

図 3.57 一様流中における円柱の表面粗度影響

表 3.17 円柱の表面粗度に対する抗力係数

表面粗度 (k/D)	抗 力 係 数		変 化 率 ($\alpha = C_{D0}/C_{D1}$)
	臨界レイノルズ数 (C_{D0})	臨界レイノルズ数 (C_{D1})	
1×10^{-3}	1.2	0.92	0.77
1×10^{-2}	1.2	0.7	0.89

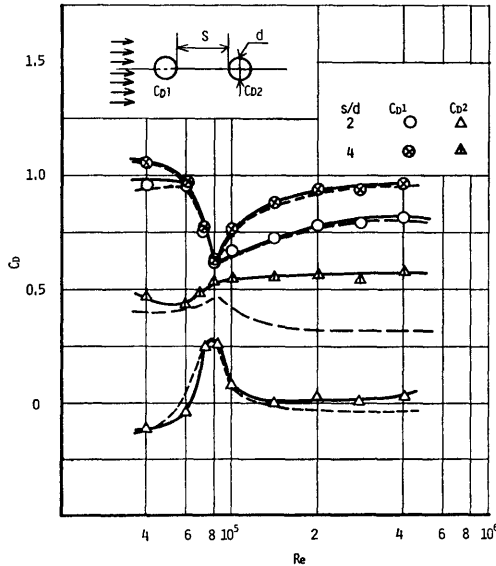


図 3.58 2本円柱の抗力係数

である。この図から、臨界レイノルズ数以下と以上の抗力係数を求めた結果を表 3.18 に示す。

表 3.18 臨界レイノルズ数に対する円柱の抗力係数

	抗 力 係 数		変 化 率 ($\alpha = C_{D1}/C_{D0}$)
	臨界レイノルズ数 以下 (C_{D0})	臨界レイノルズ数 以上 (C_{D1})	
上流側円柱	0.96	0.80	0.80
下流側円柱	-0.10	0	0

b) 端部を有する円柱の抗力係数について

要素浮体は実際には端部を有しており、そのアスペクト比は鏡像効果も考えると 0.54 とかなり大きい。そこで、円柱の端部の影響について調べて見ると、Hoerner¹⁾、岡本等²⁾、水工学便覧³⁾、土木学会設計基準等⁵⁾があり、何れも臨界レイノルズ数以下での実験結果である。

それらの資料から端部影響について 2次元円柱に対する補正係数の形で求めた結果を表 3.19 に示す。この表から各資料の補正係数は大略同じ値を示している。

これに対しイギリスの建築物荷重基準では臨界レイノルズ数以上の円柱のアスペクト比に対する補正係数を過去の実験結果から図 3.59 の様に与えている。こ

表 3.19 各資料による円柱の端部補正係数

文 献	抗 力 係 数		補 正 係 数
	$D/l = 0.0$	$D/l = 0.54$	
Hoerner	1.20	0.70	0.58
岡 本 等	1.15	0.73	0.63
水工学便覧	1.20	0.67	0.56
設計指針	—	—	0.60

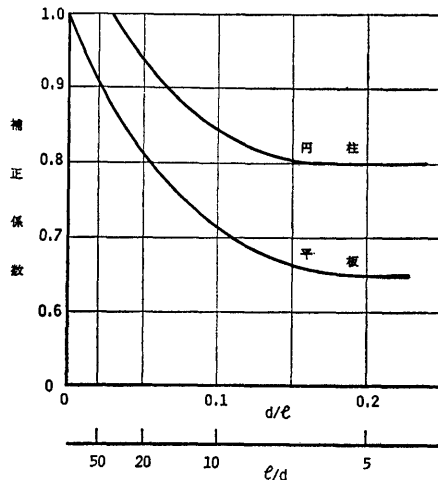


図 3.59 臨界レイノルズ数以上の円柱のアスペクト比に対する補正係数

の場合の補正係数は0.8で、先に示した臨界レイノルズ数以下の結果よりかなり大きな値になっている。

(2) 潮流力の推定

a) 抗力係数の推定

これまでは、円柱の抗力係数の調査を個別に行ってきたので、それ等を用いて全ての影響を考慮した抗力係数を求め、潮流力を推定する。

- i) 滑面の単円柱の抗力係数を修正する場合
- イ) レイノルズ数を満足する滑面の単円柱の抗力係数 (C_{D0})

$$C_{D0}=0.4\sim 0.8 \quad (0.7)$$

() 内の値は最も多い値を表わす。

- ロ) 端部影響に対する補正係数 (β)

$$\beta=0.8$$

- ハ) 円柱群の相互干渉影響係数 (r)

$$r_1=1.0, \quad r_2=-0.17\sim 0.16 \quad (0),$$

$$r_3=0.07\sim 0.46 \quad (0.4)$$

ニ) 求める抗力係数

第1行目 $C_{D1}=C_{D0} \times \beta \times r_1=0.56$

第2行目 $C_{D2}=C_{D0} \times \beta \times r_2=0$

第3行目以降 $C_{D3}=C_{D0} \times \beta \times r_3=0.224$

- ii) 粗面の単円柱の抗力係数を修正する場合

- イ) レイノルズ数を満足する粗面の単円柱の抗力係数 (C'_{D0})

$$C'_{D0}=0.92\sim 1.07 \quad (1.0)$$

- ロ) 粗面の単円柱の抗力係数 C_D を滑面の単円柱の抗力係数による修正係数 (δ)

$$\delta=C'_{D0}/C_{D0}=1.43$$

- ハ) 求める抗力係数

第1行目 $C'_{D0}=C_{D1} \times \delta=0.80$

第2行目 $C'_{D0}=C_{D2} \times \delta=0$

第3行目以降 $C'_{D0}=C_{D3} \times \delta=0.32$

- iii) 円柱群の抗力係数を修正する場合

- イ) 無限円柱群の抗力係数 (C_D)

$$C_{D10}=1.2\sim 1.37 \quad (1.3)$$

$$C_{D20}=0.27\sim 0.5 \quad (0.35)$$

- ロ) レイノルズ数の影響の修正係数 (α)

$$\alpha=0.33\sim 0.67 \quad (0.6)$$

- ハ) 端部の影響の修正係数 (β)

$$\beta=0.8$$

ニ) 求める抗力係数

第1行目 $C_{D1}=1.3 \times 0.6 \times 0.8=0.624$

第2行目以降 $C_{D2}=0.35 \times 0.6 \times 0.8=0.168$

- iv) 有田等の提唱する抗力係数を使った場合

有田等の資料はレイノルズ数も満足するし少ないながらも円柱群の条件もあり、かつ端部影響も含まれている。そのアスペクト比は0.312であり、ここで求めるアスペクト比は0.54と少し異なるがその差の及ぼす影響は小さいので無視できるものとする抗力係数は、第1行目が0.70、第2行目以降が0.05となる。

- v) 抗力係数のまとめ

以上の資料から求めた抗力係数をまとめると表3.20になる。

表 3.20 単円柱群の抗力係数

状 態	抗 力 係 数		
	第1行目	第2行目	3行目以降
(I) 滑面の単円柱	0.56	0	0.224
(II) 粗面の単円柱	0.80	0	0.32
(III) 滑面・円柱群	0.624	0.168	0.168
(IV) 有田等(滑面)	0.70	0.05	0.05

- b) 潮流力の推定

表 3.20 に示した抗力係数を使って全体浮体の X-方向、Y-方向の潮流力は、次式を用いて求めることができ、推定した潮流力を図 3.60 に示す。

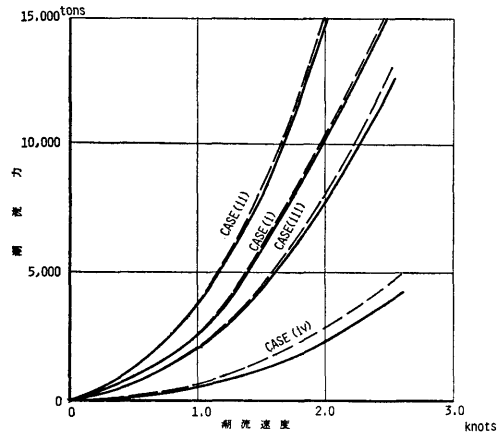


図 3.60 全体浮体の潮流力

$$F_X = F_{X1} + F_{X2} + F_{X3}$$

$$= \{133(C_{D1} + C_{D2}) + 44.067C_{D3-n}\} v^2$$

$$F_Y = F_{Y1} + F_{Y2} + F_{Y3}$$

$$= \{792(C_{D1} + C_{D2}) + 42.750C_{D3-n}\} v^2$$

$F_X = X$ 方向の潮流力 (t)

$F_Y = Y$ 方向の潮流力 (t)

$a =$ 投影面積 (m^2) ($=45.5 m^2$)

v = 潮流速度 (m/sec)

n = 要素浮体の本数 (Suffix: n は n 本目の意味)

この図から判るように既存資料による全体浮体に働く潮流力は相当ばらつくが、ここでは、i) の滑面の単円柱と iii) の円柱群の中間の値を適用することにする。

(3) 潮流力の概略推定値ならびに推定法に関する問題点

最後に、第3章で設定された潮流速度における潮流力の概略推定値を図 3.60 の case (i) および (iii) を参考として定め、それを表 3.21 に示しておく。なお、推定精度を向上させるためには今後次の事項について検討する必要がある。

表 3.21 全体浮体に働く潮流力の推定値

		通常時	異常時
X 方 向	流速	0.8 knots	2.0 knots
	潮流力	1,300 tons	9,500 tons
Y 方 向	流速	0 ktons	0.3 ktons
	潮流力	0 ton	200 tons

- i) 臨界レイノルズ数以上の要素浮体群の各円柱の抗力の相互干渉影響。
- ii) 要素浮体群の3次元影響(端部を含む)とそのレイノルズ数に対応した変化。
- iii) 浅水底の抗力におよぼす影響。
- iv) 要素浮体全体に対する潮流力の回流率。

この問題点を検討するためには模型実験を実施することが必要であるが対象物があまりにも巨大なため、実験の規模や実験設備等の制約がある中で、種々の条件を満足するように実験方法も工夫する必要がある。

(4) 潮流による振動力の周期

一般に流れの中におかれた円柱はカルマン渦により振動力が生じるので、この場合についても一応検討を行う。

かなり高いレイノルズ数において端部を有する要素浮体群という条件にかなった資料がないので、種子田等³¹⁾が報告した単円柱の結果、岡島等³⁾の直列2本円柱の結果及び船川等³²⁾の格子型配列の円柱群の結果を用いて振動数の概略値を推定する。

各資料からのストローハル数を求めた結果を表 3.22 にまとめる。

表 3.22 各資料による円柱のストローハル数

資料	表面状態	レイノルズ数	ストローハル数
(a) 単円柱 (種子田等)	滑面	6.3×10^6	0.25
(b) 直列2本円柱 (岡島等)	滑面	6.3×10^5	0.28 ~ 0.42 (第1番目) 0.19 ~ 0.32 (第2番目)
(C)	粗面	3.8×10^5	0.14
(d) 円柱群 (船川等)	滑面	20×10^4	0.43 ~ 0.50

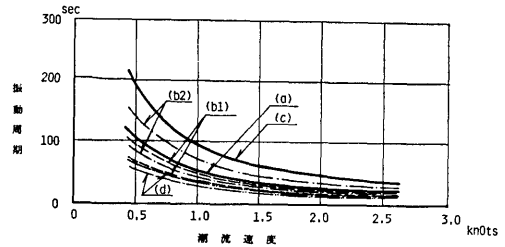


図 3.61 各資料に基づく実機の振動数

そして、実機に対する渦の振動数を潮流速度に対して計算した結果を図 3.61 に示す。

この図から潮流速が1ノット程度であれば振動周期は滑面で18~36秒、粗面で50秒程度である。したがって、何れの場合でも非常に小さい振動数となることが予想される。

3.3.2 水槽実験による要素浮体群間の相互干渉効果及び縮尺影響の調査

(1) 実験の目的

要素浮体群に働く潮流力は、相互干渉が複雑であることと、実機のレイノルズ数が臨界レイノルズ数(限界レイノルズ数)よりも高いところにある点を実機に働く潮流力を推定する際の障害となる。

ここでは、要素浮体として円筒型を取り上げて、①レイノルズ数が亜臨界域での実験で、16本の円筒型要素浮体模型を用いた潮流力の相互干渉を調べるもの及び、②縮尺の異なる3種類の模型を用いて、フルード数が大きくなるようにしながら、レイノルズ数が亜臨界から超臨界の範囲にわたる時の潮流力がどのように変化するかを調べるもの2種類の実験を実施し、要素浮体群に働く潮流力に関する基礎的な関係を調べることにした。

(2) 実験方法

実験は大阪大学の試験水槽及び明石船型研究所の試験水槽を使用し、模型を電車で曳引した状態で力を測定した。

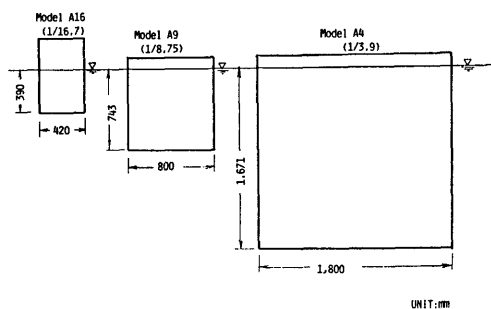


図 3.62 要素浮体模型の主要寸法

模型の寸法は図 3.62 に示すごとく縮尺が 1/16.7, 1/8.75 及び 1/3.9 の 3 種類で、実験の状態及び模型の配列を図 3.63 に示す。

潮流力は個々の模型に働く力を検力計により計測した。また、模型間を流れる流速をプロペラ式流速計で計測した。

なお、要素浮体の相互間の距離は実機で 15m である。

(3) 実験結果及び考察

実験結果を図 3.64 から図 3.71 に示す。図中の R_n はレイノルズ数, U は潮流速度及び C_D は抗力係数であり, C_D は $F_D / \frac{1}{2} \rho A U^2$ である。ここで, F_D は抗力, A は円柱の潮流方向の投影面積, ρ は流体の密度である。

a) 相互干渉効果

4 行 4 列の図 3.65, 図 3.66 及び 2 行 8 列の図 3.67 から, 抗力係数は先頭の円柱の抗力係数と 2 番目以降の円柱の抗力係数とに大別できる傾向を有しているこ

とがわかる。

そして, レイノルズ数が $0.4 \sim 1.5 \times 10^5$ の範囲では先頭円柱の抗力係数は $0.6 \sim 0.8$, 2 番目以降の円柱の抗力係数は $0.16 \sim 0.32$ となっている。

なお, 4 本の場合の図 3.64 から, 2 番目が 3 番目と 4 番目よりやや小さくなる傾向があるが, 上述の傾向に合致した値を示している。

また, 2 番目以降の抗力係数は, 4 本の場合の 3 番目及び 4 番目が約 0.3, 4 行 4 列の場合が $0.2 \sim 0.3$, 2 行 8 列の場合が $0.16 \sim 0.25$ という値となり, 円柱の本数及び配列により変化する傾向がある。

4 行 4 列及び 2 行 8 列の場合の円柱間を流れる平均流速の例を図 3.68 及び図 3.69 に示す。この図から円柱間の流速は単調に減少していくような傾向が見受けられない。

b) 縮尺影響

縮尺の異なる 3 種類の模型による広範なレイノルズ数に対する抗力係数の変化の様子を図 3.70 及び図 3.71 に示す。

この図から 1 本の場合, 臨界レイノルズ数が約 1.4×10^5 付近であり, 抗力係数は亜臨界で $0.7 \sim 0.75$, 超臨界で $0.4 \sim 0.5$ である。この傾向は 2 本の場合の 1 番目の円柱及び 3 本の場合の 1 番目の円柱にもみられる。すなわち, 先頭の円柱は後方の円柱の影響を受けていないといつてよい。

3 本の場合の 2 番目の円柱の抗力係数はレイノルズ数の増加とともに増加し, 超臨界レイノルズ数付近でほぼ一定値に落ち着くことが判る。3 番目の円柱の抗力係数はレイノルズ数にかかわらず $0.3 \sim 0.4$ のほぼ一定値である。

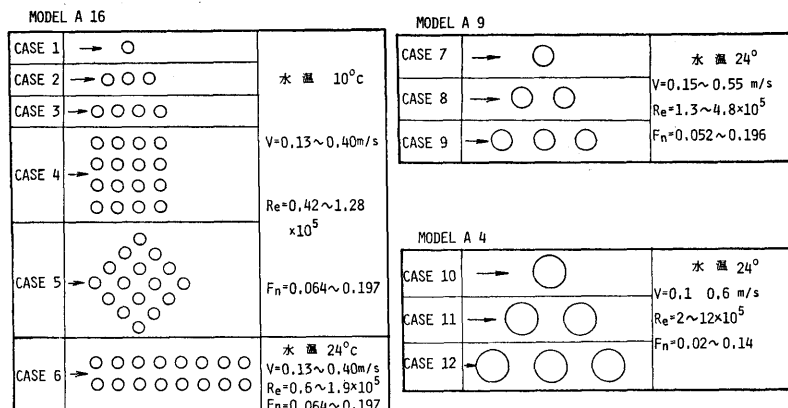


図 3.63 潮流力計測実験状態

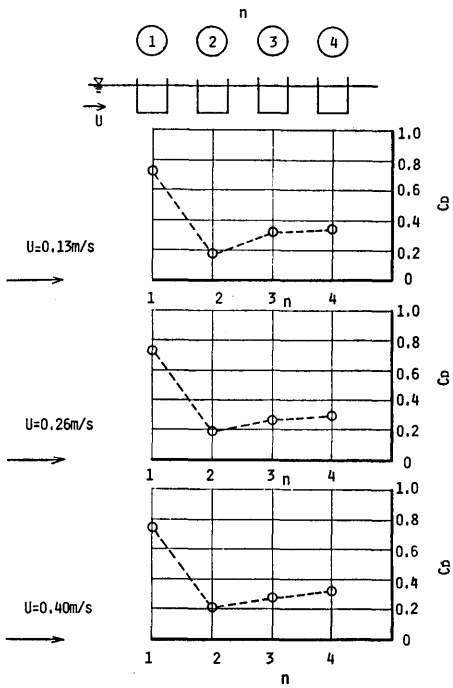


図 3.64 円柱群の抗力係数分布

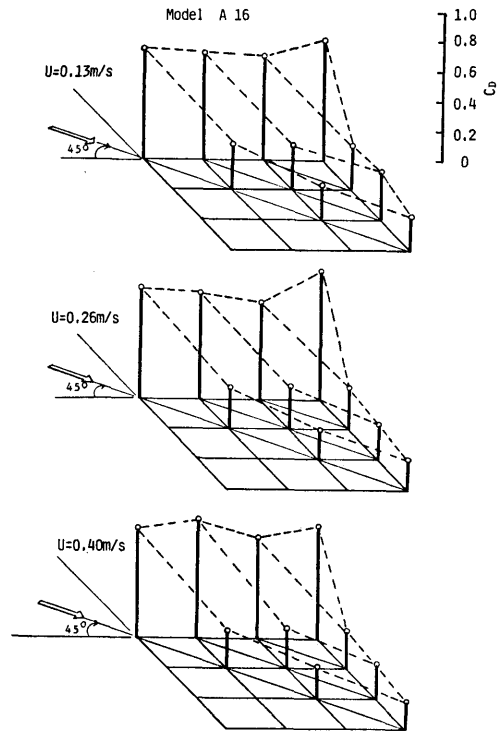


図 3.66 円柱群の抗力係数分布

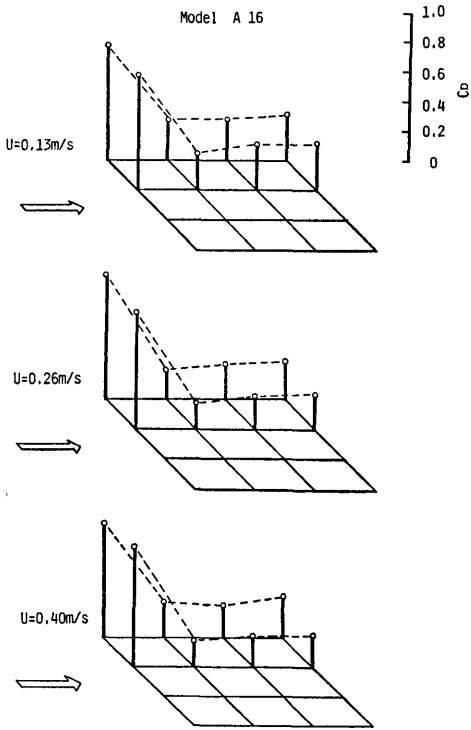


図 3.65 円柱群の抗力係数分布

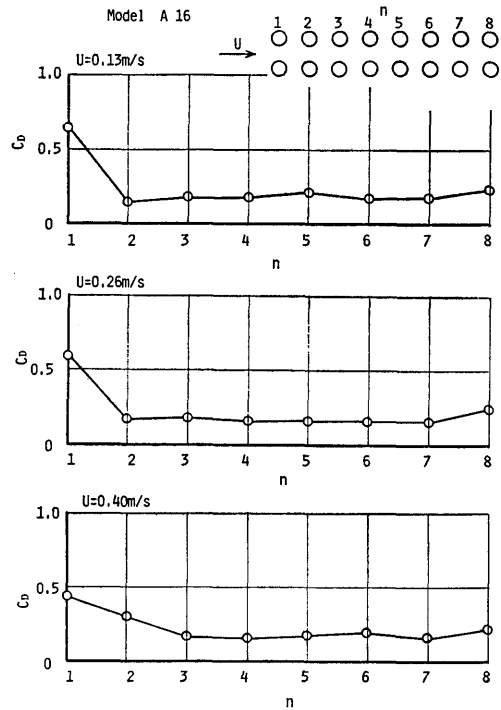


図 3.67 円柱群の抗力係数分布

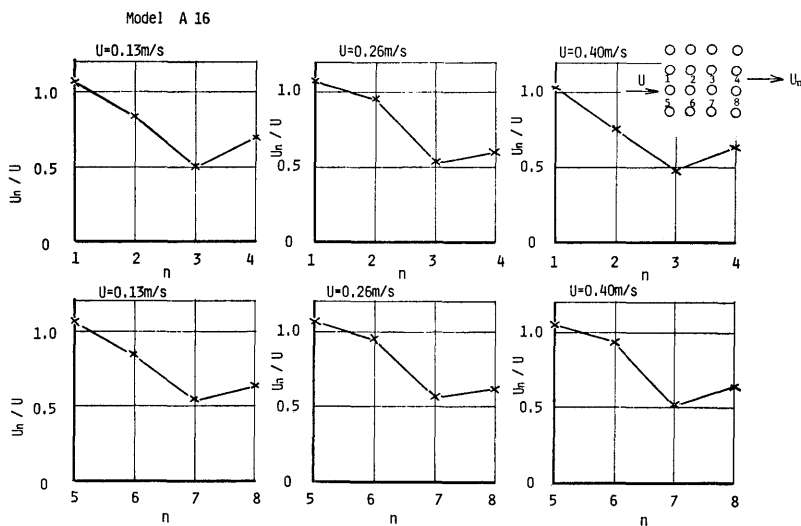


図 3.68 円柱群間の平均流速

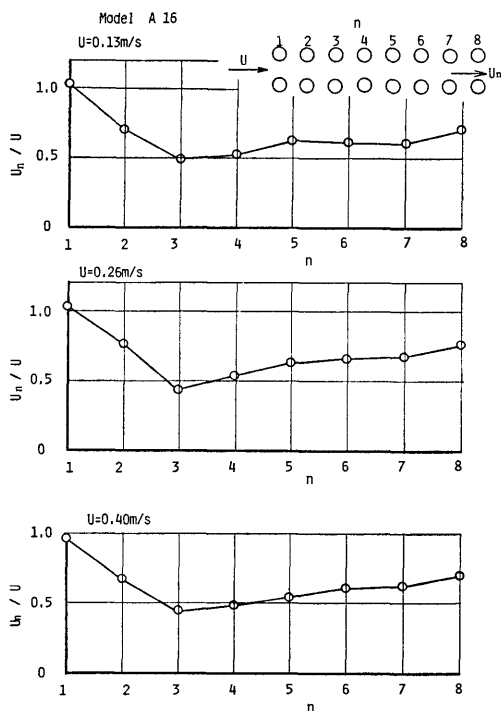


図 3.69 円柱群間の平均流速

4 本の場合の 3 番目, 4 番目の抗力係数は 3 本の場合の 3 本目に対応する値が得られている。なお, 4 本の場合の 3 番目, 4 番目の抗力係数は 4 行 4 列及び 2 行 8 列の結果を参考にすれば相互干渉効果で述べたよ

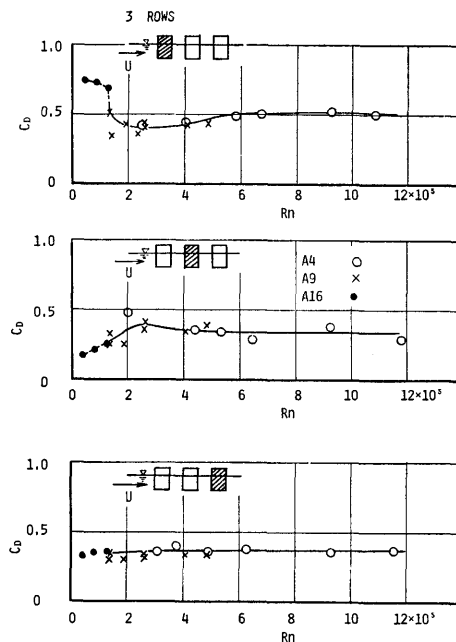


図 3.70 円柱の抗力係数

うに 2 本目以降は同じ値を示し, その値は本数により変化する傾向はあるが, レイノルズ数によってはあまり変化しないといえる。

既存資料による潮流力の推定では 1 本目, 2 本目, 3 本目以降の要素浮体に対して抗力係数が異なっていたが, 実験結果からこの考えがおおむね正しいことが

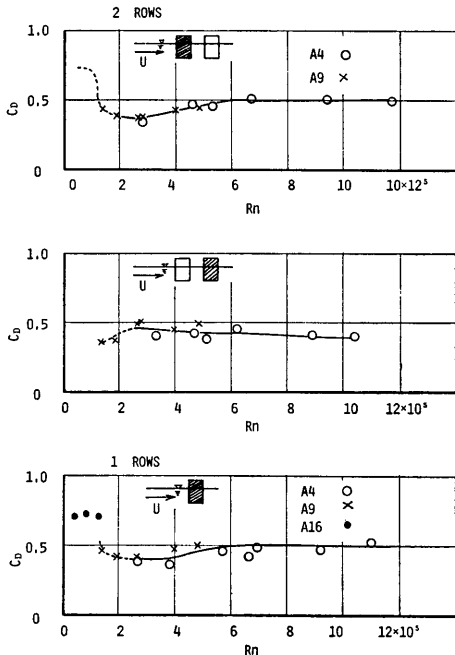


図 3.71 円柱の抗力係数

確認された。しかしながら、2本目以降の抗力係数が直線的に減少していくという仮定は立証されず、ほぼ一定値をとることが実験で得られた。また、本数が増えるとその一定値が小さくなるという傾向があることも確認できた。

その他、超臨界レイノルズ数領域においては2本目と3本目以降の抗力係数とは大差がないといえる。したがって、要素浮体の本数の多い場合には、全体浮体に働く潮流力を推定する際に1本目と2本目以降とに区別して抗力係数を設定しておけば、十分であると考えられる。

したがって、要素浮体群の本数の効果に対する2本目以降の抗力係数を如何に設定するかが重要な要素となってくる。

なお、フルード数に関して田中³⁹⁾によれば $F_n \leq 0.3$ であれば円柱に働く造波抵抗成分は無視でき、実機では $F_n \leq 0.12$ 、模型実験では $F_n \leq 0.197$ であるために造波抵抗はほとんど考慮する必要はないといえる。

3.3.3 潮流力の推定法及び推定値

実機の全体浮体に働く潮流力の推定は、前述の要素浮体群に働く抗力に関する実験にて得られた基本的性質と、1/8分割模型に関する実験にて得られた潮流力の結果を用いて行なうこととする。

(1) 抗力係数の推定

1/8分割模型を用いた実験において得られた潮流力を流速の2乗で除した値を流向に対して示したものが図 3.72 である。

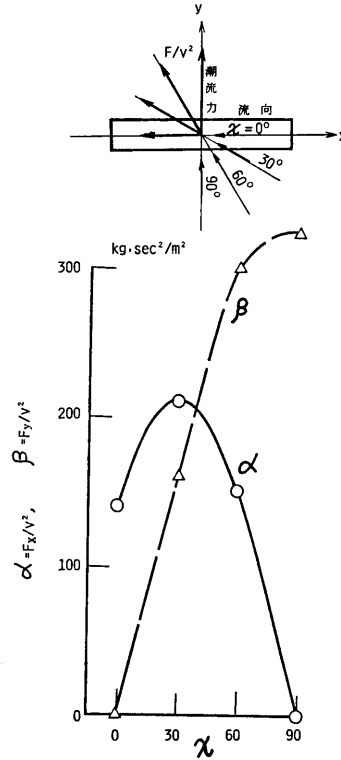


図 3.72 模型に働く潮流力と流向との関係

今、流向が 0° 及び 90° の場合の値を用いると X 方向及び Y 方向の潮流力は次式で求められる。

$$F_x = 141V^2 \text{ (kg)}$$

$$F_y = 322V^2 \text{ (kg)}$$

ここで、V は潮流速度 (m/sec) である。

これに前述の推算手法を導入すると、

$$F_x = 141V^2 = \{7 \times C_{D_H}^x + 7 \times 41C_{D_H}^y\} \times 0.5\rho V^2 A$$

$$F_y = 322V^2 = \{42 \times C_{D_H}^y + 42 \times 6C_{D_H}^x\} \times 0.5\rho V^2 A$$

と書ける。ここで、投影面積 (A) = 0.047m²、流体密度 (ρ) = 102kg sec²/m⁴ である。

そこで、1/8分割模型実験にて得られた結果として1番目の抗力係数が円柱浮体の配列に関係なく 0.6~0.8 であったので $C_{D_H}^x = C_{D_H}^y = 0.75$ として代入すると、 $C_{D_H}^x = 0.19$ 及び $C_{D_H}^y = 0.46$ が得られる。

この値は、実験で得られた2番目以降の抗力係数が

0.16~0.32 であることから判断すると、 $C_{DA}^{(A)}$ は大略妥当な値になっているが、 $C_{DA}^{(B)}$ は多少過大な値となっていることが判る。

(2) 実機の潮流力の推定法及び推定

まず、流入角(χ)が 0° の場合の超臨界レイノルズ数における潮流力は、水槽模型実験の結果に基づいて、 $C_{DA}^{(B)}$ を 0.5 と設定し、 $C_{DA}^{(A)}$ は前述の結果に基づいて 0.2 と設定する。

したがって、流入角が 0° の場合に全体浮体に働く x 軸方向の潮流力は、

主滑走路用浮体

$$F_x^{(A)}(\chi=0^\circ) = \{56 \times C_{DA}^{(B)} + 56 \times 332 C_{DA}^{(A)}\} \times 0.5 \rho AV^2 = 8.523 V^2 \text{ (tf)}$$

補助滑走路用浮体

$$F_x^{(B)}(\chi=0^\circ) = \{26 \times C_{DA}^{(B)} + 26 \times 256 C_{DA}^{(A)}\} \times 0.5 \rho AV^2 = 3.060 V^2 \text{ (tf)}$$

にて推定することができる。

流入角の変化及び y 軸方向の潮流力は、図 3.72 を参照して、次式にて推定することができる。

主滑走路用浮体

$$F_y^{(A)}(\chi=0^\circ) = 0 \\ F_x^{(A)}(\chi=90^\circ) = 0$$

$$F_y^{(A)}(\chi=90^\circ) = F_x^{(A)}(\chi=0^\circ) \times \frac{322}{141} \text{ (tf)}$$

補助滑走路用浮体

$$F_x^{(B)}(\chi=45^\circ) = F_x^{(B)}(\chi=0^\circ) \times \frac{195}{141} \text{ (tf)}$$

$$F_y^{(B)}(\chi=45^\circ) = F_x^{(B)}(\chi=0^\circ) \times \frac{240}{141} \text{ (tf)}$$

以上は要素浮体の表面が滑面の場合であり、表面の

表 3.23 全体浮体に働く潮流力

状態 分力		単位 (ton)					
		主滑走路用			補助滑走路用		
流入角		0°	45°	90°	0°	45°	90°
N1	Fx	1,010	-	-	-	501	-
	Fy	0	-	-	-	618	-
N2	Fx	1,361	-	-	-	675	-
	Fy	0	-	-	-	832	-
N3	Fx	1,533	-	-	-	760	-
	Fy	0	-	-	-	937	-
N4	Fx	2,061	-	-	-	1,022	-
	Fy	0	-	-	-	1,260	-
N5	Fx	2,061	-	-	-	1,022	-
	Fy	0	-	-	-	1,260	-
A1	Fx	12,880	-	0	-	6,395	-
	Fy	0	-	622	-	7,156	-
A3	Fx	11,624	-	-	-	5,050	-
	Fy	0	-	-	-	5,651	-

粗度を考慮した場合の潮流力は、3.3.1 の (2), ii), ρ) において求めた結果を用いて滑面時の 1.43 倍とすればよいといえる。

以上の推定法を用いて実機の主滑走路用及び補助滑走路用浮体に作用する潮流力を前述の気象・海象条件に対応する値を推算すると、表 3.23 のようになる。この表において出会角が 0° とは浮体の長手方向からの流れであり、 F_x は浮体の長手方向に働く潮流力で、 F_y はそれに直角方向に働く潮流力である。

3.4 全体浮体に働く外力の推定

本章では、既に設定された自然環境条件下において全体浮体に働く外力として、風荷重、波浪外力、潮流力について調査検討し、その値を設定した。すなわち、まず、既存資料によって諸外力の概略値の推定を行なうとともに、その推定精度の向上を計るに必要な問題点を抽出し、次いで、問題点の解明のための模型実験を実施し、得られた成果を用いて外力を推定した。ここにはその最終推定値をまとめ、以下に示す。

3.4.1 風荷重の推定値

表 3.24 に風荷重の推定値を示す。この値は表 2.15 で設定した各気象・海象状態に対応する風速 (平均風速) に対して設定されたものである。風速の時間変動あるいは場所的不均一性による効果は別の章にて検討することとする。

表 3.24 全体浮体に働く風荷重

状態 分力		単位 (ton または t0n-m)					
		主滑走路用			補助滑走路用		
出会角		0°	45°	90°	0°	45°	90°
N1	Fx	100	60	10	60	40	0
	Fy	0	100	170	0	70	120
	M	1x10 ⁴	5x10 ⁴	1x10 ⁴	0	2x10 ⁴	0
N2	Fx	200	170	20	120	80	0
	Fy	0	210	350	0	140	250
	M	1x10 ⁴	10x10 ⁴	1x10 ⁴	0	5x10 ⁴	0
N3	Fx	280	230	30	160	110	0
	Fy	0	290	490	0	190	350
	M	2x10 ⁴	14x10 ⁴	2x10 ⁴	0	5x10 ⁴	0
N4	Fx	730	590	70	420	280	0
	Fy	10	750	1,270	0	500	900
	M	5x10 ⁴	36x10 ⁴	5x10 ⁴	0	12x10 ⁴	0
N5	Fx	1,770	1,450	160	1,020	690	0
	Fy	30	1,820	3,090	0	1,230	2,190
	M	13x10 ⁴	87x10 ⁴	12x10 ⁴	0	29x10 ⁴	0
A1	Fx	7,090	5,800	640	4,070	2,750	0
	Fy	100	7,280	12,370	0	4,900	8,760
	M	52x10 ⁴	349x10 ⁴	50x10 ⁴	0	115x10 ⁴	0

3.4.1 波浪外力の推定値

全体浮体に働く波浪外力は 3.2 で述べたように波の周波数及び波の入射角の変化に対して激しく変化するが、それを実効値の意味で平滑化した値として取り扱うことにする。その推定値は図 3.47 及び図 3.48 に

表 3.25 全体浮体に働く波漂流力

浮体 状態 出 成分力		単位 (ton)					
		主 滑 走 路 用			補 助 滑 走 路 用		
		0°	45°	90°	0°	45°	90°
N1	Fx	40	70	0	20	50	0
	Fy	0	70	120	0	50	90
N2	Fx	90	200	0	50	120	0
	Fy	0	200	340	0	120	220
N3	Fx	160	340	0	80	210	0
	Fy	0	340	590	0	210	390
N4	Fx	250	560	0	120	320	0
	Fy	0	560	960	0	320	590
N5	Fx	710	1,640	0	340	810	0
	Fy	0	1,640	2,800	0	810	1,470
A1	Fx	1,570	2,370	0	760	770	0
	Fy	0	2,370	4,060	0	770	1,410

示すごとくである。

全体浮体に働くもう一つの波力である波漂流力に関する推定値を表 3.25 に示す。この値は表 2.15 で設定した各気象・海象状態に対応する波高と波周期に対して設定されたものである。

3.4.3 潮流力の推定値

表 3.26 に潮流力の推定値を示す。

表 3.26 全体浮体に働く潮流力

浮体 状態 出 成分力		単位 (ton)					
		主 滑 走 路 用			補 助 滑 走 路 用		
		0°	45°	90°	0°	45°	90°
N1	Fx	1,010	-	-	-	500	-
	Fy	0	-	-	-	620	-
N2	Fx	1,360	-	-	-	680	-
	Fy	0	-	-	-	830	-
N3	Fx	1,530	-	-	-	760	-
	Fy	0	-	-	-	940	-
N4	Fx	2,060	-	-	-	1,020	-
	Fy	0	-	-	-	1,260	-
N5	Fx	2,060	-	-	-	1,020	-
	Fy	0	-	-	-	1,260	-
A1	Fx	12,880	-	0	-	6,400	-
	Fy	0	-	620	-	7,160	-
A3	Fx	11,620	-	-	-	5,050	-
	Fy	0	-	-	-	5,650	-

第 3 章関係の参考文献

- 1) S. F. Hoerner; Fluid Dynamic Drag, 1965.
- 2) 耐風設計指針及び解説, 本州四国連絡橋技術調査, 第 1 次報告書付属資料, 1964.
- 3) 水理公式集, 土木学会。
- 4) 巻幡他; 集合円突の風圧力に関する風洞実験, 日立造船技報, Vol. 38, No. 3, 1977.
- 5) 海洋構造物設計指針 (案) 解説, 土木学会, 昭和 48 年 8 月。
- 6) 岡内巧他; 耐風構造。
- 7) Odd. A. Olsen; Wind Wave and Current Force on Offshore Structures, The Technology of Offshore Drilling Completion and Production, Section, 3, 1975.
- 8) 岡島厚; 高レイノルズ数における直列 2 本円柱の静的空力特性, 九州大学応用力学研究所報,

第 45 号, 昭和 52 年。

- 9) 巻幡他; 複数パイルに働く潮流力に関する一実験, 土木学会, 第 28 回年次学術講演会, 講演概要集, 第 2 部。
- 10) R. P., Wallis and others; Resistance to Flow Through Nests of Tubes, Engang, Vol. 146, Nov., 1938.
- 11) 有田他; 多列円柱構造物に作用する潮流力について, 橋梁構造工学研究発表会。
- 12) 流体力学 I, 基礎工学講座, 岩波書店。
- 13) 本州四国連絡橋 耐風設計基準 (1976) 同解説, 本四連絡公団, 昭和 51 年 3 月。
- 14) Davenport, A. G.; Rational for Determining Design Wind Velocities, Proc., A.S.C.E., Vol. 86, No. 5, 1960.
- 15) 鋼構造物の耐風設計, 日本鋼構造協会。
- 16) P. Bradshaw, F. Y. Wong; The Reattachment and Relaxation of a Turbulent Shear Layer, J. Fluid Mech., Vol. 52, 1972.
- 17) 新井他; 箱型船の流体力について, 日本造船学会論文集, 第 137 号, 昭和 50 年 6 月。
- 18) Faltinsen, C. M., Michelsen, F. C.; Motion of Large Structure in Waves at Zero Froude Number, International Symposium on the Dynamics of Marine Structures and Vehicles in Waves, Paper No. 11, 1974.
- 19) 大楠丹; 多数の浮体で支持された海洋構造物に作用する波力について, 西部造船会会報, 第 51 号, 昭和 50 年 11 月。
- 20) Maruo, H.; The Drift of a Body Floating on Waves, Journal of Ship Research Vol. 4, No. 3, 1960.
- 21) Wehausen, J. V.; The Motion of Floating Bodies, Annual Review of Fluid Mechanics, Vol. 3, 1971.
- 22) 別所正利; 固定筒体に及ぼす波の圧力に就いて, 日本造船協会論文集, Vol. 101, 1957.
- 23) Ursell, F.; The Effect of Fixed Vertical Barrier on Surface Waves in Deep Water, Proc. Cambridge Phil. Soc. 43, 1949,
- 24) 大楠丹; 複数本の鉛直円柱に働く波力について, 日本造船学会論文集, 第 131 号, 昭和 47 年 5 月。
- 25) John Miles and Freeman Gilbert; Scattering of Gravity Waves by a Circular Dock, J.F.M. Vol. 34, Part 4, 1968.
- 26) Goda, Y.; Wave Forces on a Vertical Cylinder, Report of Port and Harbour Technical Research Institute, 1964.
- 27) Evans, D. J.; Analysis of Wave Force Data, OTC 1005.
- 28) 白橋英憲他; 円柱構造物の風圧力分布について, 構造物の耐風性に関する第 3 回シンポジウム論文集, 1974 年 12 月。

- 28) 岡本哲史他；一様流に平行な平面に垂直に置かれた有限長円柱の流れに関する実験的研究，日本機械学会論文集，第2部，38巻，313号，昭和47年9月。
- 30) 伊藤英覚；一様流れの中の物体の抵抗，水工学便覧。
- 31) 種子田定俊他；円柱後方の逆風域の測定，九州大学応用力学研究所報第36号，昭和47年。
- 32) 船川正哉他；ダクト内の管群による共鳴，日本機械学会論文集，第1部，35巻，275号，昭和44年7月。
- 33) 田中拓；水面を直進する直立円柱の性質について，日本造船学会誌，No. 505，昭和46年7月。

第4章 浮体の挙動及び係留力の推定法

浮体式海上空港は長大な滑走路部（上部構造体）を多数の要素浮体で水面上に持ち上げる構造様式である。この様な構造様式を有する構造物では、各要素浮体間に複雑な流体力学的な相互干渉が存在する。また、全体を巨視的に見ると、薄い構造物になって波浪中における挙動を剛体として取り扱っては不十分で、弾性体として取り扱う必要があるといえる。

さらに、構造物を定位置に保持させる係留装置（ドルフィン・ダンパー方式）は強い非線形性を有しているため、その影響が構造物の挙動に顕著に現われてくるものと考えられる。

そこで、本章では、浮体式海上空港の波浪中における挙動及び係留力に関して縮尺模型を用いた水槽実験を行い、その実験結果に基づいて浮体式海上空港の波浪中における挙動及び係留力を理論的に推算する手法を確立するための運動方程式の組立て、運動方程式の諸係数及び推算手法の検証を行う。なお、気象・海象条件は第2章において設定されており、それらの条件下における波浪外力、風荷重及び潮流力などの諸外力は第3章において設定されている。

縮尺模型を用いた水槽実験を実施するに当っては浮体全体を模型化すると実験施設及び実験技術の面において多くの問題が生じるため、これまでの実績を考慮して縮尺を約 1/30 とし、全体の部分模型を用いて波浪中における水槽実験を行った。なお、供試模型の剛性は想定実機とほぼ相似な弾性体模型とし、また、係留系の非線形性についても出来得る限り想定実機に相似にさせた。

4.1 浮体の流体力学的特性の推定

浮体式海上空港（以後全体浮体という）の波浪中における挙動及び係留ドルフィンに作用する係留力を理論的に推定するために、全体浮体の6自由度の運動方程式を組立て、運動方程式の諸係数などを設定する。全体浮体の流体力係数を設定するために、まず、建造ユニット模型の自由動揺実験によって要素浮体間の流体力学的な相互干渉が流体力係数に及ぼす影響を調査し、つぎに、有限要素法による理論計算結果と縮尺模型による強制動揺試験結果との比較検討を行い、最後に、これらの結果に基づいて要素浮体の流体力係数を設定した。

(70)

なお、全体浮体の波浪中における挙動及び係留力を推算するための運動方程式を組み立てるに際して、全体浮体の6自由度の挙動は剛体と仮定し、鉛直面内の挙動に現われる全体浮体の弾性変形の影響は別途考慮することとした。

4.1.1 運動方程式

運動方程式を組立てるに際して、全体浮体の座標系を図4.1のように設定する。全体浮体のX、Y及びZ軸方向の変位（前後動、左右動、上下動）及びX、Y及びZ軸まわりの回転（横揺れ、縦揺れ、船首揺れ）をそれぞれ x, y, z 及び φ, θ, ψ とする。

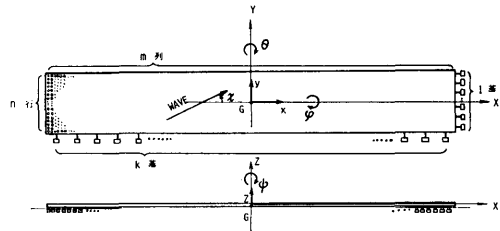


図 4.1 全体浮体の座標系

要素浮体は図4.1に示すように n 行 m 列であり、係留ドルフィンは浮体の長辺及び短辺に沿ってそれぞれ k 基及び l 基である。また、波入射角 (α) は図4.1に示すようにとる。

全体浮体の挙動を支配する6自由度の運動方程式を組立てるに当って、次の仮定を設ける。

- イ) 全体浮体は6自由度とも剛体とする。
- ロ) 係留ドルフィンに作用する係留力は水平方向にのみ作用する。
- ハ) 係留系による減衰力は線形として取扱える。

運動方程式は、一般性をもたせるために連成項を含めて次の様に設定する。

$$\begin{aligned}
 \text{前後動: } & (M + A_{xx})\ddot{x} + B_{xx}\dot{x} + \frac{A_{x\theta}}{g}\ddot{\theta} + \frac{B_{z\theta}}{g}\dot{\theta} \\
 & + \sum_{j=1}^l \{B_m \xi_j + f(\xi_j)\} = F_x \\
 \text{左右動: } & (M + A_{yy})\ddot{y} + B_{yy}\dot{y} + \frac{A_{y\varphi}}{g}\ddot{\varphi} + \frac{B_{y\varphi}}{g}\dot{\varphi} \\
 & + \sum_{i=1}^k \{B_m \eta_i + f(\eta_i)\} = F_y \\
 \text{上下動: } & (M + A_{zz})\ddot{z} + B_{zz}\dot{z} + C_{zz}z = F_z \\
 \text{横揺: } & (I_\varphi + A_{\varphi\varphi})\ddot{\varphi} + B_{\varphi\varphi}\dot{\varphi} + C_{\varphi\varphi} \\
 & + \frac{A_{\varphi y}}{g}\ddot{y} + \frac{B_{\varphi y}}{g}\dot{y} = M_\varphi
 \end{aligned}$$

$$\left. \begin{aligned}
 \text{縦揺: } & (I_0 + A_{\theta\theta})\ddot{\theta} + B_{\theta\theta}\dot{\theta} + C_{\theta\theta}\theta \\
 & + \underline{A_{\theta x}\ddot{x} + B_{\theta x}\dot{x}} = M_\theta \\
 \text{船首揺: } & (I_\phi + A_{\phi\phi})\ddot{\phi} + B_{\phi\phi}\dot{\phi} \\
 & + \sum_{i=1}^k X_{mi}\{B_m\dot{\eta}_i + f(\eta_i)\} \\
 & - \sum_{j=1}^l Y_{mj}\{B_m\dot{\xi}_j + f(\xi_j)\} = M_\phi
 \end{aligned} \right\} \quad (4.1)$$

ここで、

- M : 全体浮体の質量
 I_ϕ, I_θ, I_ψ : 全体浮体の各モードの慣性モーメント
 $A_{xx}, A_{yy}, \dots, A_{\phi\phi}$: 全体浮体の各モードの付加質量
 $B_{xx}, B_{yy}, \dots, B_{\phi\phi}$: 全体浮体の各モードの減衰係数
 $C_{zz}, C_{\phi\phi}, C_{\theta\theta}$: 全体浮体の各モードの復原力係数
 $A_{x\theta}, A_{y\phi}, A_{\phi y}, A_{\theta x}$: 全体浮体の各モードの連成付加質量
 $B_{x\theta}, B_{y\phi}, B_{\phi y}, B_{\theta x}$: 全体浮体の各モードの連成減衰係数
 F_x, F_y, F_z : 全体浮体の各モードの外力
 M_ϕ, M_θ, M_ψ : 全体浮体の各モードのモーメント
 B_m : 各係留ドルフィンの減衰係数
 ξ_j : 各係留点の X 方向変位 ($=x - \psi Y_j$)
 η_i : 各係留点の Y 方向変位 ($=y + \psi X_i$)
 $f(\xi_j), f(\eta_i)$: 各係留ドルフィンの復原力係数
 X_{mi}, Y_{mj} : 各係留ドルフィンの X, Y 座標
 $\ddot{x}, \ddot{y}, \ddot{z}, \dots, \ddot{\phi}$: 全体浮体の各モードの加速度
 $\dot{x}, \dot{y}, \dot{z}, \dots, \dot{\phi}$: 全体浮体の各モードの速度

なお、全体浮体は非常に長大であるため、波長は浮体の長さに対して極端に短いため横揺れ及び縦揺れを多少起しても (4.1) 式の $\underline{\hspace{2cm}}$ 印の前後動と縦揺れ及び左右動と横揺れとの連成項は無視することができる。

4.1.2 流体力係数

(4.1) 式に示す式を用いて全体浮体の挙動を推算するためには、全体浮体の各流体力 (A_{xx}, B_{xx} 等) を設定する必要がある。そのために、まず、要素浮体の流

体力を設定し、つぎに、その値を用いて全体浮体の流体力を設定する手法を用いる。なお、要素浮体の流体力は、有限要素法による理論計算結果に縮尺模型による強制動揺実験結果を加味して設定する。

(1) 要素浮体の流体力係数

円柱型及びフーティング型の 2 種類の要素浮体に対する流体力係数については、理論及び実験面から調査することとした。なお、要素浮体の形状は、円柱型及びフーティング型とも軸対称であるため縦揺れと横揺れ及び前後動と左右動が同じモードの挙動になる。したがって、要素浮体の流体力係数としては、前後動、上下動及び縦揺れの 3 つのモードについて調べればよいことになる。

a) 理論計算

ここで用いる計算手法は一般によく用いられる有限要素法であり、その手法は軸対称の浮体の周囲の流体領域を浮体近傍の領域 (内部領域) と、その外側に無限に広がる領域 (外部領域) とに分割し、外部領域において求められた解析解と滑らかに接続させながら境界条件を満足するような有限要素解を内部領域で求めるものである。

要素浮体の運動の各モードの流体力係数は、次式によっている。

$$\left. \begin{aligned}
 \text{前後動: } & \bar{a}_{xx} = \frac{a_{xx}}{\rho V}, & \bar{b}_{xx} &= \frac{b_{xx}}{\rho \omega V} \\
 \text{上下動: } & \bar{a}_{zz} = \frac{a_{zz}}{\rho V}, & \bar{b}_{zz} &= \frac{b_{zz}}{\rho \omega V} \\
 \text{縦揺れ: } & \bar{a}_{\theta\theta} = \frac{a_{\theta\theta}}{\rho V d^2}, & \bar{b}_{\theta\theta} &= \frac{b_{\theta\theta}}{\rho \omega V d^2} \\
 \text{前後動と縦揺との連成: } & \bar{a}_{x\theta} = \frac{a_{x\theta}}{\rho V d}, & \bar{b}_{x\theta} &= \frac{b_{x\theta}}{\rho \omega V d}
 \end{aligned} \right\} \quad (4.2)$$

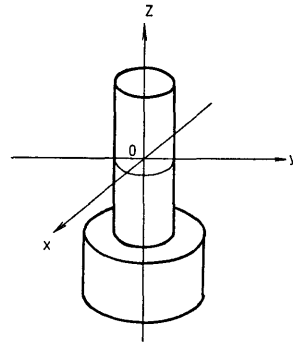


図 4.2 要素浮体の座標系

ここで、

$\bar{a}_{xx}, \bar{b}_{xx}, \dots, \bar{b}_{x\theta}$: 要素浮体の流体力係数

$a_{xx}, b_{xx}, \dots, b_{x\theta}$: 要素浮体の流体力

ρ : 流体力の密度 d : 要素浮体の喫水

V : 要素浮体の排水容積 ω : 運動の円周波数

である。ただし、縦揺れの回転軸は、図 4.2 に示す要素浮体の座標系の x または y 軸（静水面上にある）である。

各モードに対する要素浮体の流体力係数の理論計算

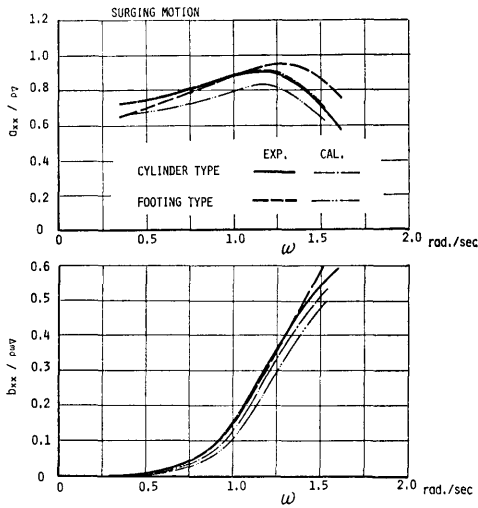


図 4.3 前後動モードの付加質量係数及び減衰係数

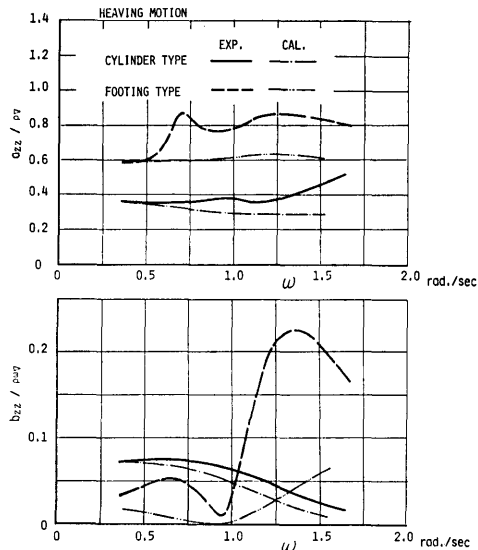


図 4.4 上下モードの付加質量係数及び減衰係数

(72)

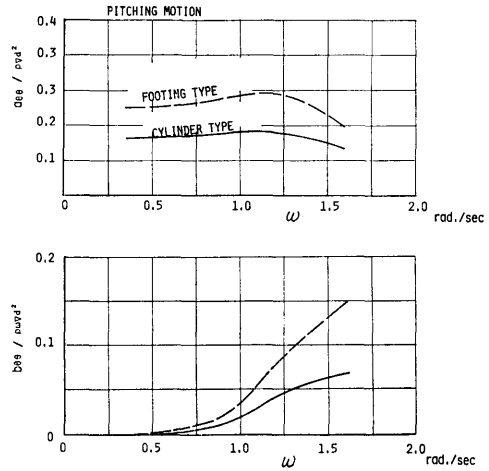


図 4.5 縦揺れモードの付加慣性モーメント係数及び減衰係数

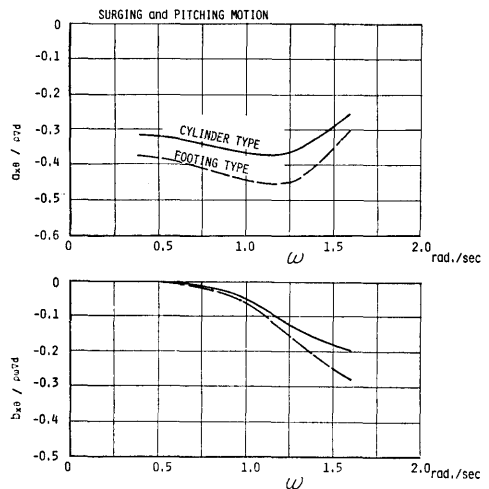


図 4.6 前後動と縦揺れとの連成付加質量係数及び減衰係数

結果を図 4.3 から図 4.6 までに示す。

b) 強制動揺実験

理論計算によって要素浮体の流体力係数を求めたが、フーティング型要素浮体はフーティング部を有しているため、粘性に基づく造渦の影響が無視できないものと考えられる。したがって、縮尺模型による要素浮体の強制動揺実験を実施し、理論計算で求めた流体力係数の検証を行うこととした。

i) 供試模型

実験に使用した供試模型は、実機を 1/6 に縮尺した円柱型及びフーティング型要素浮体模型と縮尺影響を

調査するために 1/32.6 に縮尺した円柱型要素浮体模型である。

ii) 実験状態

全体浮体は、非常に長いので、全体浮体が縦揺れ及び横揺れを多少起しても要素浮体としては上下動だけをしているものと考えてよい。したがって、要素浮体の強制動揺は前後動及び上下動のモードについて行えばよいことになる。

なお、強制動揺振幅は実機に換算して前後動と上下動のモードとも 0.4 m であり、振幅影響を調べるために動揺振幅を 0.3 m 及び 0.2 m についても実験した。また、水深は実機対応で 20.0 m である。

iii) 実験結果及び考察

強制動揺実験で得られた結果の主なものを理論計算結果との比較で図 4.3 から図 4.6 に示す。これらの図から次の諸点が究明された。

イ) 前後動モードについては、円柱型及びフーティング型要素浮体とも、付加質量係数及び減衰係数ともに理論値と実験値とが非常によく一致している。したがって、要素浮体の前後動モードについては、その変位量が要素浮体の直径の約 1/20 以下であれば、流体力係数は理論計算によって推算しても充分なる精度が保たれることを確認した。

ロ) 上下動モードについては、付加質量係数及び減衰係数ともに実験値が理論値より相当大きい値を示す。特に、フーティング型要素浮体の減衰係数は理論値との差が大きい、その要因としては粘性に基づく造渦影響が考えられる。したがって、上下動モードの流体力係数としては、理論値を実験値で修正した値を使用する必要がある。

ハ) 強制動揺実験時の動揺振幅は、実機対応で 0.2 ~ 0.4 m の範囲であったため、動揺振幅が流体力係数に及ぼす影響が見られず、流体力係数としては粘性に基づく成分を考慮して線形として実機に適用すればよいといえる。

ニ) 円柱型要素浮体を用いて縮尺が流体力係数に及ぼす影響を調査したが、本実験の範囲内では顕著な差異が見受けられなかった。それは、縮尺影響つまりレイノルズ数の影響を受ける表面摩擦成分がポテンシャル流や造渦に基づく直圧力成分に比して小さいためであったものと考えられる。

c) 要素浮体の流体力係数の設定

理論計算及び強制動揺実験の結果から、要素浮体の流体力係数を次のように設定する。

i) 前後動モードの流体力係数

図 4.3 から判断して理論値と実験値とがよく一致しているため、理論値を適用する。

ii) 上下動モードの流体力係数

図 4.4 から判断して、理論値が実験の現象を完全にはとらえていないため、本調査では実験値を適用する。

(2) 全体浮体の流体力係数

全体浮体の流体力係数は、単に要素浮体の流体力係数を算術和しただけでよいかを検証するために、建造ユニット模型の自由動揺実験を行い、要素浮体間の流体力学的な相互干渉影響を調べて設定することにする。

なお、建造ユニット模型の自由動揺実験から得られる固有周期及び減減曲線を用いて付加質量係数及び減衰係数に及ぼす要素浮体間の相互干渉影響が調査できる。

a) 建造ユニット模型の自由動揺実験

実機の建造ユニット（長さ 300 m、幅 60 m）を 1/33.3 に縮尺した建造ユニット模型を用いて、平水中において上下動、横揺れ及び縦揺れのモードのそれぞれについて自由動揺実験を実施した。

その結果として、上下動、横揺れ及び縦揺れのモードのそれぞれに関する動揺の固有周期及び減減曲線が得られた。各モードの固有周期は下記の値である。

$$\left. \begin{array}{l} \text{上下動モードの固有周期 (模型): } 1.57 \text{ 秒} \\ \text{横揺れモードの固有周期 (模型): } 2.19 \text{ 秒} \\ \text{縦揺れモードの固有周期 (模型): } 1.65 \text{ 秒} \end{array} \right\}$$

(4.3)

各モードの減減曲線は、図 4.7、図 4.8 及び図 4.9 に示す。

一般に α モードの自由動揺を線型化した運動方程式は、

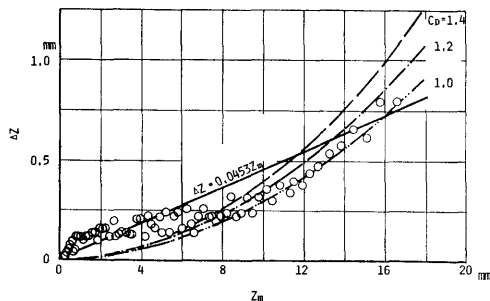


図 4.7 建造ユニット模型の上下動時の減減曲線

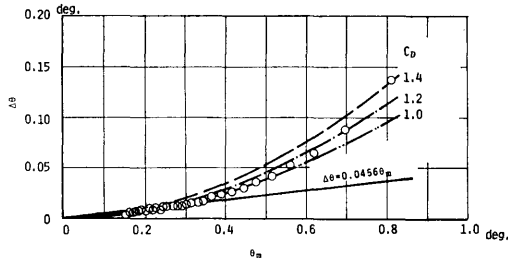


図 4.8 建造ユニット模型の縦揺れ時の減減曲線

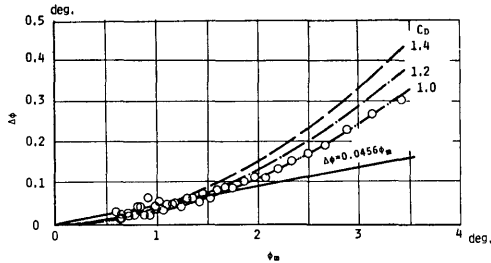


図 4.9 建造ユニット模型の横揺れ時の減減曲線

$$A_\alpha \ddot{\alpha} + B_\alpha \dot{\alpha} + C_\alpha \alpha = 0 \quad (4.4)$$

と書き表わされ、その時の固有周期及び減減係数は、

$$\left. \begin{aligned} \text{固有周期: } T_\alpha &= 2\pi \sqrt{\frac{A_\alpha}{C_\alpha}} \\ \text{減減係数: } \Delta\alpha/\alpha_m &= \frac{\pi B_\alpha}{2\sqrt{A_\alpha C_\alpha}} \end{aligned} \right\} \quad (4.5)$$

で書き表わすことができる。そこで(4.4)式及び(4.5)式を用いて建造ユニット模型の平水中における自由揺動時の固有周期及び減減係数を推算することにする。

まず、(4.4)式に示す建造ユニット模型の線形運動方程式の諸係数は、要素浮体間の相互干渉効果を見無視して前述の4.1.2のc)で設定した要素浮体の流体力係数を単に算術和して次のように表わすことにする。

上下動のモード

$$\left\{ \begin{aligned} A_z &= \sum_i \sum_j (\rho V + a_{zz}) \\ B_z &= \sum_i \sum_j b_{zz} \\ C_z &= \sum_i \sum_j \rho g A_{oi} \end{aligned} \right.$$

横揺れのモード

$$\left\{ \begin{aligned} A_\varphi &= \sum_i \sum_j (\rho V k_{\varphi x}^2 + Y_i^2 a_{zz} \\ &\quad + a_{\varphi\varphi} + 2\overline{OG_u} \cdot a_{y\varphi} + \overline{OG_u}^2 \cdot a_{yy}) \\ B_\varphi &= \sum_i \sum_j (Y_j^2 b_{zz} \\ &\quad + b_{\varphi\varphi} + 2\overline{OG_u} \cdot b_{y\varphi} + \overline{OG_u}^2 \cdot b_{yy}) \\ C_\varphi &= \sum_i \sum_j \rho g V \cdot GM_i \end{aligned} \right.$$

(74)

縦揺れのモード

$$\left\{ \begin{aligned} A_\theta &= \sum_i \sum_j (\rho V k_{\theta y}^2 + X_i^2 a_{zz} \\ &\quad + a_{\theta\theta} - 2\overline{OG_u} \cdot a_{x\theta} + \overline{OG_u}^2 \cdot a_{xx}) \\ B_\theta &= \sum_i \sum_j (X_i^2 b_{zz} \\ &\quad + b_{\theta\theta} - 2\overline{OG_u} \cdot b_{x\theta} + \overline{OG_u}^2 \cdot b_{xx}) \\ C_\theta &= \sum_i \sum_j \rho g V \cdot GM_i \end{aligned} \right. \quad (4.6)$$

ここで、

$a_{zz}, b_{zz}, \dots, b_{xx}$: 要素浮体の流体力

g : 重力加速度

A_w : 要素浮体の水線面積

k_{xx} : 建造ユニット模型の横慣動半径

k_{yy} : 建造ユニット模型の縦慣動半径

\overline{GM}_i : 建造ユニット模型の重心と横メタセンターとの距離

\overline{GM}_i : 建造ユニット模型の重心と縦メタセンターとの距離

$\overline{OG_u}$: 建造ユニット模型の重心と静止水面との距離

X_i : 要素浮体のX座標

Y_j : 要素浮体のY座標

また、要素浮体が軸対称であるために

$$a_{yy} = a_{xx}, \quad a_{\varphi\varphi} = a_{\theta\theta}, \quad a_{y\varphi} = -a_{x\theta}$$

$$b_{yy} = b_{xx}, \quad b_{\varphi\varphi} = b_{\theta\theta}, \quad b_{y\varphi} = -b_{x\theta}$$

である。ただし、横揺れ及び縦揺れのモードの慣動半径 k_{xx} 及び k_{yy} は建造ユニット模型の上部構造は均一質の薄い平板と仮定して次式で求める。

$$\left. \begin{aligned} \text{横慣動半径: } k_{xx} &= B/\sqrt{12} = 0.49 \text{ m} \\ \text{縦慣動半径: } k_{yy} &= L/\sqrt{12} = 2.57 \text{ m} \end{aligned} \right\} \quad (4.7)$$

ここで、 B は建造ユニット模型の幅で、 L は建造ユニット模型の長さである。また、重心・メタセンター距離 \overline{GM}_i 及び \overline{GM}_i は建造ユニット模型の平水中における傾斜試験によって求めた値を用いる。その値は次の通りである。

$$\left. \begin{aligned} \text{重心と横メタセンターとの距離:} \\ \overline{GM}_i &= 0.407 \text{ m} \\ \text{重心と縦メタセンターとの距離:} \\ \overline{GM}_i &= 18.73 \text{ m} \end{aligned} \right\} \quad (4.8)$$

また、(4.6)式の簡略化を計る。それは、建造ユニット模型で長さ及び幅に対して高さが小さいことを考慮して(4.6)式の————印を施した項を省略し、建造ユニット模型の横揺れ及び縦揺れのモードの挙動は要素浮体の上下動モードとしてとらえることにする。

表 4.1 建造ユニット模型の固有周期
と減減係数

モード	固有周期(sec)		減減係数
	実験値	理論値	
上下動	1.57	1.62	0.0453
横揺れ	2.19	2.05	0.0456
縦揺れ	1.65	1.63	0.0456

以上において設定された値と上下動モードの付加質量係数及び減減係数を(4.5)式及び(4.6)式に代入して建造ユニット模型の各モードの固有周期及び減減係数を求めた結果を表4.1に示す。

この各モードの減減係数を、平水中における自由動揺実験にて求めた各モードの減減曲線の図4.7から図4.9に実線で図中に直線で示す。

また、建造ユニット模型では各モードの固有周期が理論値と実験値とはよく一致し、図4.7から図4.9によれば比較的振幅の小さい範囲では各モードの減減係数が理論と実験とはよく一致することが判明した。

したがって、要素浮体の上下動モードの流体力係数を単に加算して求めた建造ユニット模型の流体力係数を用いて建造ユニット模型の平水中における自由動揺実験時の固有周期及び減減係数を推算した結果、相当な精度で推算可能であることがわかったので、要素浮体が4本×19本程度の建造ユニット模型では、要素浮体間の相互干渉を無視し、全体浮体の横揺れ及び縦揺れのモードの挙動は各要素浮体の上下動モードとして考えても充分であることが確認された。

つぎに、建造ユニット模型の平水中における自由動揺実験によって確認された事項は、そのまま全体浮体についても適用可能であるかを検討する。

建造ユニット浮体は全体浮体に比して要素浮体の数が極端に少ないが、要素浮体間の相互干渉は遠く離れた要素浮体との間にはほとんど無視できるので、相互干渉は比較的近くの要素浮体間にのみ存在するといえる。したがって、建造ユニット模型の平水中における自由動揺実験の結果において要素浮体間の相互干渉を無視してもよいということは、前述のことから全体浮体に対しても要素浮体間の相互干渉影響を無視してよいことになる。また、全体浮体は建造ユニット浮体に対して長さ及び幅が極端に大きくなるので、建造ユニット浮体の場で確認された横揺れ及び縦揺れのモードの流体力係数が要素浮体の上下動モードの流体力係数のみで表わすことについては、全体浮体についても充分適用可能であるといえる。

b) 全体浮体の流体力係数の設定

全体浮体の流体力係数は、前述のごとく要素浮体の流体力係数の単純加算及び横揺れと縦揺れのモードに対しては要素浮体の上下動モードの流体力係数で置換できることが確認されているので、要素浮体の流体力係数の算術和で求められる。

(4.1)式に示す線形運動方程式の諸係数は、(4.2)式及び(4.6)式の要素浮体の流体力係数を用いて次式のように書き表わすことができる。

$$\text{前後動: } A_{xx} = \sum_i \sum_j a_{xx}, \quad B_{xx} = \sum_i \sum_j b_{xx}$$

$$\text{左右動: } A_{yy} = \sum_i \sum_j a_{yy} = \sum_i \sum_j a_{xx},$$

$$B_{yy} = \sum_i \sum_j b_{yy} = \sum_i \sum_j b_{xx}$$

$$\text{上下動: } A_{zz} = \sum_i \sum_j a_{zz}, \quad B_{zz} = \sum_i \sum_j b_{zz},$$

$$C_{zz} = \sum_i \sum_j \rho g A_w$$

$$\text{横揺れ: } A_{\varphi\varphi} = \sum_i \sum_j Y_j^2 a_{zz},$$

$$B_{\varphi\varphi} = \sum_i \sum_j Y_j^2 b_{zz},$$

$$C_{\varphi\varphi} = \sum_i \sum_j \rho g Y_j^2 A_w$$

$$\text{縦揺れ: } A_{\theta\theta} = \sum_i \sum_j X_i^2 a_{zz},$$

$$B_{\theta\theta} = \sum_i \sum_j X_i^2 b_{zz},$$

$$C_{\theta\theta} = \sum_i \sum_j \rho g X_i^2 A_w$$

$$\text{船首揺れ: } A_{\psi\psi} = \sum_i \sum_j (X_i^2 + Y_j^2) a_{zz},$$

$$B_{\psi\psi} = \sum_i \sum_j (X_i^2 + Y_j^2) b_{zz}$$

$$\text{連成項: } A_{x\theta} = A_{\theta x} = \sum_i \sum_j (a_{x\theta} - \overline{OG} \cdot a_{xx}),$$

$$B_{x\theta} = B_{\theta x} = \sum_i \sum_j (b_{x\theta} - \overline{OG} \cdot b_{xx})$$

$$\text{連成項: } A_{y\varphi} = A_{\varphi y} = \sum_i \sum_j (a_{y\varphi} + \overline{OG} \cdot a_{yy})$$

$$= \sum_i \sum_j (-a_{x\theta} + \overline{OG} \cdot a_{xx})$$

$$= -A_{x\theta} = -A_{\theta x},$$

$$B_{y\varphi} = B_{\varphi y} = \sum_i \sum_j (b_{y\varphi} + \overline{OG} \cdot b_{yy})$$

$$= \sum_i \sum_j (-b_{x\theta} + \overline{OG} \cdot a_{xx})$$

$$= -B_{x\theta} = -B_{\theta x} \quad (4.9)$$

ここで、 \overline{OG} は静止水面から全体浮体の重心までの距離である。

なお、(4.9)式には連成項の係数も設定したが、実際には全体浮体は高さに比して長さ及び幅が充分大きいといえるために縦揺れと前後動及び横揺れと左右動の連成はほとんどないと考えられる。したがって、(4.1)式の—————印を施した連成項は省略して理論計算を行ってもよい。

c) 上下動, 横揺れ及び縦揺れのモードの減衰力係数の非線形特性

要素浮体の強制動揺実験及び建造ユニット模型の平水中における自由動揺実験においては, 各モードの運動振幅は実機対応で 0.4~0.5m 程度で大振幅の挙動を起していない。しかしながら, 図 4.7 から図 4.9 に示す上下動, 横揺れ及び縦揺れのモードの減減曲線を見ると, 挙動振幅が大きくなると明らかに非線形性を示している。したがって, 全体浮体に比して小さい面積を有する建造ユニット模型及び部分模型の挙動を推算する場合は図 4.7 から図 4.9 に直線で示す線形減衰係数を適用すると同調付近の大振幅の動揺時の推算が過大な値になることが予想される。

そこで, 建造ユニット模型及び部分模型の波浪中における動揺応答特性の推算には要素浮体の強制動揺実験によって求めた線形減衰係数は不充分であると考えて非線形減衰係数を導入した運動方程式によって求める必要がある。

したがって, 非線形の自由動揺の運動方程式として, 線形の自由動揺の運動方程式 (4.4) 式に次式のような非線形の減衰力項を導入する。

$$A_a \ddot{\alpha} + B_a \dot{\alpha} + B'_a |\dot{\alpha}| \dot{\alpha} + C_a \alpha = 0 \quad (4.10)$$

非線形運動方程式の第 3 項に示す減衰力項は, 建造ユニット模型及び部分浮体模型を構成する各要素浮体と水粒子との上下方向の相対速度の 2 乗に比例する非線形減衰力を導入している。

この減衰力項を上下動, 横揺れ及び縦揺れのモードについて具体的に示すと次式のように表わせる。

上下動モード:

$$\left(\sum_i \sum_j b_{zz} \right) \dot{z} + \left(\sum_i \sum_j \frac{1}{2} \rho A_b C_D \right) |\dot{z}| \dot{z}$$

横揺れモード:

$$\left(\sum_i \sum_j b_{zz} Y_j^2 \right) \dot{\phi} + \left(\sum_i \sum_j \frac{1}{2} \rho A_b C_D |Y_j^3| \right) |\dot{\phi}| \dot{\phi}$$

縦揺れモード:

$$\left(\sum_i \sum_j b_{zz} X_i^2 \right) \dot{\theta} + \left(\sum_i \sum_j \frac{1}{2} \rho A_b C_D |X_i^3| \right) |\dot{\theta}| \dot{\theta}$$

(4.11)

ここで,

\dot{z} : 上下動の速度

b_{zz} : 要素浮体の上下動モードの減衰力

$\dot{\phi}$: 横揺れの角速度

A_b : 要素浮体の底面積

$\dot{\theta}$: 縦揺れの角速度

(76)

C_D : 非線形減衰係数

X_i : 要素浮体の X 座標

Y_j : 要素浮体の Y 座標

ρ : 流体の密度

である。ただし, (4.11) 式は自由動揺に対応するもので, 水粒子速度の影響は含まれていない。

建造ユニット模型の同調付近のように大振幅の動揺を起す場合についての理論的推算を行うには, (4.11) 式に示した非線形減衰力項を含めた減衰力を用いる必要がある。そこで, 図 4.7 から図 4.9 に示す建造ユニット模型の平水中における自由動揺実験によって得られた減衰曲線を用いて大振幅の動揺範囲まで忠実に対応するように (4.11) 式の中の非線形減衰係数 (C_D) を設定することにする。

まず, (4.10) 式で示した非線形の自由動揺の運動方程式に対応する減減曲線を表わす式を次式のように 2 次式であるとする。

$$4\alpha = \frac{\pi B_a}{2\sqrt{A_a C_a}} \alpha_m + \frac{4B'_a C_a}{3A_a} \alpha_m^2 \quad (4.12)$$

つぎに, (4.11) 式の線形減衰係数 (b_{zz}) には表 4.1 において求めた理論値を適用し, 非線形減衰係数 (C_D) は, 1.0, 1.2 及び 1.4 の 3 種類の値を用いて (4.12) 式に示す減減曲線を求めて図 4.7 から図 4.9 に示し, 平水中における各モードの自由動揺実験結果と比較検討した。その結果, 非線形減衰係数を 1.0 にすると実験値とよく一致する。

したがって, 建造ユニット模型及び部分浮体模型の波浪中における各モードの挙動量を推算する場合には, 理論的に求まる線形減衰係数と $C_D=1.0$ の非線形減衰係数とを用いた減衰係数にすれば実験値をよく表わすといえる。

具体的には, 次に示す式を非線形減衰力項として (4.1) 式の左辺に加えればよい。

$$\text{上下動のモード: } \frac{1}{2} \rho A_b C_D \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n |u_z| u_z$$

$$\text{横揺れのモード: } \frac{1}{2} \rho A_b C_D \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n |u_z| u_z$$

$$\text{縦揺れのモード: } -\frac{1}{2} \rho A_b C_D \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n X_i |u_z| u_z$$

(4.13)

ただし,

ρ : 流体の密度

A_b : 要素浮体の水線面積

C_D : 非線形減衰係数 (建造ユニット及び部分浮体では 1.0)

- X_i : 要素浮体の X 座標
- Y_j : 要素浮体の Y 座標
- u_x : 要素浮体と水粒子との上下方向の相対速度
 $= \dot{z} + Y_j \dot{\phi} - X_i \dot{\theta} - \zeta_x$
- ζ_x : 水粒子の上下方向の速度

である。

4.2 自由浮体の挙動の推定法に対する実験的検証

全体浮体は多数の要素浮体によって支持された長大な構造物であるため、要素浮体間に複雑な流体力学的な相互干渉や上部構造物の弾性変形などが波浪中における全体浮体の挙動に影響を及ぼすと考えられる。

そこで、波浪中における全体浮体の挙動に及ぼすこれらの影響を解明するために弾性模型を用いて水槽実験を実施することにした。なお、水槽実験は、これまでの実績に基づくと共に、実験施設、実験技術及び結果の信頼性を考慮して、全体浮体の縮尺模型を用いず全体浮体の部分を取り出した部分浮体模型を用いて実施した。

また、全体浮体の波浪中における挙動の理論的推算法がどの程度の推算精度であるかを確認するため、剛体である仮定の下に作成した (4.1) 式に示した運動方程式及び 4.1 節において設定した各運動モードの流体力係数を用いて部分浮体模型の水槽実験に対応する理論計算を行い、水槽実験結果と比較検討した。

なお、ここでは、ドルフィンリンク型式で係留した場合の全体浮体の挙動及び係留力を推定する手法を確立するための基本資料となる無係留状態における全体浮体の挙動を解明した。

4.2.1 自由浮体の挙動実験

3 種類の大型部分浮体模型及び建造ユニット模型を用いて規則波中における挙動実験を行なった。

(1) 供試模型

まず、建造ユニット模型は、浮体工法による海上空港を建設する場合に全国各地の建造ドックで建造ユニットを製作して、それを設置場所で洋上接合する建造方式を採用するために、洋上接合及び曳航時の挙動を解明するためのもので、建造ユニットを 1/33.3 に縮尺したものであり、その主要目を表 4.2 に、模型の概要図を図 4.10 に示す。

つぎに、3 種類の大型部分浮体模型は、可能な限り全体浮体の大型模型を用いて水槽実験することが望ましいが、実験施設等の関係から模型の大きさに制限を

表 4.2 供試模型の主要目

主要目	建造ユニット模型	全体浮体の部分模型		
		NO.1 模型	NO.2 模型	NO.3 模型
全長 (m)	8.9	35.9	17.9	20.23
全幅 (m)	1.7	5.3	12.5	3.34
喫水 (m)	0.195	0.195	0.195	0.210
縮尺	1/33.3	1/33.3	1/33.3	1/30.9
要素浮体の本数	4 × 20	12 × 80	28 × 40	7 × 42

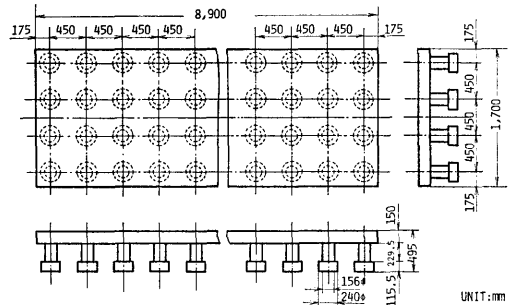


図 4.10 建造ユニット模型の概要図

受けた。したがって、No. 1, No. 2, No. 3 の 3 種類の大型部分浮体模型を製作した。

No. 1 模型は縦波用の模型で、全体浮体の長辺が 1/4 で、短辺が約 1/5 であり、全体面積の約 1/20 の部分を 1/33.3 に縮尺したもので、その主要目を表 4.2 に、模型の概要図を図 4.11 の下図に示す。

No. 2 模型は横波用の模型で、全体浮体の短辺が 1/1.5 で、長辺が約 1/12 であり、全体面積の約 1/18 の部分を 1/33.3 に縮尺したもので、その主要目を表 4.2 に、模型の概要図を図 4.11 の上図に示す。

No. 3 模型は斜め波用の模型で、全体浮体の長辺及び短辺とも 1/8 であり、全体面積の 1/64 の部分を

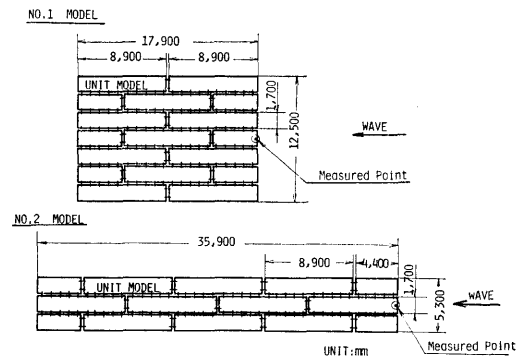


図 4.11 No. 1 及び No. 2 部分浮体模型の概要図

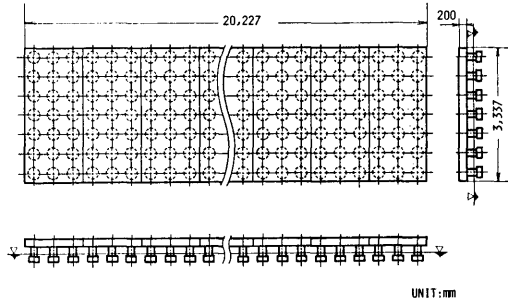


図 4.12 No. 3 部分浮体模型の概要図

1/30.9 に縮尺したもので、その主要目を表 4.2 に、模型の概要図を図 4.12 に示す。

なお、要素浮体は、建造ユニット模型及び部分浮体模型ともフーティング型である。また、模型は総て弾性模型であり、上部構造物の剛性は想定実機とほぼ相似にしてある。

(2) 実験内容

水槽実験時に発生させた規則波は、表 4.3 に示すような入射角、周期及び波高である。

模型の挙動は、建造ユニット模型及び No. 3 模型については重心付近の上部構造物の上面で 6 自由度の挙動を計測し、No. 1 及び No. 2 模型については図 4.11 に示す波の入射側の端部の上部構造物の上面における前後動、上下動及び 3 モードの傾斜を計測した。

なお、水深はすべて実機対応で 20.0 m である。

表 4.3 水槽模型試験時の波浪条件

波浪条件	建造ユニット模型	全体浮体の部分模型			
		No. 1 及び No. 2 模型		No. 3 模型	
波の入射角	0° 45° 90°	0°		0° 30° 60° 90°	
波周期 (sec)	模型 0.8 ~ 2.25 実機 4.6 ~ 13.0	0.8 ~ 2.0		0.5 ~ 3.0	
波高 (m)	模型 0.03 ~ 0.10 実機 1.0 ~ 3.3	0.03 ~ 0.10		0.03 ~ 0.11	

(3) 実験結果

建造ユニット模型の規則波中における 6 自由度の挙動に関する応答特性を図 4.13 から図 4.18 に示す。No. 1 及び No. 2 部分浮体模型の規則波中における波の入射側端部における前後動、上下動及び傾斜の応答特性を図 4.19 から図 4.23 に示す。また、No. 3 部分浮体模型の規則波中における 6 自由度の挙動に関する応答特性を図 4.24 から図 4.30 に示す。なお、No. 3 部分浮体模型については波との出会角 (χ) を変化させている。

(78)

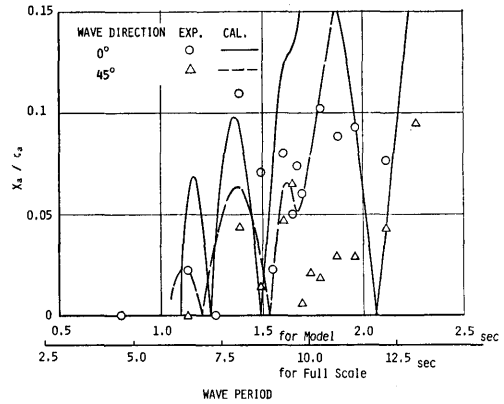


図 4.13 建造ユニット模型の波浪中における前後動の応答特性

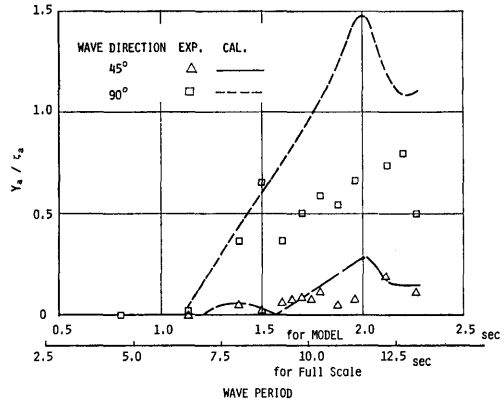


図 4.14 建造ユニット模型の波浪中における左右動の応答特性

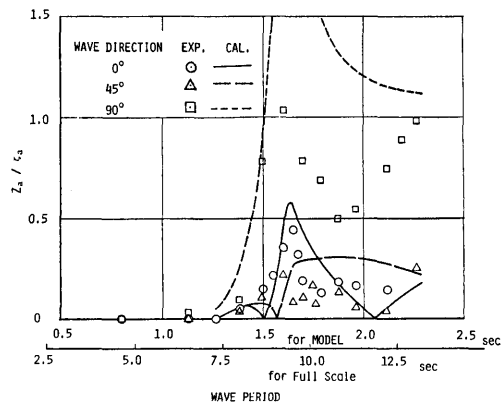


図 4.15 建造ユニット模型の波浪中における上下動の応答特性

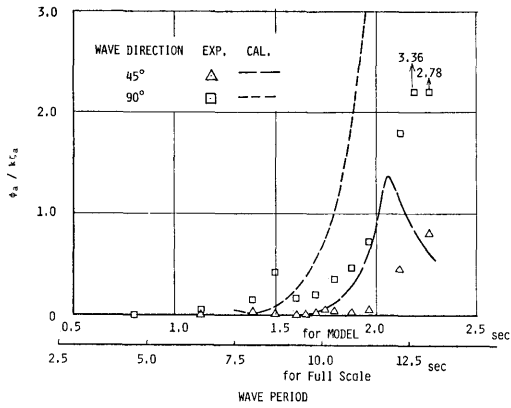


図 4.16 建造ユニット模型の波浪中における横揺れの応答特性

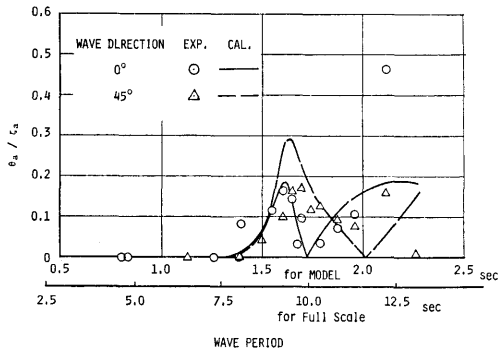


図 4.17 建造ユニット模型の波浪中における縦揺れの応答特性

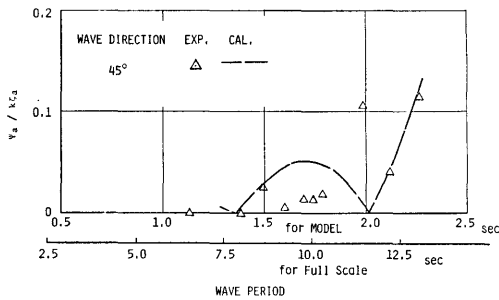


図 4.18 建造ユニット模型の波浪中における船首揺れの応答特性

No. 1 部分浮体模型について計測した上下動及び傾斜は、上下方向の力によって誘起される挙動であるため、係留系の影響をほとんど受けないとしてよい。したがって、No. 1 及び No. 2 部分浮体模型の係留状

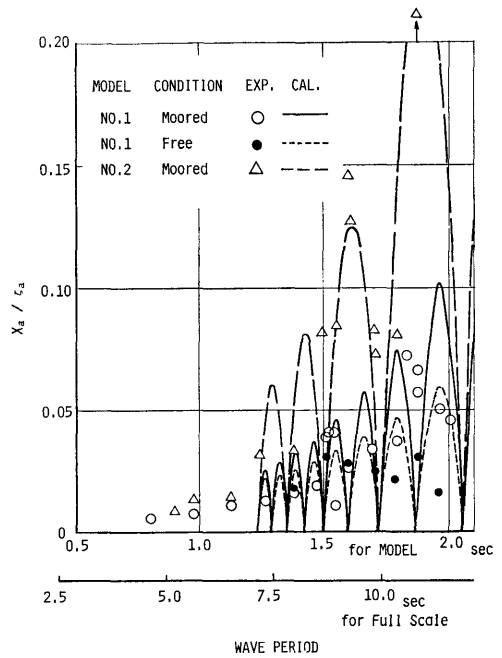


図 4.19 No. 1 及び No. 2 部分模型の波浪中における前後動の応答特性

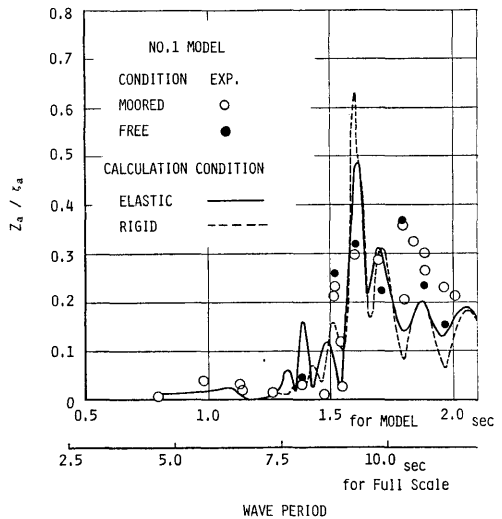


図 4.20 No. 1 部分模型の波浪中における上下動の応答特性

態についての規則波中における上下動及び傾斜の応答特性も図 4.19 から図 4.23 に示す。

なお、建造ユニット模型及び No. 1 と No. 2 部分浮体模型の回転モードの挙動を無次元化する場合の最

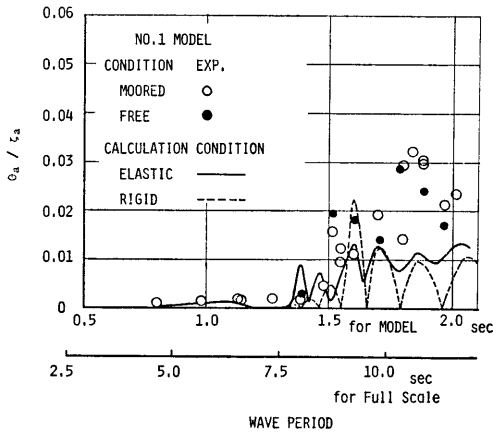


図 4.21 No. 1 部分模型の波浪中における局部傾斜の応答特性

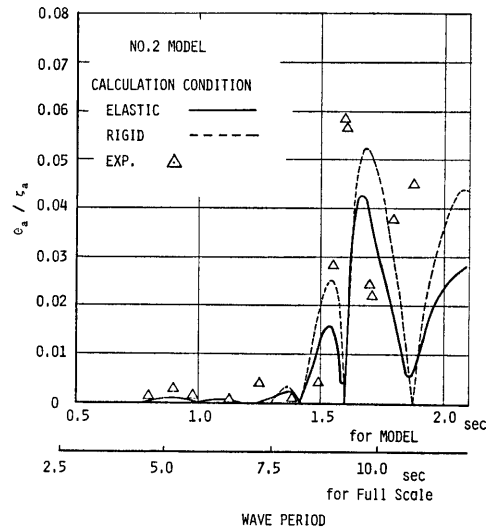


図 4.23 No. 2 部分模型の波浪中における局部傾斜の応答特性

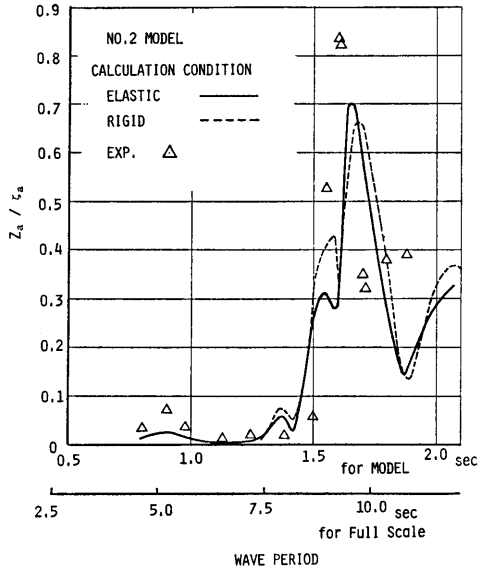


図 4.22 No. 2 部分模型の波浪中における上下動の応答特性

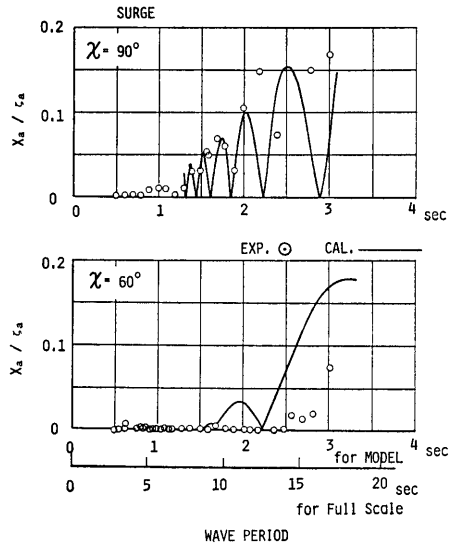


図 4.24 No. 3 部分模型の波浪中における前後動の応答特性

大波傾斜は設置場所の水深に対応する波に対して求めている。

これらの図から自由浮体の規則波中における挙動の応答特性に関して、次の事項が判明した。

i) 縦波中 ($\chi=0^\circ$) においては、要素浮体に作用する波強制力は場所によって作用する位相が異なるため、浮体全体として波から受ける力は互に相殺されて小さくなる。したがって、部分浮体模型の各モードの挙動は非常に小さくなる。しかしながら、模型の端部

における上下動には、浮体の上下動に縦揺れ及び弾性変形が重畳されるため図 4.19 及び図 4.23 に示す No. 1 及び No. 2 部分浮体模型の実験結果からも判るように上下動の固有周期 (約 1.6 秒) 付近で、他のモードの挙動に比して応答特性が高い値を示している。また、浮体の長さが入射波の波長に比して相当長いこと、要素浮体が多数並んでいるために波強制力が

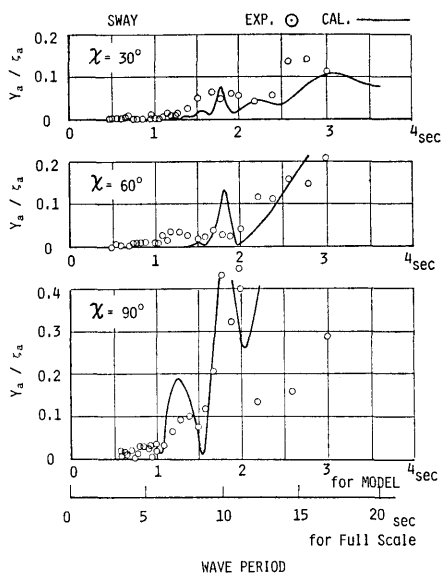


図 4.25 No. 3 部分模型の波浪中における左右動の応答特性

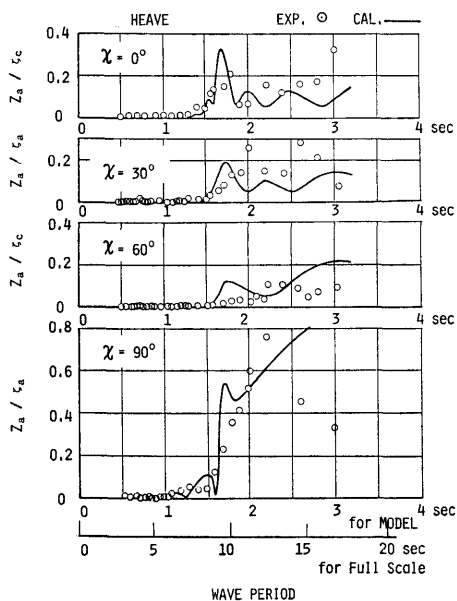


図 4.26 No. 3 部分模型の波浪中における上下動の応答特性

零になる波周期が多数存在することなどのために各モードの挙動の応答特性は波周期の変化に対して激しく変化する傾向を示す。

ii) 横波中 ($\chi=90^\circ$) においては、建造ユニット模型及び No. 2 部分浮体模型とも部分浮体であるため

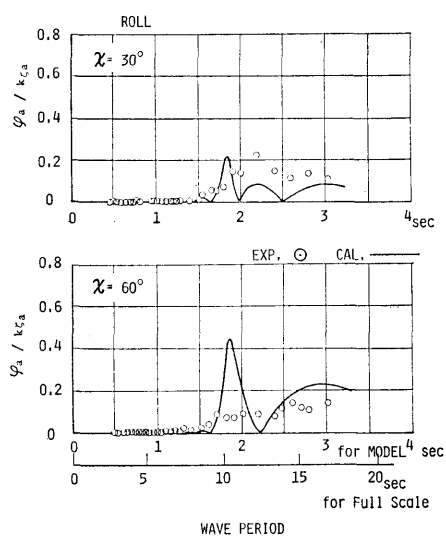


図 4.27 No. 3 部分模型の波浪中における横揺れの応答特性

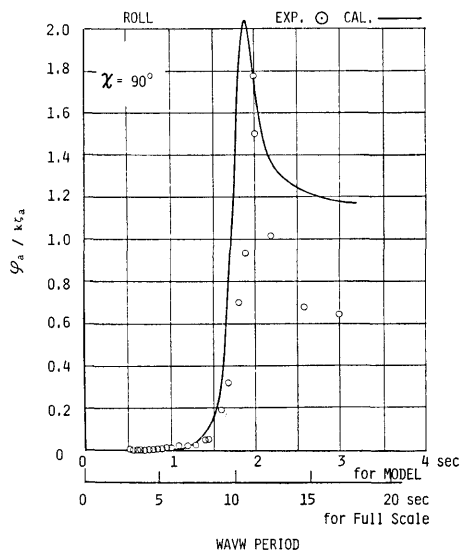


図 4.28 No. 3 部分模型の波浪中における横揺れの応答特性

に入射波の進行方向に沿う要素浮体の数が少なく、浮体全体として波から受ける力の相殺効果が減少し、実機対応で周期 10 秒付近の波周期の入射波に対しては浮体が入射波高または波傾斜と同程度の挙動を起す。しかしながら、全体浮体の横波時は、縮尺から判断すると No. 3 部分浮体模型の縦波中の挙動となるので、実際には i) において述べた応答特性と同じになる。

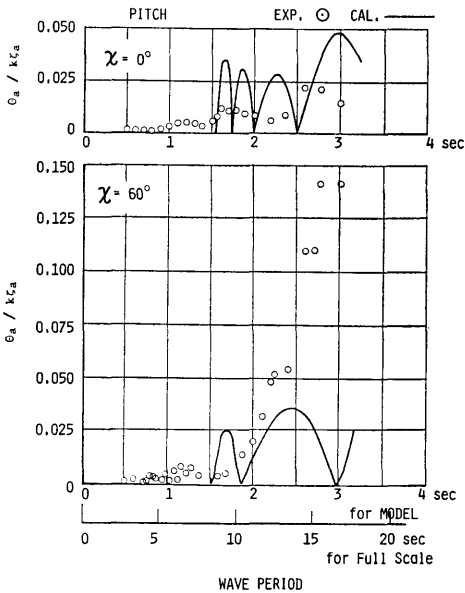


図 4.29 No. 3 部分模型の波浪中における縦揺れの応答特性

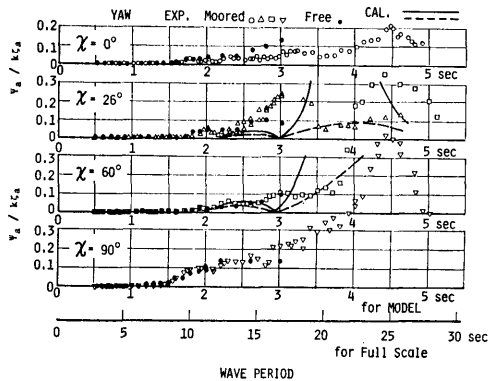


図 4.30 No. 3 部分模型の波浪中における船首揺れの応答特性

iii) 斜め波中 ($\chi=30^\circ, 45^\circ$ 及び 60°) においては, No. 3 部分浮体模型で行った波との出会角の変化に対する挙動の応答特性の結果を示す図 4.24 から図 4.30 までの図から判るように, 波との出会角が 90° と 60° との各モードの挙動の応答特性を比較すると $\chi=90^\circ$ の応答値に対して $\chi=60^\circ$ の応答値が極端に小さくなっている。したがって, 要素浮体群で支持された浮体は入射波の進行方向に沿う要素浮体の数が増加したり, 斜め波を受けると波から受ける力の相殺効果が急増加して各モードの挙動が減少する。

4.2.2 自由浮体の挙動の理論的推定

波浪中における自由浮体模型 (係留されていない状態) の挙動実験に対応する理論計算を 4.1 節において設定した運動方程式を用いて行ない, 理論計算法の妥当性を検討する。なお, 計算に用いる流体力係数及び波強制力は, 既に前述した手法によって求める。

(1) 理論計算の手法

理論計算を行う手法の概略は, 次の通りである。

i) 運動方程式 (4.1) 式を用いる。ただし, 係留力に対応する項は除く。

ii) 運動方程式の各流体力係数は, 4.1.2 の (2) の b) で示した設定法に従って求める。

iii) 波強制力は 3.2 節で示した手法に従い, 要素浮体間での相互干渉効果を見捨て求め, さらに修正係数を乗じて用いる。

iv) 浮体が連成項を見捨てできる程, 十分に長大であるとはいえないので, (4.1) 式に示した理論式を用いる。

v) 浮体の動揺は上下動, 横揺れがかなり大きくなる場合があるので, 4.1.2 の (2) の c) で示した非線形減衰係数 $C_D (=1.0)$ を次のように等価線形化して用いる。

$$\left. \begin{aligned} \text{上下動: } & \frac{4}{3\pi} \rho A_b C_D \sum_i \sum_j \ddot{u}_z \cdot u_z \\ \text{横揺れ: } & \frac{4}{3\pi} \rho A_b C_D \sum_i \sum_j Y_j \cdot \ddot{u}_z \cdot \ddot{u}_z \\ \text{縦揺れ: } & -\frac{3}{4\pi} \rho A_b C_D \sum_i \sum_j X_i \cdot \ddot{u}_z \cdot u_z \end{aligned} \right\}$$

ただし, \ddot{u}_z は u_z の振幅を示す。なお, 線形減衰係数には 4.1.2 の (1) の a) で示した理論値を用いる。

(2) 理論計算結果と実験結果の比較

多数の要素浮体からなる脚部を有する浮体の動揺の応答関数は, 波周期の変化に対して激しく変動する。この変動を厳密に理論的に追っていくことは非常に手数を要し, また短波項不規則波の実海面における全体浮体の挙動の推定を行う上では, この応答関数の細かな変動は本質的なものではない。このような観点から, 3.2 節では全体浮体に作用する波強制力の応答関数として, 要素浮体間の相互干渉効果を見捨て, さらに細かな変動を取り除いた実効値的なものでよいことが判明している。ここでも, 3.2 節の手法に従い, 部分模型に作用する波強制力として要素浮体間の相互干渉効果を見捨て求めたものを用いているので, 理論

的に推定した部分模型の動揺の応答関数は、波周期の変化に対する細かな変動までも実験結果に対して忠実に対応する必要はないといえる。したがって、波周期の変化に対して激しく変動する高周波成分を取り除いた実効的な評価によって、波浪中における浮体の挙動の理論的推定法の妥当性を検討していくこととする。

なお、理論計算の結果は実験結果と比較して図 4.13 から図 4.30 に示してある。これらを比較検討した結果、以下のことがわかった。

i) 実効的な評価法によると、4.1 節で示した理論的推定法は建造ユニット模型の横波中における結果を除いて部分模型の挙動実験の結果をよく説明しているといえる。ただし、図 4.21 に示す No. 1 模型の端部における傾斜については、実験値が理論値よりかなり大きい値を示しているが、計測量が最大波傾斜に対して高々 3/100 と非常に小さい値であり、計測精度から判断して両者の不一致は特に問題になる量であるとはいえない。

ii) 横波中における建造ユニット模型の動揺については、特に上下動及び横揺れの同調時の理論値は実験値よりかなり大きな値を与えている。理論計算では、4.1.2 項の(2)のc)で設定した大振幅動揺時の非線形減衰係数(C_D)を1.0としているが、図 4.7 からわかるように C_D 値を定めた減減曲線においては動揺の最大振幅が約 16 mm であり、50 mm 程度の動揺に対しては適正な C_D 値であるとはいえない。したがって、横波中における建造ユニット模型の同調時の応答のように非常に大きな動揺をしている場合には、減衰力が非常に大きくなり、4.1.2 項で設定した C_D 値は過小な値であると考えられる。このような理由で、建造ユニット模型のような小さな供試模型の大振幅挙動に対しては十分に精度よく推定できないのに対して大型の部分模型の挙動は小さな動揺振幅なので精度よく推定されたものと考えられる。

以上の結果から、4.1 節で示した理論的推定法は全体浮体のように大きな浮体に対しては波浪中の挙動の推定に十分有効な手法であることが確認されたと考えられる。

4.2.3 弾性を考慮した浮体の挙動の理論的推定

模型を弾性基礎の上に置かれた一様梁と仮定した弾性を考慮した理論計算を、波浪中における No. 1 及び No. 2 模型の端部での上下動及び傾斜について行った。その結果を実験値及び剛体の仮定の下での理論

値との比較を図 4.20 から図 4.23 に示している。

これらの図に示すように、3 者の値を比較すると、2 種類の理論計算法による結果には多少の差異が認められるが、全体的には大差なく、実験との対応という点からみても弾性を考慮した方がよいとは必ずしもいえない。今回調査した範囲で得られた結果だけから弾性を考慮する必要がないと考えるのは速断であろうが、全体浮体の挙動及び変位は剛体の仮定の下での計算値より桁違いに大きな変位なり傾斜が弾性変形によって生じることはないと思われる。

したがって、現時点では、局部的な弾性変形量を除けば浮体式海上空港を剛体として取り扱って浮体の挙動を推定しても大略よいと思われる。

4.3 係留浮体の挙動と係留力の推定法に対する実験的実証

4.3.1 水槽実験の内容

4.1.1 項に示した運動方程式の各係数は 4.1.2 項で設定した他に、外力の大きさについては 3 章で、係留装置の特性については 6 章で設定されている。それらの設定値を(4.1)式に代入すれば挙動と係留力を推定できるが、計算による推定値と実験値とを比較して推定手法の検証を行うために、4.2.1 項に述べられている大型の部分模型(表 4.2 に示す No. 1, No. 2 及び No. 3 模型)を適当な特性を持った係留装置で係留して水槽実験を行うこととした。

実験に際しては 4.2 節で述べた事項の他に係留装置の設計に特に留意し、係留浮体としての固有周期がフルードの相似則を満し、かつ実機の係留系の非線形特性を可能な限りシミュレートするような設計とした。すなわち、No. 1 模型と No. 2 模型の実験ではセル型防舷材のミニチュアを製作し、それを適当に組み合わせることによって、No. 1 模型は縦波中にある場合を、No. 2 模型は横波中にある場合を、それぞれ実機と相似に近くなるような係留系を実現した。また、No. 3 模型の実験においてはスプリングと重錘を組み合わせることにより非線形特性を出すように工夫し、縦方向及び横方向の係留系の特性が係留系のそれとほぼ相似になるように設計した係留装置を用いた。係留系は図 6.3 に示されているように、縦方向にドルフィン 15 基、横方向にドルフィン 22 基という配置であるが、模型の係留装置の設計に当っては、ドルフィン 1 基当りの反力(F)が変位(δ)に対して、次表の

δ (mm)	0	100	200	300	400	500	600	700	800	900	1,000
F (ton)	0	728	1,312	1,730	1,920	2,000	1,952	1,889	1,872	1,904	—

ような関係にあるとして計算した。No. 1 及び No. 2 模型や No. 3 模型に対する実機相似の係留特性と実験に用いた係留系の特性との比較図を図 4.31 及び図 4.32 に示す。

No. 1 及び No. 2 模型についての実験は、図 4.33 に示すように係留装置を配置し、波の入射方向は同一で No. 1 模型と No. 2 模型では波の伝播方向への長さを変更した実験となるように計画して実施した。実

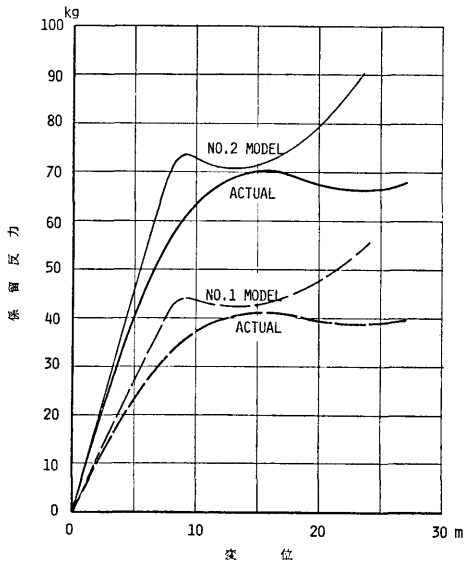


図 4.31 No. 1 及び No. 2 部分模型用係留系の変位と反力特性

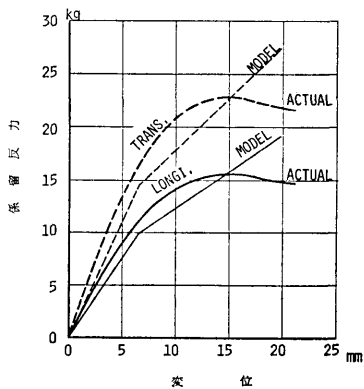


図 4.32 No. 3 部分模型用係留系の縦及び横方向の変位と反力特性

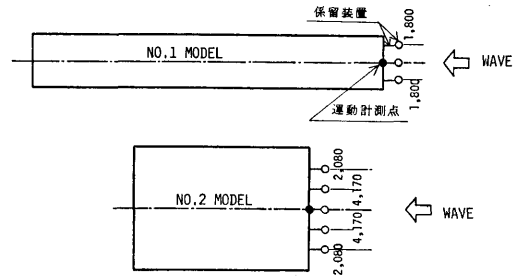


図 4.33 No. 1 及び No. 2 部分模型の係留装置の配置

験状態は No. 1 模型及び No. 2 模型ともに次の通りである。

規則波

周期: 0.8~2.0 sec

(実機相当 4.62~11.55 sec)

波高: 30~100 mm (実機相当 1.0~3.3 m)

不規則波

平均波周期と有義波高が、第 2 章において設定された気象海象条件のうち N2, N4, N5 及び A1 の状態 (表 2.15 参照) の値に相当する長波頂不規則波。

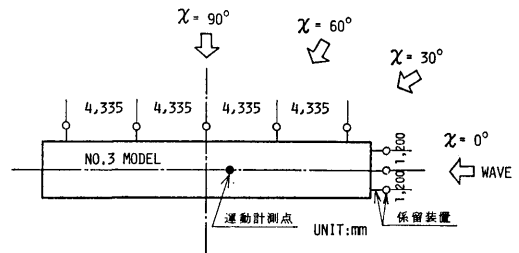


図 4.34 No. 3 部分模型の係留装置の配置

No. 3 模型に対する実験は、図 4.34 に示すように係留装置を配置し、波方向を変更してその影響を調査することを主目的として実施した。実験状態は次の通りである。

規則波

周期: 0.4~5.0 sec

(実機相当 2.22~27.79 sec)

波高: 30~110 mm (実機相当 0.9~3.4 m)

波方向: 0° , 26° , 60° 及び 90°

不規則波

平均波周期と有義波高が N5 及び A1 の状態 (表 2.15 参照) の値に相当する長波頂不規則波
波方向: 0° , 26° , 60° 及び 90°

4.3.2 水槽実験による調査の結果

4.1.2 項で述べたように、実機の係留装置が浮体の挙動に与える影響は水平面内の挙動 (前後動, 左右動, 船首揺) のみに現われ, その他の運動には現われないと考えてよい。模型実験に用いた係留装置もそうした特性を保つように配慮して設計してある。そこで, 以下では係留浮体の実験で計測された水平面内の運動及び係留力と理論計算によるそれらの推定結果との比較について述べる。

規則波中実験に対応する計算では, 各要素浮体に働く波強制力の計算値を合成して求めた波強制力と, 実験に用いた係留系の特性を線形化したものを (4.1) 式に代入して, 各モードの動揺振幅を解析的に求めた。規則波中実験では波高をあまり大きくしていないので非線形応答は顕著に現われておらず, 必ずしも非線形特性を忠実に追従するような計算をする必要はないと考えた。

No. 1 及び No. 2 模型の前後動の振幅の実験値と計算値との比較図を, 無係留状態に対する結果とともに図 4.19 に示す。また, 係留力振幅の比較図を図 4.35 に示す。波周期が長くなるにつれて前後動の振幅及び係留力の振幅ともに大きくなっている。前後動

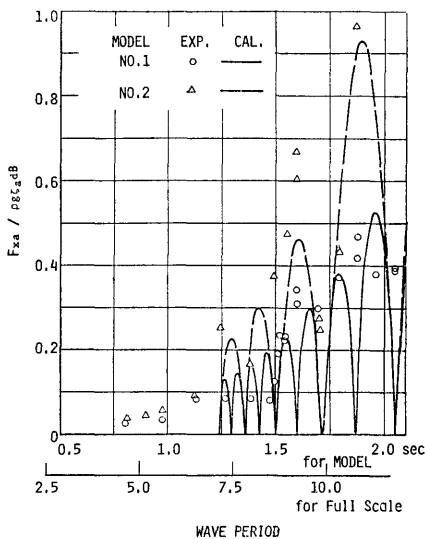


図 4.35 No. 1 及び No. 3 模型の波浪中における前後動モードの係留力特性

の振幅の増加する傾向が無係留状態より急激であるのは係留浮体としての固有周期との関係である。これらの図より, 前後動の振幅及び係留力の振幅ともに実験値と計算値は定性的及び定量的にも良く一致していることがわかる。模型の長さが入射波長に比べて大きいため, 計算値は波周期の変化に対して大きく変動しており, その変動の傾向は必ずしも実験値と対応していないが, 図 3.43 及び図 3.44 に示されているように波強制力の推定値 (相互干渉効果を考慮しない計算による) 自体がそのような観点では最早実験値と対応していないこと, 実際の波に対する応答の予測という面からは波周期に対する細かな変動よりも周期に対しての積分値の方が重要であることを考えれば, この程度の対応の仕方で良好と言ってよい。

No. 3 模型の前後動の振幅と左右動の振幅の実験値と計算値とを比較して図 4.36 及び図 4.37 に示す。船首揺れの振幅についての比較図は無係留状態に対する結果とともに図 4.30 に示す。また, 前後動方向の係留力の振幅の比較図を図 4.38 に, 左右動方向の係留力振幅の比較図を図 4.39 に示す。この実験状態では係留浮体としての固有周期が前後動, 左右動及び船首揺れの各モードとも 4 秒 (実機相当 22 秒) 付近にあ

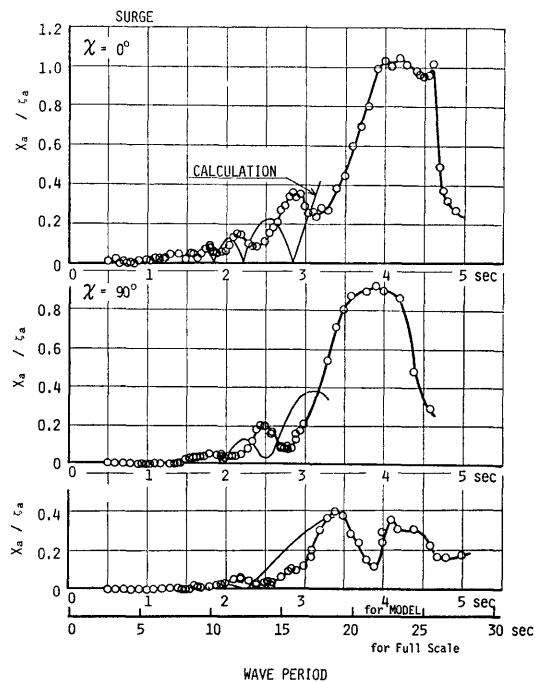


図 4.36 No. 3 部分模型の波浪中における前後動の応答特性

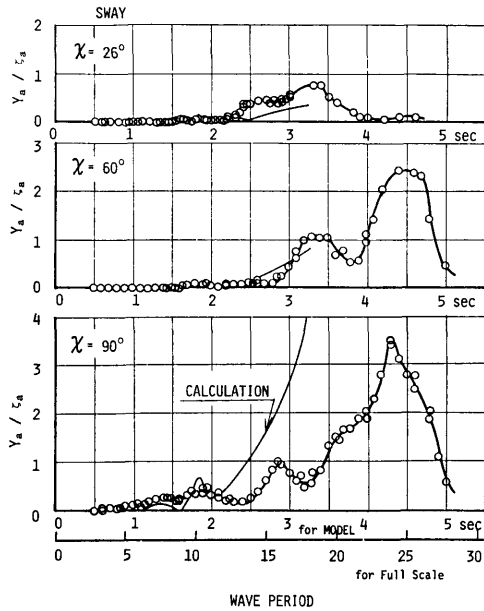


図 4.37 No. 3 部分模型の波浪中における左右動の応答特性

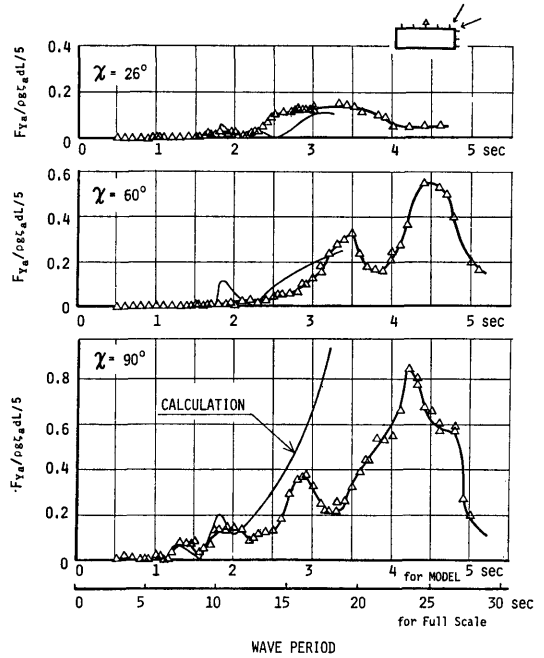


図 4.39 No. 3 部分模型の波浪中における左右動モードの係留力特性

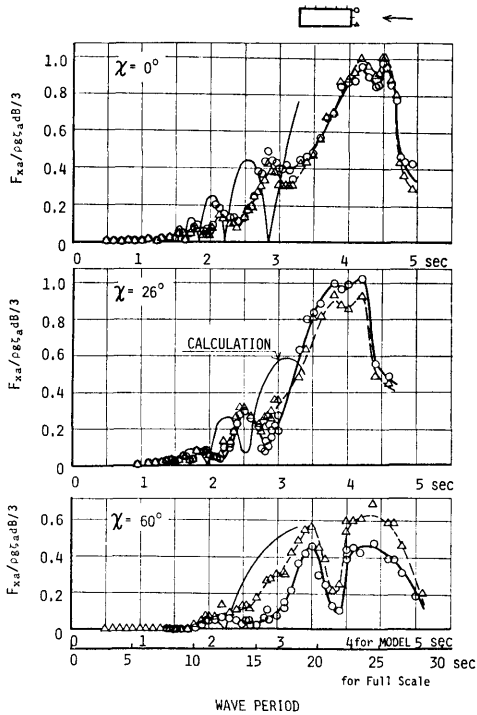


図 4.38 No. 3 部分模型の波浪中における前後動モードの係留力特性

るが、理論計算では造波減衰のみを考慮して係留装置の減衰や粘性減衰を考慮していない（動揺周期が長くなると後者の2つの方が断然大きくなる）ので、 $\chi = 90^\circ$ の左右動と左右動方向の係留力や $\chi = 26^\circ, 60^\circ$ の船首揺れのように、同調周期に近づくにつれ理論計算結果が過大になる傾向を持つものと考えられる。しかしながら、今回の調査で問題にしている実機相当波周期で 12~13 秒以下の範囲では、動揺振幅及び係留力の振幅ともに実験値と計算値とが非常によく一致していると言える。また、上記の減衰力については、その大部分を占める係留装置の減衰に関する調査が6章で行われており、実機に対する予測手法にはその結果が折り込まれているので実際上の問題は生じない。

不規則波中実験に対応する計算では、実験が 100 年台風に相当するような大波高についても実施されたので、模型実験に用いた係留系の特性そのものを入力して非線形応答を直接的に求める手法を採用した。すなわち、入射波の計測結果を解析して得られた有義波高及び平均波周期で与えられる波スペクトラムと 3.2 に示した方法で求めた波強制力の応答関数から波強制力の時系列を求め、それに対する浮体の運動と係留力を Runge-Kutta-Gill 法によるデジタルシミュレーション

ョンで計算した。その方法は本質的に7章で用いたものと同一であるので、詳細については7.1を参照されたい。

No. 1 及び No. 2 模型についての実験のうち、A1 状態 (100 年台風時) に相当する場合の実験結果とそれに対応する条件で行ったシミュレーション計算の結果の比較を表 4.4 及び表 4.5 に示す。この実験の際には、模型が実機の約 1/5 の部分に相当する小型のために前後動が実機に対する予測値より相当大きくなっており、係留装置の非線形特性が現われる領域に入っている。したがって、非線形応答の予測法に対する検証が充分に行なえる実験結果であると考えられる。表 4.4 によれば、No. 1 模型の前後動の平均周期の実験値がシミュレーション結果より長くなっている以外は、No. 1 及び No. 2 模型に対する前後動と係留力の有義値及び平均周期とも実験結果とシミュレーション結果がほぼ良く対応していることがわかる。なお、表に記載してある前後動による力の変動分は前述

表 4.4 No. 1 部分模型の不規則波中係留実験結果とシミュレーション結果との比較

長波頂不規則波 $H_{1/3}=126.26 \text{ mm}$ $T_V=1.581 \text{ sec}$

項目	平均周期 (sec)	定常値	有義値	
前後動による力				
入力	1.66	20.25 kg	22.89 kg	
前後動	シミュレーション	2.87	4.24 mm	8.54 mm
	実験	4.74	—	7.90 mm
係留力	シミュレーション	2.58	6.75 kg	8.42 kg
	実験	2.89	—	5.72 kg

表 4.5 No. 2 部分模型の不規則波中係留実験結果とシミュレーション結果との比較

長波頂不規則波 $H_{1/3}=132.24 \text{ mm}$ $T_V=1.633 \text{ sec}$

項目	平均周期 (sec)	定常値	有義値	
前後動による力				
入力	1.70	39.60 kg	54.45 kg	
前後動	シミュレーション	2.67	6.38 mm	16.43 mm
	実験	3.34	—	19.11 mm
係留力	シミュレーション	2.07	7.93 kg	12.80 kg
	実験	2.49	—	13.43 kg

のようにして求めた波強制力であり、定常値は実機に働く風抗力や潮流力などに相当する分として模型実験の際に加えた定常荷重である。

No. 3 模型についても同様な比較検討を行って、ほぼ同様な結果を得た。100 年台風に対応する条件 (実際に計測された波は多少低かった) で波方向が 90° の場合について、入射波及び左右動のパワースペクトラムの比較図を図 4.40 に示す。一見して、周波数の低い領域で左右動のパワーの実験結果がシミュレーション結果より大きいことが認められるが、低周波領域では入射波のパワーの計測値が計算に用いた値より大きいこと、規則波中実験の項で述べたように低周波の波によって誘起される左右動は相当大きくなることなどを考えれば、この相違は実験に用いた波が I.S.S.C. スペクトラムと正確に一致しなかったことに起因するものと判断される。それ以外の点では実験結果とシミュレーション結果は良く対応している。

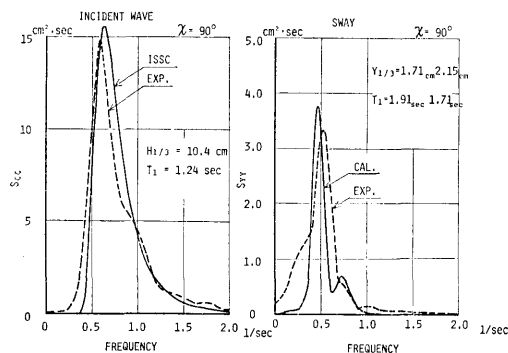


図 4.40 No. 3 部分模型の不規則波中における波と左右動のスペクトラム

以上、No. 1、No. 2 及び No. 3 模型の係留状態に対する実験結果と 4.1 に示された推定法で得られた結果について比較検討した。その結果、全般的に見て実験結果と計算結果は良く一致しているのので、7章で詳述するようなシミュレーション計算によって全体浮体の挙動や係留力を推定することが可能であると判断される。

第5章 浮体空港の構造に関する検討

浮体式海上空港の構造に関しては、日本造船工業会が提案している海上空港構想を白紙の状態に立ち戻って再検討した。その結果の概要は既に第1章において述べてある。

本章においては、本調査に用いた浮体式海上空港モデルの選定過程、浮体空港の構造強度面及び空港機能面を重要視した概略検討を行った過程及び浮体空港モデルの構造面からの可能性と安全性を検討した過程等について、その主要な部分だけについて示すこととする。

5.1 構造の評価手法

浮体式海上空港の構造を検討するにあたっては、一般船舶及び各種海洋構造物を設計・建造する場合の一般的かつ適用実績のある手法と同様な手法を本調査においても適用して、以後の検討を行うこととした。

まず、浮体式海上空港に適用する構造様式については、設置予定場所における気象海象条件及び空港としての使用条件などを考慮し、空港機能面及び建造、施工及び維持補修面から判断して現時点において最も適合性が高いと思われる浮体空港の構造様式を選定する。

つぎに、選定された構造様式の使用材料については、適合性のある鋼、コンクリート、アルミニウム及びFRP等について、価格、耐食性、施工性及び維持補修等種々の角度から比較検討し、その結果を総合判断して最も適合性の高い材料を選定する。また、選定された材料の合理的な組合せ及び浮体の2重殻構造と1重殻構造の経済性などについても検討を行う。

以上の過程を経て選定された浮体空港の構造に関する概略構想に対して空港機能面からの可能性、構造の安全性や経済性及び災害の局所化等を考慮しながら日本海事協会において定められている基準に準拠し、隔壁の配置及び部材寸法を決定する。また、航空法に基づいて舗装寸法を決定し、施設構造物の配置及び重量を決定し、それらの重量を考慮して要素浮体の主要寸法等を決定する。

つぎに、浮体式海上空港が稼動している状態における空港機能面及び構造強度面からの安全性の確認及び100年台風時における構造強度面から充分安全が確保されるかの確認などのために、浮体式海上空港に対し

て静的及び動的構造解析を行う。また、浮体空港を建設するに際しては、全国の造船施設を活用して建造ユニットを建造した後の曳航問題としては、曳航時の波浪に対する強度面からの安全及び海象条件から曳航可能日数について検討を行う。これは建造工期や建造コストを想定するに重要な項目となる。

最後に、災害モデルとして航空機が離着陸時に失速して墜落した場合に浮体空港の構造に与える損傷規模を検討する。

以上が構造の評価手法であるが、これを流れ図にして示すと図5.1のようになる。

なお、要素浮体の使用材料に関しては、上述した流れと平行して要素浮体をコンクリートで建造する場合についても試設計及び強度面の検討を行うことにした。

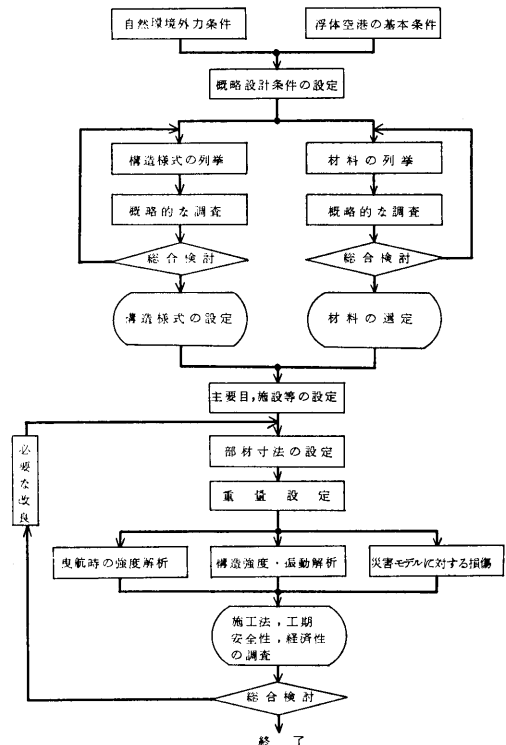


図 5.1 構造に関する検討手順のフローチャート

5.2 構造様式の選定

浮体式海上空港の構造様式を選定するに当たっては、白紙の状態に立ち戻って、まず、設置場所、浮体の形

状、自然環境条件及び航空機の重量等、概略設計に必要な基本条件を設定し、それらの条件を満足する各種の浮体空港の構造様式を列挙し、それらの特性を調査した。そして、空港としての機能性、安全性及び経済性を考慮し、特性を総合的に検討して浮体空港の構造様式を選定した。なお、浮体空港の上部構造物の高さは、浮体の剛性、建造ユニットを曳航する場合の構造強度、鋼材重量の軽減及び浮体内部の空間利用としての新交通システムの採用等を考慮して約 10m とした。

5.2.1 基本条件の検討

浮体式海上空港の構造強度の調査検討を行うための前提となる基本条件及び許容値を設定する。

(1) 浮体式海上空港の主要寸法及び設置場所

既に第 1 章において述べたように、主滑走路用浮体は長さ 5,000 m、幅 840 m であり、補助滑走路用浮体は長さ 4,000 m、幅 410 m である。設置場所は大阪湾であるとする。

(2) 航空機重量

航空機の大型化に対する想定は非常に困難であるが、最近における航空機の大型化を考慮して、満載時の重量を 500 t と設定した。

また、航空機の脚数、脚配置、一車輪当りの荷重及びタイヤの接地圧等は、B-747 を参考にして、脚及びタイヤの配置を図 5.2 とし、全体重量比を用いて各種の値を表 5.1 に示すように設定した。

次に、航空機の通常状態における着陸時の衝撃荷重は、一般に荷重の 1.35 倍程度を適用しているが、より安全性を考慮して満載状態の 1.35 倍になる 1.69 倍を採用する。なお、着陸時の航空機重量は、燃料消費等を考慮して表 5.1 の軽荷状態を用いた。

(3) 自然環境条件

浮体式海上空港の構造強度の調査及び検討を実施する場合の自然環境条件は、第 2 章において設定された値を適用する。しかしながら、温度による浮体の伸縮及び温度差による浮体の撓み量の概略検討並びにそれらが係留装置や構造強度に及ぼす影響を検討するために気温は理科年表を用いて設定した。

理科年表によれば、過去の記録から大阪地方における気温の最高及び最低値は次の通りである。

最高気温 (1933 年～1974 年) 38.2°C

最低気温 (1883 年～1974 年) -7.5°C

年平均気温 (1941 年～1970 年) 15.6°C

これらの値を用いて気温条件としては、次の値を適用

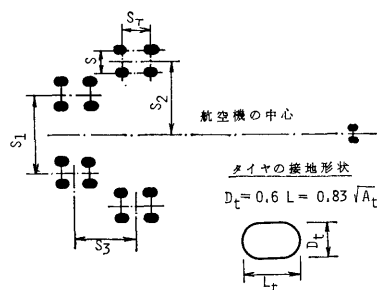


図 5.2 航空機の脚配置 (タイヤの位置)

表 5.1 設定した航空機の諸要目

軽荷時の総重量	400 t
満載時の総重量	500 t
一脚当りの荷重 (4 タイヤ)	117 t
タイヤの接地圧	14.3 kg/cm ²
タイヤの接地面積 (Ac)	2,045 cm ²
車輪配置形式	複々式
脚配置形式	4 脚式
タイヤの接地幅 (Dt=0.83√Ac)	37.53 cm
複車輪の横中心間隔 (S)	111.8 cm
複々輪の縦中心間隔 (ST)	147.3 cm
脚中心間隔	(S1) 381 cm (S2) 363 cm (S3) 307 cm

する。

最高気温	40°C
最低気温	-10°C
平均気温	15°C

また、使用材の線膨張係数は、一般に用いられている便覧に提示されている値を適用する。

鋼	11.6×10 ⁻⁶
コンクリート	12.0×10 ⁻⁶

5.2.2 構造様式の調査

浮体式海上空港の構造様式としては、多種多様な様