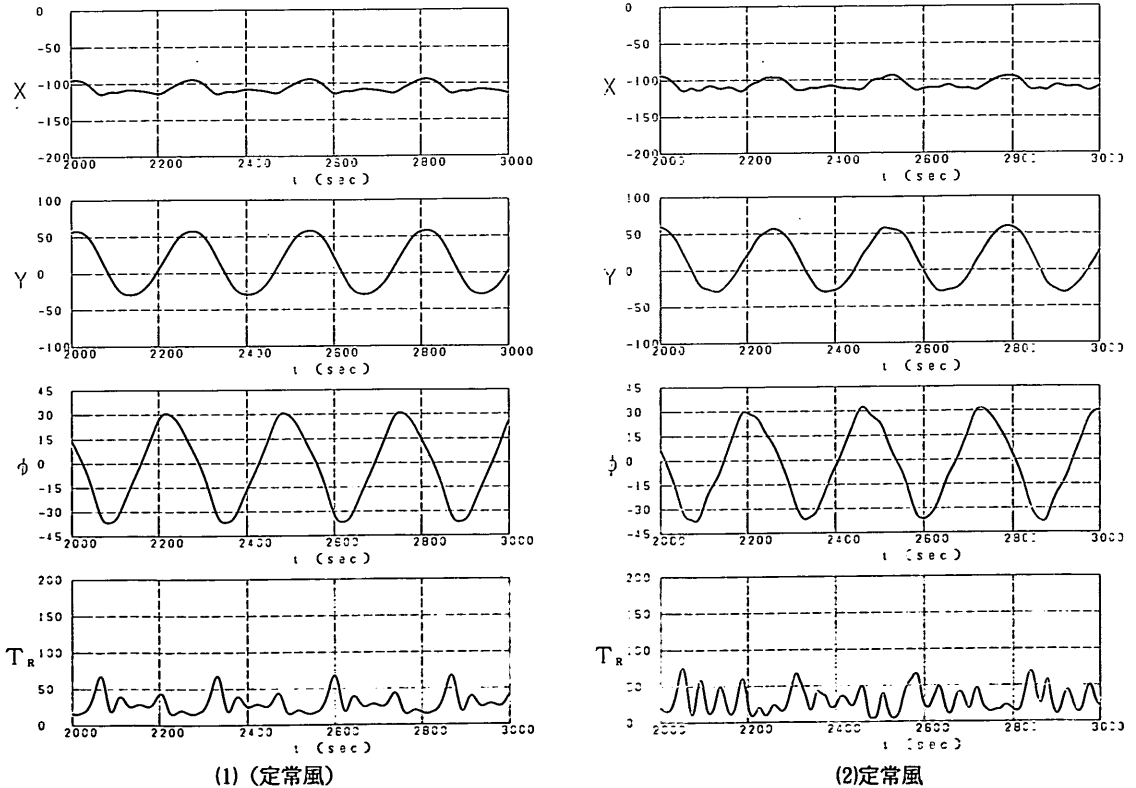


図-102 ブイ泊時の最大張力に対するブイ係留チェーン長の影響



(1) 定常風

(2) 変動風

図-103 ブイ泊時の振れ回り運動と係留張力における定常風と変動風の影響

図-101はブイ泊時におけるホーサー長の長さを変化した場合の(1)張力、(2)振れ回り周期、および(3)回頭角の変化を示す。(1)に示されるように、'ぶりんせすおきなわ'の場合は、実験で用いた80mの場合にわずかに他のケースより小さくなるものの、ホーサー長が変化しても最大張力はそれほど変化しない。'飛龍3'の場合、ホーサー長が50mで短い場合には、張力は実験に用いた80mの場合より40%増加し、168tfになる。ホーサー長が110mになると、張力は80mの場合にくらべて30%減少し、85tfになる。したがって、'飛龍3'タイプのフェリーは標準より長いホーサーを装備することによって係留張力を低減することができる。ただし、110m以上長いホーサーを装備することは、現有装備を大幅に改良することになり非常に困難である。ホーサー長を長くすること、伸び率の大きい係留系を取り入れたこととなる。'ぶりんせすおきなわ'の場合には、流圧力係数が'飛龍3'よりも小さく振れ回りをしやすい線形となっているので、係留系の伸び率が大きくなっても、ある決まった張力が作用するまで船体は移動してしまい、

張力は低減されない。'飛龍3'の場合には、流圧力係数が大きく、抵抗も大ききので、伸び率が大きくなるとある程度張力が低減できるのかも知れない。一般に、係留系の伸び率を大きくし、緩い係留を行うと張力は低減できると考えられるが、線形によっては張力がほとんど変化しない場合があるので、注意する必要がある。ここでは、最適ホーサー長として、'ぶりんせすおきなわ'および'飛龍3'の場合、それぞれ80および110mとする。(2)および(3)に示すように、振れ回り周期および回頭角は、ホーサー長が変化してもほとんど変化しない。

次に、ブイ係留チェーン長の影響を調べた。図-102は、ブイ係留チェーン長が変化した場合の張力の変化を示す。'ぶりんせすおきなわ'の場合には、チェーン長が変化しても張力は大きく変化しない。'飛龍3'の場合には、チェーン長が実験で用いた25mより短くなり、14mとなると、最大張力は30%増大する。この傾向は実験でも現れており、計算手法の妥当性が確認できた。'飛龍3'の場合、チェーン長を長くしても張力は大きくなり、39mのときは156tfとなり、チェーン長が14mの場合とはほぼ同じである。チェーン長が39mに長く

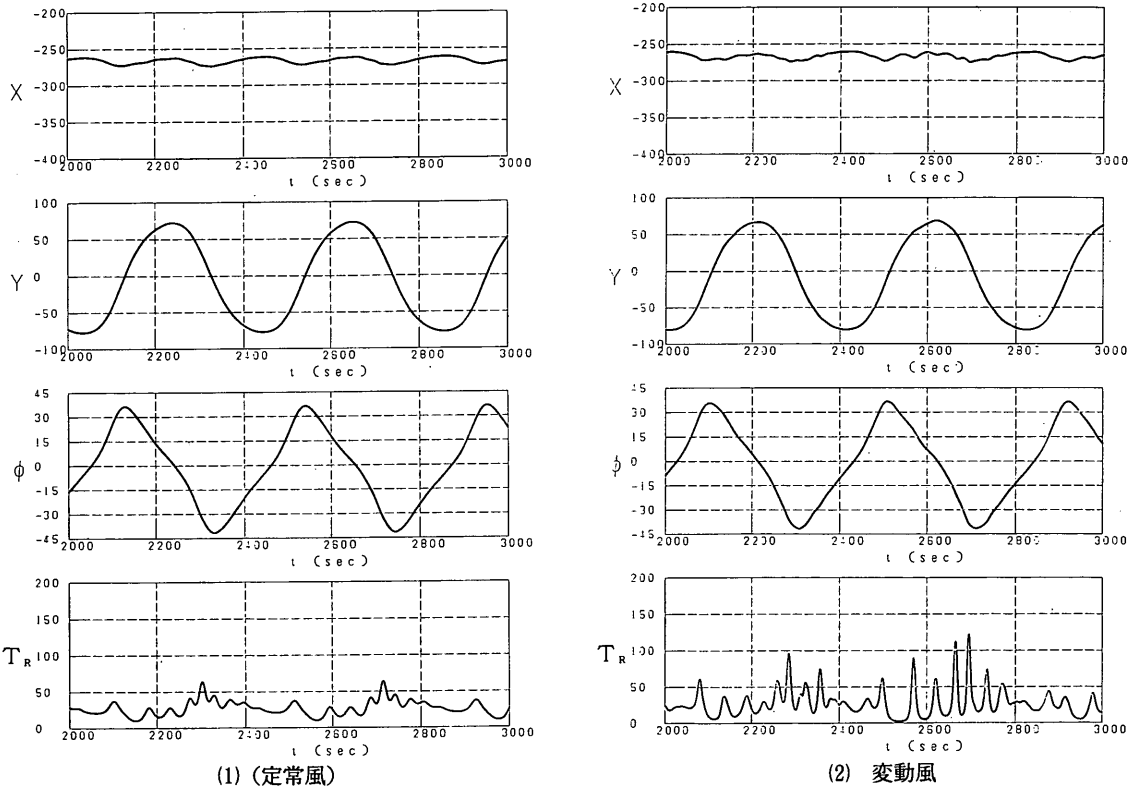


図-104 単錨泊時の振れ回り運動と係留張力における定常風と変動風の影響

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に関する検討

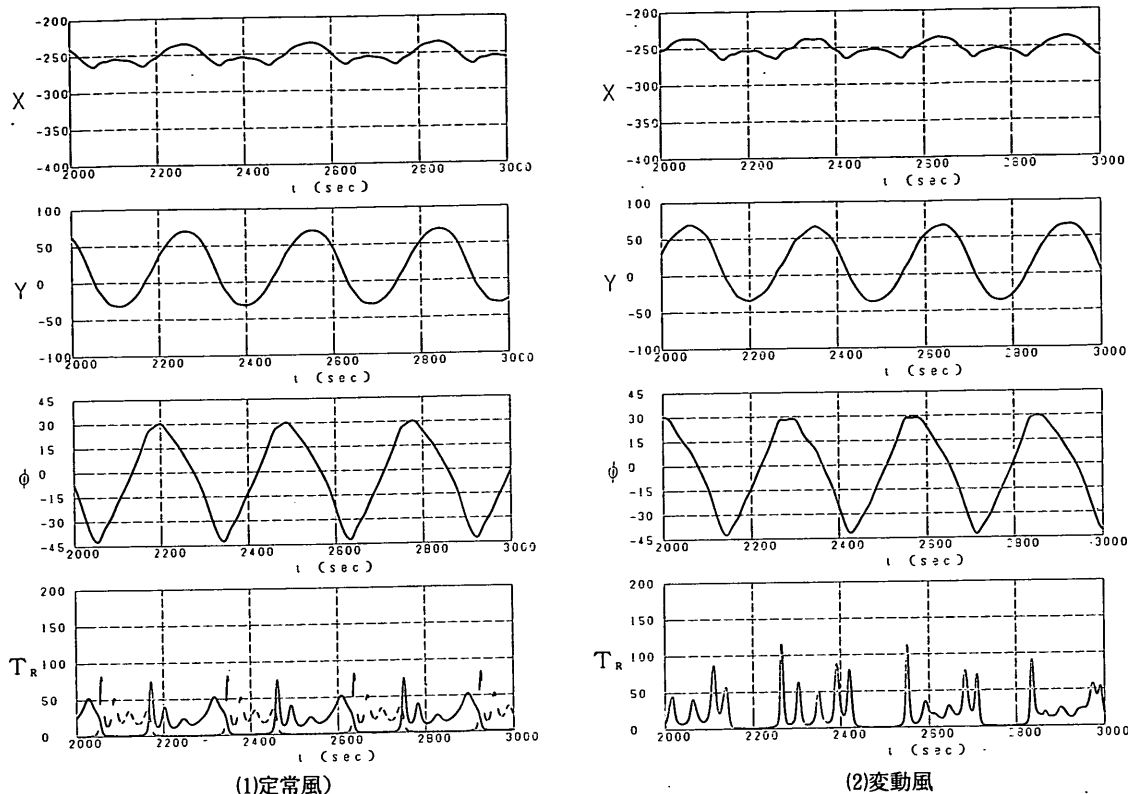


図-105 双錨泊時の振り回り運動と係留張力における定常風と変動風の影響

なったときに張力が大きく原因はよくわからない。結論としては、本実験で用いた25mが本係留条件ではほぼ最適であると判断できる。

6.2 変動風の影響

ここでは、変動風の影響を計算で調べた。変動風としては、ダーベンポートのスペクトル型を持つ変動風を与えた。実験では、正確にダーベンポートのパワースペクトルを持つ変動風を起こすことができなかったため、ここでは実験との比較は行わない。変動風の時系列は前述の式(10)で計算できる。計算法の詳細は文献(高山ら, 1989)に詳しい。

図-103はブイ泊における船首x, y座標, 船軸傾き角および係留張力の時間変動を定常風と変動風で比較したものである。平均風速は40m/sで一定とし、'ぶりんせすおきなわ'の場合を示す。(1)が定常風、(2)が変動風を作用させた場合を示す。(1)と(2)を比較すると、船首のxおよびy座標にはほとんど変化がみられない。φwrの時間変化もほとんど同じであるが、変動風の場合には波形が少しひずみ滑らかではなく、定常風を作用

させたときほど滑らかに様に運動しているわけではない。張力の時間変動波形には、大きな違いがみられる。最大張力はともに、70tf程度で変化していないが、第2および第3ピークの値が異なり、変動風を作用させた方が大きくなる。たとえば、図の中で2番目に現れるピークの値は、定常風の場合40tf程度であるが、変動風になると55tf程度になる。したがって、50tf以上の張力が作用する回数が増えるときは変動風に対する検討が必要になる。最大張力を主に検討するのであれば、定常風として風を取り扱えばよい。

図-104は単錨泊時における定常風と変動風の比較をしたものである。図-104(1)および(2)は'ぶりんせすおきなわ'単錨泊の場合の船首xおよびy座標, 船軸傾き角および張力変動の時間変化を、それぞれ定常風および変動風の場合について示したものである。図-104(1)および(2)を比較すると、船首xおよびy座標, 船軸傾き角はほとんど変化しないことがわかる。張力変動はその変化の様子が大きく異なり、定常風の場合の最大張力が64tf弱であるのにたいして、変動風の場合の最大張

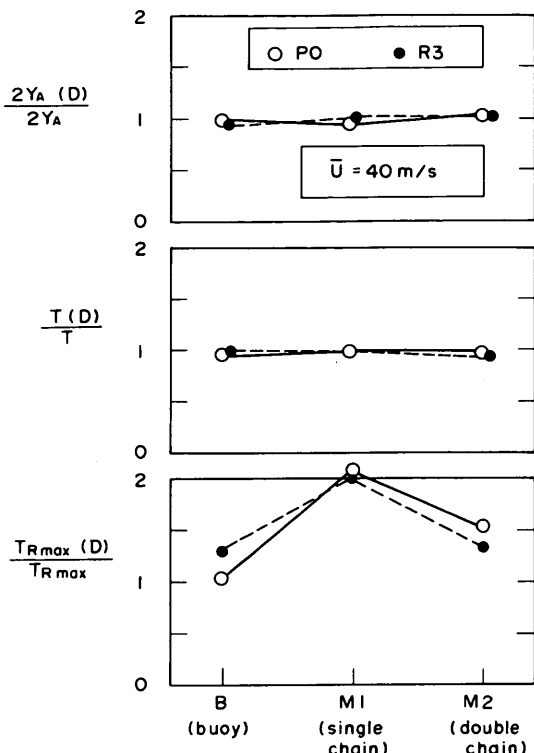


図-106 変動風が振れ回り運動および係留張力に与える影響

力は125tfになり大きくなる。また変動風の場合には、最大張力は各周期ごとに異なる。したがって、錨泊の場合には風の変動性の影響により、長周期成分だけを考慮しても、最大張力は定常風と比べて、80%近く増加することになる。模型実験においては、変動風を作用させても短周期の変動成分の振幅は大きくなったけれども最大張力は変化しなかった。その原因としては実験で起こした変動風は、目標値に比べて長周期側のエネルギーが小さくなったものになっているので変動張力の長周期変動成分が増加しなかったためと思われる。

このように、変動風は主に、張力の短周期側の変動振幅を増加させる働きをもつ。最大張力だけを問題にするのであれば、変動風で検討する変わりに、より大きな平均風速をもつ定常風を作用させて張力変動を検討してもよい。平均風速40m/sとして変動風を発生させると、最大風速はほぼ50m/sとなる。錨泊の場合50m/sの定常風を作用させると、最大張力は91.5tfとなり、40m/sの平均風速を持つ変動風を作用させた場合より張力は小さくなる。錨泊の場合に変動風を作用させると、変動風速中の最大風速を定常風として作用させた場合より、

最大張力が大きくなる原因としては以下のことが考えられる：

フェリーが振れ回り運動をするとき、振れ回り運動の加速度は、変動風速の影響を受けて定常風の場合より早くなる。そのために、最大風速作用時に、定常風の場合より若干移動距離が大きくなる。チェーンの張力-変位曲線は非常に傾きがきついので、わずかな変位量の差が生じて、張力の差は大きくなる。したがって、最大張力を検討するときに、錨泊の場合には変動風に対する考察が必要になってくる。

図-105は双錨泊の場合に、定常風と変動風を比較したものである。船舶は‘ぶりんせすおきなわ’で、平均風速を40m/sとした。船首の座標および船軸の傾き角は変動風の場合でも変化しない。変動風では左舷側の張力変動のみ示したが、定常風と比べると最大値も大きく、第2ピークの数値も大きくなり、単錨泊の場合と同様に、風の変動性により長周期の変動でも大きく変化し、最大値が増加することがわかる。変動風作用時の双錨泊における最大張力は、‘ぶりんせすおきなわ’の場合115tfで、40m/sの定常風を与えたときより、54%大きくなった。この値は、50m/sの定常風を作用させた場合とほぼ一致する。

以上のことから、風の変動性を考慮しても、振れ回り周期、振れ回り幅などの水平運動については変化が生じないことがわかる。しかし、張力の大きさは、係留方式によって異なり、ブイ泊の場合は、それほど変化しないが、単錨泊および双錨泊の場合には、大きく変化する。

図-106は、振れ回り幅、振れ回り周期および係留張力に対する風の変動性の影響をまとめたものである。図-106の上段および中段はそれぞれ、ブイ泊、単錨泊および双錨泊の場合における振れ回り幅および振れ回り周期を定常風の場合に対する比で表したものである。それぞれの計算結果による比は1.0で、風の変動性を考慮してもほとんど変化しない。

図-106の下段は、変動風作用時の最大張力を、定常風作用時の最大張力に対する比で表したものである。ブイ泊の時、‘ぶりんせすおきなわ’および‘飛龍3’の場合に、変動風作用下の最大張力は、定常風時のそれぞれ、1.0および1.3倍である。絶対値は、両船とも、50m/sの定常風を作用させた場合に比べて小さくなり、最大張力だけを検討するのであれば、変動風速の最大値に近い定常風を作用させることによって、検討することができる。単錨泊の場合、‘ぶりんせすおきなわ’、および‘飛龍3’の場合に、変動風を作用させることによって、最大張力は、ともに2.1倍になる。この値は、50m/s

避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に関する検討

表-10 最大作用張力とチェーン、ホーサーの許容張力

		作用張力 計算結果	変動風 割り増し	風 向 割り増し	波割り増し	最大期待 作用張力	切断試験荷重	安 全 率
		U = 50 m/s h = 15 m (ft)	係数: $k_w$	係数: $k_D$	係数: $k_H$	$T_R k_w k_D k_H$	(tf)	(許容張力)
ブ イ 泊 ホ ー サ ー φ137 mm, × 2 ブイ係留チェーン φ124 mm, 25 m	プリンセス おきなわ (lh=80m)	129.7	1.3	—	—	168.6	(ナイロン タフレ) 379	3.8
	飛 龍 3 (lh=110m)	85.0	1.3	—	—	110.5	× 2 = 758 × 1.5 = 569	(190tf) (150tf)
単 錨 泊 チ ェ ー ン φ56 mm, 275 m	プリンセス おきなわ	91.5	2.0	—	1.4	256.2	(第 3 種) 248	2.5 (99.2)
	飛 龍 3	105.1	2.0	—	1.4	294.3	(第 2 種) 174	(69.6)
双 錨 泊 φ56 mm, 275 m × 2	プリンセス おきなわ	115.2	1.5	1.9	1.4	459.6	アンカー 把 駐 力	
	飛 龍 3	126.8	1.5	1.9	1.4	505.9	軟 泥 8 $W_A^{1/3}$ 硬 泥 5 $W_A$ 砂 3 $W_A$ 平 岩 0.4 $W_A$	

の定常風を作用させたときの最大張力、91.5（‘ぶりんせすおきなわ’）、105（‘飛龍3’）tfより大きい。したがって、単錨泊時には、風の変動性によって、最大張力が非常に大きくなる。模型実験の場合にも、単錨泊時に変動性の強い風を作用させると、最大張力が、定常風の場合に比べて、1.1~1.2倍になっていたので、同様の結論を得ることができた。ただし、実験では、変動風のスペクトルの長周期側のエネルギーが低下していたので、2倍まで大きくならない。双錨泊の場合には、定常風の場合に比べて、変動風を作用させると、最大張力は、1.3~1.5倍に増加し、‘ぶりんせすおきなわ’および‘飛龍3’の場合にそれぞれ、115および109tfになる。50m/sの定常風を作用させた場合には、最大張力は、それぞれ、115および127tfであるから、40m/sを平均風速として、変動風を作用させると、その最大値は、50m/sの定常風を作用させた場合の結果とほぼ等しいといえる。すなわち、双錨泊の場合には、変動風速のほぼ最大値に近い風速を定常風として作用させることによって、最大張力を見積もることができる。双錨泊時に、単錨泊時と異なり風の変動性の影響が小さくなる理由としては、張力が作用していない側のチェーンが一種の拘束力になって、風の変動性によって船体の位置が変

動して張力が大きく変化するのを防いでいるためと思われる。

6.3 避泊条件の検討

以上の検討から、変動風は第2および第3ピークの大きさには大きく影響し、荷重の繰り返しによる係留システムと地盤との相互干渉などを検討するのであれば、詳しく検討されなければならないといえる。すなわち、チェーンに作用する繰り返し荷重は、アンカーを通してそのまま地盤に作用する。繰り返し周期が短くなると、地盤内には、周期的な応力の変動が伝わりアンカー周辺地盤の液状化現象等を起こして把駐力が著しく低減される可能性がある。ここでは、現在までに明らかになっていること、および現在装備できる備品を対象として避泊方法について検討する。

避泊する船舶が少なく、堤内地が広い場合には、避泊面積について強い制限をすることがないので、ここでは係留張力の最大値についてのみ検討する。泊地水深は、15mで一定で、船舶は、‘ぶりんせすおきなわ’および‘飛龍3’タイプの長距離外洋型フェリーである。風は変動風で、平均風速50m/s程度のものが作用するものとする。波は周期12sの多方向波が風に対して90°の方向から作用する。図-45の検討から、波向が90°のと

きに最も厳しい係留条件となる。有義波高は、港内であるために小さく、1mである。これまで検討してきたように、作用張力は波および風の変動性の影響を受けて定常風作用時の計算値より増加するので張力の割り増しが必要である。波の漂流力は考慮しなくてもよい。係留系の長さは最適長とする。すなわち、ブイ泊時のブイ係留チェーンは、型124mm、長さ25m、ホーサーとしては径135mmのナイロンホーサーを2本同時に1本のホーサーとして用いる。ホーサー長は‘ぶりんせすおきなわ’および‘飛龍3’の場合それぞれ80および110mである。ホーサーおよびブイ係留チェーンには、同じ張力が作用するものとする。単錨泊、双錨泊時には、型56mm、長さ275mのチェーンを1あるいは2本用いる。

風の変動性による張力の割り増し率としては、図-106を参考にブイ泊、単錨泊および双錨泊に対して割り増し率をそれぞれ1.3、2、1.5とする。風向は、時間につれて変化しているとする。ブイ泊および単錨泊時には風向の変化を考慮しなくてもよい。双錨泊時には風向が係留ラインと一致したときに大きな張力が作用するので、風向による張力の割り増し率を考慮する。その割り増し率を図-43を参考にして、1.9とする。最期に波による短周期成分の影響による張力の増大について、実験結果より検討する。図-41などを参考にすると、ブイ泊時には、波による張力の増大を考慮しなくてもよい。単錨泊および双錨泊時には、データにばらつきはあるものの、多方向波の場合ほぼ1.4を割り増し率とする事ができる。以上の結果をまとめ、割り増し係数をかけた計算結果を表-10に示す。

表-10に示すように、割り増し係数をかけた期待作用張力は錨泊の場合に非常に大きなものとなる。これらの張力が作用するものと考えて現在考えられる機装で耐えられるかどうかを検討する。表-10の右側に係留ラインの許容張力を示した。ホーサーは137mmナイロンタフレを対象としている。引っ張り強度試験結果によると、引っ張り強度は、1本当たり379tfである。合成繊維ホーサーの場合には、安全率を3.8として許容荷重を算定するように推奨されている。張力が2本のホーサーに均等にかかるものとする、引っ張り強度は、758tfとなり、許容荷重は199tfである。最大期待荷重は‘ぶりんせすおきなわ’の場合の168.6tfであり、許容値以下になる。ただし、2本のホーサーに均等に張力が作用するという保証はない。ローブに常に張力が作用し、弛緩する時がない場合には、均等にかかるものと判断してもよいが、何らかの支障が生じて完全に均等に作用しない場合があると仮定する。この場合、合成強度が1本のローブ張力

の何倍になるか定かではない。ここでは、1本あたりの引っ張り強度の、1.5倍しか引っ張り強度は増加しないものとする。このときは、ホーサー全体の引っ張り強度は569tfで、許容値は150tfとなり作用荷重より少し小さい。すなわち、137mmのホーサーを2本装備しておけば、今回の係留条件下で避泊が可能であるものの、ホーサーが絡まる等の支障が生じ二本のホーサーに不均等に荷重がかかった場合には、作用張力は許容値より少し大きくなることもあり注意を要する。現場においては、ホーサーおよび係留装置等の点検を行い、ホーサーに不均一な荷重が作用しないようチェックしておく必要がある。

ブイ係留チェーンについては、径124mmの第2種チェーンスタッド付きのものを考えれば、破断強度は、734tfになる。チェーンに付いては、破断強度の2.5倍以下の荷重が作用する範囲で使用するように推奨されている。124mmチェーンの場合には、許容値が294tfとなり、本係留条件で使用可能である。

次に錨泊時のブイ係留チェーンを検討する。径56mmのチェーンは第2種及び第3種スタッド付き鉄鋼製のものがあり、破断強度はそれぞれ、174および248tfである。チェーンは安全率2.5として使用するよう推奨されているので、許容荷重はそれぞれ、69.9および99.2tfとなる。最大作用張力は、単錨泊の場合でも、250tf以上で、作用張力は許容荷重以上になり本係留条件では錨泊する事ができない。本係留条件で錨泊するためには、チェーン張力だけを考えると、もっと径の大きいチェーンが要求される。たとえば、単錨泊時には、径102mmの第3種スタッド付きを用いると、破断荷重が746tfで、許容値が298tfとなり係留可能である。双錨泊の場合には、径111mmのスタッド付きを用いると、破断荷重および許容荷重は、それぞれ865および346tfとなり係留できる。しかし、径の大きいチェーンを錨泊用として備えるためには、チェーンの重量が現有の56mmのものに比べ3~4倍となり、チェーン巻き上げ器、甲板強度等の改良が必要になる。また通常の停泊時にも、従来より3倍以上の重さを持つチェーンを取り扱わねばならなくなり、業務に支障をきたす恐れがある。

錨泊時には、アンカーの把駐力も検討しておかなければならない。アンカー把駐力については、定量的に検討した資料が少なく、現在では、現場試験によって求められることが多い。‘けい船浮標、設計基準と標準設計(昭和40年 運輸省港湾技術研究所)’では、従来の試験値をもとに、アンカー把駐力および地鎖の水平力に対する抗力に付いて次のようにまとめている。



アンカー把駐力

軟 泥	$T_A = 8 W_A^{2/3}$	
硬 泥	$T_A = 5 W_A^{2/3}$	
砂	$T_A = 3 W_A$	
平 岩	$T_A = 0.4 W_A$	(69)

$T_A$  : アンカー把駐力 (tf)  
 $W_A$  : アンカーの水中重量 (ton)

地鎖の抗力

軟 泥	$t_c = 0.3 W_c^{2/3}$	
硬 泥	$t_c = 0.3 W_c^{2/3}$	
砂	$t_c = 0.25 W_c^{2/3}$	
平 岩	$t_c = 0.4 W_c$	(67)

$t_c$  : 地鎖 1m あたりの抗力 (tf)  
 $W_c$  : 地鎖 1 あたりの水中重量 (ton)

本研究で対象とした錨泊の条件では、錨泊チェーンは延びきってしまうので、地鎖による水平抗力は期待しにくい。まず、アンカーの重量による把駐力のみを検討する。海底の地質は、沖縄周辺ということを考慮すれば、砂あるいは平岩が相当する。ここでは、砂地盤を仮定する。アンカー把駐力はアンカー水中重量の3倍となる。現有アンカーの水中重量は、‘飛龍3’および‘ぶりんせすおきなわ’で約3.5および3.6tfであり、アンカー把駐力は高々、10.8tfにしかならない。チェーンが延びきらずに、一部が海底に横たわるものとする。海底面上に接しているチェーン長を200m、水中重量を59kgとすると、抗力は全体で7.58tfとなり、アンカー把駐力と加えても、全体としての把駐力は20tf足らずにしかならない。したがって、割り増し係数をかけない錨泊張力だけを検討しても、この係留条件では、走錨してしまうことになり非常に危険である。

破断荷重に対する考察で検討した径の太いチェーンについて考えてみる。単錨泊時に、径102mmのチェーンを使うものとする。チェーン重量は、約195kg/mである。海底面に接している長さを200mとすると、水平抗力は、16.8tfとなる。作用張力を、290tfとすると、走錨を防ぐために必要なアンカー重量は、90tonとなってしまう、通常の船舶で装備する事は不可能である。割り増し係数を考慮しない場合には、作用張力が105tfであるので、所用アンカー重量は29.4tonとなる。現有のものが数トンであることを考慮すると、30トン近いアンカーを装備することでも、非常に困難となる。したがって、本研究で考慮したような係留条件では、単錨泊および双錨泊は、走錨の危険があるので、避泊する事はできない。避泊方式としては、ホーサーを避泊ブイに取り付

けるブイ泊を主に考えるべきである。

7. 結 論

本研究では、沖縄県地方を航行する大型フェリーを対象として、ブイ泊および錨泊時における振れ回り運動の特性と係留張力について検討した。最初に、模型実験によって、波あるいは変動風を作用させた場合の係留張力および振れ回り運動の変化を調べた。そして、実験によって求めた風圧力係数を用いてフェリーの振れ回り運動の数値計算を行った。数値計算では、おもにホーサー長およびチェーン長を変化させて最適な係留ラインの長さについて調べた。最期に、模型実験および数値計算で得られた結果を元にフェリーを避泊するために必要な係留ラインおよびアンカーの把駐力について検討し、避泊可能性を議論した。

本研究において、求まった結論をまとめる。

(1) 係留張力および振れ回り運動の解析方法

1) 本係留実験において、波が作用しない場合には、デジタルデータのサンプリングタイムを0.1s(実機0.71s)とすれば正確に最大張力を測定できる。波が作用する場合には、サンプリング間隔をさらに細かくすることによってデータの最大値が大きくなる場合があるが、本サンプリングタイムの時には、最大で8%しか最大値は小さくならない。

2) 変動張力には、振れ回り運動による長周期変動成分と波による短周期変動成分が含まれる。実機換算で28.3秒間の移動平均を行うと、長周期と短周期の成分を分離することができる。しかし、波を作用させず、短周期変動成分の振幅が非常に小さいケースでも、衝撃的に最大張力が発生し、移動平均をかけたのちの最大値は生データの最大値より小さくなる。したがって、最大張力は、生データの最大値を用いればよい。

(2) 模型実験による係留張力と振れ回り運動の特性

1) 張力変動の時間波形は、タンカーの振れ回り運動時にみられるようなsin関数のような滑らかな変化を示さず複雑な波形を示す。フェリー船軸が風向に対して、左および右側に傾くことによって、張力の極大値は異なる。これは、フェリーが右舷側に昇降デッキを有して、左右非対象な船型をしているためである。

2) 昇降デッキのある右舷側から風が吹くときの方が張力は大きくなる。

3) 双錨泊時には、左舷および右舷側のチェーンに交互に張力が作用し、2本のチェーンに均等に張力が作用するわけではない。したがって、双錨泊も本質的には単錨泊と同じような係留となり、1本のチェーンの強度に

よって係留条件が定まる。

4) 波を作用させた場合、ブイ泊時のブイ係留チェーン張力の最大値が、波を作用させない場合より大きくなることはない。しかし、短周期の変動張力の振幅は大きくなる。短周期変動のスペクトルのピーク値を比較すると、波を作用させることによって、約3倍になる。ホーサー張力の最大値は、波を作用させることによって若干小さくなる。短周期変動成分の振幅も変化しない。

5) 単錨泊時に波を作用させると、最大作用張力は大きくなる。張力の短周期変動成分の振幅も増大し、スペクトル形のピーク周波数は波のピーク周波数と一致する。短周期変動成分のエネルギーは波のエネルギーが増加すると、それとともに増大する。

6) 錨泊時に多方向波の影響を検討したところ、最大張力は、一方向波を作用させた場合に比べてほぼ同じか若干小さくなった。ゆえに、最大張力は一方向波だけを作用させても検討できる。張力の短周期変動成分は、多方向波を作用させると、一方向波の場合より大きくなる傾向がみられた。

7) 変動風を作用させた場合を検討すると、錨泊時の最大張力は、定常風の場合に比べてほとんど変化しなかった。張力の短周期変動成分の振幅は大きくなる。ただし、単周期変動成分のピーク周波数は、変動風スペクトルのピーク周波数とずれており、波の場合に比べて影響度が小さいことがわかる。

8) ブイ泊の時のホーサー張力は、変動風を作用させても、最大値および短周期変動成分ともにほとんど変化せず、ホーサーのような伸びの大きい係留系では、風の変動性が大きく影響することがないことがわかる。

9) 波を作用させたときの最大張力の絶対値を検討すると、ブイ泊時には波の無い場合に比べても増加しない。錨泊時には、データのばらつきはあるものの、概ね1.1~1.4倍になる。

10) 双錨泊時に開き角の影響を調べたところ、開き角を変化させることによって、作用張力を小さくできることがわかった。しかし、船軸が初期の係留ラインと一致するときに、非常に大きな張力が発生し、現地において風向が変化することを考えると、危険な状態を含むことがわかった。

11) 風と波向の相対角が $90^\circ$ の時最も張力は大きくなり、このときが最も悪い係留条件となる

12) ブイ泊時には、ブイ係留用のアンカーチェーンとしてなるべく太いものを用いた方がよい。

13) 1/3有義張力はチェーン張力の場合、最大値の1/1.5程度である。1/3最大値と最大張力の比は、係留

条件によらずほぼ一定で、統計的に変動することはなく、本実験の最大張力を模型実験における代表値として使うことができる。

14) 振れ回り運動の軌跡を調べると、船首および重心とも、風向と平行な中心軸に対して左右非対称性を示し、昇降デッキの影響によって、右舷側と左舷側のどちらを風上に向けるかによって振れ回りの様子が異なる。

15) 振れ回り周期は、風速に比例して減少する。振れ回り幅は風速が変化してもほとんど変化しない。振れ回り幅は波および風の変動性の影響をほとんど受けず、変動風および波を作用させても、振れ回り幅は定常風の場合に比べてほとんど変化しない。

### (3) フェリーの風圧力係数

1) 船体の長軸および短軸方向をそれぞれ  $X$  および  $Y$  軸として、 $x$  軸および  $y$  軸方向の風圧力係数を実験で求めると、張力計の精度によって係数を求めることができる風向の有効範囲を定義することができた。この有効範囲内では、風圧力係数は、船軸と風との成す角を  $\phi$  とすると、 $\phi$  が正あるいは負によって値が変化する。

2) 実験で求めた風圧力係数を Isherwood の算定式と比較すると、一致しなかった。Isherwood の算定式で風圧力係数を推定できるのは、 $C_x$  の場合は風が船首方向から長軸と平行に吹いてくる場合で、 $C_y$  については、風が真横から吹いてくるときだけである。

3) 鈴木による岩井の改良式の考え方に従って、風圧力係数の実験式を求めると、風圧力の絶対値に対して係数を決めるので、全風向範囲で係数を求めることができる。実験結果から、フェリーに対する風圧力係数、風圧力作用方向および風圧力作用点を推定する実験式を提案することができ、この実験式を用いて、フェリーの風圧力を計算できるようになった。

### (4) フェリーの振れ回り運動に対する数値計算

1) 振れ回り運動の数値計算においては、横方向および旋回に対する流圧力係数を適切に定める必要がある。さらに、錨泊時には、チェーン取り付け点を船首より重心よりに変化させる係留力作用点係数  $C_m$  を導入した。横方向流圧力係数  $C_{vw}$  が大きくなると、最大張力は減少し、振れ回り周期はあまり変化しない。旋回方向流圧力係数  $C_{cr}$  が増加すると、振れ回り周期を大きく増加させることになる。係留力作用点係数  $C_m$  が増加すると、'飛龍3'単錨泊の場合は、最大張力および振れ回り周期ともに減少する。そのほかのケースでは一様に変化するわけではない。

2) 横方向流圧力係数  $C_{vw}$ 、旋回方向流圧力係数  $C_{cr}$  および係留力作用点係数  $C_m$  を適切に定めると、計算結

果と実験結果を一致させることができ、フェリーの場合にも振れ回り運動の計算によって、振れ回り運動の様子と係留張力の変動を求めることができる。計算された変動張力の最大値は実験値とよく一致した。さらに、時間変動波形も実験結果とよく一致し、精度のよい計算ができることがわかった。

3) 本係留条件では、吃水/水深比が小さいので、波漂流力は無視できる。吃水が深くなり、水深の半分以上になると無視できなくなり、波漂流力を考慮した計算を行う必要がある。浮体の反射率を0.4として波漂流力を考慮すると、最大張力が錨泊の場合45%、ブイ泊の場合20%増加することがある。

#### (5) フェリーの避泊可能性

1) 単錨泊時のチェーン長が変化しても、振れ回り周期および回頭角はほとんど変化しない。作用張力はチェーン長を長くしても著しく低下させることはできない。‘ぶりんせすおきなわ’の場合には、チェーン長による張力の変化はなかった。双錨泊の場合には、チェーン長が140mで短いと張力が非常に大きくなった。チェーン長が200m以上になると、張力は小さくなる。ただし、チェーン長を長くしてもそれほど変化しないので、チェーン長としては275m程度が適当である。

2) ブイ泊時のホーサー長が変化しても、振れ回り周期および回頭角はほとんど変化しない。ホーサー長が80m以上であれば、ホーサー長が長くなっても最大張力はあまり小さくならない場合もあり、ホーサー長としては80mが適当である。

3) ダーベンポート型のスペクトルを持つ変動風を作用させると、ブイ泊時のホーサー張力は変化しないが、単錨泊時の最大チェーン張力は、定常風と比べて、2倍程度に大きくなる。単錨泊時の作用する最大張力は、変動風速の最大値を定常風として作用させた場合の最大張力よりも大きい。したがって、単錨泊時には、変動風を考慮した検討をすべきである。双錨泊時には、変動風速の最大風速を定常風として作用させることによって最大張力を推定できる。

4) 最大風速50m/sとして、フェリーの避泊条件を検討したところ、ブイ泊時の最大作用張力は、定常風を用いた計算によって推定することができる。錨泊時の最大作用張力は、定常風を用いた計算結果に波の影響で生じる張力の短周期変動成分による割り増し係数をかけて求めなければならない。また、錨泊については、風速の変動性による割り増し係数をかけておく必要がある。双錨泊時には、風向の変化による張力の割り増しを考慮する。

5) 4)の方法でもとめた最大張力が作用するとしたとき、ブイ泊であれば、径135mmのナイロンホーサーを2本平行して同時に使うことで、避泊可能になる。錨泊の場合には、最大張力は、現有錨泊チェーンの許容荷重より大きいので、チェーン径を太くする必要がある。しかし、チェーン径を太くしても、30t以上の大きなアンカーを使わないかぎり走錨してしまい、避泊できない。

## 8. あとがき

本研究では、ブイ泊および錨泊によって避泊されたフェリーの振れ回り運動と作用張力について模型実験と数値計算で検討を行った。その結果、フェリーの振れ回り運動の数値計算を精度よく行うためには、流圧力係数、風圧力係数および係留力作用点係数を適切に定めておかなければならないことがわかった。これらの係数は、船型によって異なる。フェリーの場合、本研究で対象としたフェリーのどちらかに船型が似ているものが多く、今回求めた係数をそのまま当てはめることが可能である。しかし、近年、近海航路の需要が高まるにつれて新型船の建造が進んでおり、従来の船型を改良した船も多くみられるようになっている。そのような新型船を避泊する場合には、新たに風圧力および流圧力係数を設定しなければならない必要が出てくる。したがって、今後は、船型を考慮することによって、流圧力および風圧力係数を計算できるような手法を開発する必要がある。そのためには、流れの中に構造物をおいたときに発生する渦に対する考察も必要になるものと思われる。

本研究で対称とした避泊条件では、太いナイロンロープをホーサーとするブイ泊によって避泊可能であることがわかった。しかし、実際の避泊ブイの設計に当たっては、さらに厳しい海象条件での避泊が要求されるものと思われる。また、小型フェリーの避泊においては、ボラードの強度等の関係から、今回提案したような太いナイロンホーサーを装備することが困難である。したがって、ホーサー張力を大きく低減するような係留手法を今後開発していく必要がある。その一例としては、張力低減型ブイの開発、ホーサー取り付け点への緩衝材の挿入などが考えられ、錨泊時の衝撃張力の低減とともに今後の研究課題となりうる。

本研究は、当初、港内避泊技術調査の一環として沖縄総合事務局からの依頼で始めたものである。事務局からは、研究の全期間にわたって、避泊船の概要、避泊条件

等について資料の提供と、御助言を賜った。また、フェリー模型の製作に当たっては、'飛龍3'については、現在同船を運行する有村産業㈱並びに同船を建造した福岡造船㈱に資料を提供していただいた。'ぶりんせすおきなわ'については、琉球海運㈱並びに尾道造船㈱から資料を提供していただいた。

チェーンの伸び率、錨泊時のカテナリー計算については、三菱重工工業長崎研究所池上国広氏よりご指導頂いた。

最期に、当所水工部高山知司波浪研究室長には、研究当初から懇切にご指導頂いた。また波浪研究室池田研究官には、実験データの解析に御助力を賜るとともに、数値計算の実行時に御支援を頂いた。上記の皆様ならびに関係者の方々に、ここに、深く謝意を表する次第である。

(1991年3月31日受付)

### 参 考 文 献

- Aghamohammadi, F. and J. M. T. Thompsson (1990) : An experimental study of the large amplitude fishtailing instabilities of a tanker at a single point mooring, *Applied Ocean Research*, Vol.12, No.1, pp. 25-33.
- Halliwell A. R. and R. E. Harris : A parametric experimental study of low-frequency motions of single point mooring systems in waves, *Applied Ocean Research*, Vol.10, No.2, pp. 74-86, 1988
- Isherwood, R. M. : Wind Resistance of Merchant Ships, *Bulliten of the Royal Institute of Naval Architects*, pp.327-338, 1972
- Jefferys E. R. (1987) : Directional seas should be ergodic, *Applied Ocean Research*, Vol.9, No.4, pp.186-191.
- Maruo H. (1960) : The drift of a body floating on waves, *Journal of Ship Research*, Vol.4, No.3, pp.1-10.
- Mituyasu, H. et al (1975) : Observation of the directional spectrum of ocean waves using a cloverleaf buoy, *J. of Phy. Oceanography*, Vol.5, No.4, pp.750-760.
- Mynett A. E., J. Bosma, J. A. Keuning and J. Gerritsma (1988) : Laboratory Simulation of Ship Motions in Directional Seas, *BOSS '88*, pp.755-772.
- Takayama T. and T. Hiraishi (1989) : Reproducibility of Directional Random Waves in Laboratory Wave Simulation, *Rep. of Port and Harbour Res. Inst.*, Vol.28, No.4, pp. 3-24.
- Wilson B. W. (1967) : Elastic characteristics of moorings, *J. of Waterways and Harbors Division*, Vol.3, No. WW4, pp.27-56.
- 伊藤喜行・千葉 繁 (1972) : 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, Vol.11, No.2, pp.137-166.
- 岩井 聡・矢島澄夫 (1961) : 繫泊船に働く風圧について, 日本航海学会第26回講演会, pp.86-93.
- 上田 茂・白石 悟 (1981) : カテナリー理論による最適係留鎖の選定法および計算図表, 港湾技研資料, No.379, 55p.
- 上田 茂, 板生孝司 (1987) : 箱型浮体に作用する波浪流力の実験的考察, 港湾技研資料, No.597, 24p.
- 運輸省港湾局 (1984) : 浮体工法開発調査ワーキンググループ報告書 (部内資料), pp.508-557.
- 沖縄総合事務局開発建設部港湾計画課 (1988) : 港内避泊技術調査報告書, 237p.
- 小保方 準 (1987) : 一点係留システムの基本計画手法について (その1) - 振れ回り運動の安定判別式を用いた初期計画 -, 日本造船学会論文集, 第161号, pp.183-195.
- 清宮 理 (1980) : 海上風の性質とそれによる (矩) 形浮体の動揺解析, 港湾技術研究所報告, Vol.19, No.2, pp.115-167.
- 合田良実・鈴木康正 (1975) : 光易が多方向スペクトルによる不規則波の屈折・回折計算, 港湾技研資料, No.230, 45p.
- 合田良実 (1982) : 港湾構造物の耐波設計, 鹿島出版会, p.145.
- 佐尾邦久・沼田敏晴・菊野 敏 (1987) : 一点係留システムの解析法 (その1) {基礎方程式とSALMタイプの運動}, 日本造船学会論文集, 第162号, pp.257-266.
- 鈴木康正・諸石一幸 (1981) : 風と波の中におけるブイと係留船舶の応答, 第28回海岸工学講演会論文集, pp.145-151.
- 鈴木康正, 諸石一幸 (1982) : ブイ係留船舶の荒天時の振れ回り運動, 港湾技術研究所報告, Vol.21, No.2, pp.107-150.
- 善 功企・山崎浩之・渡辺 篤 (1987) : 海底地盤の波浪による液状化および高密度化, 港湾技術研究所報告, Vol.26, No.4, pp.125-180.
- 高山知司・永井紀彦・合田良実 (1984) : サーベント型造波装置の制御方式と造波特性, 港湾技研資料, No.509, 30p.
- 高山知司, 平石哲也, 永井紀彦, 古川正美 (1984) : 一点係留ブイにチェーンで係留された船舶の振れ回り運動の特性, 港湾技研資料, No.508, 28p. 1984
- 高山知司・平石哲也・古川正美・佐尾邦久・立野信一郎 (1985) : 一点係留ブイと係索張力に関する現地観測, 港湾技研資料, No.542, 38p.
- 高山知司・平石哲也・古川正美・佐尾邦久・奥野直哉 (1986) : SALM型ブイ係留タンカーの避泊実験, 海洋開発論文集, Vol.2, pp.169-174.
- 高山知司・平石哲也 (1987) : サーベント型造波機による発生波の特性に関する実験, 港湾技術研究所報告, Vol.26, No.3, pp.37-83.
- 高山知司・池田直太 (1991) : 多方向不規則波を用いた波浪変形模型実験, 港湾技術研究所報告, Vol.30, No.1, pp.20-50.
- 高谷富也・北村泰寿・桜井春輔 (1987) : 多段式支圧型アースアンカーの動的変位挙動について, 舞鶴高専紀要, No.22.

- 竹沢誠二・小林顕太郎 (1989) : 方向スペクトル波中における海洋構造物の応答 (その2 非線形応答), 日本造船学会論文集, 第166号, pp.139-150.
- 永井康平 (1972) : 不規則な海の波の屈折および回折の計算, 港湾技術研究所報告, Vol.11, No.2, pp.47-119.
- 沼田敏晴・菊野 敏・佐尾邦久 (1988) : 一点係留システムの解析法 (その2) {周波数領域での応答特性}, 日本造船学会論文集, 第163号, pp.244-251.
- 橋本 進 (1949) : 黒汐丸の振り回りと錨鎖張力, 航海訓練所調査時報第1号
- 橋本典明 (1987) : ベイズ型モデルを用いた方向スペクトルの推定, 港湾技術研究所報告, Vol.26, No.2, pp.97-125.
- 平石哲也 (1990) : カナダ造波装置探訪記, 埋立と浚渫, No.156, pp.30-38.
- 藤井照久・橋本進・大木直広・松原昭一・岡辺光邦・古荘雅生・新井康夫 (1980) : 錨泊中の実船の振り回り軌跡について, 日本航海学会論文集, 62号, pp.145-151.
- 間瀬 肇・酒井哲朗・西村喜弘・前野賀彦 (1989) : 多孔質弾性対理論による防波堤に作用するよう圧力および周辺地盤内の変動間隙水圧の解析, 土木学会論文集 第411号 (II-12), pp.
- 元良誠三 (1959) : 船体運動に対する付加質量及び付加慣性モーメントについて, -その1, 旋回に対する関する付加慣性モーメント-, 造船協会論文集 第105号, pp.83-92.
- 元良誠三 (1959) : 船体運動に対する付加質量及び付加慣性モーメントについて, -その2, 前後動に対する付加質量-, 造船協会論文集 第106号, pp.59-62.
- 元良誠三 (1959) : 船体運動に対する付加質量及び付加慣性モーメントについて, -その3, 左右動に対する付加質量-, 造船協会論文集 第106号, pp.63-68.

主要記号表

$a_i$	: 入射波の振幅	$B_{yy}$	: $y$ 方向減衰力係数
$a_T$	: 透過波の振幅	$B_{zz}$	: 減衰モーメント係数
$a_s$	: 船首-重心距離	$C_0 \sim C_5$	: $C_N N$ に関する Isherwood の係数
$a_n$	: $n$ 番目の成分波の振幅	$C$	: 側面投影部の面積重心から船首までの長さ
$A$	: チェーンリンク断面積	$C_{CR}$	: 旋回に対する方向流圧力係数
$A_T$	: 水面上船体正面投影面積	$C_N N$	: 重心回りモーメントに関する風圧力係数
$A_L$	: 水面上船体側面投影面積	$C_m$	: 係留力作用点係数
$A_{SL}$	: 水面下船体側面投影面積	$C_{vw}$	: 横方向流圧力係数
$A_{SS}$	: 上部工側面投影面積	$C_w$	: 風圧力係数
$A_0 \sim A_5$	: $C_x$ に関する Isherwood の係数	$C_x$	: 船体長軸方向風圧力係数
$b$	: 造波板の幅	$C_y$	: 船体短軸方向風圧力係数
$b_w$	: 風荷重作用点の重心からの距離	$d_s$	: 吃水
$B$	: 船 幅	$E$	: 弾性係数
$B_0 \sim B_5$	: $C_y$ に関する Isherwood の係数	$f_n$	: $n$ 番目の周波数
$B_{xx}$	: $x$ 方向減衰力係数	$f_p$	: ピーク周波数
		$F_u(f)$	: 風の変動成分の周波数スペクトル
		$F_x$	: 風荷重の $X$ 方向成分
		$F_y$	: 風荷重の $Y$ 方向成分
		$g$	: 重力加速度
		$G(f/\theta)$	: 方向関数
		$h$	: 水深
		$h_w$	: 風速測定点の水面上の高さ
		$H_{1/3}$	: 有義波高
		$I_i$	: 船体の重心を通る鉛直軸まわりの慣性モーメント
		$J_{zz}$	: 付加慣性モーメント
		$K_n$	: $n$ 番目の成分波の波数
		$K_{fr}$	: $U_{10}$ を用いて定義した表面摩擦係数
		$K_R$	: 波の反射率
		$l_c$	: チェーンの長さ
		$l_h$	: ホーサー長
		$L_{pp}$	: 垂線間長
		$L_s$	: 船体長 (船首-船尾)
		$m_w$	: 気層の安定度を示す修正係数
		$M$	: 側面投影部中に含まれるマスト, キングポストなどの種類の数
		$M_s$	: 船体質量
		$M_{xx}$	: 船体の長軸方向付加質量
		$M_{yy}$	: 船体の短軸方向付加質量
		$M_z$	: 風荷重による船体重心まわりのモーメント
		$N$	: 周波数分割数
		$P_D$	: 波の漂流力
		$P_x, P_y, P_z$	: 船体固定座標系における船体にかかる力の成分

$P_x, P_y, P_z$ : 空間固定座標系における船体に作用する力の成分	$\zeta (t, l)$ : 多方向不規則波造波装置の $l$ 番目の造波板の変位
$P_w$ : 風荷重の合力	$\theta_m$ : $m$ 番目の成分波の波向
$q$ : 風荷重作用方向に関する指数パラメータ	$\theta'$ : 双錨泊における開き角
$Q$ : 係留力作用点	$\theta_R$ : 係留ラインと風向の成す角
$Q_0$ : 1 周期平均係留力作用点	$\theta_c$ : チェーン接線の水平からの傾き
$S$ : 方向集中度を表す指数	$\rho_a$ : 空気の密度
$S_C$ : チェーンの立ち上がり部分の長さ	$\rho_w$ : 水の密度
$S_{max}$ : 方向集中度パラメータ	$\phi$ : 船体長軸と $x$ 軸の成す角
$S (f)$ : 周波数スペクトル	$\phi_{cr}$ : 合成相対流速の方向
$t_c$ : 地鎖 1 m あたりの抗力	$\phi$ : 回頭角
$T$ : 振れ回り周期	$\phi$ : 船軸と風向の相対角 (風向後数測定時)
$T_A$ : アンカーの把駐力	$\phi_{wr}$ : 船軸と風向の相対角
$T_R$ : 作用張力	$\phi_w$ : 風荷重作用方向
$T_{Rmax}$ : 最大作用張力	
$(T_R)_{long}$ : 張力の長周期変動成分	
$(T_R)_{short}$ : 張力の短周期変動成分	
$T_{R1/3}$ : 有義張力	
$T_{1/3}$ : 有義波周期	
$T_1 \sim T_4$ : 風圧力実験における係留索張力	
$u$ : 風速の変動成分	
$U$ : 風速	
$U_w$ : 船体固定座標に対する相対風速	
$U_{10}$ : 基準高度 10 m における平均風速 (m/s)	
$V_{xr}$ : $x$ 軸方向相対流速	
$V_{yr}$ : $y$ 軸方向相対流速	
$V_{\phi r}$ : 船体の回転による相対流速	
$w$ : チェーンの単位長さ当たり水中重量	
$w_c$ : 地鎖 1 m あたりの水中重量	
$w_A$ : アンカーの水中重量	
$x, y, z$ : 船体固定座標系	
$X, Y, Z$ : 空間固定座標系	
$X_a, Y_a$ : 船首の $x$ および $y$ 座標	
$X_A$ : 振れ回り幅	
$X_D$ : $= 1200 f / U_{10}$	
$Z$ : 高度	
$\alpha_w$ : 平均風速の鉛直分布のべき指数	
$\beta$ : 波と風の相対角	
$\beta'$ : 双錨泊における波と風の相対角	
$\delta$ : 送風機整流板の水平からの傾き角	
$\Delta k_y$ : 浅水影響係数	
$\epsilon_n$ : $n$ 番目の成分波の位相	
$\omega_n$ : $n$ 番目の成分波の角周波数	
$\zeta (t)$ : 造波板の時間 $t$ における変位	

付 録

船体調整方法

模型船における重錘による吃水および重心の調整法を示す。

(1) 付図-1に示すように船体の座標系を定める。 $x$ ,  $y$ 軸は、重心を原点として、互いに直行する水平軸で、 $y$ 軸が船首と重心を通る船体の長軸と一致する。 $z$ 軸は、重心  $G_0$  を原点として、鉛直上方を正とする。まず、船体の吃水を現地と相似になるように模型船に記入する。

(2) 船体を水中に浮かべ、(1)で定められた吃水線に水面がくるように、船体内部に重錘を入れる。これにより、船体重量が実機と相似される。また吃水を水平にすることにより、重心の  $x$  および  $y$  座標が実機と等しくなる。以上の調整によって、船体重量、重心の  $x$  および  $y$  座標が相似される。次に重心の  $z$  座標と  $x$  軸まわり（ピッチング）の慣性モーメントを調整するために、付録写真-1に示すようなブランコを用いる。

(3) 重錘の位置を(2)と同じにして、船体模型をブランコに載せ、水平になるようにおく。これによって、船の重心をブランコの支点の真下に置くことになる。

(4) 重錘の水平位置は変えずに高さを変えて、船体の

重心の船底からの高さを所定の値に合わせる。このとき、質量既知の重錘をブランコ上の適当な位置に載せ、そのときのブランコの傾き角を測定することによって、重心高さを求めることができる。付図-2は、重錘を載せたときにブランコが傾く状態を示したものである。重心高さ  $\overline{KG}_M$  は次式で求められる。

$$\overline{KG}_M = l - \frac{1}{Mg} \left[ M_s g \left\{ \frac{y_0}{\tan \theta} - (l - z_B) \right\} - M_b g \overline{OG} \right] \quad (1)$$

ここで、

- $l$  : ブランコの支点から船体底面までの距離 (0.8m)
- $z_B$  : 船体底面から重錘までの鉛直きまり
- $g$  : 重力加速度 (9.8m/s)
- $M$  : 船体の全質量
- $M_b$  : ブランコの質量 (55.756kg)
- $m_s$  : ブランコ上に載せた重錘の質量
- $y_0$  : ブランコ中心軸から重錘までの水平距離
- $\theta$  : 重錘を載せたことによるブランコの傾き角
- $\overline{OG}$  : ブランコの支点  $O$  からブランコ重心までの距離 (0.5643m)

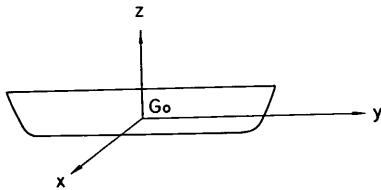
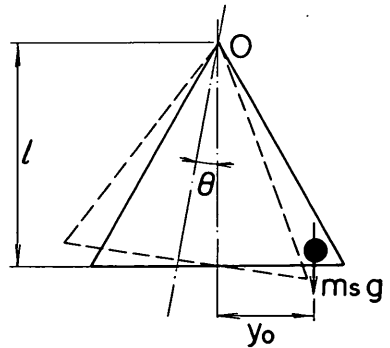
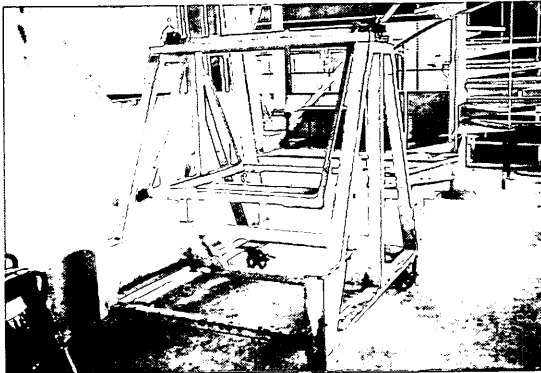


図-1 船体の座標系



付図-2 ブランコの傾斜状況



付録写真-1 重心調整用ブランコ

付表-1に本模型船を調整したときの重心重さ等のデータをまとめている。

(5) ブランコを自由振動させて周期を測定する。船体内の各重錘の  $y$  軸方向の位置を帰ることによって、目標とするピッチングに対応する慣性モーメント  $I_x$  を相似させるようにする。このとき、船体の重心回りの慣性モーメント  $I_x$  は、次式で計算できる。

$$I_x = I' - I_B - M_B (l - \overline{KG}_M)^2 \quad (2)$$

付表-1 模 型 船 の 調 整

		飛 龍 3	ぶりんせすおきなわ
船 体 吃 水	$d_s$	10.96 cm	10.68 cm
重水を含む模型船重量	$M$	54.76 kg	49.61 kg
船体底面から重錘までの距離*	$z_B$	32.6 cm	33.5 cm
重水を載せたことによる ブランコの傾き角*	$\theta$	10.25 °	9.15 °
ブランコ中心軸から 重錘までの水平距離*	$y_0$	126.0 cm	113.4 cm
船底から船体の重心までの高さ	$\overline{KG_M}$	16.95 cm	12.51 cm
ブランコの支点からブランコと船体を 合わせた全体の重心までの距離	$\overline{OG'}$	59.4 cm	61.6 cm
自 由 振 動 周 期	$T$	2.07 s	2.06 s
船体とブランコ全体の慣性モーメント	$I'$	69.972 kgm <sup>2</sup>	73.903 kgm <sup>2</sup>
船体の重心まわりの慣性モーメント	$I_x$	17.821 kgm <sup>2</sup>	18.456 kgm <sup>2</sup>
ブランコ支点から船体表面までの距離	$l$	80 cm	
ブランコの支点まわりの 慣性モーメント	$I_B$	45.86 kgm <sup>2</sup>	
ブランコの質量	$M_B$	55.756 kg	
重水の質量	$m_s$	10 kg	
ブランコの支点 - 重心距離	$\overline{OG_0}$	56.43 cm	

\* 測定例であり、実際には数回測定して平均値を用いた。

ここで、 $I'$  はブランコ支点まわりの船体とブランコ全体の慣性モーメントとて次式で計算できる。

$$I' = \frac{I}{4\pi^2} (M_B + M) g \overline{OG'} T^2 \quad (3)$$

$\overline{OG'}$  は、ブランコ支点 O からブランコと船体を合わせた全体の重心までの距離で、次式によって求められる。

$$\overline{OG'} = \frac{M_B \overline{OG} + M (l - \overline{KG_M})}{M + M_B} \quad (4)$$

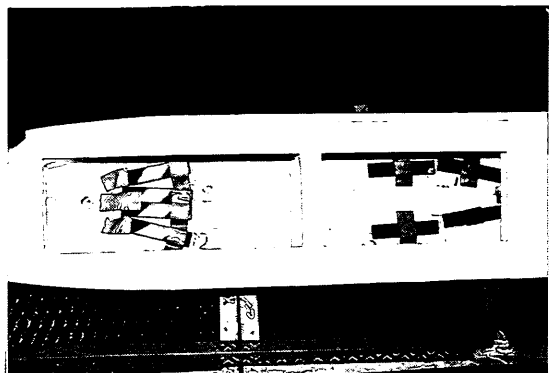
(6) 再び、船体を水に浮かべ、ローリングの自由振動をさせて固有周期を測定する。重錘の y 座標と高さを変えずに、x 座標だけを考えて、ローリングの固有周期を所定の値に合わせる。このブランコを用いた場合、ブ

ランコの幅が短いため、ブランコの幅に船長が納まらない。そのため、水中で、ローリングの自由振動をさせる。この場合は、ローリングの固有周期から直ちにローリングの慣性モーメント  $I_x$  を計算することはできない。なぜならば、水中で、船体を振動させる場合、見かけ上の慣性モーメントは、本来の慣性モーメントと付加慣性モーメントの和として現れるからである。ヨーイングに対応する慣性モーメントは、調整の方法がないため、正確には相似できないが、船体は、通常長軸の長さが短軸の長さや船の高さに比べて相当長いので、ヨーイングの慣性モーメントはピッチングの慣性モーメントとほぼ一致する。

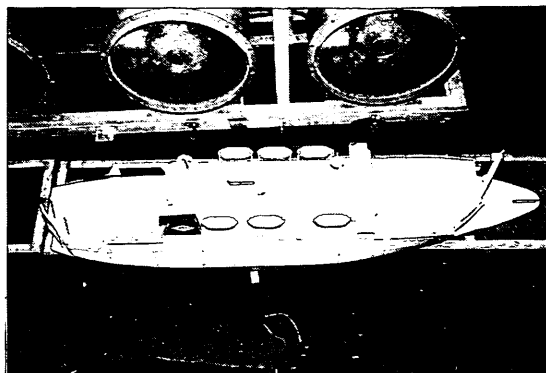
付録写真-2 は、船体内部の重錘の配置状況を示したものである。付録写真-3 は調整を終えた模型船の外観を示したものである。



避泊フェリーの係留張力と振り回り運動に関する検討



付録写真-2 船体内部の重錘配置状況



付録写真-3 調整した模型船