

# 波浪中における構造応答と疲労解析

矢後清和\*、大川豊\*、斉藤昌勝\*\*

## At-Sea Experiment of a Floating Offshore Structure Dynamic Response and Fatigue Analysis of an Offshore Structure in Waves

by

Kiyokazu YAGO\*, Yutaka OHKAWA\*  
and Masakatsu SAITO\*\*

### Abstract

Recently some concepts of very large floating structures have been proposed for one of applications such as floating airports and floating cities. Most of such large structures are supported by a large number of columns piercing the free surface. Therefore the fatigue analysis and the hydrodynamic interaction between multiple columns are important considerations for this kind of structures in waves.

At-sea experiment using prototype model named "POSEIDON" had been carried out for inspections of various elemental technologies concerning the construction of such very large structures from 1986 to 1990 at the coast of the Japan Sea. The POSEIDON is a semisubmersible offshore structure with 12 legs that was built as a part model of a huge structure. In this experiment, strains induced by waves have been measured at 12 points of main structural members which are related to the fatigue strength while there have been various other measuring items.

This paper describes the effects of the hydrodynamic interaction between multiple legs on structural responses in waves and that of some factors on the estimation of the fatigue life of the structural members.

Hydrodynamic forces acting on the structure have been estimated by the three dimensional source distribution method taking the interactions into account. Further the results of hydrodynamic calculations were applied to the structural analysis. Structural response functions were solved in the frequency domain by F.E.M.

The effect of the hydrodynamic interaction against structural responses was confirmed by comparison of predicted results with experimental data. Both the spectral method and the discrete method were used in order to analyze the fatigue life of structural members. Particularly, the wave directional function was taken into account in the spectral method.

From the results of studies described above, we may conclude that the hydrodynamic interaction and wave spectrum shapes dependent on frequency and directional functions respectively influence considerably on the prediction of the fatigue life.

### 目次

- |                                |                            |
|--------------------------------|----------------------------|
| 1. はじめに                        | 3. 1. 3 推定結果               |
| 2. 実験構造物の概要                    | 3. 2 応答関数の推定               |
| 2. 1 実験構造物の構造                  | 3. 2. 1 計算法                |
| 2. 2 主要部材の歪計測                  | 3. 2. 2 水槽試験による検証          |
| 3. 波浪周波数応答関数の推定                | 3. 2. 3 実海域実験データによる検証      |
| 3. 1 波浪外力の推定                   | (1) 応答スペクトルによる比較           |
| 3. 1. 1 浮体間の相互干渉<br>を考慮した外力の計算 | (2) 高周波数領域における応答<br>と固有値解析 |
| 3. 1. 2 水槽試験による検証              | 4. 疲労強度解析                  |
|                                | 4. 1 疲労強度設計法の概要            |
|                                | (1) 頻度分布法                  |
|                                | (2) スペクトル法                 |

4. 2 設計時における疲労強度解析
  4. 2. 1 設計波浪
  4. 2. 2 検討部位と疲労設計線図
  4. 2. 3 構造応答の計算
  4. 2. 4 疲労強度の推定
4. 3 実測データから推定した疲労強度
  4. 3. 1 定時計測データと連続データの比較
  4. 3. 2 設計値と実測値の比較
4. 4 線形理論による疲労強度の検討
  4. 4. 1 スペクトル法による推定
  4. 4. 2 応力レベルの頻度分布
  4. 4. 3 応力の繰返し数
  4. 4. 4 流体力学的相互干渉の効果
  4. 4. 5 波スペクトル提案式と疲労被害
  4. 4. 6 波浪の方向分散性の影響
5. おわりに

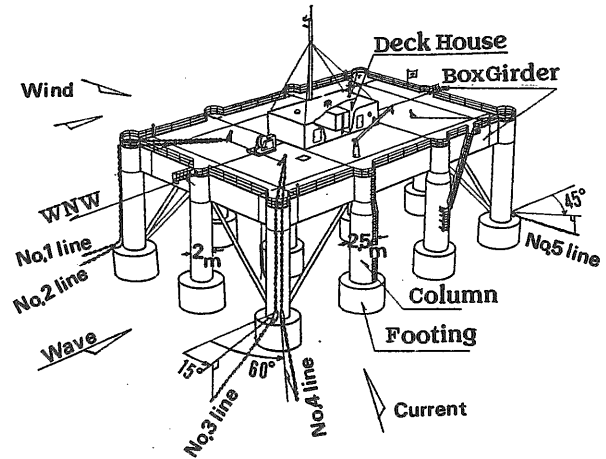


Fig.2.1 Schematic profile of POSEIDON.

## 1. はじめに

波浪外力により浮遊式海洋構造物に生ずる応力の評価は構造設計上極めて重要な要素の1つである。

POSEIDON号の設計においては、最大応力および疲労強度の評価が行われた。特に、この種の海洋構造物は細長部材で構成され多くの接合点を有する事から、疲労強度について十分な検討をする事が重要である。今回の実海域実験では約4年間の実験期間を通じ、ほぼ連続して主要部材の公称応力を計測する事が出来た。本論文では、実測されたデータの解析に基く疲労強度と設計時に予測された強度を比べ、設計手法の評価を行う。また、線形重ね合わせに基く確率線形応答理論を用いて短期海象中での応答を推定し、流体力の相互干渉効果、波浪の方向分散性、波スペクトルの形状、波向の出現確率などの要因が疲労被害の推定にどのように関わりを持つか検証する。

## 2. 実験構造物の概要

### 2.1 実験構造物の構造

海洋空間の有効利用を目指し、将来建造されるであろう浮体式海洋構造物は、長さ数kmにおよぶ長大なものである。実験構造物POSEIDON号(以下P号と略称)は、こうした長大構造物の一部を切りだした部分構造物という位置付けで建造された半潜水式海洋構造物である。スケールは、想定される部分構造物の約1/3である。実験構造物はFig. 2. 1に示すように、等間隔に配置された12本のフーティング型浮体が上部構造を支持する形式を有している。Table. 2. 1に実験構造物の主要目を示す。この中で、1/40Modelとあるのは、後述する水槽試験用縮尺模型の主要目である。上部構造は支持浮体の損傷など、万一の事故に際しても十分な浮力を確保できるように周囲をBoxガードで囲み、その内側に支持浮体を受け持つI型ガードを配置する構造になっている(Fig. 2. 2参照)。

Table.2.1 Principal dimension of POSEIDON.

ITEMS	Full Scale	1/40Model
Length overall	34.0m	85.0 cm ( 34.0m)
Breadth overall	24.0m	60.0 cm ( 24.0m)
Height of main structure	13.5m	31.5 cm ( 12.6m)
Draft	5.5m	13.75cm ( 5.5m)
Distance between columns	10.0m	25.0 cm ( 10.0m)
Column diameter(8columns)	2.0m	5.0 cm ( 2.0m)
(4columns)	2.5m	6.25cm ( 2.5m)
Column height	8.5m	15.25cm ( 6.1m)
Footing diameter	4.0m	10.0 cm ( 4.0m)
Footing height	2.5m	6.25cm ( 2.5m)
Displacement( $\Delta$ )	514.6m <sup>3</sup>	7985cm <sup>3</sup> (511.0m <sup>3</sup> )
Height of C.G(KG)	6.43m	12.45cm ( 4.98m)
Height of C.B(KB)	2.01m	5.03cm ( 2.01m)
Metacentric height		
Transverse (Gmt)	1.60m	7.75cm ( 3.10m)
Longitudinal(GMl)	5.03m	16.33cm ( 6.53m)
Radius of Giration		
Roll (kxx)	10.06m	24.18cm ( 9.67m)
Pitch (kyy)	13.34m	33.03cm ( 13.21m)

( )内の値は実機換算値を示す。

また、係留力を受け持つ4隅の支持浮体にはブレースが取り付けられている。

主要部材の部材性能をTable. 2. 2に示す。また、使用鋼材の機械的特性値をTable. 2. 3に示す。

係留は冬期の季節風による風向、波向を考慮し、構造物の長手方向中心線が西北西を向くよう、波上側4条、波下側2条の鉄鎖を配して弛緩係留している。Table. 2. 3は海象の穏やかな時にダイバーにより実測された係留鎖の初期角度を示している。本論文中、構造応答計算等に用いる係留特性はこのデータを基準にしている。

Table 2.2 Structural properties of Elements.

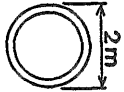


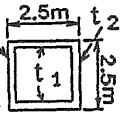
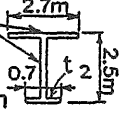
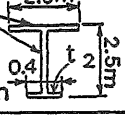
Element	Element Shape	Measured Point	Strain Type	Element Properties			
				Sectional Area $A_x$ (cm <sup>2</sup> )	Shear Area $A_y$ (cm <sup>2</sup> )	2nd Moment of Inertia $I_z$ (cm <sup>4</sup> )	Sectional Modulus $S_z$ (cm <sup>3</sup> )
Column	 t = 10mm	1, 2, 4	Bend	625	313	$3.09 \times 10^6$	30948
		3	Axial				
	 t = 10mm	—	—	782	391	$6.06 \times 10^6$	48501
Brace	 t = 6.4mm	9, 10	Axial	80	40	$1.61 \times 10^6$	792
Box-girder	 t <sub>1</sub> = 8 mm t <sub>2</sub> = 6 mm	7	Bend	700	300	$7.85 \times 10^6$	62421
		8	Shear				
I-girder	 t <sub>1</sub> = 8 mm t <sub>2</sub> = 12 mm	6, 12	Bend	500	200	$5.22 \times 10^6$	32747
		 t <sub>1</sub> = 8 mm t <sub>2</sub> = 12 mm	5, 11	Bend	456	200	$4.19 \times 10^6$

Table 2.3 Mechanical properties of Materials.

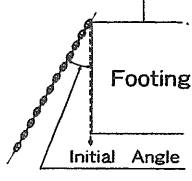
規格	級別	化学成分%					降伏点 kgf/mm <sup>2</sup>	引張強さ kgf/mm <sup>2</sup>	伸び %	適用部位	
		C	Mn	Si	P	S					
NK	軟鋼	KA	≦0.23	≧2.5C	≦0.35	≦0.040	≦0.040	≧24	41~50	≧16	全体
		KD	≦0.21	≧0.60	≦0.35	≦0.040	≦0.040				コラム接合部
JIS G3440	炭素鋼管 STKM14A	≦0.30	≧0.30	0.35~ 1.00	≦0.040	≦0.040	≧25	≧42	縦 ≧25 横 ≧20	ブレース等	

Table.2.3 Mooring conditions.

Line No.	1	2	3	4	5	6
Initial Tension(ton)	2.48	2.72	2.66	2.60	3.68	3.68
Initial Angle(deg.)	15	19	18	17	30	30

Mooring Chain	
Type;	JIS F3303(welded stud chain, class3)
Diameter=	50mm(nominal)
Weight	=47.6kg/m (in water)
Length	
Length	= 253m / 1 line



## 2. 2 主要部材の歪計測

Fig. 2.2に主要部材の歪を計測した位置を示す。計測箇所は、各点とも応力集中部から十分な距離をおき、公称応力が計測できる位置を選んでいる。計測に用いる歪計として、密閉式歪計<sup>1)</sup>を採用した。実船実験等では一般に、所謂、歪ゲージが広く用いられているが、歪ゲージは耐環境性の面で長期計測における耐久性に不安があるため使用を避けた。歪計は各計測点毎に2台ずつ配置し、それぞれの出力の和または差を計測する事により、軸歪、曲げ歪、せん断歪のいずれかを選定し計測した。これら計測点毎の計測モードについてはTable. 2.2中に示す。

データ収録は、通常1日4回6時間毎に行う定時計測が主である。1回の計測時間は2048秒、サンプリング周期は0.5秒である。他に台風接近時など荒天時に連続的に行う臨時計測がある。この場合のサンプリング周期は1秒である。臨時計測中は定時計測が行えないが、解析時に定時計測に相当する時間部分を抜き出し、定時計測と同様な解析を行っている。

以降扱われる実海域実験実測データは、主に定時計測により得られたデータを統計解析、スペクトル解析した結果である。

定時計測の問題の1つは不連続性である。このため、定時計測から連続的な現象を予測する場合に根拠となるデータを得る必要があり、特定の計測項目を対象にヒストグラムレコーダーによる計測を行った。ヒストグラムレコーダーは、応力などの連続した時系列信号をレインフロー法、振幅法などによりリアルタイムに解析し、解析された応力レベル等の頻度を、累積記録する装置である。計測期間中の応力振幅の頻度分布の累積値が得られる。

## 3. 波浪周波数応答関数の推定

### 3. 1 流体力の推定

構造応答を推定するためには流体力を精度良く推定する必要がある。P号は多数のフーティングにより支持されている事から、流体力について支持浮体間の相互干渉効果を考慮する必要があると考えられる。本章では、相

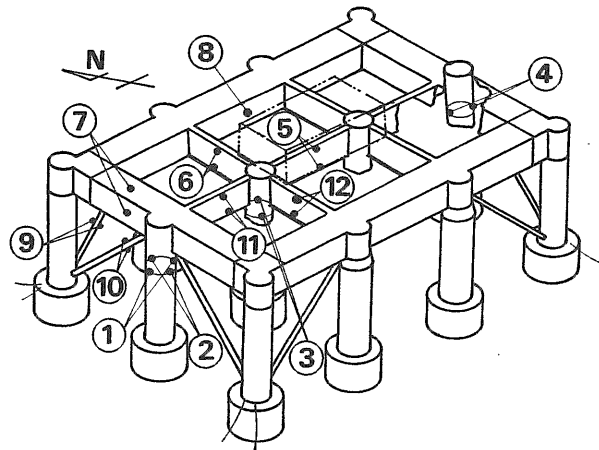


Fig.2.2 Structure of POSEIDON and Location of Strain sensors.

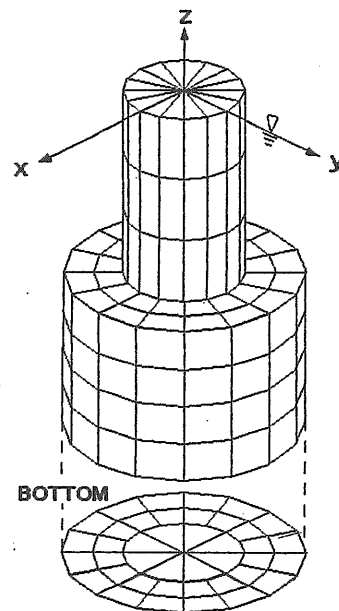


Fig.3.1 Element division of a Footing.

互干渉の効果を理論計算と水槽模型試験により検証する。

### 3. 1. 1 浮体間の相互干渉を考慮した流体力の計算

P号における支持浮体間の流体力学的相互干渉効果を調べるため、12本の支持浮体を含む全体について、線形ポテンシャル理論にもとづく3次元特異点分布法を用い、波強制力および流体力(付加質量、造波減衰力)を計算した。Fig. 3.1に計算時の1本あたりの要素分割を示す。要素数は1本あたり184要素、全体では2208要素である。要素数は、使用した計算機および計算プログラムで計算可能な上限である。要素の大きさは主に波長と関係して計算精度に影響すると考えられ、特に、高い

周波数領域では問題となると考えられるが、今回、この点に関する詳細な検討は行っていない。また、ブレースは計算では考慮されていない。

支持浮体間の相互干渉の効果は、支持浮体単独での計算値と比較する事により検討する。

### 3. 1. 2 水槽試験による検証

計算結果を検証するため、当所の海洋構造物試験水槽を用い波強制力試験を実施した。供試模型の縮尺は実機の1/40である。実機の没水部にはブレースがあり、また、フーティングには生物付着があるが、これらは模型では考慮されていない。模型の材質は発泡スチロールで、表面に合成樹脂塗料を多層塗布することにより、発泡スチロール特有の表面粗度を除去している。

実験計測の概要図をFig. 3.2に示す。模型は全体として水平になるよう設置し、波との出会い角は $180^\circ$  (縦波)とした。波強制力の計測は4本の支持浮体上部に小型2分力計(日章電機 LM-2207)を取り付け、前後力、上下力を計測した。

計算の結果によれば、波強制力係数は比較的高い周波数領域において高い応答を示す傾向にある。よって、実験時の入射波の周波数は、実機相当0.05~0.40Hzの範囲とした。計算では0.7Hz程度の周波数までの計算が可能

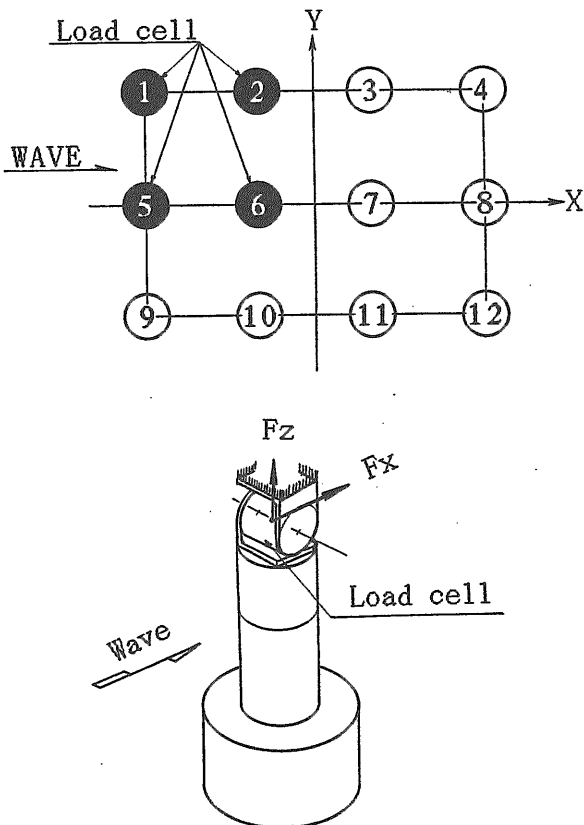


Fig.3.2 Set up of Wave exciting force test and Coordinate system.

であるが、実験では水槽の造波能力の限界により0.4Hzまでとした。粘性の影響を少なくするため、波高は低く抑え、実機換算約0.8mと一定とした。

### 3. 1. 3 推定結果

Fig. 3.3に流体力(付加質量、造波減衰力)の計算結果を示す。支持浮体単独の結果と比較すると、相互干渉効果が現れている事がわかる。減衰力についてその効果が顕著である。Fig. 3.4に波強制力試験と計算結果の比

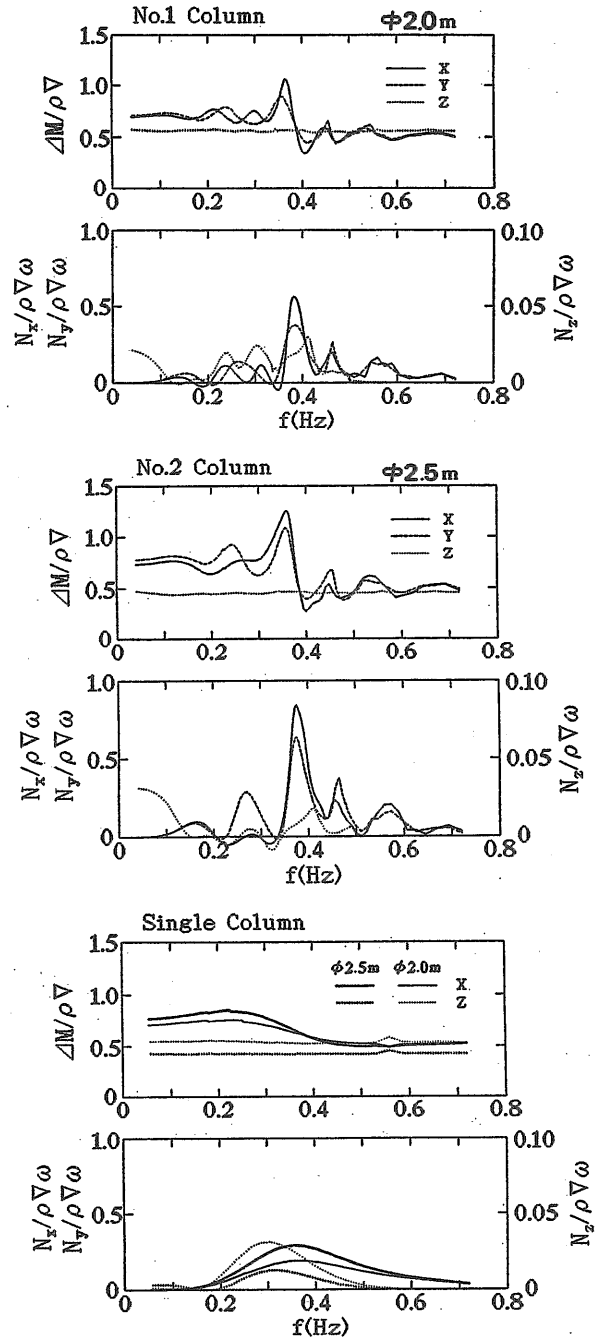


Fig.3.3 Examples of Fluid dynamic coefficient.

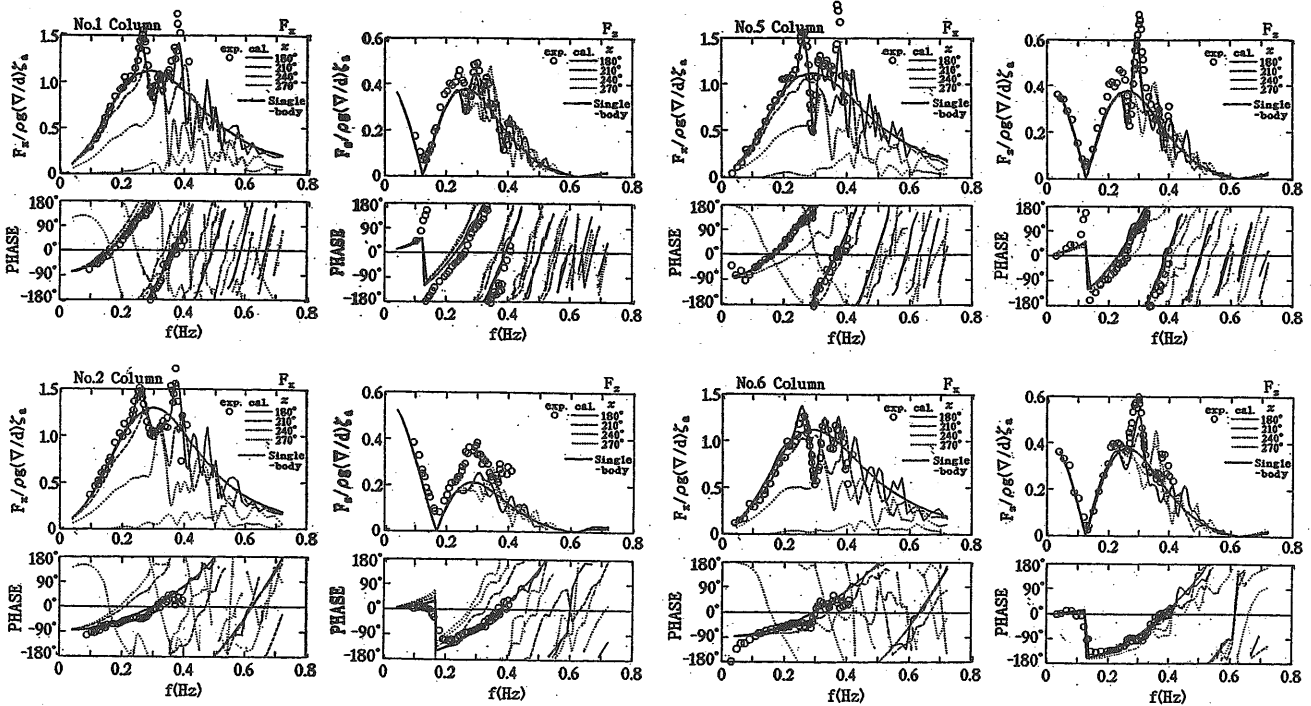


Fig.3.4 Examples of Wave exciting force coefficient.

較を示す。図中、太実線は支持浮体単独の計算結果である。計算値と実験値は良い一致を示しており、0.2Hz前後から相互干渉の効果が顕著に現れて来る事がわかる。また、相互干渉を考慮した計算結果には横波中（出合い角270°）においても前後力が現れている。

実験計測上の問題の1つとして、浮体と検力計の取付軸のわずかなくずれが結果の精度に影響を与える事がわかった。上下力、前後力で応答特性および位相が異なるため、検力計の取付誤差による影響が大きかった。この影響は解析時に取り除く処理を施したが、実験値と計算値の誤差にはこの影響が若干残っていると考える。

以上の結果から、理論計算の精度がほぼ把握できた。構造応答計算に適用する外力は、上記の方法により推算できる事がわかった。

### 3.2 応答関数の推定

波浪に対する構造強度を検討する上で、構造の周波数応答関数を精度よく推定する事が重要である。本章では、マトリクス法を用いて周波数応答関数を計算し、その結果を水槽模型試験結果と比較し、計算の妥当性を検討する。次に、応答スペクトルの場で実海域実験データと比較し、推算法の検証を行う。また、P号の剛性が比較的高いため高い周波数において固有値を持つと考えられる事から、アナログ記録したデータを用い、高周波数範囲までのスペクトル解析を行い、高周波数範囲における応答の様子を調べる。

#### 3.2.1 計算法

3.1で示した流体力の推定結果を用い、波浪中における構造部材内力の周波数応答関数を推定する。

推定法として、構造物を3次元骨組み構造にモデル化し、マトリクス法を適用する方法が一般的に用いられている<sup>8) - 12)</sup>。本研究でもこの方法を用いる。計算モデルの概要をFig.3.5に示す。節点数は135、要素数は151である。

P号のように波長に比べ細長な部材で構成される構造物では、造波減衰力以外に粘性減衰力の影響が無視できないと考えられる。本計算では粘性減衰力を等価線形化して減衰項に加えている。なお、粘性減衰力は一般に波粒子速度と浮体速度との相対速度の自乗に比例すると仮定して扱われ、厳密には相互干渉による波浪の変形まで考慮しなければならないが、本計算では簡略化して入射波の位相のみを考慮する。粘性減衰係数は前後、左右方向1.0、上下方向2.0とした。この値は動揺計算において実測値との比較を行い、妥当性を検証したものである。

係留力は変位-張力特性を線形化し、3×3マトリクスの形にして復原項に加えている。ここでの係留特性は、Table.2.3に示したデータに基づき、流れ、風の影響の無い平穩時の状態を考えている。

#### 3.2.2 水槽試験による検証

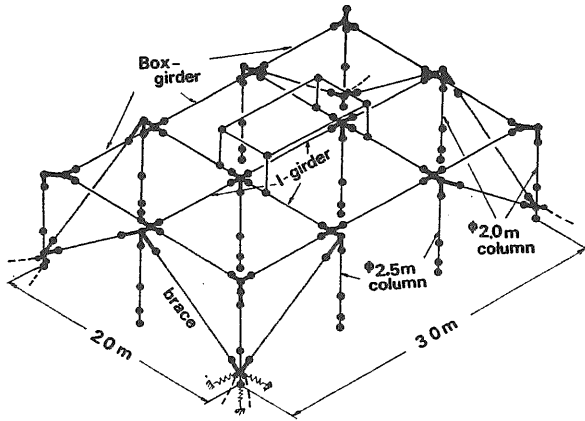


Fig.3.5 FEM model for Structural analysis.

構造応答の計算法の妥当性を検証するため、海洋構造物試験水槽において波浪中構造応答試験を実施した。供試模型は波強制力試験同様1/40縮尺模型を用いた。模型は構造的に Fig. 3. 5の数值計算モデルに出来るだけ忠実になるように骨組み構造とし、節点に相当する箇所外力および慣性力が作用する構造にした。但し、実機にはある、ブレース、計測室は取り付けしていない。Fig. 3. 6に模型支持浮体部の概念図を示す。模型の主要部材は、剛性が概ね (模型の EI) = (実機の EI) / (縮尺<sup>5</sup>)

となるよう選定した。模型の主要目を実機相当に換算し、実機と共に Table. 2. 1に示す。完成した模型の重心は実機に比べやや低くなっている。また、係留ラインには市販の装飾チェーンを用いたため、単位重量が実機相当のラインより約10%重いものとなっている。歪は部材表面に通常の歪ゲージを貼り計測した。歪は Fig. 3. 7に示す箇所において、カラム曲げ歪4点 (A~D)、I ガーダ曲げ歪4点 (a~d) を計測した。

波浪中構造応答試験時の入射波の出会い角は180°、波高は実機相当0.8mと一定とした。また、水深は実機相当41.6mである。

Fig. 3. 8に実験結果と計算結果の比較例を示す。計算には相互干渉を含む流体力を用いた。結果は実機相当の歪に換算して表している。係留点を持つフーティング (C点) で若干の相違が見られるものの、全体的に両者は良い一致を示しており、計算法の妥当性が確認出来たといえよう。係留点を持つフーティングの誤差は、主に模型試験における係留ラインの設置精度が低いため、計算で想定した係留特性と実験の係留特性が一致していない事に起因していると考えられる。また、応答としては小さいが、左右対象であるはずのc、d点のI ガーダの結果に若干の相違が見られる。これは、構造物の重量分布および係留ライン形状が対象でない事が原因である。計算でも実際に合わせて、これらの非対象性を考慮している。実験の周波数は限られた範囲ではあるが、計算結

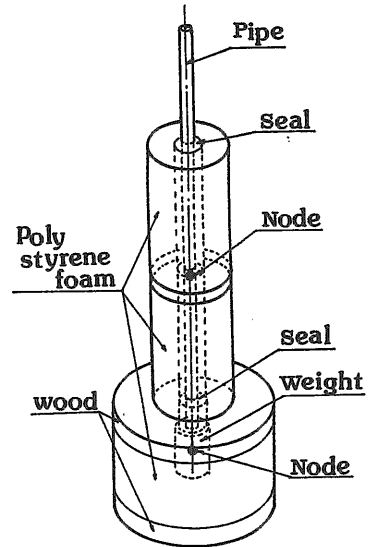


Fig.3.6 Structure of Footing model for Basin test.

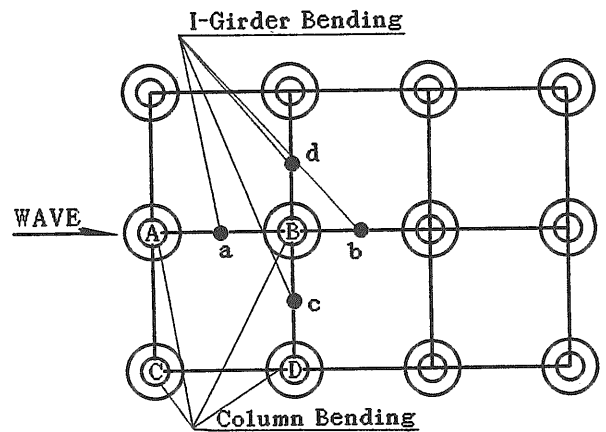


Fig.3.7 Measured points of Strain.

果と実験結果を比較すれば、応答関数の推定において、支持浮体間の流力的相互干渉効果を考慮する必要がある事がわかる。

### 3. 2. 3 実海域実験データによる検証

実海域実験で得られたデータは、不規則波中の応答であり、データ収録時間から短期海象データととらえる事が出来る。ここでは、線形重ね合わせ法を用いた時、構造応答をどの程度の精度で推定できるか調べるため、周波数応答関数について計算値と実測値とを比較する。

比較の対象となる実機の応答関数は3. 2. 1で示した方法により計算した。結果の代表例をFig. 3. 9に示す。計算は流体力に相互干渉効果を考慮した場合 (同図左) と相互干渉を無視した場合 (同図右) の2ケースについて示す。

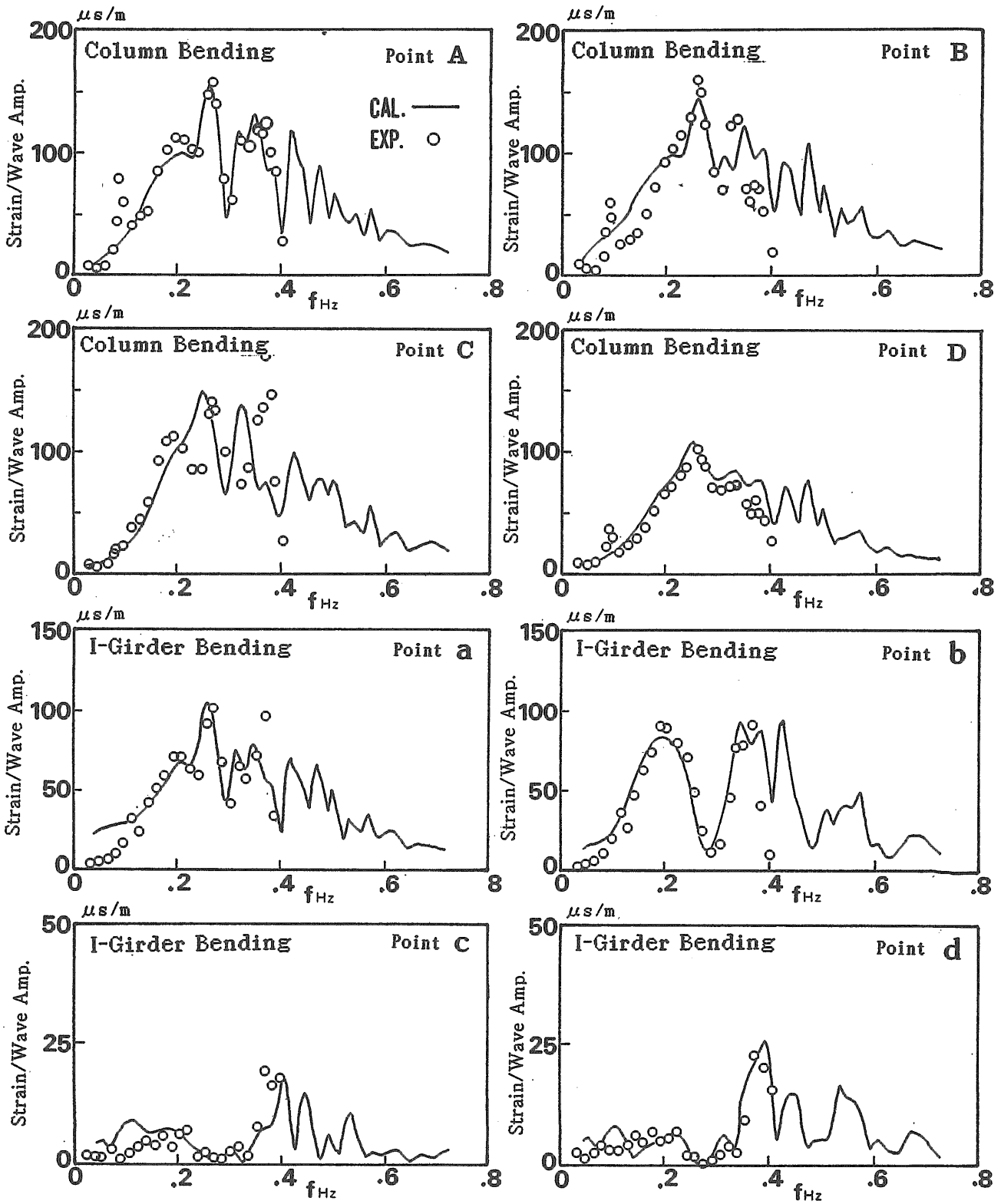


Fig.3.8 Comparison of Calculation and Basin test.



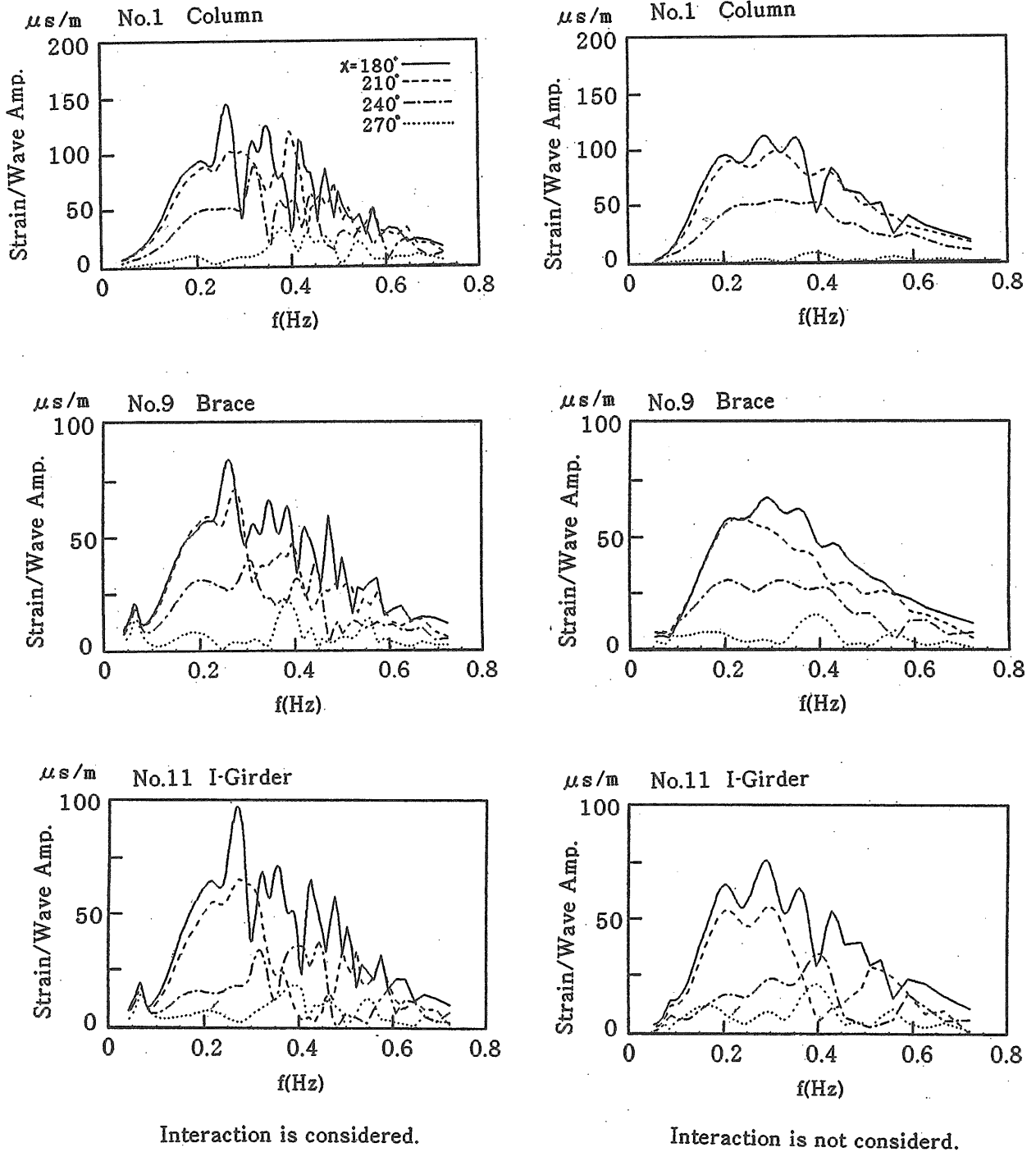


Fig.3.9 Response amplitude operator of Structure.

(1) 応答スペクトルによる比較

線形重ね合わせ理論により、波スペクトル、応答関数から応答スペクトルを推定する事ができる。すなわち、方向波中での応答スペクトルは(1)式のように表す事ができる。

$$G(\omega) = \int_{-\pi}^{\pi} |H(\omega, \chi)|^2 \cdot S_{\eta}(\omega) \cdot D(\omega, \chi) \cdot d\chi \quad \dots (1)$$

$G(\omega)$  : 応答スペクトル  
 $H(\omega, \chi)$  : 構造応答関数  
 $S\eta(\omega)$  : 波スペクトル  
 $D(\omega, \chi)$  : 方向分布関数  
 $\omega$  : 円周波数       $\chi$  : 波との出会い角

$G(\omega)$ 、 $S\eta(\omega)$ 、 $D(\omega, \chi)$ は実測値の解析によって与えられるから、求めたい $\chi$ の数だけの $H(\omega, \chi)$ を未知数とすれば(1)式を離散化し、次のような連立方程式が成り立つ。

$$G_1(\omega) = \sum_{i=1}^n |H(\omega, \chi_i)|^2 \cdot S\eta_1(\omega) \cdot D_1(\omega, \chi_i) \cdot \Delta\chi$$

$$G_2(\omega) = \sum_{i=1}^n |H(\omega, \chi_i)|^2 \cdot S\eta_2(\omega) \cdot D_2(\omega, \chi_i) \cdot \Delta\chi$$

$$G_n(\omega) = \sum_{i=1}^n |H(\omega, \chi_i)|^2 \cdot S\eta_n(\omega) \cdot D_n(\omega, \chi_i) \cdot \Delta\chi$$

..... (2)

連立方程式は未知数の数 $n$ だけの実測データがあれば理論的には成り立つが、実際に解を求めるとスペクトルの誤差等により、ばらつきを持った結果が得られる。このため出来るだけ多くの実測データを用い、最小自乗法により方程式を解く方法が有効である。ここでは110の実測データを用い $\chi = 180^\circ$ 、 $210^\circ$ の応答関数を求めた例をFig. 3.10に示す。図中、計算値は相互干渉効果を考慮した結果である。方向分布関数は簡略的に(3)式に示す光易の提案式を用いた。

$$D(\chi) = \frac{1}{\pi} 2^{2s-1} \frac{\Gamma^2(s+1)}{\Gamma(2s+1)} (\cos \frac{1}{2}\chi)^{2s} \dots (3)$$

式中の $S$ は波エネルギーの方向分布の集中度を表すパラメータであり、 $S$ の値が増加するにつれ、方向分布関数は指向性の強い鋭い形状となる。 $S$ は周波数の関数であり、 $S$ の最大値を $S_{max}$ で表す。 $S_{max}$ により $S$ を簡便に表現する式が、泉宮により提案されている((4)式)。ここでは、この提案式を用いる事にする。

$$S = \frac{S_{max}}{1 + 10 \cdot \{\log_e(f/f_p)\}^2} \dots (4)$$

$f$  : 周波数       $f_p$  : ピーク周波数

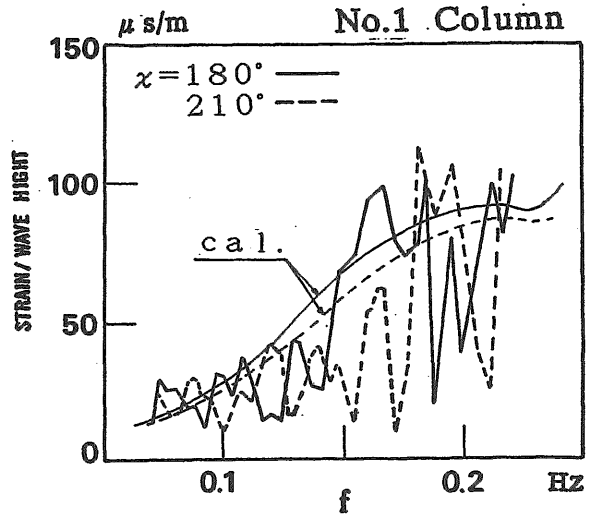


Fig.3.10 Response amplitude operator obtained from Directional wave spectrum and Response spectrum of Strain.

$S_{max}$ については、発達した風波では一般に $S_{max} = 10$ という値が用いられ、本実海域実験の波浪解析結果でも平均的に10とみなせる事から $S_{max} = 10$ とした。

図からわかるように、実測データから求められた応答関数は計算結果と傾向の一致は見られるが、周波数に対してばらつきの大きいものとなっている。この原因として、波のスペクトルのパワーと構造の応答スペクトルのパワーで有意な周波数範囲が異なっている事が考えられる。ちなみに動揺の応答関数を同じ手法で求めた場合、比較的精度のよい推定結果が得られている<sup>18)</sup>。これは、波と動揺では有意なスペクトルの範囲が比較的一致しているためと考えられる。

このように出合角毎の応答関数を推定する事は精度的に難しい。そこで、別の方法として、応答関数の計算値と実測された方向波スペクトルから、(1)式に従い出合角に対して積分した形で求めた応答スペクトルと、構造応答の実測値を解析して得た応答スペクトルを比較してみる事にする。

しかし、この方法では波の方向分散性を表現する事は出来ないため、新たに応答関数を(5)式のように表現する事にする。

$$\text{実測応答関数} = \sqrt{\text{応答スペクトル} / \text{1次元波スペクトル}} \dots (5)$$

Fig. 3.11に比較例を示す。比較対象として波力の影響を直接受け易いと考えられるNo.1点(カラムの縦曲げ歪)を選んだ。実測データは波の主方向が $\chi = 180^\circ$ 付近のものの中から有義波周期の異なる2例を選んでい

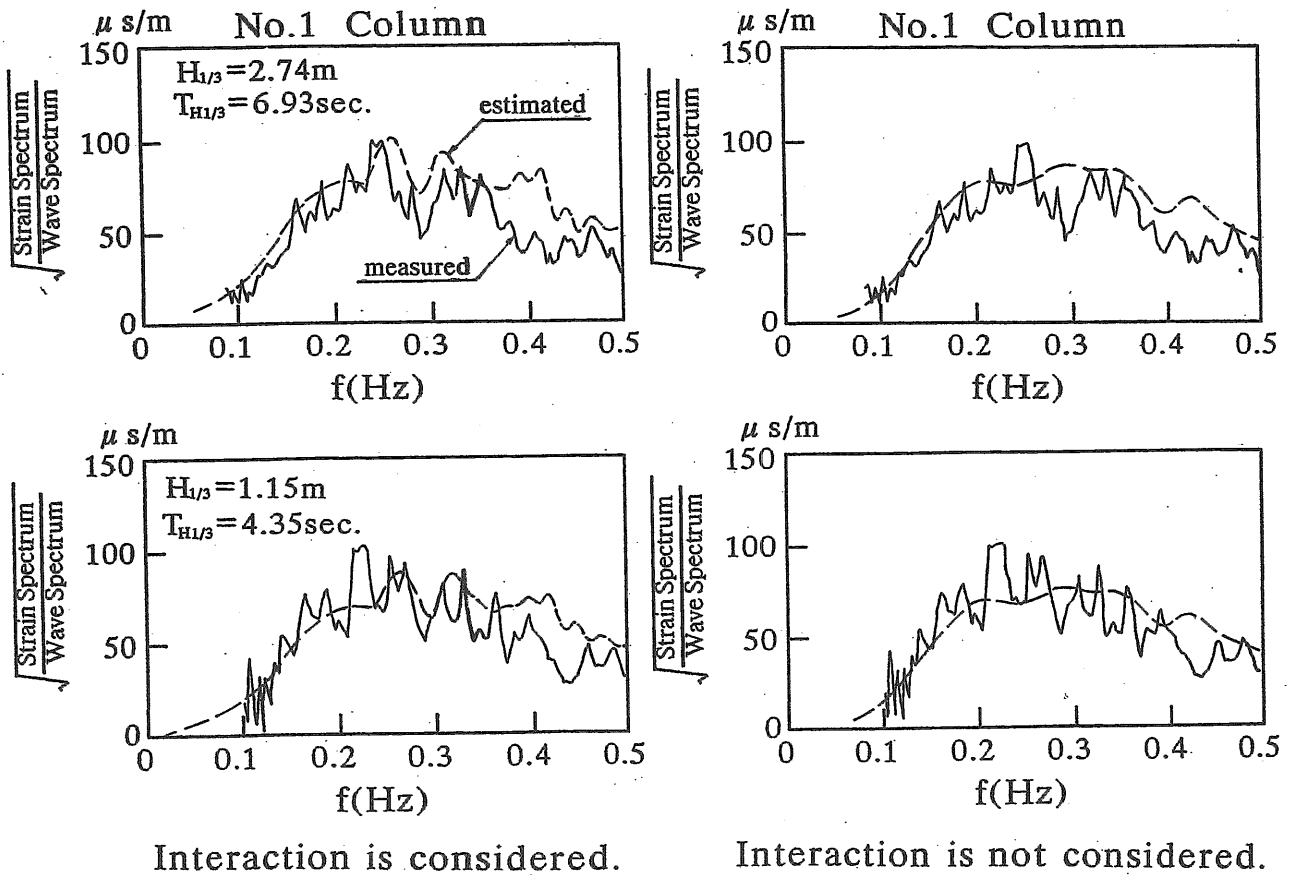


Fig.3.11 Comparison of Strain response amplitude operators in Directional wave.

る。また、実海域では風、流れの影響により浮体の定常位置が変化し、それに伴って係留特性が変化し応答に影響する。今回の計算ではこの点を考慮していないため、実測データには風、流れの影響の小さいものを選んでい。結果を見ると相互干渉効果を考慮した推算結果は実測値の変化と良く対応した結果を示し、相互干渉を無視した推算結果は比較的緩やかに変化し、実測値に見られる細かな変化を示していない事がわかる。この傾向は海象条件の異なる他の多くのケースでみられる。この事から、応答関数の推定にあたって、相互干渉効果を無視しえない事が、実海域実験データからも検証できたといえる。

(2) 高周波数領域における応答と固有値解析

Fig. 3. 11の例でもわかるように構造応答は波スペクトルのパワーが小さい高周波数領域でも比較的大きな値を示す。この事は、線形重ね合わせ理論により応答スペクトルを求め、標準偏差を推定する場合などにおいては、応答関数をどの程度の周波数範囲まで計算しておく必要があるか問題となる。

そこで、アナログデータレコーダー（周波数特性DC ~ 30 Hz）で収録した波と構造応答の記録をスペクトル解析し、上記の問題について検討した。

ここで用いるアナログデータは、パソコンとデータレコーダを組み合わせた計測システムにより収録されたデータである。このシステムは、パソコンで時々刻々の海象を解析し、計測期間中における最大有義波高時のアナログデータを自動収録する。通常、1~2週間に一度、データ回収を行うため、この間における最大有義波高時のデータが収集出来る。アナログデータの計測時間は約5時間である。チャンネル数は14で波、風の自然環境データその他、構造関係の計測項目としてカラム曲げ歪（No. 1点）のデータが計測されている。

波とカラム曲げ歪のデータを、10Hzの周期でサンプリングしスペクトル解析を行った。解析法にはBT法を用いた。1解析のデータ数は32768（約55分）、Lag数は2048とした。Fig. 3. 12に解析結果の代表例を示す。上から波スペクトル、歪の応答スペクトル、(5)式で定義した実測応答関数である。この図から、応答関数について1.9Hz付近と2.8Hz付近に大きいピークが現れている事

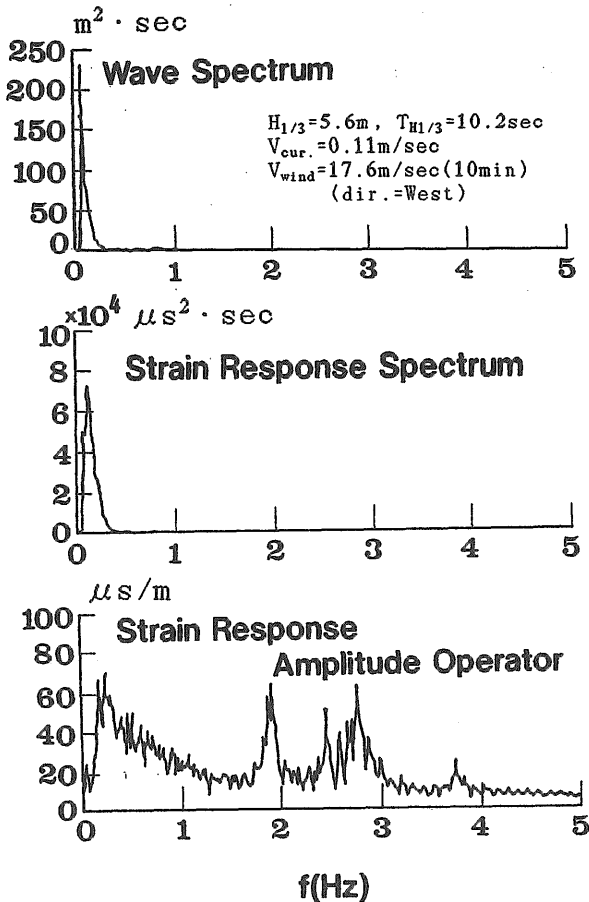


Fig.3.12 Result of Spectral analysis of Analogue data.

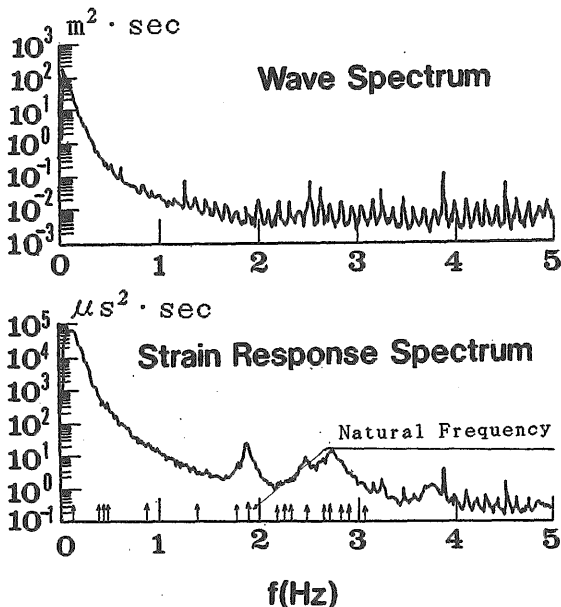


Fig.3.13 Result of Spectral analysis of Analogue data (log scale).

がわかる。しかし、波、歪のスペクトルをみると、この付近のパワーは小さく顕著なピークは見られない。そこで、同じ結果をFig. 3. 13に logスケールで表してみる。こうすると歪の応答スペクトルの 1. 9Hz、2. 8Hz付近にピークが存在する事がわかる。図中の矢印は実機構造物を骨組み構造にモデル化し、固有値解析した結果であり、1. 9Hz付近のピークや 2~3 Hz付近に多くの固有値が存在する傾向と良く一致している。なお、2. 5Hzに存在するピークはエイリアシングの影響によるものである。固有値解析には汎用構造解析プログラム S A P 4 を使用し、構造モデルは Fig. 3. 5 のモデルを若干簡略化して用いている。以上の結果から応答スペクトルが小さくなる高周波数範囲においても、応答関数は全体的に大きな値を示す事がわかる。この事から、応答スペクトルを積分して標準偏差を求める場合、応答スペクトルのパワーがどの範囲まで有意な値を持つか判断して積分範囲を決める必要があるといえる。このため、波スペクトルおよび応答関数の特性を把握しておく必要があるが、この問題は 4 章中で検討する事とする。今回の結果から判断すれば 0. 6Hz 付近までの応答関数が推定できていれば実用上は問題ないといえる。

#### 4. 疲労強度解析

これまでに考察してきた波浪中構造応答の推算結果を疲労強度解析に適用する事を考える。

P 号の様に細長部材を溶接した構造では波浪による繰り返し外力を受けるため、特に接合部の疲労強度についての検討が重要となる。本章では疲労強度解析の概要について述べるとともに、実際に P 号の設計においてどのような方法で疲労寿命予測が行われたか紹介する。また、設計の結果と実海域実験で計測された応力の頻度分布から予測される疲労寿命について比較し設計時に採用された方法を評価する。さらに、いくつかの外力要因を取り上げ、それらが疲労強度にどのように影響するか考察する。

##### 4. 1 疲労強度設計法の概要

実際に使われている疲労設計法には種々の方法があるが、一般にはマイナーの仮説に基いた疲労設計線図 (S-N 線図) による方法が広く用いられている。ここでは、頻度分布法とスペクトル法をとりあげる。

###### (1) 頻度分布法

頻度分布法は船舶の疲労強度設計に広く用いられている方法であり、P 号の疲労強度設計でもこの手法が採用されている (設計の具体例は 4. 2 で概説する)。

頻度分布法は、まず、想定される再現期間の波高、周期等から波高超過出現確率を設定する。次に設定されたそれぞれの波浪に対して部材応力レベル (一般に公称応力の変動振幅) を計算し、変動幅をいくつかのブロックに分割する。各ブロックの応力発生頻度から応力レベル、

繰り返し数を累積してゆき、溶接継ぎ手部の局部強度解析などから求められる応力集中係数を乗じてホットスポットの応力レベルを求める。この結果を疲労設計線図に適用し、マイナーの仮説を用い(6)式により累積疲労被害度を求める。ここで $\eta$ は限界被害度で1以下でなければならない。各船級協会では、部材の重要度、スプラッシュゾーンなど部材の適用環境などにより区分し、推奨値を提案している。

$$\sum_{i=1}^{N_s} (n_i/N_i) < \eta \quad \dots (6)$$

- $n_i$  : 各応力レンジにおける繰り返し数
- $N_i$  : S/N線図で与えられる繰り返し数
- $N_s$  : 応力レンジのスライス数
- $\eta$  : 限界被害度 (< 1)

疲労設計線図は部材の接合形式などによりクラス分け

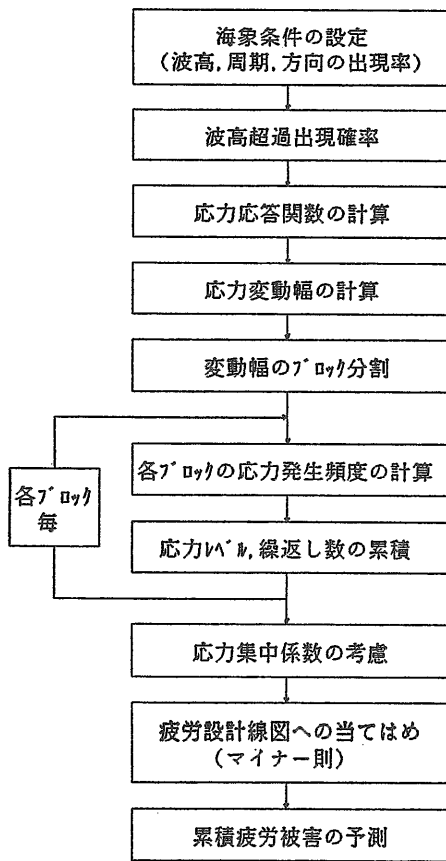


Fig.4.1 Flow chart of Discrete method.

がされ、部材の疲労試験データに基づく線図が各船級協会などから提案されている。

頻度分布法による疲労被害予測手順の流れ図をFig. 4.1に示す。

(2) スペクトル法

スペクトル法は線形重ね合わせ理論に基づき、波浪中の応力変動を確率論的に扱う手法である。

波浪は想定される再現期間中の波浪出現確率を用い、それぞれの波浪条件に対して設置海域等を考慮し、波スペクトルを仮定する。次に、構造応答計算で得られる応力の応答関数と波スペクトルから、線形重ね合わせ理論により3章の(1)式で示したように応力の応答スペクトルを求める。

狭帯域の仮定のもとに、応答スペクトルから応力の標準偏差が(7)式のように求められる。

$$\sigma^2 = \int_0^{\infty} G(\omega) \cdot d\omega \quad \dots (7)$$

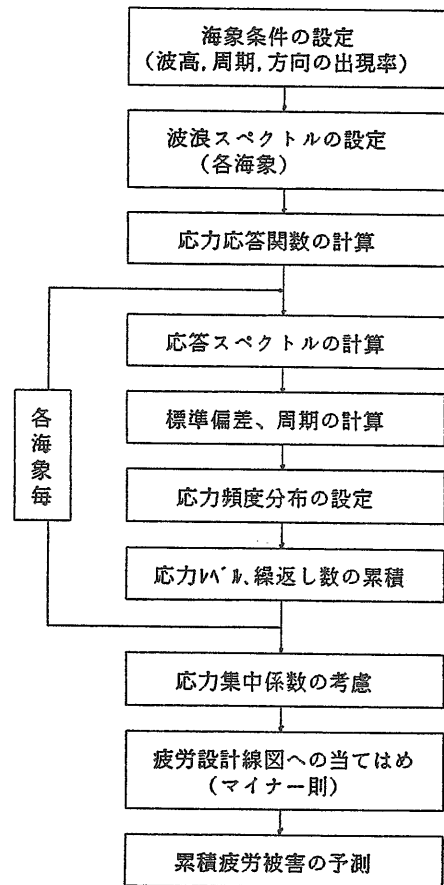


Fig.4.2 Flow chart of Spectral method.

また、平均繰り返し周波数は(9)式のスペクトルモーメントを用い、(8)式のように与える事が出来る。

$$\begin{aligned} T_{01} &= 2\pi(m_0/m_1) \\ T_{02} &= 2\pi\sqrt{m_0/m_2} \\ T_{24} &= 2\pi\sqrt{m_2/m_4} \end{aligned} \quad \dots (8)$$

$$m_n = \int_0^\infty \omega^n \cdot G(\omega) \cdot d\omega \quad \dots (9)$$

これらに加え、適当な応力分布が与えられれば、疲労設計線図を適用して累積疲労被害度を求める事が出来る。応力分布としては一般にレーレー分布が用いられ、応力変動振幅の確率密度関数 $p(x)$ は標準偏差 $\sigma$ を用い(10)式のように与えられる。

$$p(x) = \frac{x}{\sigma^2} \exp(-x^2/2\sigma^2) \quad \dots (10)$$

応力集中係数、限界被害度は頻度分布法の場合と同様に扱う。

スペクトル法による疲労被害予測手順の流れ図を Fig. 4.2 に示す。

#### 4.2 設計時における疲労強度解析

先に述べたようにP号の疲労強度設計には頻度分布法が用いられた。耐用年数は実験期間を考慮し5年が設定された。以下に実際に行われた疲労設計の概要を順を追って紹介する。

#### 4.2.1 設計波浪

波高分布は気象庁による山形県西田川郡「温海」の沖合い2.1km(水深45m)における1983年~1984年の観測値に基づき決定した。「温海」は、気象庁および港湾建設局を含めた波浪観測地点の内、実験海域に最も近い観測地点であり、P号設置地点の南西約5kmに位置する。

Fig. 4.3は観測結果から得られた有義波高の頻度分布である。波高に対する周期は1981年~1984年の観測結果に基づく有義波高と有義波周期の関係から平均的な値をとって仮定した。結果を Fig. 4.4 に示す。以上の結果から波高、周期および波力の繰り返し数を Table. 4.1 のように決定した。耐用年数5年間の日数は観測期間2年の値から、単純に2.5倍して用いている。

#### 4.2.2 検討部位と疲労設計線図

疲労強度を検討した部位は Fig. 4.5 に示すカラム接合部およびブレース接合部である。疲労設計線図は

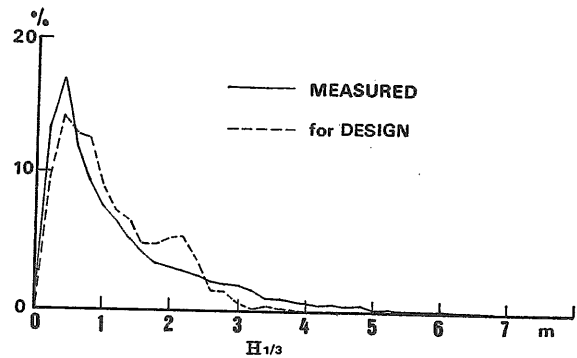


Fig.4.3 Distribution of Significant wave height.

class	有義波周期 SEC															total	
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14		15
8.0																	1
7.5																	2
7.0																	4
6.5																	7
6.0																	32
5.5																	51
5.0																	78
4.5																	133
4.0																	233
3.5																	341
3.0																	448
2.5																	576
2.0																	954
1.5																	1554
1.0																	1792
0.5																	1792
0.0																	6206
total	7	266	733	1050	1409	1156	948	428	173	29	7						

Fig.4.4 Comparison of Wave data between Measured period and Used value for Design.

Table.4.1 Appearance days of Waves for 5 years.

	H1/3 (m)	H (m)	T (sec)	日数 '83+'84	日数 5年間
No. 1	0.1~0.7	0.4	4.0	110+155	662.5
No. 2	0.7~1.3	1.0	4.8	107+ 93	500.0
No. 3	1.3~1.9	1.6	5.5	65+ 53	295.0
No. 4	1.9~2.5	2.2	6.3	55+ 49	260.0
No. 5	2.5~3.1	2.8	7.0	16+ 9	62.5
No. 6	3.1~3.7	3.4	7.7	8+ 7	37.5
No. 7	3.7~4.5	4.0	8.3	4+ 0	10.0

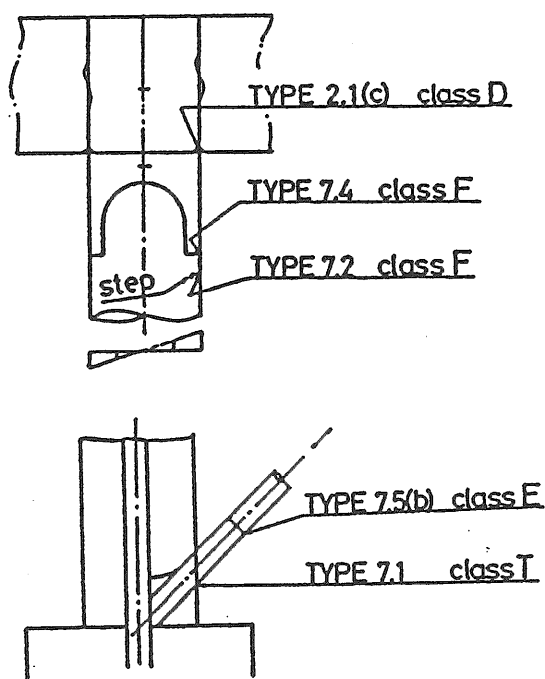


Fig.4.5 Details of Joint part and Class of S-N curve.

Department of Energy "Offshore installations : Guidance on design and construction , 1984"<sup>30)</sup> 提案のものを用いている。この疲労設計線図は部材の溶接形状を考慮して、いくつものタイプに分類されており、それぞれのタイプについて、どの設計線図をもちいるかが決められている。従って、接合部の応力集中の影響が事前に考慮されているといえる。図中に示す記号は適用タイプと疲労設計線図のクラスを表している。検討部位に関するクラスの疲労設計線図をまとめて Fig. 4. 6 に示す。

4. 2. 3 構造応答の計算

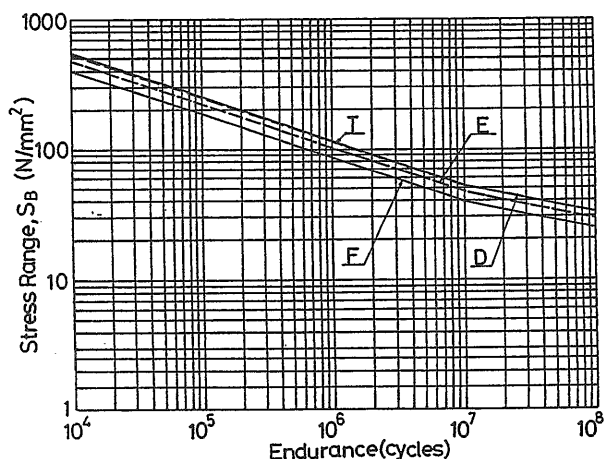


Fig.4.6 S-N curves used for Estimation of Damage.

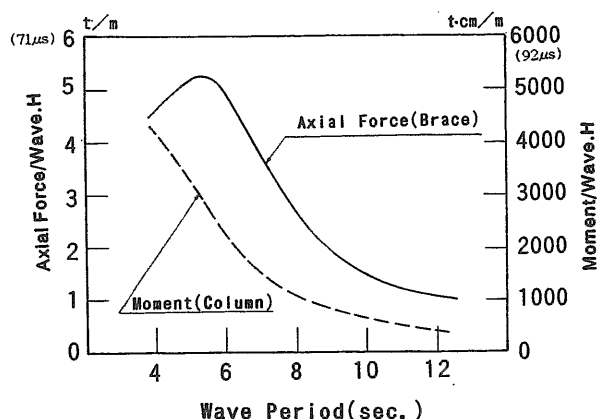


Fig.4.7 Response Amplitude Operator used for Design.

設計時の構造応答計算は、あらかじめ動揺応答計算を行い各部材に働く慣性力を求めた後、波力および慣性力を構造モデルに外力として加えて内力の応答を求める2段階解法を用いている。

波力は単独の支持浮体についてモリソン式により計算している。外力は波浪分散性による位相のみが考慮され、相互干渉効果などは考慮されていない。抗力係数 ( $C_d$ ) は1.0としている。

構造計算は、波との出会い角  $\chi = 180^\circ$ 、 $210^\circ$ 、 $240^\circ$  について行っている。設計段階では波の方向分布の観測データが得られていないため、強度の検討においては、対象とする部材毎に最も厳しい出会い角の応答を選び用いている。

Fig. 4. 7にカラムを対象としたモーメント、ブレースを対象とした軸力の計算結果を示す。図中、参考として内力を歪に換算した値を縦軸中に併記する。設計に用いられた応答関数は、3章で求めた応答関数と比較すると若干低い値を示している。

4. 2. 4 疲労強度の推定

検討部位毎の疲労強度の推定結果の具体例を以下に示す。

①カラム接合部 (Joint 1 Class D)

No.	Mc (t. cm)	S <sub>B</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	n <sub>i</sub>
1	1680	8	1.43 × 10 <sup>7</sup>
2	3500	17	9.00 × 10 <sup>6</sup>
3	4400	22	4.63 × 10 <sup>6</sup>
4	4380	21	3.57 × 10 <sup>6</sup>
5	4220	21	7.71 × 10 <sup>5</sup>
6	3940	19	4.21 × 10 <sup>5</sup>
7	3920	19	1.04 × 10 <sup>5</sup>

判定 N=10<sup>8</sup>でのS<sub>B</sub>=32N/mm<sup>2</sup>であるのでOK

②カラムスティフナー (Joint 2,3 Class F)

No.	Mc (t. cm)	S <sub>B</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	n <sub>i</sub>	N <sub>i</sub>	n <sub>i</sub> /N <sub>i</sub>
1	1680	11	1.43 × 10 <sup>7</sup>	-	-
2	3500	22	9.00 × 10 <sup>6</sup>	-	-
3	4400	28	4.63 × 10 <sup>6</sup>	5.1 × 10 <sup>7</sup>	0.09
4	4380	28	3.57 × 10 <sup>6</sup>	5.1 × 10 <sup>7</sup>	0.07
5	4220	27	7.71 × 10 <sup>5</sup>	6.0 × 10 <sup>7</sup>	0.01
6	3940	25	4.21 × 10 <sup>5</sup>	8.5 × 10 <sup>7</sup>	-
7	3920	25	1.04 × 10 <sup>5</sup>	8.5 × 10 <sup>7</sup>	-

判定 Σ (n<sub>i</sub>/N<sub>i</sub>)=0.17<1.0

③ブレース接合部 (Joint 4 Class E)

疲労被害を予測する際、接合部の応力集中係数を合理的に決定する必要がある。一般的には、接合部を有限要素法などにより詳細解析して、応力集中係数を求める方法がとられるが、ここでは製作誤差を考慮する事により、次のような簡易的な方法で応力集中係数を与えている。

この部位は接合時の製作誤差により有効断面積が6.4mmから3.4mmの板厚に相当する分減少したと仮定している (Fig. 4.8)。このときの応力集中係数を1.9とした。

なお、4. 2. 2で述べたように、使用した疲労設計線図では応力集中の影響が事前に考慮されている。ここで仮定した応力集中係数は、疲労設計線図に含まれる応力集中係数に乗ずる形で適用した。

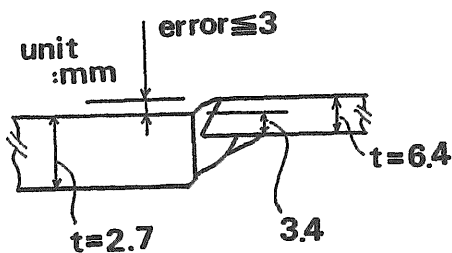


Fig.4.8 Assumption of Misalignment.

No.	F (t)	S <sub>B</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	n <sub>i</sub>	N <sub>i</sub>	n <sub>i</sub> /N <sub>i</sub>
1	1.8	8	1.43 × 10 <sup>7</sup>	-	-
2	5.1	23	9.00 × 10 <sup>6</sup>	-	-
3	8.4	38	4.63 × 10 <sup>6</sup>	1.3 × 10 <sup>7</sup>	0.36
4	10.1	46	3.57 × 10 <sup>6</sup>	1.05 × 10 <sup>7</sup>	0.34
5	10.4	47	7.71 × 10 <sup>5</sup>	1.0 × 10 <sup>6</sup>	0.08
6	10.0	46	4.21 × 10 <sup>5</sup>	1.05 × 10 <sup>6</sup>	0.04
7	9.7	44	1.04 × 10 <sup>5</sup>	1.2 × 10 <sup>6</sup>	0.01

判定 Σ (n<sub>i</sub>/N<sub>i</sub>)=0.83 <1.0

④ブレース接合部 (Joint 5 Class T)

この部位についても、製作誤差を考慮する事により、応力集中係数を以下のように簡易的に与えている。

Fig. 4.9に示すように製作誤差により軸心が10mmずれた場合を考えている。この時、有効断面積は157mm<sup>2</sup>から78mm<sup>2</sup>に減少する事から、応力集中係数を2.0とした。疲労設計線図の応力集中係数と製作誤差による応力集中係数の関係は③の場合と同様に扱う。

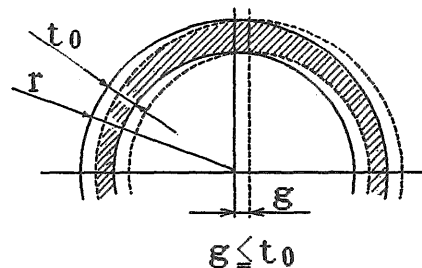


Fig.4.9 Assumption of Misalignment.

No.	F (t)	S <sub>B</sub> (N/mm <sup>2</sup> )	n <sub>i</sub>
1	1.8	5	1.43 × 10 <sup>7</sup>
2	5.1	13	9.00 × 10 <sup>6</sup>
3	8.4	21	4.63 × 10 <sup>6</sup>
4	10.1	25	3.57 × 10 <sup>6</sup>
5	10.4	26	7.71 × 10 <sup>5</sup>
6	10.0	25	4.21 × 10 <sup>5</sup>
7	9.7	24	1.04 × 10 <sup>5</sup>

判定 N=10<sup>8</sup>でのS<sub>B</sub>=33N/mm<sup>2</sup>であるのでOK

4. 3 実測データから推定した疲労強度

設計値に対して実際の疲労強度がどうであったかを、実測データをもとに検証する。疲労強度の検証に関して、いくつかの実験方法が考えられる。実験計画の段階においては、意図的に亀裂を発生させる部材を取り付ける案も提案されたが、安全重視の立場から実行されなかった。また、実験後の対象部位を取り出して、残留強度を計測する方法も考えられる。しかし、疲労設計線図を用いた設計手法には最初から確率的なばらつきが含まれており、本構造物も、この中の1サンプルにすぎず、十分なサンプル数が得られるとは言い難い。よって、最終的には疲労設計線図を適用する前の段階、すなわち、



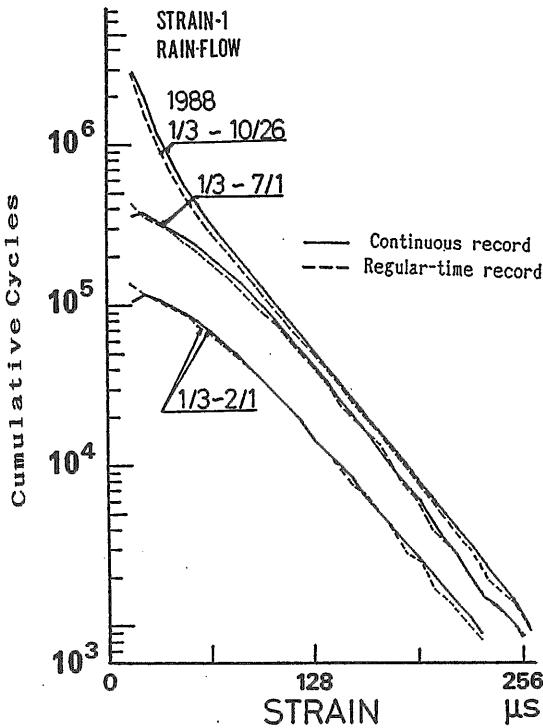


Fig. 4.10 Comparison of Continuous record and Regular time record.

応力の発生頻度の推定精度について検証する事がより重要であるという結論に達した。以下、その主旨に沿って検証した結果について述べる。

4. 3. 1 定時計測データと連続計測データの比較

検証の前に、計測された定時計測データの信頼度について考察しておく必要がある。定時計測データは1日4回の不連続計測である事から、疲労被害を検討する上で連続計測データとの相関について確認しておく必要がある。Fig. 4. 10はヒストグラムレコーダによる連続計測データと定時計測データを比較した図である。横軸に歪レベルを縦軸にレインフロー法による各レベルの累積繰返し数を取り、1,3,10カ月間の累積を示している。この程度長期の累積値では両者は良い相関を示し、定時計測データを疲労解析に用いて支障無いといえる。

4. 3. 2 設計値と実測値の比較

設計値と定時計測データから推算された疲労被害を比較する。定時計測が1日4回の計測であることから、実測値は1回の計測時間(3分48秒間)の歪振幅レベルと繰返し数を6時間あたりの値に換算して用いる。

Fig. 4. 11はカラム、ブレースについて、実測値と設計値に基づく累積疲労被害を比較した図である。実測値は1カ月毎の、設計値は1年毎の累積疲労被害を示してい

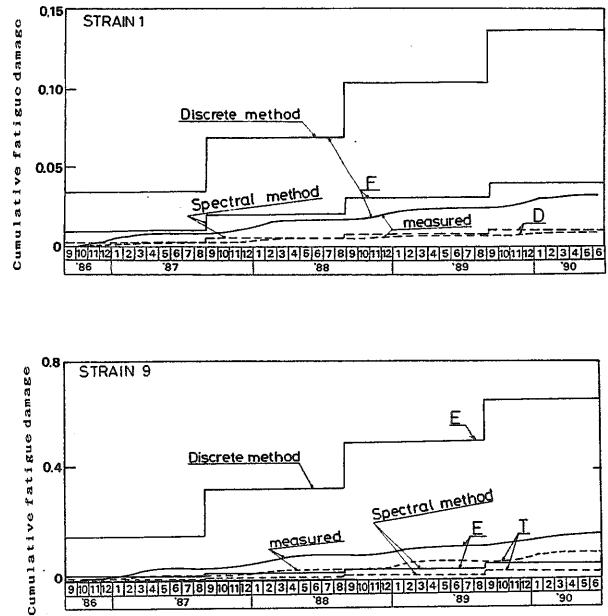


Fig. 4.11 Comparison of Cumulative fatigue damage in the Period of field test.

る。今回の比較では設計値は実測値の約4倍の値を示している。設計値が大きくなった原因として、①設計に採用した頻度分布法が基本的に長波頂波を仮定し、波の方向分散性が考慮されていない事、②波向を一方向に限定し、波向の出現頻度が考慮されていない事等が考えられる。一方、設計に用いた周波数応答関数が実測値に対して若干過小評価になっている問題は、外力の算定方法が比較的簡略的な手法によっている事、波力の相互干渉効果を見逃している事などに起因すると考えられる。この事は、累積疲労被害を過小評価する要因となりうる。設計値はこれらの要因が含まれた結果である。

参考としてFig. 4. 11中にスペクトル法を用いた時の結果を示す。設計時の応答関数推定では相互干渉が無視されている。ここでの応答関数も比較のため設計時の扱いに近い推定結果を採用する事とし、3章で求めた相互干渉を見逃した場合のものを用いた。応答スペクトルは、この応答関数と実測された波高、波周期、波向を考慮して求めている。この時、波スペクトルはN-JONSWAP型、方向分布関数は $S_{max}=10$ とし(2)(3)式で与えている。疲労被害は4. 1で概説した方法により応答スペクトルから求め、1年毎の累積にして示している。スペクトル法による推定結果は、より実測値より推定された結果に近い値を示している事がわかる。

4. 4 線形理論による疲労強度の検討

4. 4. 1 スペクトル法による推定

短期海象中における疲労被害は、疲労設計線図と変動応力の標準偏差およびスペクトルモーメントで表される平均周期から、応力の頻度分布をレーレー分布で近似す

る事により求められる事を示した。一般に、疲労設計線図は (11) 式のように与えられる。

$$N = K \cdot S^{-q} \quad \dots (11)$$

N: 繰り返し数 S: 応力レンジ

K, q: 材料、接合条件等で決まる定数

この時、応力の頻度分布をレーレー分布と仮定すると疲労被害  $D_{RAY}$  は (12) 式のように表せる。

$$D_{RAY} = (\nu/K) \cdot (2\sqrt{2}\sigma)^q \cdot \Gamma(1+q/2) \quad \dots (12)$$

$\nu$ : 変動応力の平均周波数  $\nu = \frac{1}{T_{02}}$   
 $\sigma$ : 標準偏差

Fig. 4. 12は定時計測データから求めた6時間あたりの疲労被害と標準偏差の関係を表している。適用した疲労設計線図の定数 $q=3$ であることから、(11)式に従って横軸を $\sigma^3$ で表している。図から疲労被害は標準偏差の3乗に比例している事がわかり、結果は上記の理論を良く裏付けている。

#### 4. 4. 2 応力レベルの頻度分布

確率線形応答理論により構造応答の短期予測を行う場合、多くは応力の頻度分布形状をレーレー分布と仮定する事を述べた。また、歪の時系列から応力レベルをカウンティングする方法として、振幅法、レインフロー法などが用いられる。レインフロー法は不規則変動する歪

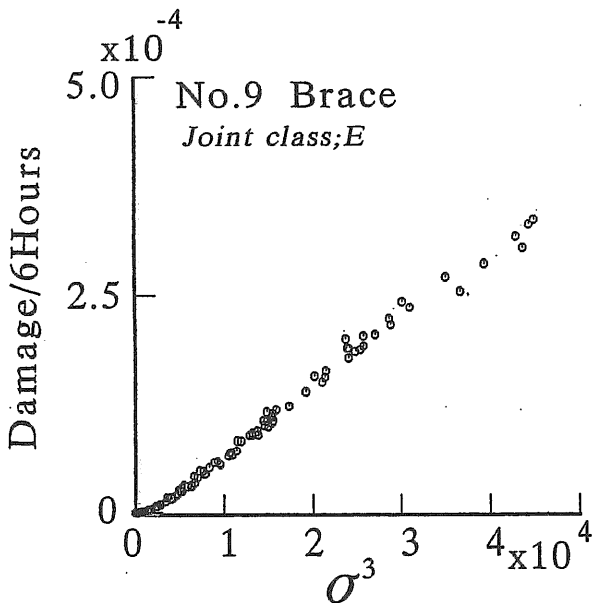


Fig.4.12 Relationship between Fatigue damage and Standard deviation.

波形を応力に換算する際に部材のヒステリシスを考慮する方法で、1次波に周期の長い2次波が重畳し、1次波の平均応力が変化するという場合に有効な方法であるといわれている。ただし、今回の定時計測データ中には際だった重畳波形は見られていない。Fig. 4. 13は実測データを振幅法、レインフロー法によりカウンティングした時の頻度分布の例である。横軸は歪レベルを標準偏差で無次元化した値で表している。例では波高の異なる2条件を選んで示しているが、振幅法はほぼレーレー分布で近似出来る事がわかる。一方、レインフロー法の場合、歪レベルの小さい範囲で頻度が高くなる傾向を示す。

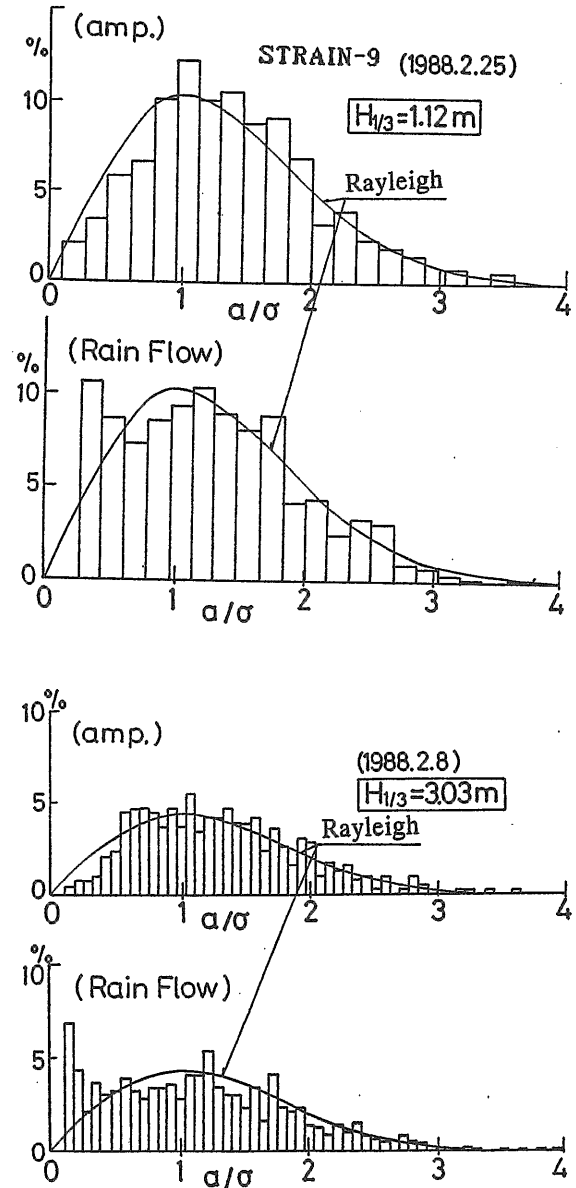


Fig.4.13 Comparison of Distribution between Range counting and Rainflow counting.

しかし、最頻値より高いレベルではレーレー分布と大きな違いはない事から、従来から用いられているレーレー分布による近似法で実用上問題ないといえる。

4. 4. 3 応力の繰り返し数

頻度分布法では応力の繰り返し数が波の一波一波に対応すると仮定する。Fig. 4. 14は冬期における1カ月間の波周期と歪の平均周期(計測時間/振幅法によりカウントした繰り返し数)の関係を表したものである。波周期として有義波周期、ゼロアップクロス周期、極値間周期を用いている。この結果から歪の平均周期は3.5~6.5秒の狭い範囲に分布している事がわかる。これに対し有義波周期、ゼロアップクロス周期は3~12秒と広い範囲に分布し歪周期との相関も低い。極値間周期は歪周期に対する相関は良好であるが、約1秒低い値を示している。これら波周期の統計値を繰り返し数として使用するとき、極値間周期だけが安全側といえるが、どれも精度の面で充分なものになっていない。Fig. 4. 15は(7)式で示した

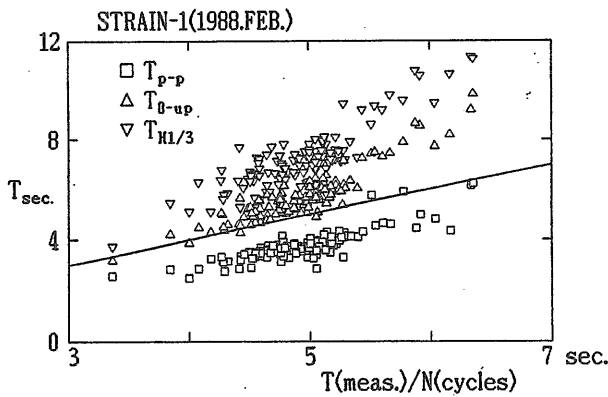


Fig.4.14 Comparison of Mean period of Strain and Wave period.

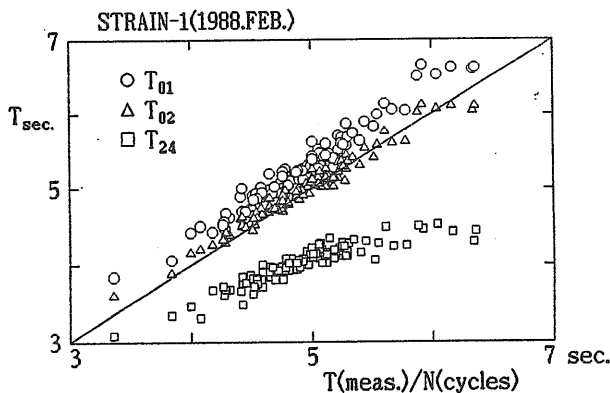


Fig.4.15 Comparison of Mean period of Strain and Period obtained from Spectrum of Response.

スペクトルモーメントから求めた周期 $T_{01}, T_{02}, T_{24}$ と歪の平均周期の関係を表している。この図によれば $T_{02}$ または $T_{01}$ が良い相関を示している事がわかる。スペクトル法による疲労設計では一般に $T_{02}$ が用いられる事が多く、図の結果はこの事を裏付けている。

以上の結果から繰り返し数の推定において、応答スペクトルから求められる周期 $T_{02}$ を用いるのが望ましい。

4. 4. 4 流体力学的相互干渉の効果

3. 2で相互干渉を考慮した時と無視した時の応答関数の計算値を比較し、相互干渉効果を無視し得ない事を示した。この結果は、相互干渉による周期的変化は見られるものの、相互干渉を無視した結果と比べ、平均的には大きな違いが無いようにも見る事ができる。そこで、相互干渉を考慮した場合の応答関数の計算値と無視したときの計算値を用い、応答スペクトルを積分して標準偏差を求め、両者にどのような違いが現れるか調べる事にする。

波スペクトルはJONSWAP型を用い、peak enhancement parameter  $\gamma = 1, 2, 3$ と3通りに変化させた。方向分布関数は(2)、(3)式の光易、泉宮等の提案式を用い、 $S_{max} = 10$ とした。波の主方向は $\chi = 180^\circ$ 、有義波高と有義波周期に対応する波長の比を $1/2.5$ とした。

Fig. 4. 16に上記の方法で計算した標準偏差を有義波周期に対して示す。対象部位としてカラム、ブレースの他、観測結果で比較的応答の大きかった計測室前方の上部構造Iガーダを選んでいる。Fig. 4. 17は相互干渉を考慮した場合と無視した場合を対比させて表現しなおした図である。これらの図から相互干渉を考慮した場合の方が若干高い傾向を示す事がわかる。この事は、上部構造よりも、カラム、ブレースで顕著に現れている。

4. 4. 5 波スペクトル提案式と疲労被害

線形重ね合わせの過程を説明するため、Fig. 4. 18に応答関数、波スペクトル、応答スペクトルを順に並べて示す。図から、相互干渉を考慮した結果では、0.25Hz付近にある応答関数のピークにより応答スペクトルが高い値をもつ事がわかる。これは有義波周期の短い場合に顕著に現れている。

また、0.1~0.2Hzの範囲での応答スペクトルにも違いが見られる。この範囲では応答関数の変化が全体的に大きくわかり難いが、流体力特性に相互干渉効果が現れているため、応答スペクトルが変化する。

構造応答スペクトルは波スペクトルのピークより高い周波数範囲で大きい値を持ち、バンド幅も波スペクトルに比較して大きくなっている事がわかる。従って、動揺応答を扱う場合とは異なり、波スペクトルの裾野にあたる周波数範囲が重要な意味を持ち、peak enhancement parameter  $\gamma$ により、応答スペクトルの推定結果に大き

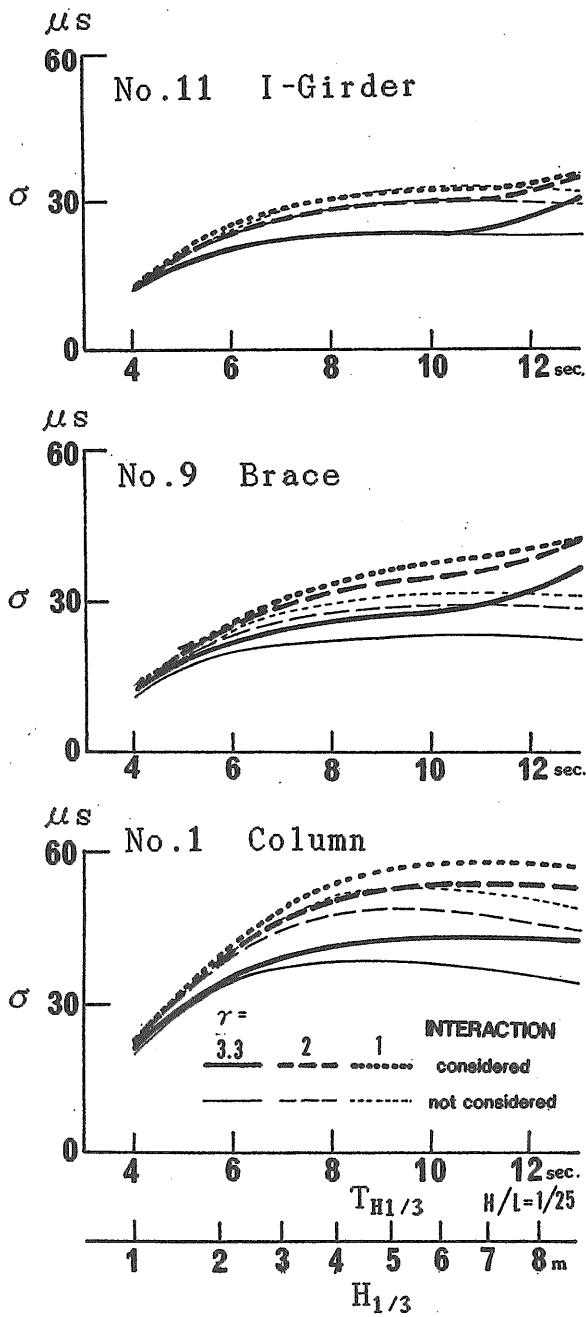


Fig.4.16 Relationship between Standard deviation and Significant wave height.

な違いが現れる。Fig. 4. 18の例では  $\gamma = 1$  (ISSCスペクトルに相当) の場合、波のピークのパワーは他より小さいが、逆に構造応答関数が高い周波数範囲で大きい値を持つため、結果として応答スペクトルおよびスペクトル面積が大きくなっている。

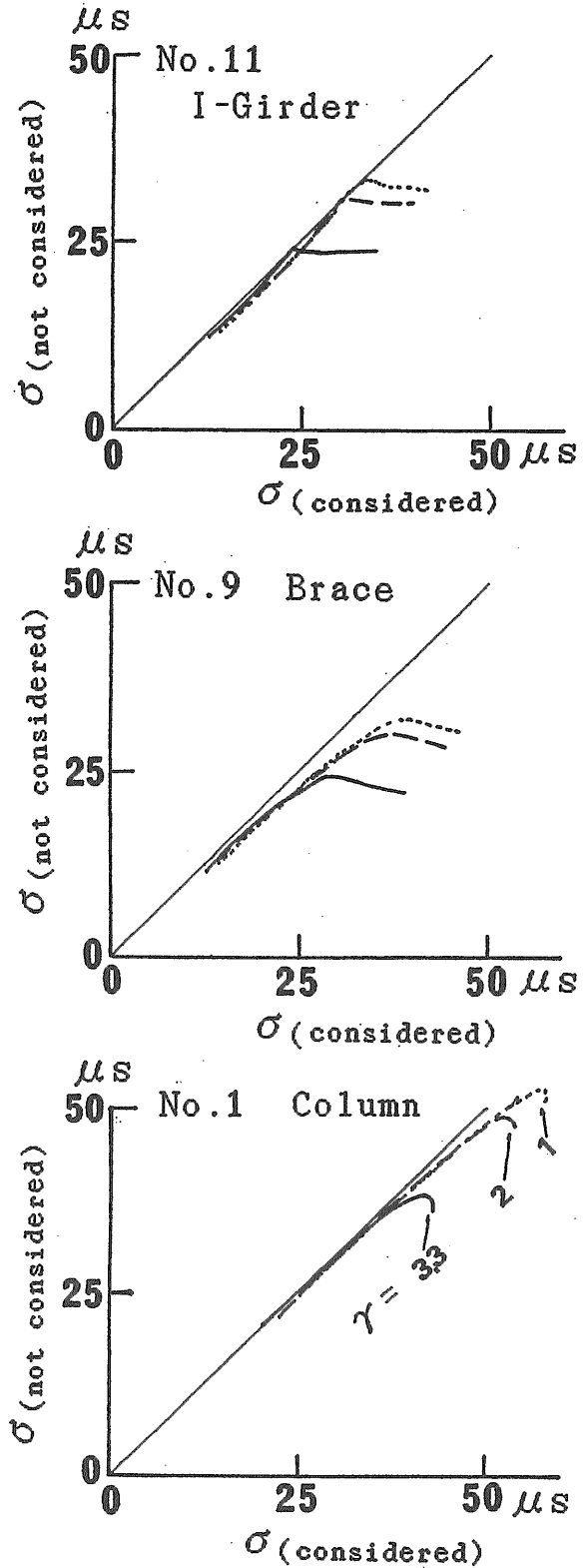
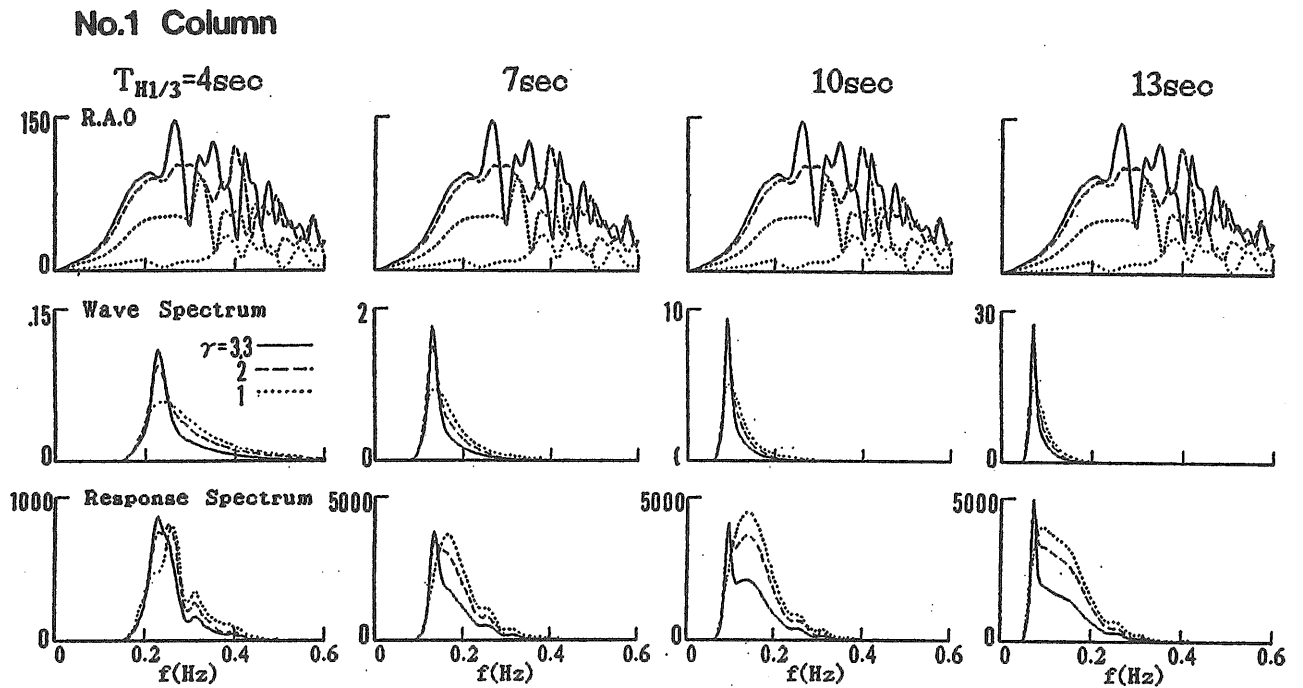
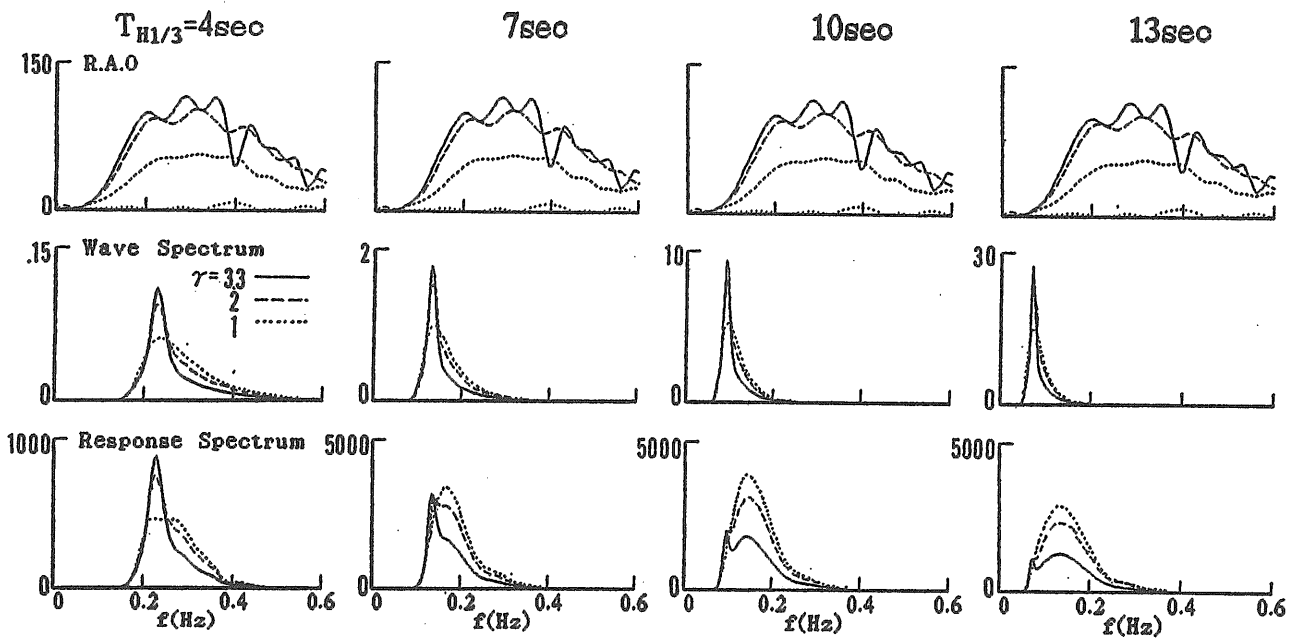


Fig.4.17 Interaction effects between Columns against Standard deviation of Strain response.



(a) Interaction is considered. ( Wave:  $S_{max}=10$   $\chi=180^\circ$  )



(b) Interaction is not considered. ( Wave:  $S_{max}=10$   $\chi=180^\circ$  )

Fig.4.18 Example of Spectrum estimations according to linear theory.

#### 4. 4. 6 波浪の方向分散性の影響

実海域における波浪は方向分散性を持つため、一般に各種応答は、方向に関して統計的に扱う必要があり、長波頂波に対する応答とは異なる。

標準偏差および疲労被害度について、波の方向分散性の影響による変化の程度を調べる事にする。方向分散関数として前に述べてきた光易等の提案式を用い、 $S_{max}$ を2～16まで変化させた時の標準偏差を求めた。波の主方向は設計時と同様に、対象部材に対し最も過酷となる縦波を選んだ。結果をFig. 4.19に示す。横軸は $S_{max}$ 、左縦軸は長波頂波中に対する短波頂波中の標準偏差の比、右縦軸は同じく疲労被害度の比を表す。疲労被害度はFig. 4.15の結果に基づき、標準偏差の3乗に比例すると仮定している。波スペクトルは $\gamma=1, 2, 3.3$ について有義波高を4～16秒の範囲で変化させた。この結果から標準偏差は75%～95%の範囲で変化し、この時、疲労被害は40%～85%に軽減する事がわかる。 $\gamma$ による変化は小さい。

4. 3で示した疲労被害度の設計値と実測値の比較結果には約4倍の相違がみられる。実験海域では平均的に $S_{max}=10$ 程度である事がわかっており、この時、波の方向分散性の影響は40～70%程度の範囲にある事がFig. 4.19によりわかる。すなわち方向分散性の影響により疲労被害は約1/2になる。設計値が長波頂波を仮定し、波向は縦波として推定した結果である事を考慮するならば、残りの約1/2は波向および波周期の出現確率などの影響によるものと考えられる事ができる。よって、方

向分散性および波向、波周期の出現確率とも、疲労被害の予測において同等の影響を及ぼし合うと考える事ができる。

#### 5. おわりに

POSEIDON号の実海域実験を通じ、実際に構造物の設計から実測データの収集、解析に至るまで一連の過程を経験する事ができた。本論文では、構造の波浪応答および疲労寿命の推算法について、設計で用いた手法および近年提案されている別の手法を用い、得られた推定値と実測値を比較し、検討を行った。得られた主な結果をまとめて以下に示す。

- ①多数の支持浮体間の流体力学的相互干渉を含む流体力学特性について特異点分布法を用いた計算を行い、試験水槽における波強制力試験の結果と比較した。その結果、0.2Hz以上の周波数で相互干渉効果が顕著になる事がわかった。計算値は実機相当0.04～0.4Hzまでの範囲で実験値と良い一致を示し、計算精度が確認された。
- ②特異点分布法で計算した流体力、波強制力を用い、構造物を3次元骨組み構造にモデル化して構造の周波数応答関数を計算した。計算結果を規則波中水槽試験結果と比較し、計算法の妥当性を確認した。
- ③支持浮体間の流体力学的相互干渉を考慮した波浪構造応答計算を実施し、応答スペクトルの場で実測データとの比較を行った。その結果、実験構造物の構造応答関数の予測において、相互干渉が無視しえない事がわ

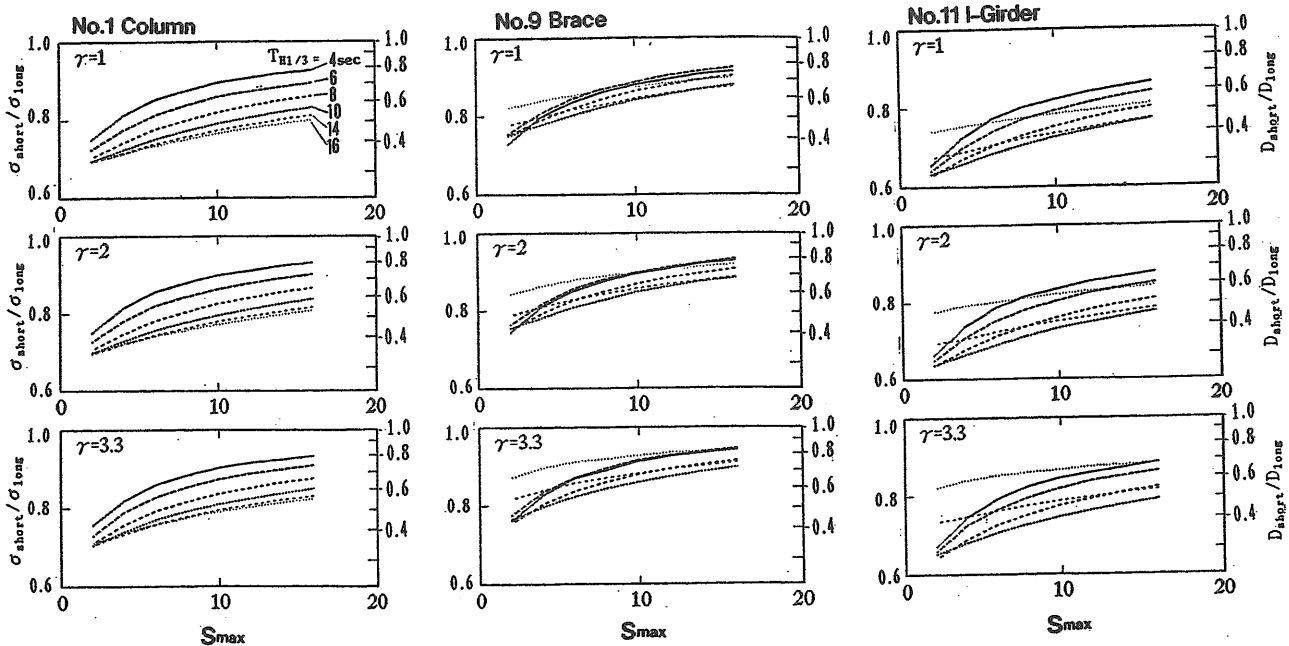


Fig.4.19 Relationship between Standard deviation and  $S_{max}$

かった。

- ④高周波数領域での構造応答特性を調べるため、アナログデータのスペクトル解析を実施した。波スペクトル、応答スペクトルのパワーが小さい高周波数範囲であっても、応答関数は全体的に高い値を持ち、構造の固有値に相当する周波数では、高いピークを示す事がわかった。
- ⑤疲労被害に関し、頻度分布法による設計値と応力の実測波形に基く推定値を比較した。その結果、実験期間中の累積疲労被害において、設計値は実測データから求めた推定値の約4倍の値を示した。また、波浪の観測情報を基にスペクトル法による疲労被害の推定を行った結果は、実測データによる推定値に近い値を示した。
- ⑥実測データの応力の頻度分布は実用上レーレー分布で近似できる事を確認した。応力波形のカウント法について振幅法とレインフロー法を比較した結果、今回の実験に関しては、疲労被害に換算したとき両者に大きな相違は見られなかった。
- ⑦応力の繰り返し数について、波周期および応答スペクトルモーメントから得られる周期との比較を行った。その結果、波周期による近似は十分な精度とは言えずスペクトルモーメントに基く $T_{0.2}$ が最も良い相関を示す事がわかった。
- ⑧短期海象中における疲労被害は、疲労設計線図の特性により、応力の標準偏差の3乗に比例する事が実測データの解析結果により確認された。
- ⑨線形重ね合わせを用いて構造応答のスペクトルから標準偏差を求めた時、応答関数に流力的相互干渉効果を考慮した時と無視した時とで相違が見られ、相互干渉を考慮した場合の方が若干高い値を示した。
- ⑩構造の応答スペクトルの推定値は波スペクトルの提案式により大きく変化し、応答関数の値の高い、波スペクトルのピークより高周波数側の裾野のスペクトル形状に大きく左右される。
- ⑪波浪の方向分散性の影響により、短期海象中の疲労被害は長波頂波を仮定した時の40~70%に低減する事がわかった。また、波向、波周期の出現確率を考慮した場合、疲労被害の予測値が同程度軽減される事がわかった。

## 6. 参考文献

- 1) 矢後清和、大川豊、斉藤昌勝、関田欣治：浮遊式海洋構造物の実海域実験（その5. 波浪による構造部材の歪について）、日本造船学会論文集、第170号、1991.11。
- 2) 矢後清和、大川豊、斉藤昌勝：浮遊式海洋構造物の実海域実験（その10. 波浪構造応答について）、日本造船学会論文集、第174号、1993.11。
- 3) 安藤定雄、星野邦弘、山岸直人：浮遊式海洋構造物の実海域実験（その2. 実験構造物の日射による温度分布について）、日本造船学会論文集、第167号、1990.6。
- 4) 吉元博文、安藤定雄、小林頭太郎：浮遊式海洋構造物の実海域実験（その3. 実験海域の波方向スペクトルについて）、日本造船学会論文集、第168号、1990.12。
- 5) 運輸省政策局：海洋構造物の沖合い展開のための開発研究 特別研究会論文集：1991.11。
- 6) 船舶技術研究所：浮遊式海洋構造物の実海域実験 その1：船舶技術研究所報告別冊13号、1992.1。
- 7) 沢柳政弘、福岡哲二：セミサブ型海洋構造物の疲労解析について、日本造船学会論文集、第152号、1982。
- 8) 吉田宏一郎、石川邦照、飯田国廣：浮遊骨組構造の周期応答解析：日本造船学会論文集、第136号、1974。
- 9) 吉田宏一郎、石川邦照：浮遊骨組構造の周期応答解析（続報）：日本造船学会論文集、第138号、1975。
- 10) 吉田宏一郎、石川邦照：三次元浮遊骨組構造の周期応答：日本造船学会論文集、第143号、1978。
- 11) 日本造船学会海洋工学委員会構造分科会：半潜水式海洋構造物の骨組応力簡易推定法、第7回海洋工学シンポジウム、日本造船学会、1984.6。
- 12) 日本造船学会海洋工学委員会構造分科会：半潜水式海洋構造物における部材応力の応答関数と長期予測、第7回海洋工学シンポジウム、日本造船学会、1984.6。
- 13) 具 滋三、吉田宏一郎：多数の3次元任意形状物体間の相互干渉：日本造船学会論文集、第165号、1989.5。
- 14) 具 滋三、吉田宏一郎、岡 徳昭：多数の浮体で支持された長大な半潜水式構造体の波浪応答解析：日本造船学会論文集、第166号、1989.11。
- 15) 吉田宏一郎、具 滋三、小林頭太郎、鈴木裕子：複数浮体からなる構造物に働く波強制力および波浪応答に関する研究：日本造船学会論文集、第172号、1992.11。
- 16) 吉田宏一郎、鈴木英之、岡 徳昭、飯島一博、志村拓也、有馬俊朗：大規模浮体における波強制力の相互干渉効果、日本造船学会論文集、第174号、1993.11。
- 17) 吉田宏一郎、鈴木英之、岡 徳昭、飯島一博、志村拓也：大規模半潜水式構造体における波強制力の特徴、第12回海洋工学シンポジウム、日本造船学会、1994.1。
- 18) 大松重雄、安藤定雄、小宮治彦：浮遊式海洋構造物の実海域実験（その4. 方向スペクトル波中における動揺応答）、日本造船学会論文集、第169号、

1991. 6。
- 19) 竹沢誠二、小林顕太郎：方向スペクトル波中における海洋構造物の応答—その1 線形一次応答—、日本造船学会論文集、第165号、1989. 6。
  - 20) 竹沢誠二、平山次清、上野誠也、陳剛：浮遊式海洋構造物の方向スペクトル波中実験に基づく方向周波数応答関数推定、日本造船学会論文集、第168号、1990. 12。
  - 21) 竹沢誠二、平山次清、上野誠也、Akin Tuzcuoglu、梶原洋昭：方向スペクトル波中の超大型海洋構造物応答実験、日本造船学会論文集、第172号、1992. 11。
  - 22) R. B. Inglis, T. E. Kint: Predicted and Measured Long Term Stress Range Distributions for the Fulmar a Platform, Behaviour of Off-shore Structures, 1985.
  - 23) R. M. Kenley : Measurement of Fatigue Performance of Forties Bravo, OTC 4402, 1982.
  - 24) J. Kallaby, J. B. Price: Evaluation of Fatigue Considerations in the Design of Framed Off-shore Structures, OTC 2609, 1976.
  - 25) N. R. Maddox, A. W. Wildenstein : A Spectral Fatigue Analysis for Off-shore Structures, OTC 2261, 1975.
  - 26) J. H. Vughts, R. K. Kinra: Probabilistic Fatigue Analysis of Fixed Off-shore Structures, OTC 2608, 1976
  - 27) T. Atsuta, S. Toma, Y. Kurobane, Y. Mitsui: Fatigue Design of an Off-shore Structure, OTC 2607, 1976.
  - 28) P. W. Marshall: Dynamic and Fatigue Analysis Using Directional Spectra, OTC 2537, 1976.
  - 29) C. E. Larsen, L. D. Lutes : Predicting the Fatigue Life of Off-shore Structures by the Singlemoment Spectral Method : Probabilistic Engineering Mechanics, 1991, Vol. 6, No. 2.
  - 30) Depart of Energy : "Off-shore installations; Guidance on design and construction 1984".
  - 31) 三井海洋開発：構造物の設計計算書、POSEIDON完成図書、1986。
  - 32) (財) 日本海事協会：係留システム設計指針、1983。
  - 33) (財) 沿岸開発技術センター：浮体構造物技術マニュアル、1990. 7。
  - 34) (財) 日本建築センター：海洋建築物安全性評価指針、1990. 3。
  - 35) (社) 日本土木学会：海洋鋼構造物設計指針。
  - 36) (社) 日本建築学会：海洋建築物構造設計指針(浮遊式)・同解説。
  - 37) 日本溶接協会：塑性設計資料集(その11) 海洋

パイプ構造物の構造強度研究における最近の進歩、1985。