

浮体工法による海上空港建設に係わる 評価のための技術調査研究

安藤定雄*・大川 豊*・上野 勲**

Feasibility Study of Floating Offshore Airport

By

Sadado ANDO, Yutaka OKAWA and Isao UENO

Abstract

In this report the possibility of floating offshore airport is investigated from the technical points of view.

In the first step, we created at the located area and the investigative model of floating offshore airport.

In the next step, we surveyed the following item;

- ① determination of enviromental condition involving unsteady forces or combination of the exciting forces,
- ② establishment of exciting forces acting on the floating body by the model tests or theory,
- ③ estimation of mooring forces and behaviour of moored and floating body by the model tests or theory,
- ④ study on the structure of floating offshore airport involving the strength of structure,
- ⑤ study on the mooring installations,
- ⑥ prediction of mooring forces and behaviour of floating offshore airport of full-scale, and
- ⑦ synthetic study of floating offshore airport.

In conclusion, it was found that the construction of floating offshore airport is feasible by the present techniques.

目 次

第1章 調査研究の概要……………	2	第6章 浮体式海上空港の係留装置に関する 検討……………	107
第2章 気象及び海象条件の設定……………	6	第7章 浮体空港の挙動と係留力の予測……………	116
第3章 浮体に働く外力……………	30	第8章 調査結果の総合検討……………	129
第4章 浮体の挙動及び係留力の推定法……………	70	第9章 結 言……………	134
第5章 浮体空港の構造に関する検討……………	88		

* 海洋開発工学部

** 船体構造部

第1章 調査研究の概要

1.1 緒言

海上空港を建設する工法としては、浮体式、棧橋式、埋立式及び干拓式等が考えられる。その中で海洋に浮ぶ空港、すなわち浮体工法による海上空港は、近い将来において海洋空間等の有効利用として極めて有望視されるものである。

浮体工法による海上空港の建設に係わる評価のための技術的な調査研究は、運輸省航空局の依頼に基づいて昭和52年度及び昭和53年度の2ヶ年間にわたり行われた。そのうちの浮体関係を船舶技術研究所（一部を日本造船研究協会に依頼した）が、係留関係を港湾技術研究所が担当した。

この調査研究は、実際に建設することを目的とした実施設計のためのものではなく、航空審議会の技術部会が海上空港の建設工法を比較検討するために必要な資料を提供するため、浮体式海上空港の建設の可能性、安全性及び経済性等について基礎的な技術的検討を実施したものである。

今後、浮体式海上空港または海洋空間等の有効利用のために供する超大型の海洋構造物等を計画及び設計する際には、本調査研究の手法や資料等が極めて有用に活用できるものである。特に自然環境条件の設定、浮体に働く外力の推定法並びに係留浮体の挙動及び係留力の予測法等に関しては、現在の造船界においてこれまで蓄積されてきた実績及び技術等を駆使してまとめているため、今後の海洋開発関連の技術開発を行なうために貴重な資料として大いに役立つものであるといえる。

そこで、先に当所でとりまとめた浮体式海上空港建設に係わる評価のための技術調査研究報告書が全体で4冊、約900頁におよぶものを、全体の技術的調査研究の手法や内容が判りやすいように取捨選択して抜粋し、再編集して紹介することとした。

1.2 調査研究の目的

浮体式海上空港建設に係わる評価のための技術調査研究の目的は、浮体式海上空港を建設することの可能性について（浮体式海上空港の）浮体本体と係留装置等の構造様式、浮体に働く外力、係留浮体の挙動及び施工法等に関して現在の技術的手法や知見を駆使して

模型実験及び数値計算等を行い、技術的な見地から検討を行なうことである。

1.3 調査研究の前提条件

浮体式海上空港の設置予定場所は、航空審議会の答申によって、図1.1に示すように大阪湾の南東部の泉州沖合約5kmの海上であると定められている。

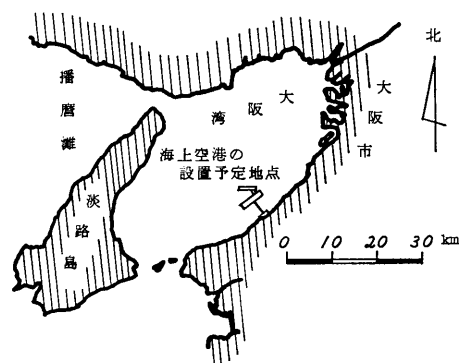


図 1.1 浮体式海上空港の設置予定地点

浮体式海上空港の基本構成は、図1.2に示すように沿岸地先の陸上施設、連絡橋並びに海上施設としての主滑走路用浮体及び補助滑走路用浮体から成り立っている。そして、主滑走路用浮体には付属施設があり、主滑走路用浮体と補助滑走路用浮体とはV字型に配置され、連結されている。

1.4 浮体式海上空港の検討用モデル

本調査研究に用いた浮体式海上空港の検討用モデルは、その規模が航空審議会の答申に基づき昭和65年度の航空需要に見合う規模であり、その方式は、社団法人日本造船工業会の提案している海上空港案に沿って、ターミナル分離方式とした。

1.4.1 陸上施設

陸上施設は、沿岸地先を埋立てた長さ3.200m、幅900mの敷地内に主要ターミナル施設、メンテナンス施設、駐車場及び社会文化施設等を設けるものである。

1.4.2 連絡橋

連絡橋は、主滑走路用浮体が陸地から約5km沖合に設置されるため、陸上施設との間を棧橋式で連結す

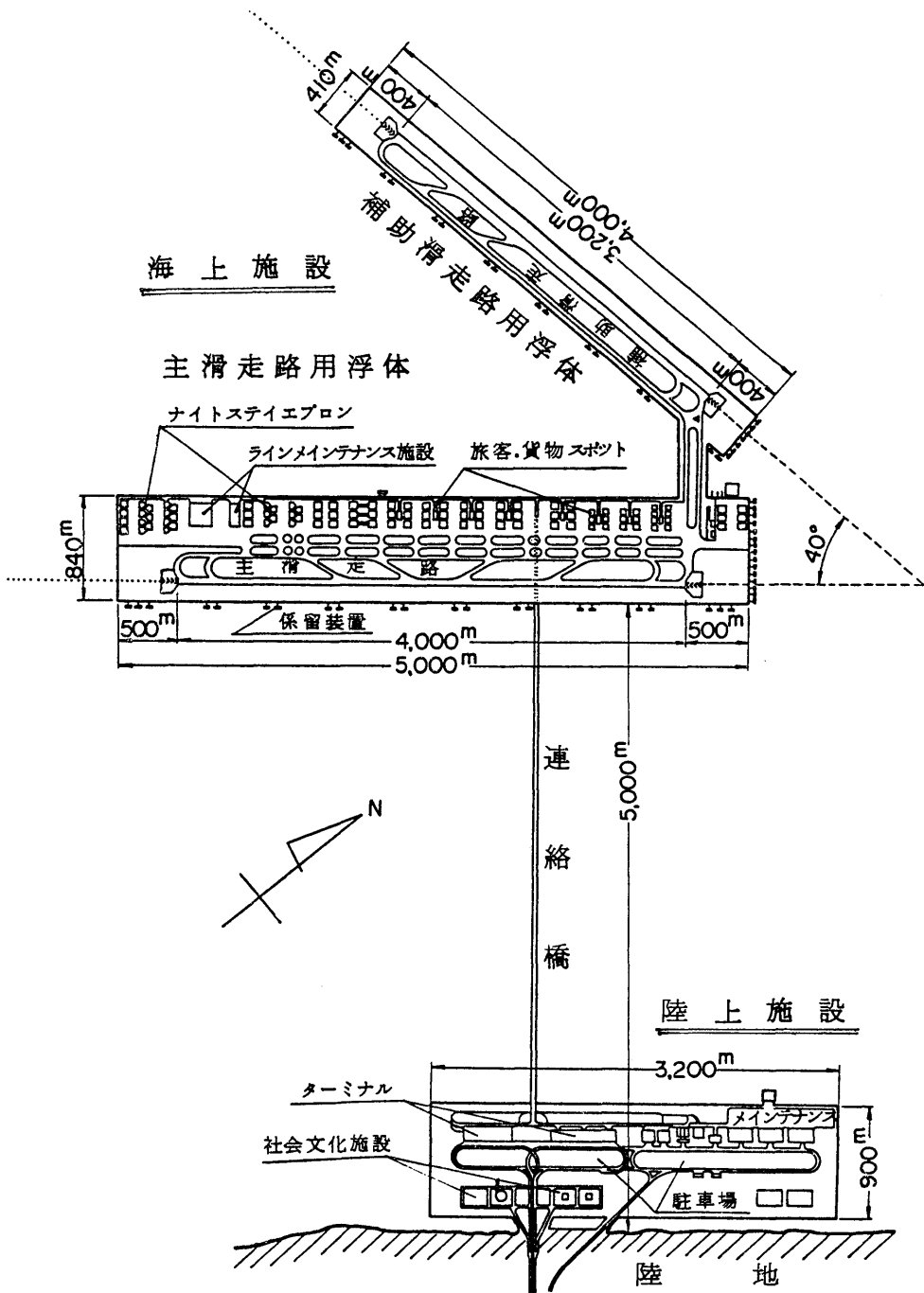


図 1.2 浮体式海上空港の全体配置図

るためのものである。

1.4.3 主滑走路用浮体

主滑走路用浮体の甲板面積は、長さ 5,000m、幅 840m である。その甲板には、長さ 4,000m、幅 60m の主滑走路 1 本と、60 機分の旅客及び貨物用スポット、32 機分のナイトスティエプロン、ラインメンテナン地域、管制塔、消火・救難設備、誘導路、緑地帯並びに空港施設等を設けると共にアクセス用の新交通システムを備えることとする。

1.4.4 補助滑走路用浮体

補助滑走路用浮体の甲板面積は、長さ 4,000m、幅 410m である。その甲板には、長さ 3,200m、幅 60m の横風用滑走路 1 本と誘導路及び緑地帯を備えることとする。

なお、主滑走路用浮体は海岸線に平行であり、補助滑走路用浮体は主滑走路用浮体と 40° の角をなす位置に設置し、その間を航空機連絡用浮体で連結させる。

1.4.5 検討用モデルの構造様式

本調査研究に用いた検討用モデルは、想定する実機から付属施設等を除外して主滑走路用浮体を長さ 5,000m、幅 840m の単純な矩形型浮体とし、補助滑走路用浮体も同様に長さ 4,000m、幅 410m の矩形型浮体とした。

両浮体の構造様式は、詳細を第 5 章に述べるように種々の型式について比較検討した結果、滑走路部となる上部構造物を要素浮体群で海面上に持ち上げる要素浮体支持型とした。そして、上部構造物の様式は、内部の空間を新交通システムとして用いることができるようにダブルデッキのトラス構造とし、その高さを 10.0m とした。また、要素浮体の形状は、航空機の移動や離着陸等の荷重並びに熱応力による変形等の面で有利な円筒型のもの、波浪による動揺や上部構造物の弾性変形等の軽減等を図ることを目的にして波周期が 7 秒の時に波から上下方向の力を受けないように寸法を決めたフーテング型のものである。

なお、上部構造物の滑走路部の水面上の高さ (Free-board) は 15.0m とし、上部構造物下面の高さ (Air gap) は 5.0m とした。そして、円筒型及びフーテング型要素浮体は、15.0m 間隔で上部構造物に取付けられ、その数は主滑走路用浮体で 333×56 基、補助滑走路用浮体で 267×28 基である。また、使用材は、種々検討した結果、上部構造物を鋼製とし、要素浮体を鋼製またはコンクリート製にした場合について検討した。

(4)

浮体式海上空港の建造方式は、分割建造方式を採用し、建造ユニットの大きさは現有の建造ドック寸法及び工期等について検討して主滑走路用浮体を 300m×60m、補助滑走路用浮体を 240m×45m とした。

1.4.6 検討用モデルの係留装置

浮体式海上空港を位置保持させる係留装置としては、詳細について第 6 章において述べるように常用係留装置及びバックアップ係留装置について検討した。

常用係留装置は、ゴム防舷材を緩衝装置としたソフト型の係留特性を有するドルフィンリンク方式を採用し、ドルフィンを斜ぐい式とした。そして、ドルフィンの基数は、主滑走路用浮体が長辺 22 基、短辺 15 基を L 字型に配置し、補助滑走路用浮体が長辺 17 基、短辺 7 基を配置した。なお、ドルフィン 1 基当たりの力量は 3,000t とした。また、ドルフィン 1 基には、2 組のリンク機構を取付け、ゴム防舷材を各リンク機構に 8ヶ取付ける。そして、ゴム防舷材は浮体の変位に対して常に圧縮のみに使用することにした。

なお、バックアップ係留装置は、シンカー索・鎖方式を採用することとした。

1.4.7 検討用モデルの主要目

実際の浮体式海上空港では上部施設帯の配置、舗装の厚さ等によって単位面積当たりの重量分布は一様でないために取り付け場所によって要素浮体の主要寸法等を変えて上部構造物の乾舷を一樣にする必要がある。しかしながら、検討用モデルにおいては、流体力学的な取り扱いを簡便にするため、上部構造物の構造様式及び荷重分布等を一樣なものとすると共にすべての要素浮体の形状及び主要寸法等も同一であるとした。

そして、本調査研究に用いた検討用モデルに関して排水量、復原力、重心、浮心及び固有周期等を概略推算した結果並びに検討用モデルの主要目等を総括して表 1.1 に示す。なお、表中の縦揺れ及び横揺れの固有周期が上下揺れの固有周期と同じ値になっているが、その理由は、浮体が超大型であるために縦揺れ及び横揺れが要素浮体から見ると上下揺れと見なせるためである。

1.5 検討用モデルに対する技術的調査研究の概要

まず、既存資料及び現地調査の結果等を十分検討して本調査研究に用いる気象・海象等の自然環境条件を設定した。そして、本調査研究の前提条件及び設定した自然環境条件等に基づいて浮体の上部構造物の構造

表 1.1 浮体式海上空港の調査研究における検討用モデルの主要目等

主 要 目		主 滑 走 路 用 浮 体		補 助 滑 走 路 用 浮 体	
上部構造物の長さ・幅 (m)		5,000 × 840		4,000 × 410	
上部構造物の高さ (m)		10		10	
要素浮体の本数 (基)		333 × 56 = 18,648		267 × 28 = 7,476	
要素浮体の喫水 (m)		6.5		6.5	
要素浮体の1基当りの排水量 (t)		256.4		256.4	
全体浮体の全排水量 (t)		4,781 × 10 ³		1,917 × 10 ³	
建造ユニットの長さ・幅 (m)		300 × 60		240 × 45	
重心の高さ : KG (m)		15.4		15.4	
要素浮体の形状		円筒型	フーテイング型	円筒型	フーテイング型
浮心の高さ : KB (m)		3.25	2.66	3.25	2.66
毎センチ当りの排水量 (t/cm)		7,356	4,059	2,949	1,627
縦方向の BM _y (m)		319,873	176,515	205,638	113,478
横方向の BM _x (m)		9,043	4,990	2,259	1,246
縦方向の GM _y (m)		319,861	176,502	205,626	113,466
横方向の GM _x (m)		9,031	4,978	2,247	1,234
毎センチトリムモーメント (t・m/cm)		3,059 × 10 ³	1,688 × 10 ³	985 × 10 ³	544 × 10 ³
毎センチトリムモーメント (t・m/cm)		514 × 10 ³	283 × 10 ³	105 × 10 ³	58 × 10 ³
自由浮体としての 動揺の概略固有周期 (sec)	上下揺れ	5.9	8.7	5.9	8.7
	縦揺れ	約 5.9	約 8.7	約 5.9	約 8.7
	横揺れ	約 5.9	約 8.7	約 5.9	約 8.7
係留浮体としての 動揺の概略固有周期 (sec)	前後揺れ	18.0		16.8	
	左右揺れ	14.9		10.8	
	船首揺れ	14.3		9.5	

様式、平面形状、断面形状、材料、部材寸法及び重量等、要素浮体の構造様式、形状、材料、排水量及び重量等、並びに係留装置の形式、構造様式及びドルフィンの配置等の基本計画を行って本調査研究に用いる検討用モデルを設定した。

それと平行して波浪、風及び流れ等によって検討用モデルに働く外力の推定手法を既存資料及び風洞実験や水槽実験等によって改良並びに検証し、外力の推定手法を確立すると共に検討用モデルに働く外力を推定した。

つぎに、設定された自然環境条件下における検討用モデルの動揺応答及び係留装置に働く力等の推定手法を既存資料及び各種水槽実験等に基づいて改良及び検証して、検討用モデルの動揺応答量及び係留装置に働く力を予測した。

また、設定した自然環境条件並びに温度差、航空機

の移動による荷重変化及び航空機の離着陸等によって加わる外力に対する検討用モデルの構造解析を行い、浮体の変形、撓み及び強度等を概算し、構造強度上の安全性等を検討した。その他、係留装置の構造強度及び安全性を検討した。

最後に、空港使用状態の通常時の自然環境条件並びに安全性を検討する 100 年台風来襲や津波来襲状態等の異常時の条件下における海上空港の動揺量及び係留力を推算した。そして、動揺、構造及び係留等の面から総合的な検討を加えて浮体式海上空港の空港機能及び安全性を確認した。同時に、浮体式海上空港の施工法、工期、維持・補修並びに費用等についての検討を加えた。

その結果、浮体式海上空港の可能性、安全性及び経済性等に関して技術的に可能であることを確認すると共に実施設計する際への指針を提示した。

第2章 気象及び海象条件の設定

浮体式の海上空港の可能性を検討する際には、一般船舶や海洋構造物の基本計画を行う場合と同様に、浮体が設置される海域における自然環境条件を十分調査して適切な気象および海象条件を設定し、浮体の挙動及び構造強度の面から機能性及び安全性が確保できるようにすることが必要である。本章では、既存資料を活用して浮体を設置する海域における自然環境条件を設定することに関して記述する。

なお、海上空港を建設しようとする海域における自然環境条件に関しては、既に航空局及び第3港湾建設局等において気象及び海象条件並びに地象条件等について調査を行なっている。したがって、これらの資料を参考にして次の手法に基づいて必要な自然環境条件を設定する。

- (1) 調査地点は、海上空港の候補地である泉州沖約 5 km を中心とし、この地点に影響または関連する周辺地区における観測統計値を基礎にして理論的な解釈及びシミュレーション計算による予測等を加えて検討する。
- (2) 海象及び気象条件の設定値は、運用面を重要視した“通常時”と、安全性を重要視した“異常時”とに区分する。通常時とは、稼動時における最大値（向い風において航空機が離着陸可能と考えられる限界風速 25 m/s に相当する状態）であり、また、稼動率やその他の要件を検討するために年間を通じての累積度数率に対応する値も含ませている。異常時とは、再現期間を 100 年とした場合の仮想台風時である。
- (3) 海上空港の長さが 5 km と長大であることを考慮し、気象及び海象条件の時間的及び空間的な不均一性についても検討して現段階で可能な限り実用的なものとする。
- (4) 気象及び海象の各々の条件に対して値を設定すると共に、これらが組み合わさった場合及び考えられる人為的な外力との組み合わせについても検討することとする。

2.1 風の設定

設置予定地点周辺の気象の観測所の統計値より設置予定地点における風速の予測を行い、これを基本値として現在国の内外で研究報告されている各種の推算法を参考にして設置予定地点における基本風速及び風向

の推定を行うこととする。また、空港としての機能を発揮し得る状態、すなわち稼動率を検討する資料として風速の出現度数率を求める。さらに、年間最大風速とは別に、台風について調査し、波浪推算の基礎となるモデル台風を設定して異常時の風速設定値について検討を行うと共に、変動風についても調査し、不均一外力を推定するための資料とする。

2.1.1 既存資料による検討

設置予定地点周辺の気象台及び測候所の観測資料について検討し、特に浮体の挙動に関係する風荷重を予測するため、強風に関して風向及び風速の資料を収集して統計的な整理を行い、既に報告されている諸資料と比較することとする。

(1) 風の統計値

a) 観測資料の均質化

設置予定地点周辺の主要な気象観測所は大阪管区気象台、神戸海洋気象台、和歌山地方気象台及び洲本測候所等がある。なお、気象庁における気象観測値は非常に古い時代からの資料が記録されているが、時代により風速の観測方法や統計処理手法の変更、または、風速計の設置場所の変更等があり資料が不均質である。したがって、これらを把握して資料を補正し、精度のよい累積統計を求めることとする。

i) 観測法の変更

1939 年以前は観測時前 20 分間の平均風速を風速として記録していた。これを現在の 10 分間平均風速に換算する必要がある。また、1949 年から 1960 年までの期間は、風速計の読取値が風洞実験公式による係数で補正されているので、統計値としてはもとの実測値に戻す必要がある。

ii) 風速計の高度変更

風速計は地上からの高さによって風速が変わるため、風速計の高度変更による補正を行う必要がある。たとえば、大阪管区気象台は 1968 年に大阪合同庁舎の屋上に移設 (18.5 m から 53.0 m に) されている。

iii) 計測器の変更

1960 年に従来採用していたロビンソン風速計 (4 杯) から 3 杯風速計に切替えられ、さらに、現在はプロペラ式風速計が採用されている。しかしながら、これらの風速計は風の弱い場合には 1 割程度の

差があるものの、風の強い場合には差が小さくなるので本調査の気象条件を設定する際の風速に関しては、特に補正をしないこととする。

b) 調査地点の風速の推定法

調査地点における風速及び風向は周辺の観測地点における値から次のような方法で推定することとする。

i) 調査地点付近の海岸における風速の推定

大阪管区気象台、洲本測候所及び和歌山地方気象台の観測値並びに調査地点付近（岸和田）の観測値の相関関係で換算係数を求め、これに基づいて調査地点付近の海岸における風速を推定する。

ii) 調査地点の風速

海上における風速を求める場合は、付近の海岸における推定値を 17% 増に補正することが本州四国連絡橋耐風設計指針¹⁹⁾により提案されている。また、Myers 等により陸上風と海上風についての風速比が与えられているので、これらにより修正を行う。

iii) 調査地点の風向

風向については、最寄りの岸和田における観測値を用いることで大差ないものとする。調査地点が位置する大阪湾一帯は年間を通じて穏やかであり、季節的には冬季は北西の季節風が卓越し、春及び秋季は、北西あるいは北から北東の風が多い。夏季は南から西の風が多く、次いで北から東の風であるが、これは海陸風の影響が多いためと考えられる。

(2) 調査地点周辺の観測資料

a) 大阪管区気象台の資料

大阪管区気象台における観測資料²⁰⁾は、非常に古く明治 15 年 2 月 1 日から観測が開始されている。調査地点に最も近い観測所である関係上、予測の基本資料と考えて統計値の調査分析を行った。この結果によると、最大風速の記録は、1934 年 9 月 21 日における室戸台風時の 42.0 m/s となっているが、これら台風の値を除くと冬季、特に 12 月と 1 月に強風が多く最大風速 24.0 m/s が記録されている。この季節風は、吹速時間も長く構造物に対する安全性に大きく影響を及ぼすので基本計画に際して十分考慮する必要があると思われる。

過去 50 年間（1932 年～1977 年）の強風の統計値を分析してみると、大阪管区気象台においては 10～15 m/s の強風が季節を問わず年間を通して出現する可能性がある。季節別では、やはり冬季の 12 月と 1 月が大きく、平均で 13 m/s の風速が記録されているが、3 月や 4 月の春季にも同等の風速が記録されてい

る。また、風向の頻度を見ると西から西南西の風が多いことがわかる。さらに、この地域は台風の通り道となっていて、台風が特に 9 月と 10 月に最も多いことが分る。

b) 各観測地の観測資料

各観測地の過去 48 年間における年間最大風速の統計値²¹⁾を見ると各地の値には地形の起伏度、陸度、海岸度、開放度及び走行等の因子により大きな差が生じている。特に洲本観測所における統計値は各地の値よりも高い値を示している。統計的に見ると神戸海洋気象台においては、四季を通じて主な風向が西寄りであり、強風が吹きにくく、強風が吹く季節は夏と冬に限られている。洲本測候所においては、季節によって主な風向はかなり異なるが北西が多く、強風については夏季の南風を除くと北寄りの風が多いといえる。和歌山地方気象台においては、強風は年間を通じ南寄りの風が多い。

c) 調査地点に最も近い岸和田の資料

調査地点の気象条件を予測するには、調査地点に最も近い観測地の資料を調査し、その結果に基づいて統計的に分析する必要があるが、調査地点に最も近い泉佐野市の熊取測候所はごく最近（1976 年 4 月）設けられたので、ここにおける観測資料は統計値として採用することは適当でないと思われる。したがって、航空局で調査された関西国際空港調査報告書「関西における気象調査」の中から、特に大阪湾コールスシステム岸和田の約 3 年間（1967 年～1969 年）の資料を採用することとする。この観測地点における年間を通じての強風の風速及び風向の出現度数率は表 2.1 及び図 2.1 のようになっている。

d) 観測資料による累積度数率の推定

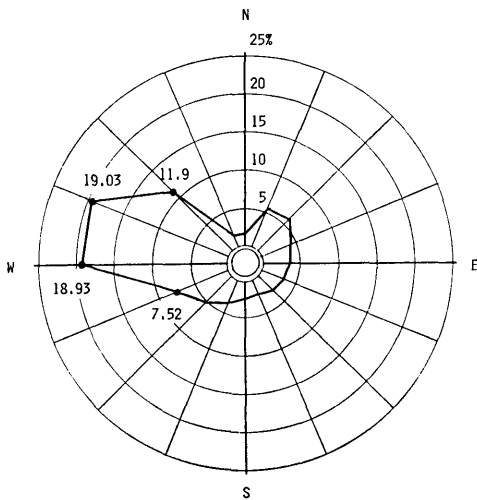
空港としての機能を発揮し得る状態、すなわち稼働率を検討する資料として既存資料を整理して風速の累積度数率を求める。設置予定地点における観測は昭和 53 年 1 月から開始されたところであり、その資料は未だ利用できないので、第 3 港湾建設局で調査された大阪湾周辺の各地点の陸上観測資料を使用する。

観測期間は昭和 46 年 1 月 1 日より昭和 50 年 12 月 31 日までの 5 年間で、3 時間ごとに風資料が得られている。観測地点 31 ケ所のうち、記録の状況、測得率及び地形並びにその他の要素を勘案して 13 ケ所の資料を整理した。各点の風速は海面上 10 m における基準風速に修正している。また、地形による影響はカルザースの補正係数を用いて修正している。

表 2.1 岸和田における強風の風速及び風向出現度数率（年間）

観測期間 1967年1月～1969年12月
観測回数 2,007

		風 速 (m/s)						total
		8.0 - 10.8	10.8 - 13.9	13.9 - 17.2	17.2 - 20.8	20.8 - 24.5	24.5 - 28.5	
風 向	N	1.00	0.50	0.25	0.30			2.05
	NNE	4.09	1.14	0.40	0.45			6.03
	NE	4.19	1.54	0.50	0.20			6.43
	ENE	2.59	0.90	0.15	0.45			4.09
	E	2.69	0.06	0.10	0.15			3.54
	ESE	1.89	0.40	0.05	0.45			2.79
	SE	1.64	0.45	0.10	0.40	0.05		2.64
	SSE	1.44	0.45	0.10	0.35			2.34
	S	1.74	0.25	0.20	0.25			2.44
	SSW	1.69	0.90	0.25	0.05			2.89
	SW	3.53	0.90	0.20	0.35	0.05		5.03
	WSW	5.13	1.54	0.50	0.35			7.52
	W	11.26	4.83	1.84	0.80	0.20		18.93
WNW	10.66	4.68	2.24	1.25	0.20		19.03	
NW	6.83	3.04	1.29	0.80			11.96	
NNW	1.44	0.35	0.35	0.05		0.05	2.24	
total	61.84	22.47	8.52	6.65	0.50		100.00	



観測期間 1967年1月～1969年12月
観測回数 2,007

図 2.1 岸和田における強風の風向出現度数率（年間）

これら 13 地点の平均風速及び淡輪と貝塚の無風をも含めた測得風速の累積分布を求めると図 2.2 のようになる。ただし、これらの資料には関西に台風が接近した場合の観測値は省かれているので、一応通常時の年間平均の風速分布と見做すことができる。なお、淡輪及び貝塚においては平穏な場合が多く、大阪湾岸全体となると数地点が無風でもどこかで風が吹いていると平均値としては平穏無風の回数が少なくなっている。

(8)

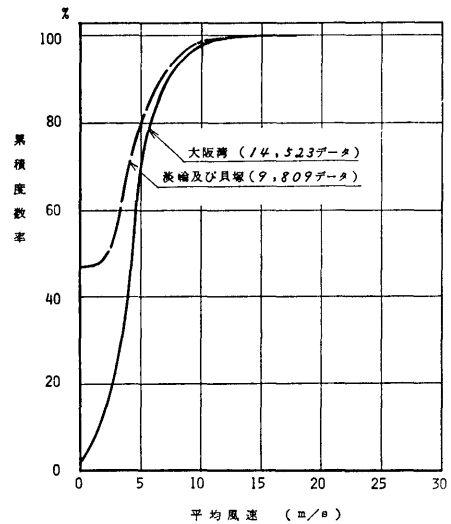


図 2.2 昭和 46 年～50 年の 5 年間における平均風速の累積度数率

る。

(3) 既存資料の調査結果

風に関する既存資料を調査した結果から、調査地点の風速は約 50m/s と推定され、強風の風向は西から西北西の方向が最も多く 40% 以上を占めている。なお、長期的な荷重として取扱う通常時の風荷重の推定には、季節風等の強風頻度を考慮して 20～25m/s を採用すれば十分であると考えられる。

年間を通じての各累積度数率の平均風速は、図 2.2 より次に示す値程度と見ることができる。

累積度数率	大阪湾岸平均	淡輪, 貝塚
70%	5.0 m/s	3.8 m/s
90%	7.2 m/s	6.6 m/s
95%	8.5 m/s	7.8 m/s

2.1.2 基本風速の設定値の検討

(1) 基本風速設定に対する条件

a) 耐用年数 (a)

橋梁と同じ 60 年程度を仮定する。

b) 非超過確率 (q)

構造物の耐用年数が a 年間中の風速の最大値が, 再現期間 R 年の期待値 ($1/R$) をこえない確率 (q) は次式で与えられる。

$$R = \frac{1}{1 - q^{1/a}}$$

非超過確率 (q) は, 構造物の重要度, 建設費, 維持費及び社会的条件等により定められるべきものであるが, 現在のところ q を定量的に定めることは困難である。したがって, 再現期間 (R) の値は上式で求められる値で定めるほかないが, 本州四国連絡橋では, その重要性を考え, 少なくとも 100 年以上にしたいとしているので, 海上空港の場合も同様に 100 年以上とし耐用年数を 60 年と仮定すれば, 非超過確率は

$$q = 0.6$$

となる。この時再現期間は 118 年となる。

c) 風速の鉛直分布

地表または海面付近の風は, 表面摩擦力の影響を受けて乱れを伴うとともに風速が上層の風よりも減少する。風速の高度による変化の状態, すなわち風速の鉛直分布に対しては, 対数法則かべき法則が一般に用いられている。ここでも, 本州四国連絡橋技術調査委員会の提案に従って, べき法則を採用する。すなわち, 風速の鉛直分布は

$$U_z = U_{10} \left(\frac{z}{10} \right)^\alpha$$

である。

ただし, U_z 及び U_{10} は高度 z m 及び 10 m における風速であり, α は分布形を定める指数で, 草原及び海岸地方に対しては $1/10 \sim 1/7$ の値が得られている。海上風については実測値が少なく, 今後の観測によらねばならないが, $\alpha \approx 1/7$ が一応の基準値と考えられている。

d) 年間最大風速の再現期待値の計算

年間最大風速の統計的分布を求める方法は種々示されているが, 一般的には Gumbel の極値分布の方法

(2重指数分布) が適用されている。

(2) 風速の換算係数の推定

調査地点における風の統計値がないので, 周辺の観測地点の資料との相関関係より換算係数を求め, これに基づいて調査地点の風速を推定する。まず, 岸和田の観測資料を分析した結果, 約 3 年間と短期間ではあるが, 年間最大風速値と大阪管区気象台の統計値との相関関係を分析比較すると, 年間平均 1.37 の換算係数が得られる。この数値は短期間の統計値であるため非常にバラツキがあり, 真の換算係数値と考えるには問題である。しかし, 大阪管区気象台における観測データと築港分室における約 10 年間の観測資料との換算係数を求めると 1.26 が得られる。岸和田付近では冬季の季節風の影響は大阪築港に比べて強いので, 岸和田に対する換算係数の推定値との差は, 地形因子等を含めて比較すると大きな差異ではないといえる。また年間最大風速による修正値についても, その換算係数は 1.367 となるので, 換算係数として $\eta = 1.37$ を採用した。なお, 各観測所における風速計の設置場所(高さ)が異なることによる修正換算係数は 1.215 とした。

(3) 基本風速の推定

a) 年間最大風速の推定

各観測所の過去 49 年間 (1929 年 ~ 1977 年) の年間最大風速の統計値は実測資料であるので, 基本風速を推定するためには同一条件となるように補正均質化する必要がある。したがって, 観測法及び高度変更 (地上 10 m) による補正を行った各観測所における年間最大風速の値を図 2.3 に示す。同図における調査地点の推定値は各観測値を分析補正した換算値である。

b) 風速の再現期待値の推定

再現期間 R 年における各観測所の風速の再現期待値を求めると図 2.4 のようになる。各値は再現期間と年間最大風速の統計値と関連させて算出した期待値を示したもので, 構造物を設計する際の基本風速になると考えられる。この図からは調査地点における風速の $a = 60$, $q = 0.6$ の場合 ($R = 118$ 年) の再現期待値は 40.4 m/s となるが, 実際には海岸における値から海上にある調査地点の値への補正を考慮する必要がある。したがって, 海岸における値より海上風の値への補正係数を 1.17 とすると調査地点の基本風速は 42.27 m/s となる。

c) 風速の設定値

以上の結果より異常時の基本風速は再現期間を 100

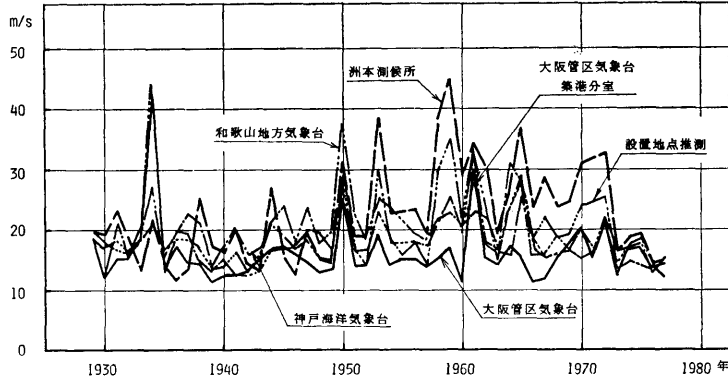


図 2.3 地上 10m における年間最大風速

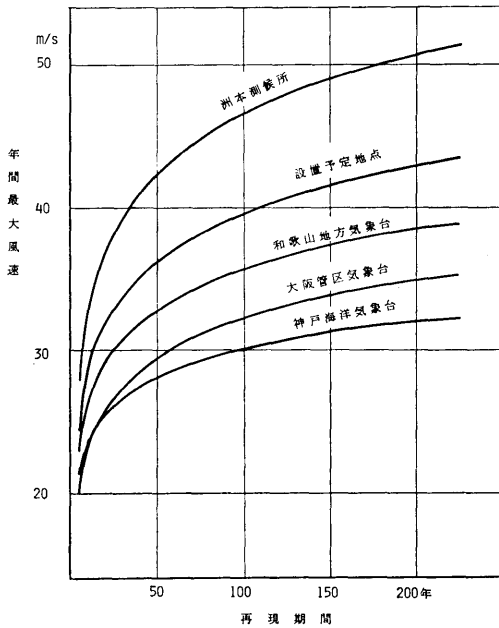


図 2.4 各観測所における再現期間に対する最大風速

年とすると同時に、日本は台風の来襲が多いことを考慮して 50m/s とし、通常時の荷重を推定する場合の平均年間最大風速は、前述の 25m/s を用いることとする。

また、各出現度数率に対する平均風速は、大阪湾周辺観測値のそれぞれを海上風の値に修正して、

- 70% 累積度数率の風速は 5.85m/s
- 90% 累積度数率の風速は 8.42m/s
- 95% 累積度数率の風速は 9.94m/s

となる。

(10)

2.1.3 モデル台風による風速等の検討

(1) 台風の経路と風速分布

日本に來襲する台風の経路はいろいろあるが、近畿地方に甚大な被害をもたらす台風のコースはおおむね定まっており、それは四国沖から近畿地方を横断するコースである。

台風を中心から 40km ぐらいまでの風速は中心からの距離にほぼ比例する。一方、その外側における風速はおおよそ距離に逆比例する。したがって、台風の最大風速は中心から 40~50km の内外と外域の境界付近に現れる。しかし、台風内の風速分布は移動速度の影響で台風の進行方向の右と左でかなりの差異があるのが普通である。

(2) モデル台風の設定

台風來襲時、構造物に作用する風荷重を推定してその安全性を確認するため、さらに台風來襲時には大阪湾内が最も荒れて高波が発生すると考えられるため、数種の標準的なモデル台風を設定し、その時の模様を評価、解析してみることが必要と考えられる。ここでは過去最大級といわれる室戸台風（中心気圧 910mb 台）を参考にして、台風の進路、移動速度、中心気圧の減衰率、最大風速及び台風の半径を考慮分析してモデル台風を設定した。

a) 台風の進路

過去の台風の進路を参考に、分岐点を北緯 31° 付近に選び、図 2.5 及び図 2.6 に示すような 4 つの場合を考える。

- ① 調査地点の北側（小豆島付近）を南西から北東へ進むコース
- ② 調査地点の北側（淡路島西海岸上）を南西から北東へ進むコース

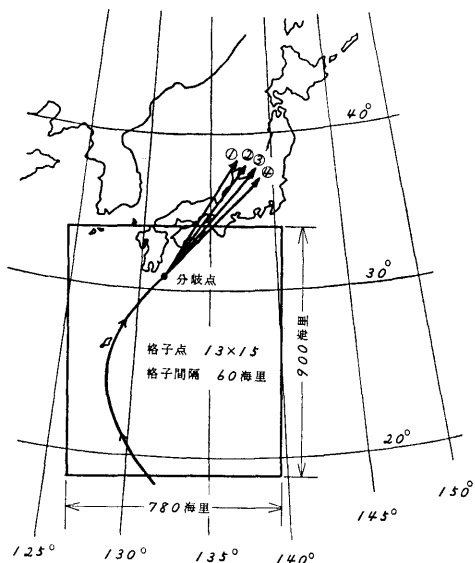


図 2.5 モデル台風の進路

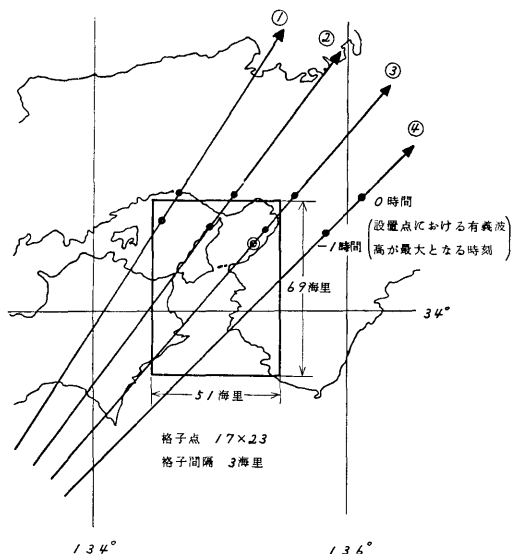


図 2.6 モデル台風の進路

③ 調査地点上を南西から北東へ進むコース

④ 調査地点の南側を南西から北東へ進むコース

なお、これまでの台風はほとんど②の進路をとっている。

b) 移動速度

通常台風は、本土に上陸すると速度をあげるが、上陸する前は略 20km/h 程度であり、上陸後は大阪湾を約 30km/h の速度で通過している。

c) 中心気圧の減衰率

台風の中心気圧は移動速度と同様に上陸すると変化し、やや高くなる。参考にした台風の中心気圧を調べた結果、大阪管区気象台で観測された中心気圧は 954.4 mb、四国上陸時室戸岬で観測した中心気圧は 911.9 mb であり、その平均値を調査地点付近における中心気圧とすると 930 mb となる。

d) 最大風速

室戸台風来襲時の大阪管区気象台における記録は最大風速 42 m/s、最大瞬間風速 60 m/s となっている。ここでは、最大風速の値は台風圏内の風速が最大となる場所におけるかなり長い時間の平均的な値を用いることとして 10 分間平均最大風速を 50 m/s 程度とした。

e) 台風の半径

台風の風速が 25 m/s 以上の暴風圏の半径（一般に 1000 mb 等圧線の半径）は過去、本土に上陸した台風を参考にした 120 km と設定した。

2.1.4 変動風に関する調査及び検討

(1) 変動風の取り扱い

自然の風は時間的にみて、常に一定の風が吹いているのではなく、たえず強くなったり弱くなったりしている。この風速変化を表現する一つの方法として、最大瞬間風速と平均風速の比として定義される「ガストファクター」が従来から一般によく用いられている。ガストファクターは強風時には 1.5 程度であるといわれている。

しかしながら、時間的及び空間的に見て、不規則に変動している風の状態は単にガストファクターだけでは表現できないため、電子計算機の普及とともに風の変動を確率過程として取扱い、統計確率的に変動風の期待値を求めるという手法が一般化しつつある。すなわち、一つ一つの風の変動記録は母集団からある確率で偶然に取出された一つの標本であると考え、その母集団の確率過程の性質を表す関数としてパワースペクトラムが用いられている。したがって、いま変動風のパワースペクトラムが与えられると、Cartwright 及び Longuet-Higgins に従って最大値の期待値や周波数の期待値が求められる。

(2) 変動風のパワースペクトラムとガストファクター

変動風のパワースペクトラムとしては、Davenport⁶⁾の実験式とそれを基礎として理論的考察を加えて改良した日野⁷⁾のスペクトラムがある。それらは次の通り

である。

a) Davenport の式

$$\frac{f S_u(f)}{U_{10}^2} = 2K \frac{X_D^2}{(1+X_D^2)^{4/3}}$$

ここに

$$X_D = 1200 \frac{f}{U_{10}}$$

U_{10} : 高度 10m における 10 分間平均風速 (m/s)

K : 高度 10m の風速で定義された表面摩擦係数 (水面では通常 0.003 としている。)

f : 周波数 (Hz)

b) 日野の式

$$S_u(f) = 0.238 \frac{\bar{u}^2}{\beta} \left\{ 1 + \left(\frac{f}{\beta} \right)^2 \right\}^{-5/6}$$

ここに

$$\bar{u}^2 = 6.0 K U_{10}^2$$

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

z : 高度 (m)

α : 風速の鉛直方向分布のべき指数

m : 気層安定度によって定まる定数 (暴風時は $m=2$)

調査点の変動風のパワースペクトラムとして、上記のいずれかの式が適するか判断するために、調査点に比較的近い垂水における実測値⁹⁾ (高度 12.4 m) と、これと同一条件で求めた Davenport 並びに日野のパワースペクトラムを比較すると図 2.7 になる。この図より垂水の実測値には日野の式より Davenport の式の方が、全体的な傾向がよく一致している。また、この図では、 $f < 1/12 \text{ sec}^{-1}$ すなわち、変動周期が 12 秒より長い周波数領域においてパワースペクトラムの値は、Davenport の式の方が日野の式より高い値を示している。このことは、係留システムの特性にもよるが、一般に係留浮体の水平運動の固有周期は十数秒であるので、変動風によって誘起される浮体の水平運動で比較すると、Davenport の式の方がより厳しい条件を与えることになり、より安全側になると考えられる。以上の 2 点から、変動風のパワースペクトラムとしては、Davenport のスペクトラムを用いるのが適当と判断される。なお、最近公表された調査地点における変動風の資料は、Davenport に近く、変動風の方角スペクトラムも $\pm 5\%$ 程度と非常に狭いので変動風の方角性は考慮しなくてもよいと判断される。次に 100 年台風に

—— 垂水における実測値
 - - - - Davenport
 - - - - 日野

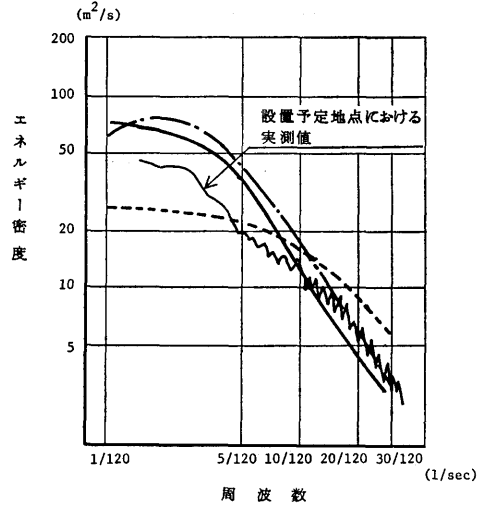


図 2.7 変動風のパワースペクトラム

ついて変動風のパワースペクトラムの自乗平均値並びにガストファクターを求めてみる。

i) パワースペクトラム

Davenport の式に $U_{10}=50 \text{ m/s}$, $K=0.003$ を代入し、

$$S_u(f) = \frac{8640f}{(1+576f^2)^{4/3}}$$

を得る。

ii) 自乗平均値

$$\bar{u}^2 = 6.0 K U_{10}^2 = 45 \text{ (m/s)}^2$$

$$\sqrt{\bar{u}^2} = 6.71 \text{ m/s}$$

$$\sqrt{\bar{u}^2}/U_{10} = 0.134$$

iii) ガストファクター

ガストファクター (G) は Davenport⁹⁾ 等を参照して次式で求めた。

$$U_{\max} = G \cdot U_{10} = \left(1 + g \frac{\sqrt{\bar{u}^2}}{U_{10}} \right) U_{10}$$

$$g = \sqrt{2 \ln \nu T} + \frac{0.5772}{\sqrt{2 \ln \nu T}}$$

$$\nu = \left[\int_0^\infty f^2 S_u(f) df \middle/ \int_0^\infty S_u(f) df \right]^{1/2}$$

T : 平均時間

ν の分子の積分は岡内ら⁴⁾ に従い被積分関数に風速計の周波数応答関数の自乗を掛けて求め、 $T=600$ 秒として計算すると、 $\nu=0.456$, $g=3.52$ 及び $G=1.47$

を得る。したがって瞬間最大風速は $U_{\max} = G \cdot U_{10} = 73.5 \text{ m/s}$ となる。

(3) 自然風の水平面内における相関

自然風の風速には、上記のパワースペクトラムで表現されるような時間的変動だけでなく、空間的な変動も存在する。したがって、空港のような巨大構造物では、全体に一律な最大瞬間風速が作用するとは考えられないので、風による力を推定する場合には空間的変動の影響を考慮する必要があると思われる。そのためには任意の2点における変動風速の相関すなわちクロススペクトラムが必要である。

右図のような2点 P_1 及び P_2 における変動風速を $u(x_1, \mu, t)$, $u(x_2, \mu, t)$ とし、そのパワースペクトラムを $S_{1,1}(f)$, $S_{2,2}(f)$ とし、クロススペクトラムを $S_{2,1}(f)$ と書くことにすれば、coherency関数は、 $\gamma^2(f) = |S_{2,1}(f)|^2 / S_{1,1}(f) \cdot S_{2,2}(f)$ である、この場合、各点における風速の時間的変動は確率過程としては同一であると考えるよりから

$$S_{1,1}(f) = S_{2,2}(f) = S_u(f)$$

ここでは $S_u(f)$ は風速変動のパワースペクトラムである。したがって

$$\sqrt{\gamma^2(f)} = |S_{2,1}(f)| / S_u(f)$$

を得る。クロススペクトラムを

$$S_{2,1}(f) = S_u(f) \cdot R_u(x_1, x_2, \mu, f)$$

($R_u(x_1, x_2, \mu, f)$ は無次元クロススペクトラム) と書けば

$$\sqrt{\gamma^2(f)} = |R_u(x_1, x_2, \mu, f)|$$

となる。すなわち、無次元クロススペクトラムの絶対値は coherency 関数の平方根に等しいということになる。

Cramer¹⁰⁾, Davenport¹¹⁾ 及び塩谷¹²⁾ らによれば、 $\mu = \pi/2$ に対して、 $R_u(x_1, x_2, \pi/2, f)$ は実数であって

$$R_u\left(x_1, x_2, \frac{\pi}{2}, f\right) = \exp\left(-k \frac{f|x_1 - x_2|}{U_{10}}\right)$$

のように表わされる。ここで、 k は定数であり、塩谷の里浦観測所における実測によれば、 $k = 2 \sim 8$ とされている。また、Davenport は吊橋の不規則振動解析に対して $k = 7$ を提案しており、本州四国連絡橋においてもこの値を採用している。したがって、ここでも k

$= 7$ を用いることとする。

$\mu = 0$ の場合も同様に考えれば

$$R_u(x_2, x_2, 0, f) = \exp\left\{-k_1 \frac{f|x_1 - x_2|}{U_{10}} + ik_2 \frac{f(x_1 - x_2)}{U_{10}}\right\}$$

と書け、 k_2 については塩谷が $k_2 = 5.13$ という値を得ているが、 k_1 については定説らしいものはないようである。そこで、とりあえず、テラーの乱れの凍結に関する仮説¹⁴⁾に従い、 $k_1 = 0$ としておく。

以上より、水平面内の2点における変動風速の無次元クロススペクトラムとして、

$$R(x_1, x_2, \mu, f) = \exp\left\{-7 \frac{f|x_1 - x_2| \cos \mu}{U_{10}} + 5.13i \frac{f(x_1 - x_2) \sin \mu}{U_{10}}\right\}$$

を得る。したがって coherency 関数の平方根は

$$\sqrt{\gamma^2(f)} = \exp\left(-7 \frac{f|x_1 - x_2| \cos \mu}{U_{10}}\right)$$

となる。

2.2 波浪の設定

2.2.1 既存資料による検討

内海の波浪の予測は、季節風及び低気圧等によるものと台風によるものとに分けて考えるのが一般的である。波浪予測を行う場には長期の観測資料に基づくことが望ましいが、空港設置予定地点における観測は昭和53年1月から開始されたために短期の資料である。したがって、この資料は他の方法によった推算値の検証に用いることとする。波浪推算としては、① 風が長時間吹き続いたと仮定して定常風からの波浪推算、② 第3港湾建設局が実施した昭和46年1月から50年12月までの大阪湾周辺の風速の観測値をもとにした通常時の波浪推算、③ 過去、大阪湾に大被害をもたらした台風時の避泊船舶が目視観測した波高を基にした台風時の推定波浪図及び④ 台風時の有義波法による大阪湾沿岸の波浪推算等の資料を用いて行った。

(1) 通常時の波浪

風を基にした波浪の推算手法は種々の手法があるが、夫々の手法による推算結果には若干の相違が見受けられる。そこで、M. Darbyshire の推算手法を川鍋¹⁵⁾が修正した図から、定常風に対する有義波高及び平均波周期を求めた結果を表2.2に示す。なお、10分間平均最大風速 25 m/s は、定常風に換算すると風速

表 2.2 泉南における定常風に対する有義波高と平均波周期

平均風速 10分間	定常風	風 向							
		E		W		S		N	
		H _{1/3}	T _w	H _{1/3}	T _w	H _{1/3}	T _w	H _{1/3}	T _w
12.50	10 m/s	0.25 m	2.5 sec	0.8	4.5	0.25	2.5	0.8	4.0
18.75	15	0.50	3.0	1.4	5.5	0.40	3.0	1.4	5.5
25.00	20	0.75	3.5	2.4	6.5	0.75	3.5	2.2	6.0
31.25	25	1.00	4.0	3.2	7.0	1.00	4.0	3.0	7.0

20m/sに相当する。表 2.2 から一番厳しい波浪条件は西風の場合で、有義波高が 2.4m、平均波周期が 6.5 sec である。この値を平均年間最大の波浪条件として設定することとする。

また、平均年間で累積度数率が 70%、90% 及び 95% に対する有義波高及び平均波周期は、2.1.2 の (3) の c) において設定した風速の累積度数率の値を用いて、SBM 法に近似させた WILSON の式に基づいて求めた波浪推算図¹⁶⁾から読み取った。その結果を、四季及び風向別にして表 2.3 に示す。

表 2.3 四季の風向別有義波高と平均波周期

四 季	累積度数率	風 向								全 方 向	
		N		E		S		W		H _{1/3}	T _w
		H _{1/3}	T _w	H _{1/3}	T _w	H _{1/3}	T _w	H _{1/3}	T _w		
春	70%	0.50	3.5	0.25	-	0.32	-	0.57	3.5	0.45	3.2
	90	0.75	4.0	0.45	2.5	0.50	2.8	0.90	4.3	0.75	3.8
	95	0.95	4.3	0.50	2.8	0.63	2.9	1.08	4.6	0.90	4.2
夏	70	0.38	2.9	0.32	-	0.32	-	0.38	2.9	0.38	2.8
	90	0.57	3.6	0.50	2.2	0.50	2.8	0.57	3.5	0.57	3.2
	95	0.75	3.9	0.57	2.9	0.63	3.0	0.63	3.8	0.70	3.6
秋	70	0.45	3.2	0.25	-	0.32	-	0.57	3.5	0.45	3.0
	90	0.70	3.9	0.38	-	0.45	2.6	0.95	4.4	0.70	3.8
	95	0.90	4.2	0.45	-	0.50	2.8	1.20	4.8	0.90	4.2
冬	70	0.57	3.5	0.25	-	0.25	-	0.90	3.9	0.57	3.5
	90	0.82	4.1	0.45	2.7	0.45	2.6	1.08	4.5	0.90	4.2
	95	0.95	4.3	0.57	2.9	0.50	2.8	1.27	4.9	1.08	4.5
年 間	70	0.50	3.3	0.25	-	0.32	-	0.70	3.5	0.45	3.1
	90	0.75	4.0	0.45	2.6	0.50	2.7	1.08	4.5	0.75	3.9
	95	0.90	4.2	0.50	2.9	0.63	2.9	1.20	4.6	1.00	4.2

一方、昭和 53 年 1 月より空港設置予定地点において気象及び海象の毎時観測が行われている。その 1 ヶ月分が月報として公表¹⁷⁾されているのでその資料から 1 日 24 回の観測結果の中で 10 分間平均の最大風速値と、その時の最大波高を用いて風速と波高との関係を図示すると図 2.8 となる。なお、図中の回帰曲線は、

$$H_{max} = 0.034U^{1.5} + 0.36 \quad (U; \text{風速 m/s})$$

の関係式より求めた曲線である。また、最大波高が記録された時の風向は、数例を除き全て西寄りの風向である。そして、最大波高から有義波高への算定は計測時間が 10 分間では波数が大略 100 波程度であるので、 $H_{max} = 1.6 \cdot H_{1/3}$ の関係を用いて、表 2.2 の西風の場合の波高を換算して図中に ⊗ で示した。

この図から、本調査において設定した波浪の妥当性が確認された。

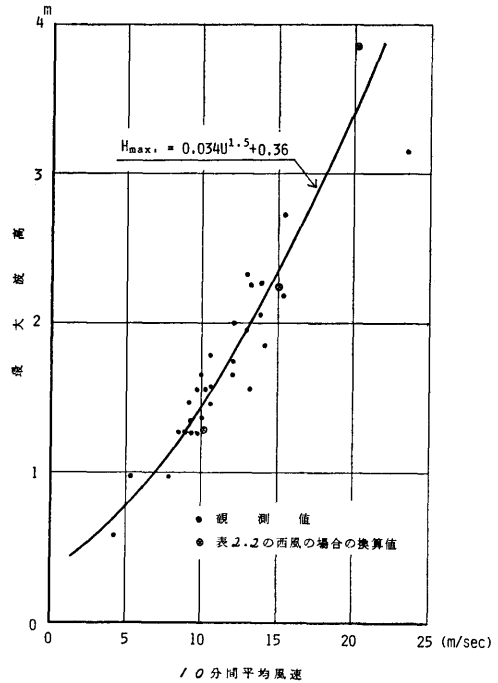


図 2.8 最大波高の実測値と設定値との比較

(2) 異常時の波浪

大阪湾が最も荒れるのは台風時であり、来襲した台風としては室戸台風及びジェーン台風等がある。近年で資料が比較的整理されている台風として、台風 6420、台風 6523 及び台風 6619 がある。これらの台風では波によって沿岸並びに避泊船舶に大きな被害を

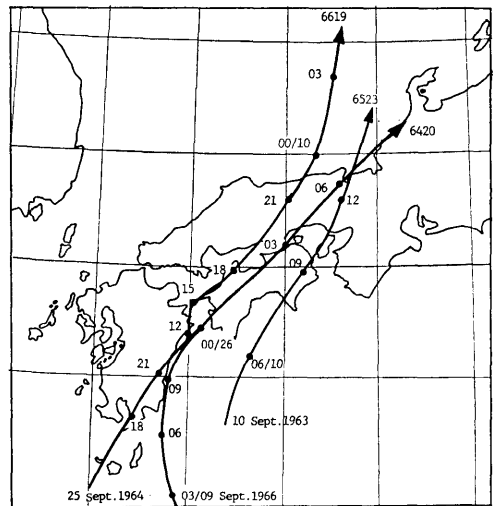


図 2.9 台風 6420 号、6523 号及び 6619 号の経路

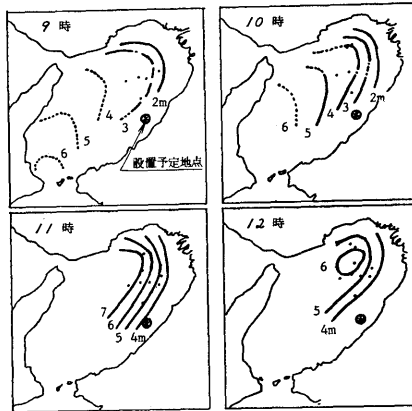


図 2.10 台風 6523 号の時間毎の波高分布

与えたが、その台風の経路を図 2.9 に示す。また、台風時の波高分布の目安として台風 6523 の波浪について湾内の避泊船舶の目視観測結果を基にして推定した結果を図 2.10 に示す¹⁶⁾。

また台風時の波浪について、第 3 港湾建設局と港湾技術研究所とによる大阪湾波浪の統計的推算についての合田¹⁸⁾の概説がある。それには過去の台風時の天気図を用いて大阪湾内に発生する風波と湾外に発生する波の数値計算を実施し、波の特性を求めている。そして、計算した台風は室戸台風 (1934 年) から台風 6731 号 (1967 年) に至る 45 台風で、その中には大阪湾に影響を及ぼしたほとんど総ての台風が網羅されている。その推算結果を表 2.4 に示す。なお、波浪の計算法は井島の台風域の浅海波の数値計算法である。これによると台風時の湾内における波浪分布は 4 つの型に分類されている。そこで、これを基に各台風の泉南における波高を推算した結果を表 2.4 の右欄に示す。泉南について台風時の波浪の確率波高を推定すると、有

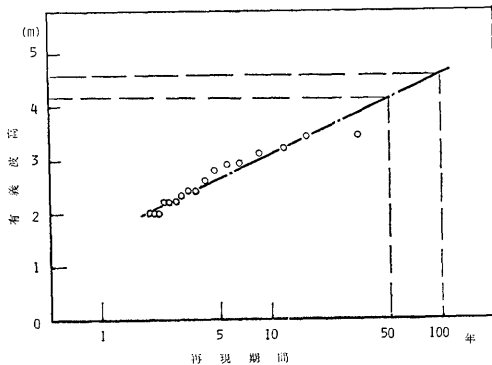


図 2.11 異常時の波高予測

効統計年数が 33 年で換算波高を含めて 2.0m 以上の波高を表 2.4 から拾い、合田らが実施したのと同じ方法で置点した結果が図 2.11 である。この図より泉南において、再現期間が 50 年及び 100 年の台風に対する有義波高 ($H_{1/3}$) は、約 4.1m 及び 4.6m となる。

2.2.2 波スペクトラムに関する検討

2.2.1 において有義波高及び平均波周期が設定されたが、その値を用いて空港設置地点における波スペクトラムを設定することにする。一般に波スペクトラムを表示する式は種々提唱されているが大阪湾で実測した波スペクトラムと比較検討し、本調査において適用する波スペクトラムの表示式を設定する。

スペクトラムを表示する方法としては、スペクトラム法の波浪シミュレーション計算、風速と吹送距離等から推定する方法並びに他の手法で得た波高と周期を用いて推定する方法等がある。

その中で、波高と周期とを用いてスペクトラムを表示する方法としては、次に示す式が一般によく用いられている。

- (1) I.S.S.C. (国際船体構造委員会) の標準波スペクトラム¹⁹⁾

$$S(f) = 0.11 H_V^2 T_V (T_V \cdot f)^{-5} \exp \{-0.44 (T_V \cdot f)^4\}$$

ここで、 H_V 及び T_V は観測した波高と周期であり、波高は有義波高 ($H_{1/3}$) を用い、周期はスペクトラムの 0 次と 1 次モーメントから求まる T_1 を推薦している。

- (2) Bretschneider - 光易の波スペクトラム²⁰⁾

$$S(f) = 0.43 \left(\frac{\bar{H}}{g\bar{T}^2} \right)^2 \frac{g^2}{f^5} \exp \left\{ -0.675 \left(\frac{1}{\bar{T}f} \right)^4 \right\}$$

ここで、 \bar{H} は平均波高で $0.625 H_{1/3}$ で、 \bar{T} は平均波周期である。

- (3) JONSWAP のスペクトラム²¹⁾

風速と吹送距離とで求めるスペクトラムとしては、北海合同観測資料を用いて求めた JONSWAP のスペクトラムがある。

$$S(f) = \frac{\alpha g^2}{(2\pi)^4 f^5} \exp \left\{ -\frac{5}{4} \left(\frac{f}{f_m} \right)^{-4} \right\} \gamma \times \exp \left\{ -\frac{(f - f_m)^2}{2\sigma^2 f_m^2} \right\}$$

ここで、 $\alpha = 0.076 \bar{X}^{-0.22}$

$$\bar{X} = Xg/U^2 \quad (X \text{ は吹送距離, } U \text{ は風速})$$

$$f_m = 3.5g\bar{X}^{-0.33}/U \quad (\text{スペクトラムのピーク周波数})$$

$$\gamma = 3.3 \quad (\text{平均値})$$

表 2.4 計算した台風の諸値と大阪湾内発生波の推算結果

台風名	進行方向	進行速度 V (km/hr)	R _{min} (km)	ΔP (mb)	r ₀ (km)	神戸での最大値			湾沿岸での最大値			波高分 布の型	波高 (泉南)	
						H (m)	T (sec)	波 向	H (m)	T (sec)	波 向			地 点
6734	NE	54	156	66	116	0.8	3.1	ENE	2.3	5.0	W	岸和田	Ⅲ	2.3
6718	NE	18	132	27	46	0.4	2.5	ENE	1.2	4.0	NW	泉佐野	Ⅲ	
6626	NNE	66	266	66	55	なし	なし	なし	1.0	3.8	W	岸和田	Ⅲ	
6624	NE	65	-26	18	44	2.3	5.4	SW	2.9	5.7	WSW	東神戸	Ⅲ	2.9
6619	NE	39	-120	23	52	1.8	4.4	SW	1.9	4.5	NNE	西須磨	Ⅱ	
6524	NE	53	160	49	156	0.8	3.1	ENE	2.2	5.0	WSW	南大阪	Ⅲ	2.2
6523	NNE	60	-50	64	43	4.4	6.8	SW	4.4	6.8	SW	神戸	Ⅰ	2.9
6515	NNE	45	-312	43	42	0.9	3.6	S	1.0	3.7	N	垂水	Ⅱ	
6420	NE	61	-78	45	55	3.3	6.0	SW	3.7	6.2	SW	西宮	Ⅱ	2.4
6414	NE	29	-107	27	60	2.1	4.7	SW	2.1	5.3	SSW	垂水	Ⅰ	
6309	NW	23	-386	32	126	1.0	3.5	ESE	1.1	3.8	ESE	垂水	Ⅰ	
6303	NNE	62	-119	20	48	1.8	4.5	SW	1.9	4.4	SW	西須磨	Ⅱ	
6214	N	36	102	48	79	なし	なし	なし	2.0	4.8	WSW	南堺	Ⅲ	2.0
6213	ENE	36	-69	12	100	1.6	4.5	SW	1.9	5.0	WSW	大阪	Ⅱ	
6207	NNE	15	67	32	72	0.7	3.0	ENE	2.8	4.8	WNW	泉佐野	Ⅲ	2.8
第2室戸	NE	51	26	27	37	2.1	4.5	E	3.4	6.5	WSW	大阪	Ⅳ	3.4
6016	NNE	44	-124	45	45	2.4	5.2	S	2.7	5.7	S	垂水	Ⅰ	
6012	NNE	30	-63	20	50	2.3	4.9	SW	2.3	4.9	SW	西須磨	Ⅱ	
6011	NNW	18	-138	20	63	1.5	4.1	SSW	1.6	4.6	SSW	垂水	Ⅰ	
5916	ENE	49	32	24	108	1.3	3.8	SE	1.3	4.1	SE	西須磨	Ⅰ	
伊勢湾	NNE	63	81	96	74	なし	なし	なし	2.6	5.3	WSW	泉佐野	Ⅲ	2.6
5906	NE	32	61	46	100	1.5	4.3	ESE	2.0	5.0	E	岩屋	Ⅲ	2.0
5817	NE	29	56	45	65	1.3	3.9	ENE	2.4	5.3	W	岸和田	Ⅲ	2.4
5710	NE	45	55	25	81	2.7	5.6	SW	2.7	5.6	SW	神戸	Ⅱ	
5612	NNE	62	-436	68	136	2.0	4.9	S	2.2	5.2	SSW	垂水	Ⅰ	
5609	NE	39	-287	56	199	3.0	5.7	SSW	3.1	5.3	SSW	西須磨	Ⅱ	2.0
5526	NE	61	96	30	63	0.6	2.9	ESE	1.8	4.7	W	岸和田	Ⅲ	
洞爺丸	NNE	98	-175	50	40	2.8	5.3	SW	2.8	5.5	SW	尼崎	Ⅰ	
5412	N	39	-388	52	119	1.6	4.4	S	1.8	4.8	S	垂水	Ⅰ	
5405	NE	22	-20	35	50	2.3	5.2	SSW	2.8	5.5	WSW	尼崎	Ⅱ	
5313	NNE	39	143	88	55	0.9	3.2	ENE	3.1	6.4	NNW	友ヶ島	Ⅲ	3.1
5202	NE	61	133	44	51	0.5	2.7	E	1.5	4.2	NW	泉佐野	Ⅲ	
ルース	NE	62	-189	40	83	2.3	5.0	SW	2.4	5.1	SW	東神戸	Ⅱ	
キジア	NNE	44	-333	56	69	1.5	4.5	S	1.6	4.6	S	垂水	Ⅰ	
ジェーン	NNE	50	10	65	44	2.3	5.3	SW	3.2	6.0	WSW	大阪	Ⅳ	3.2
4906	NNW	9	85	12	69	なし	なし	なし	0.9	3.0	WNW	岸和田	Ⅲ	
4707	NNE	17	167	22	99	なし	なし	なし	1.1	4.1	N	友ヶ島	Ⅲ	
阿久根	NE	38	-169	23	38	1.1	3.7	SW	1.1	3.8	SW	東神戸	Ⅱ	
枕崎	NE	62	-161	78	60	3.3	6.1	SW	3.4	6.2	SSW	垂水	Ⅰ	2.2
4420	NNE	48	158	58	102	なし	なし	なし	2.2	4.8	WSW	南大阪	Ⅲ	2.2
4416	NE	51	-102	47	39	2.6	5.3	SW	2.7	5.6	WSW	大阪	Ⅱ	
4217	NNE	51	-71	23	31	2.0	4.6	SW	2.0	4.4	SW	西須磨	Ⅰ	
4114	NNE	39	-158	55	30	1.7	4.6	SSE	2.1	4.8	SSE	垂水	Ⅰ	
4102	NE	59	94	25	95	0.3	1.9	E	1.7	4.6	W	泉佐野	Ⅲ	
室戸	NE	66	18	66	35	2.1	5.0	ESE	3.4	5.7	W	岸和田	Ⅳ	3.4

$$\sigma \begin{cases} f \leq f_m \text{ のとき } 0.07 \\ f_m > f \text{ のとき } 0.09 \end{cases}$$

$$S(f) = \frac{\alpha H_{1/3}^2}{T_P^4 f^5} \exp \left\{ -\frac{5}{4} (T_P \cdot f)^4 \right\} \gamma \times \exp \left\{ -\frac{(T_P \cdot f - 1)^2}{2\sigma^2} \right\}$$

である。

(4) JONSWAP の波高と周期とによる波スペクトラム²²⁾

ここで、 γ 、 σ は (3) JONSWAP の式と同じ値で

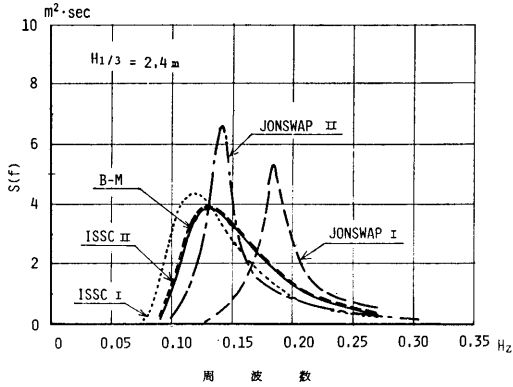


図 2.12 各種波スペクトラムの比較

あり、 $\alpha=0.166$, $H_{1/3}$ は有義波高, T_P はスペクトラムのピークの周期である。

これらの4つの表示式について有義波高が2.4mで平均波周期が6.5秒について波スペクトラムを比較すると図2.12となる。その図中の5つのスペクトラムは次の通りである。

- B-M : Bretschneider-光易で
 $\bar{H} = 0.625H_{1/3}, \bar{T}$
- I.S.S.C.-I : I.S.S.C. の波スペクトラムで
 $H_V = H_{1/3}, T_V = \bar{T}$
- I.S.S.C.-II : I.S.S.C. の波スペクトラムで
 $H_V = H_{1/3}, T_V = 0.9\bar{T}$
- JONSWAP-I : (3) の JONSWAP の波スペクトラムで $U=20\text{m/s}, X=35\text{km}, H=1.9\text{m}$
- JONSWAP-II: (4) の JONSWAP の波スペクトラムで $H_{1/3}, T_P=1.1\bar{T}$

この図から、I.S.S.C.-II と Bretschneider-光易との波スペクトラムは、当然の結果であるが、よく一致している。それは、表示式が同型であるためである。また、JONSWAP の波スペクトラムは他のスペクトラムよりも高い値を示すと同時に狭帯域にエネルギー密度が分布していることが判る。

そこで、大阪湾内における実測波スペクトラムを用いて各波スペクトラムの表示式との比較を行って本調査研究に用いる波スペクトラムを検討する。

まず、大阪府立大学が吊り下げ式の波高計で大阪湾における波を実測した波スペクトラムを図2.13のa)及びb)に実線で示し、第3港湾建設局がステップ式の波高計で神戸港の観測塔において実測した波スペクトラムを図2.13のc)及びd)に実線で示す。これ

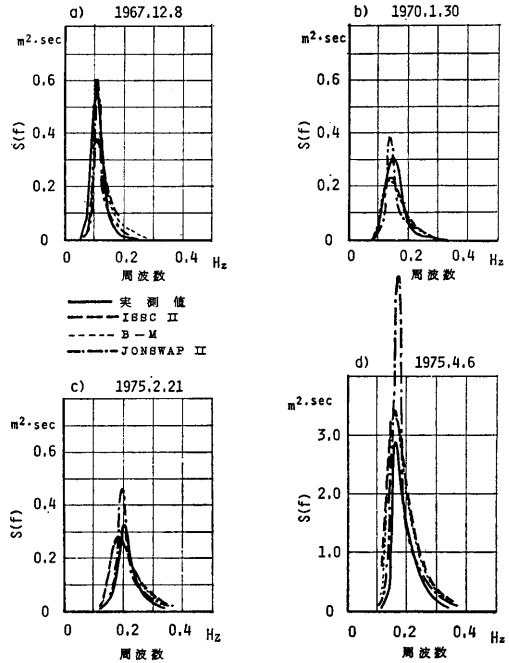


図 2.13 大阪湾内における実測波スペクトラム

らの波スペクトラムは前者が T_0 の波周期で、後者が $T_{1/3}$ の波周期の波スペクトラムである。

これに対して $T_V=0.9\bar{T}$ にした I.S.S.C. の波スペクトラムを破線で、Bretschneider-光易の波スペクトラムを点線で、 $T_P=1.1\bar{T}$ の JONSWAP の波スペクトラムを一点破線で図2.13に示すと、実測した波スペクトラムは I.S.S.C.-II 及び Bretschneider-光易の波スペクトラムとよく一致していることが判る。

したがって、本調査研究に用いる波スペクトラムは、調査地点が湾内で浅海域であること及び土木や港湾関係においてよく適用している Bretschneider-光易の波スペクトラムに近いことが望ましいこと等を考慮して $T_V=0.9\bar{T}$ にした I.S.S.C. の標準波スペクトラムの表示式を通常時の波スペクトラムに適用することとする。

つぎに、異常時の波スペクトラムの表示式を検討するために詳細は2.2.3において述べるスペクトラム法による台風シミュレーション計算によって得られた一次元の波スペクトラムを図2.14に折線で示す。それに対して I.S.S.C. の標準波スペクトラムの表示式に有義波高 ($H_{1/3}$) が4.6m、波周期 (T_1) が9.6秒を用いて $T_V=T_1$ にて求めた波スペクトラムの結果を実線で示す。

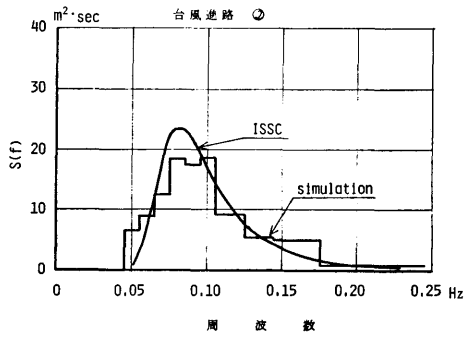


図 2.14 台風シミュレーションによる波浪推算スペクトラム

その結果、シミュレーション結果と I.S.S.C. の標準波スペクトラムとはよく一致していることが判る。なお、I.S.S.C. の 1964 年報によると種々の T_V の推算法に対して T_1 を用いることを推せんしている。

したがって、異常時の波スペクトラムは、I.S.S.C. の標準波スペクトラムの表示式に $T_V = T_1$ を代入したものを適用することとする。

なお、実際海面の波浪は、長波頂不規則波ではなく、短波頂不規則波に近いので、2次元スペクトラムを導入することが必要となる。

2次元スペクトラム $s(f, \theta)$ は次式で書き表わされる。

$$s(f, \theta) = s(f) \cdot D(\theta)$$

ここで、 $D(\theta)$ は主波向と成分波の進行方向とがなす角で、 $\int_{-\pi}^{\pi} D(\theta) d\theta = 1$ である。

この方向関数 ($D(\theta)$) については、いくつかの提案があるが、浮体空港の設置地点の地形を考慮すると同時に、モデル台風シミュレーション結果を考慮して深海域においてよく用いられている余弦の2乗ではなく、本調査においては方向関数 ($D(\theta)$) を次式のように設定することとした。

$$D(\theta) = \frac{4}{3\pi} \left\{ \cos \frac{1}{2} \theta \right\}^4$$

2.2.3 モデル台風による波浪のシミュレーション計算

2.1.3 で設定したモデル台風について、台風通過時の波浪をスペクトラム法によるシミュレーション計算で推定した。

(1) モデル台風

台風の進路、移動速度及び最大風速を第2室戸台風を参考にして下記のように設定した。

(18)

進路、計算範囲及び格子間隔: 図 2.5 及び図 2.6

移動速度: 本州上陸前 北行成分 20 km/h

本州上陸後 北行成分 30 km/h

最大風速: 40 m/sec 一定 (10 分間平均最大 50 m/sec に対応)

風速分布: $|\vec{V}| = |\vec{V}_S + \vec{V}_A|$

ここで、 \vec{V} は風のベクトル、

\vec{V}_S は風の対称成分ベクトル、

\vec{V}_A は台風の移動速度ベクトルである。

対称成分風速モデル: 高橋のモデル²⁶⁾

(2) スペクトラム法によるシミュレーション計算

設置地点に影響を与える海域全体に格子点網を設定し、各格子点の時々刻々の風向及び風速を入力として各周波数及び各方向の成分波がどの様に発生し、成長し、伝播し、そして減衰するかを推算する^{27), 28)}。波浪の発生成長過程におけるスペクトラム $\{s(f, t)\}$ は次式により計算する。

$$\frac{ds}{dt} = A(f, V) + B(f, V)s$$

ここで f は周波数、 V は風速である。

伝播中のスペクトラムの減衰は次式による。

$$S_a = S_0 [e^{-\sigma \sqrt{S_w} \cdot f^4}]^{K(\theta)}$$

ただし、 S_a は減衰後のスペクトラム、 S_0 は減衰前のスペクトラム、 S_w は $\int d\theta \int S_0 dt$ (θ : 方向) である。

計算は外洋と内海の2段階に分けて行なった。外洋の計算は内海の計算の境界条件を求めるためである。出力は空港設置地点の各時刻における2次元スペクトラム (周波数及び方向の関数) 及び、内海格子点の各時刻の有義波高、ゼロクロス平均波周期及び波の主方向である。シミュレーション計算は図 2.5 及び図 2.6 に示す4ケースについて実施した。その計算結果の内、設置点の最大の有義波高 ($H_{1/3}$)、その時の波周期及び波の主方向を表 2.5 に示す。また、進路②については、波、風及び2次元波浪スペクトラムを図 2.15

表 2.5 設置予定地点における有義波高、平均波周期及び主波向

ケース	進路	最大風速 (定常風速)	有義波高 ($H_{1/3}$ m)	平均波周期 (T sec)	主波向 (deg)
1	①	40	3.4	8.0	240
2	②	40	4.6	9.0	240
3	③	40	3.2	7.5	240
4	④	40	1.9	6.2	240



図 2.15 モデル台風のシミュレーション計算による大阪湾の有義波高

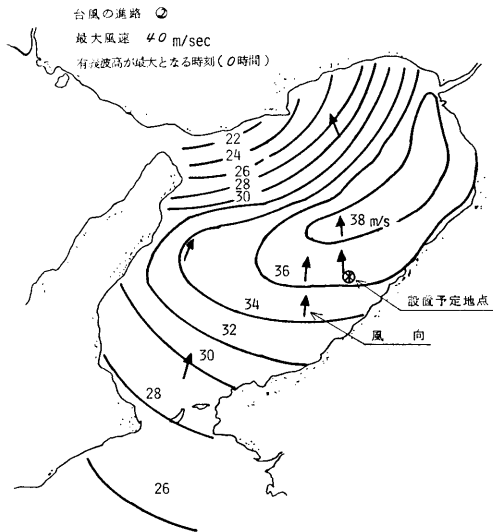


図 2.16 モデル台風のシミュレーション計算による大阪湾の風向

及び図 2.16 及び図 2.17 に示す。この場合の最大の有義波高，その時の周期及び主方向は

波高 ($H_{1/3}$): 4.6 m

波周期 (T): 9.0 sec ($T_1=9.6$ sec)

$$T_1 = \int S(f) df / \int S(f) \cdot f df$$

主波向: 240°

である。

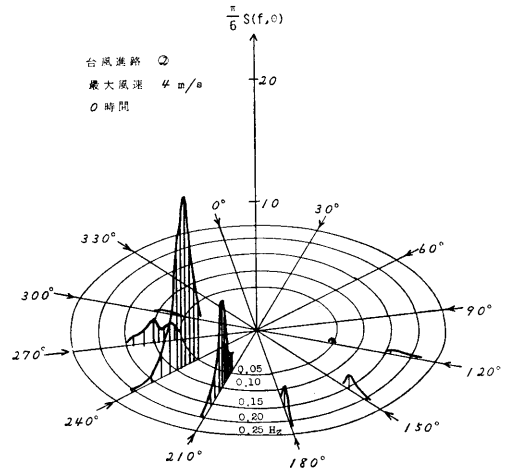


図 2.17 2次元波スペクトラム

2.2.4 波浪の設定

2.2.1 から 2.2.3 までの検討結果から通常時における 10 分間平均最大風速を 25 m/s (定常風の 20 m/s に相当) 及び異常時を 50 m/s (定常時の 40 m/s に相当) とした場合の有義波高，平均波周期及び波向を表 2.6 に示すように設定した。

表 2.6 波浪の設定

	通常時	異常時
有義波高 ($H_{1/3}$)m	2.4	4.6
平均波周期 (\bar{T})sec	6.5	9.6 (T_1)
主波向 deg.	270	240

なお，異常時の値は，再現期間 100 年に相当する台風時の波である。

上記の値を用いて，波スペクトラムを求める場合，2.2.2 において述べたように，Bretschneider-光易の波スペクトラムと同じにするために次のように波周期を設定して I.S.S.C. 標準スペクトラムの式に代入する。

通常時 $T_V = 0.9\bar{T}$ (\bar{T} は表 2.6 の 6.5 秒)

異常時 $T_V = T_1$ (T_1 は表 2.6 の 9.6 秒)

また，通常時の累積度数率が 70, 90 及び 95% に対する有義波高及び平均波周期は表 2.7 に示す値である。なお，最大波高 (H_{max}) は 1/1,000 最大期待値を適用するものとして有義値の 2 倍とする。

なお，昭和 53 年 1 月より空港設置予定地点での気象及び海象の観測が実施されているが，現在までに入

表 2.7 累積度数率に対する有義波高及び平均波周期

累積 度数率	各 期				年 間			
	東 大 方 位 (甲)		全 方 向		東 大 方 位 (甲)		全 方 向	
	有義波高 H1/3(m)	平均波周期 T(sec)	有義波高 H1/3(m)	平均波周期 T(sec)	有義波高 H1/3(m)	平均波周期 T(sec)	有義波高 H1/3(m)	平均波周期 T(sec)
70%	0.90	3.9	0.57	3.5	0.70	3.5	0.45	3.1
90%	1.08	4.5	0.90	4.2	1.08	4.5	0.75	3.9
95%	1.27	4.9	1.08	4.5	1.20	4.5	1.00	4.2

手できた昭和 53 年 1 月から 9 月までの波浪の観測資料を整理し、2.2.1 で実施した大阪湾周辺の風速の毎時観測値から推算した推定波高と比較した。その結果によると、ここで設定した波浪の累積度数 70, 90, 95% に対する値は有義波高で比較して、現地の毎時観測の累積と、日最大値の累積値の中間よりやや日最大値に近い値となっており、表 2.7 に示した設定波高の値がほぼ妥当であることを確認した。

2.3 潮流、高潮及び津波の設定

2.3.1 既存資料による検討

(1) 潮 位

土木学会の海岸保全施設設計便覧²⁹⁾の潮位表によると 1967 年の常態潮位及び 1930 年前後から 1967 年までの高極潮位と低極潮位が示されている。したがって、これを引用し、潮位表基準面を零とした表示法で大阪湾内における潮位を求めた結果を表 2.8 に示す。

表 2.8 大阪湾内の潮位

検 測 所	T.P. (m)	平均潮位 (m)	期 望 平 均 (m)		A - B (m)	高極潮位 (m)	低極潮位 (m)
			高潮位 (A)	低潮位 (B)			
阪 輪	0.901	0.959	1.651	0.040	1.591	2.869	-0.631
大 阪	0.785	0.934	1.639	0.007	1.632	3.174	-1.816
神 戸	0.802	0.916	1.578	-0.003	1.581	2.926	-0.924
洲 本	0.752	0.866	1.492	0.011	1.481	2.948	-0.692

この表から設置予定地点における潮位を求めると次に示す値が求められる。

- 期望平均満潮位: 1.63 m
- 期望平均干潮位: 0.03 m
- 高 極 潮 位: 2.97 m
- 低 極 潮 位: -1.03 m

(2) 潮 流

海上保安庁の大阪湾潮流図³⁰⁾には、明石海峡の最強時の潮流速度が 4.2 kt の場合に対する湾内各地点における流速を与えている。それによると設置予定地点における流向及び流速は図 2.18 のようになる。したがって、明石海峡における最強時の流速が推定できれば、この図により設置予定地点における流速を次に示

(20)

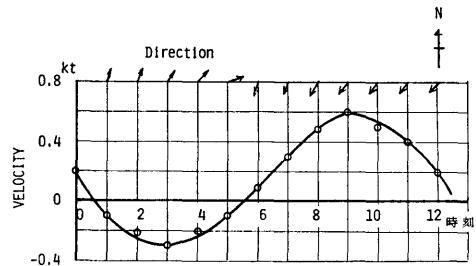


図 2.18 潮流の流速及び流向
(明石海峡における最強時の流速 4.2 kt の場合)

す関係式を用いて求めることができる。

設置予定地点の流速

$$= \text{明石海峡流速} \times \text{図 2.18 の流速} \div 4.2 \text{ kt}$$

(3) 潮 汐

海上保安庁の潮汐表³¹⁾には、明石海峡における最強時流速の年間の値が示されているので、この地点での年間の累積頻度を調べた結果を図 2.19 に示す。この

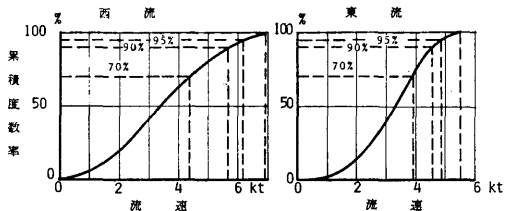


図 2.19 明石海峡における最強時流速の年間累積度数率

図から、明石海峡における流速の累積頻度が 70%、90% 及び 95% に対する西流及び東流の流速を求めると、

累積頻度	西流最強時流速	東流最強時流速
70%	4.35 kt	3.90 kt
90%	5.65 kt	4.55 kt
95%	6.15 kt	4.85 kt

となる。そして、最大最強時の流速を求めると、西流時に 6.9 kt、東流時に 5.5 kt となる。

(4) 高 潮

大阪湾の高潮については気象庁技術報告³²⁾において検討がなされている。その資料の中から設置予定地点において最大偏差を与える台風として伊勢湾台風を室戸台風の経路にのせた場合の結果を図 2.20 に示す。この図から設置予定地点における高潮を求めると、

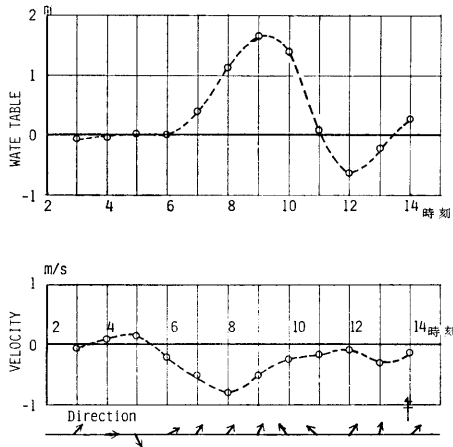


図 2.20 設置予定地点における高潮の計算値 (伊勢湾台風が室戸台風の経路をとった場合)

- 高潮最大偏差: 1.70 m
- 高潮最小偏差: -0.60 m
- 北流最強潮流速度: 1.50 kt
- 南流最強潮流速度: 0.30 kt

となる。なお、北流、南流の定義は、海上空港の滑走路に沿って北方向に流れる流速を北流といい、その逆で南方向に流れる流速を南流ということにする。

2.3.2 潮位、潮流の設定

(1) 通常時における潮位と潮流

通常時の潮位としては天文潮による値を用いて、

2.3.1 の (1) において求めた潮位を用いて

- 朔望平均満潮位 1.63 m
- 朔望平均干潮位 0.03 m

とする。

潮流速度については、2.3.1 の (3) で求めた明石海域における流速を (2) で示した手法を用いて設置予定地点における流速を求めると

	北流最強時流速	南流最強時流速
最大値	0.49 kt	0.79 kt
累積頻度		
70%	0.31 kt	0.56 kt
90%	0.40 kt	0.65 kt
95%	0.44 kt	0.69 kt

となる。なお、流向は、ほとんどの場合海岸線に沿って流れている。

(2) 異常時における潮位と潮流

高潮と津波はいつでもまれに起こる現象であるか

ら、同時には起こらないと考えられる。津波については別途検討することにし、ここでは高潮のみを検討する。

一般に、設計時の最大潮位は、次式により算出できる。

$$\text{最大潮位 } (H_{\max}) = \text{朔望平均満潮位 } (H_{\text{HWL}}) + \text{高潮最大偏差 } (H_s)$$

川上等³³⁾は天文潮と気象潮の重ね合わせを検討し、神戸港の異常高潮位超過発生確率を示しているが、それによると再現期間を 100 年とした場合の最大潮位は 3.55~3.60 m となっている。一方、神戸港では朔望平均満潮位は 1.58 m であり、高潮最大偏差は、伊勢湾台風を室戸台風の経路にのせた場合に 2.00 m であるから、この値から神戸港における最大潮位を求めると、3.58 m となる。この値と川上等の値と対比させると最大潮位は再現期間が大略 100 年の値に対応していることが判る。

この値を用いて設置予定地点における再現期間が、100 年の場合の最大潮位を求めると大略 3.33 m となる。なお、潮位の最小値は、最大潮位を求める手法に準拠し、次式で求められる。

$$\text{最小潮位 } (H_{\min}) = \text{朔望平均干潮位 } (H_{\text{LWL}}) - \text{高潮最小偏位 } (H_s)$$

上式で最小潮位を求めると -0.57 m となる。一方、既往低極潮位は -1.03 m であるので、最小潮位としてはこの値を用いることとする。したがって、流速は、潮流と高潮との重ね合わせについては、重ね合わせに関する適当な資料がないので、若干過大評価になると思われるが、通常時の潮流の最大値に異常時の高潮の最強流速を単純に加えて流速の最大値を算出することとし、北流の最大流速が 2.0 kt (0.49 kt+1.50 kt)、南流の最大流速が 1.1 kt (0.79 kt+0.30 kt) となる。その結果から異常時の流速は海岸に平行な方向に 2.0 kt と考えれば十分であるといえる。なお、この流れと直角方向の流速も若干存在するので、同様な手法で求めると、約 0.3 kt である。

(3) 潮位、潮流の設定

以上の結果から、設置予定地点における本調査研究に用いる潮位及び潮流を設定すると表 2.9 のようになる。

2.3.3 津波に関する調査・検討

津波の予測に関しては、三陸海岸における被害予測の研究報告³⁴⁾があるが、大阪湾における系統的資料は不足している。したがって、中村³⁵⁾、和達³⁶⁾及び羽鳥³⁷⁾

表 2.9 潮位及び潮流の設定値

		潮流速度 (kt)		潮位 (m)
		X 方向	Y 方向	
通常時	最大値	0.79	0	期望平均満潮位 1.63
	累積度数率 70%	0.56		期望平均干潮位 0.03
	90%	0.65		
	95%	0.69		
異常時	最大値	2.0	0.3	最大潮位 3.33 最小潮位 -1.03

等の資料をもとに大阪湾に侵入する代表的津波の特徴を調べると共に、その中の一例について数値計算により湾内の津波を求める。そして、設置予定地点における津波の設定を試みることにする。

(1) 過去の津波

過去に日本列島をおそった津波の年表^{85),86)}がある。その資料から大阪湾に顕著な被害を与えた津波は、南海トラフに沿って発生する津波マグニチュード (M) が 3 以上の津波であるといえる。そこで東経 132°~137° に震源をもつような津波を抽出すると 684 年~1970 年に 8 回発生しており、その平均間隔は約 160 年である。また、中村⁸⁵⁾によると、大阪湾に影響した近地津波の再現期間は津波マグニチュードが 3 に対して 76~175 年となっている。

羽鳥⁸⁷⁾は 1707 年、1854 年、1944 年及び 1946 年の津波の波源域の比較を行ない、紀伊半島沖に震源をもつ津波の波源のパターンがほぼ同じになることを示している。また、津波年表によると紀伊半島沖の地震の震源は定点発生的な特徴をもっていることもわかる。

なお、中村によれば、遠地津波の危険性は近地津波よりかなり小さいといっている。

(2) 南海道地震津波と宝永の津波

以上の調査の結果から、紀伊半島沖に震源をもち大阪湾にとって代表的津波で海底変動の資料⁸⁸⁾のある南海道地震津波 (1946 年) を取り上げ、大阪湾内の津波を推算してみる。

計算手法は、断層モデルから波源での波形を求め、室戸岬と潮の岬を結ぶ線上から大阪湾奥までを津波の進行方向に対して直角に切った 18 の矩形セグメントに分割し、各セグメント間の接続には Lamb の方法を用い、紀淡海峡での適当なエネルギー損失を加味する方法をとることとする。以上の計算手法を用いて設置予定地点における水位と流速とを求めた結果を図

(22)

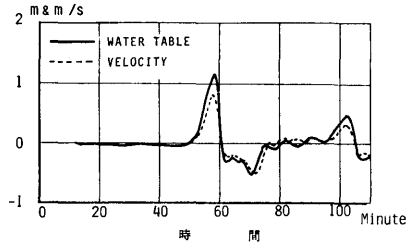


図 2.21 南海道津波による設置予定地点における水位及び流速の計算値

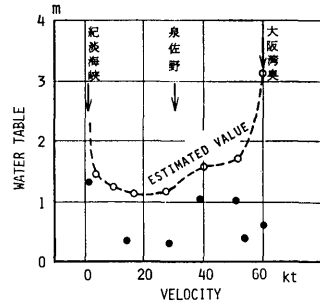


図 2.22 南海道津波による大阪湾内における水位

2.21 に示す。また、和達⁸⁶⁾が大阪湾内の水位を実測した値 (黒丸印) があり、その値と今回推算した値 (破線) を比較したものが図 2.22 である。この図から、実測値を尊重すれば、推算値を 0.5 倍すれば大略一致することが判る。

また、羽鳥⁸⁷⁾によれば、過去最大級の津波といわれる宝永の津波 (1707 年) の紀伊半島西岸から四国東岸での平均波高は、南海道地震津波の 1.8 倍にあたることを示している。したがって、宝永の津波に対する設置予定地点における水位と流速は、図 2.21 の値を和達の資料で修正 (0.5 倍) した後 1.8 倍すれば求めることができる。

(3) 津波の設定

図 2.21 に示す波形に見られるように、津波の基本的周期は 20~30 分程度であるといえる。また、チリ地震津波の周期は 50~60 分であるといわれている。

一方、浮体の挙動の固有周期は、すべて 20 秒以下である。したがって、津波は津波による浮体の周波数応答を考慮せずに、津波の水位変動を潮位に、津波の伝播速度を流速に加算すればよいと思われる。

以上の結果から、津波の再現期間を 80~100 年とすると、南海道地震による津波を考えればよいことにな

り、津波は、

最大潮位 0.57 m

最大流速 0.78 kt

であるといえる。

もしも、過去最大級の津波を考えるならば、宝永の津波を用いばよく、その時の津波は、

最大潮位 1.02 m

最大流速 1.41 kt

である。

天文潮及びこれによる潮流と津波とによる潮位と潮流の組み合わせを考える場合、約100年の再現期間をもつ南海道地震津波級を考えればよいと考えられるが、現実に宝永の津波が発生しているため津波としては宝永の津波を用いるべきであると考えられる。

したがって、天文潮等と組み合わせる場合に、高潮に対して行なった方法と同様な方法を用いば、津波の異常値として

最大潮位 = $1.63\text{ m} + 1.02\text{ m} = 2.65\text{ m}$

最大潮流速 = $0.49\text{ kt} + 1.41\text{ kt} = 1.9\text{ kt}$

を用いばよいことになる。

2.4 不均一な自然環境条件の設定

風及び波の変動を論ずる場合、ある地点に着目した時系列で考える方法と、2次元的な広がりを持つ広域の不均一性で考える方法とがある。前者を動的不均一とすれば、後者は静的不均一といえる。したがって、前節までは、風及び波のスペクトラムを導入した時系列的な取り扱いを行ってきたので、ここでは静的な場所による不均一に対する検討を行うことにする。

2.4.1 既存資料による調査及び検討

一般に風や波が広域の不均一性を最も強く示すのは、台風の中心から最大風速が発生する間の渦の部分であるといえる。したがって、最大風速と台風の中心からの距離が推定できればよい。その推定法としてはウィルソンの方法等があり、その手法を用いて洋上作業などのために予測した推算波高分布の例を図2.23に示す。この図から台風の中心位置及びその進行方向と波高分布との関係がよくわかるし、距離に対する波高差の程度も判る。しかしながら、場所による不均一という目的で観測された既存の資料は極めて少ないが、波については、前述した台風6420号及び台風6523号に対する避泊船舶の目視観測結果から求めた大阪湾内の波高分布図や川鍋が推定した瀬戸内海東部波浪予測図がある。

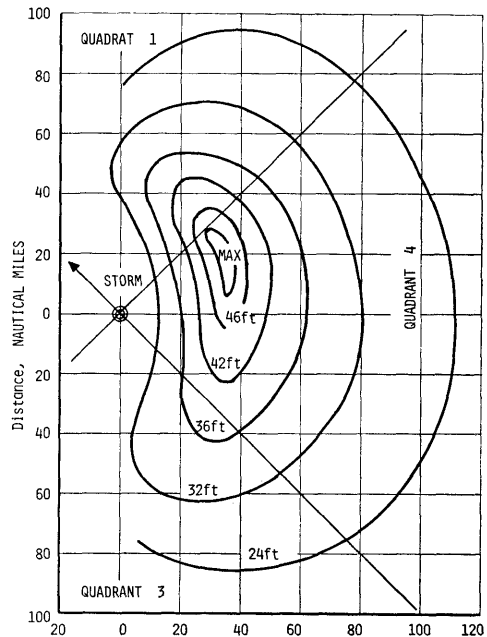


図 2.23 台風時の推算有義波高分布の1例

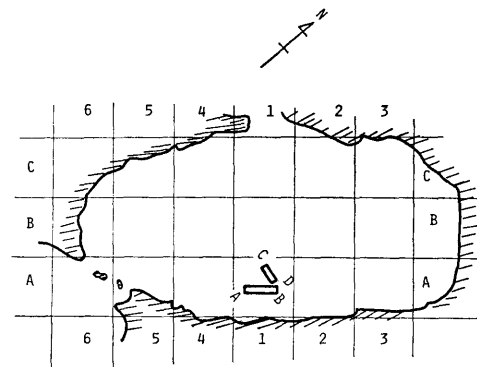


図 2.24 大阪湾内のブロック割り

そこで、図2.24に示すように大阪湾を10km×10kmのブロックで分割し、このブロックで海上空港の主滑走路及び補助滑走路の長さ方向(AB及びCD)に5km及び4kmの距離で発生する波高差の最大値を読み取ると共に夫々の浮体の中心からの距離が変化した場合の差の変化も読みとった。その代表的な例を表2.10及び表2.11に示す。この表から、設置予定地点における波高の不均一性は他のブロックと比較して不均一性が低いといえる。また、各滑走路の中心からの距離と波高差を図2.25及び図2.26に示す。この図から、AB方向の不均一性は、台風の場合及び低気

表 2.10 台風時のブロック内波高差及び空港中心からの距離による波高差 (台風 6420 号, 0.5 h, 観測値による等波高線より)

ブロック及び距離	A B 方向			C D 方向		
	最大波高差 (m)	低位波高 (m)	変化率 (%)	最大波高差 (m)	低位波高 (m)	変化率 (%)
A 1	0	4.0	0	0.8	4.0	20.0
A 2	0.5	3.5	14.2	1.0	3.0	33.3
A 3	1.0	3.0	33.3	1.0	3.0	33.3
A 4	-	-	-	-	-	-
A 5	-	-	-	-	-	-
B 1	0.3	6.0	5.0	-	-	-
B 2	0.3	5.5	5.5	0.8	4.0	20.0
B 3	1.0	4.0	25.0	0.8	4.0	20.0
B 4	-	-	-	-	-	-
B 5	-	-	-	-	-	-
C 1	-	-	-	-	-	-
C 2	0.3	5.0	6.0	-	-	-
C 3	1.0	4.0	25.0	1.0	4.0	25.0
C 4	-	-	-	-	-	-
C 5	-	-	-	-	-	-
小設 置の予 定地点	A B 方向 C D 方向					
5km / 4km	0	1.0	4.0	4.0	6	25.0
10km / 7km	0.1	1.8	3.9	3.8	2.6	47.3
20km / 4km	0.4	2.7	3.6	3.0	11.1	90.0

表 2.11 低気圧によるブロック内波高差及び空港中心からの距離による波高差 (瀬戸内海東部波浪予想図より W 25 m/s)

ブロック及び距離	A B 方向			C D 方向		
	最大波高差 (m)	低位波高 (m)	変化率 (%)	最大波高差 (m)	低位波高 (m)	変化率 (%)
A 1	0.15	2.9	5.2	0.8	2.5	32.0
A 2	0.2	3.2	6.3	0.5	3.0	16.7
A 3	0.1	4.0	2.5	0.5	3.0	16.7
A 4	0.3	2.5	12.0	0.4	2.2	18.2
A 5	0.2	2.5	8.0	0.5	1.0	50.0
B 1	0.3	2.0	15.0	0.5	2.0	25.0
B 2	0.2	2.5	8.0	0.5	2.0	25.0
B 3	0	2.5	0	0.9	2.2	41.0
B 4	0.1	2.3	4.3	0.6	1.3	46.1
B 5	0.2	1.4	14.3	0.7	1.0	70.0
C 1	0.3	1.0	30.0	0.5	1.0	50.0
C 2	0.2	1.1	18.2	0.5	1.0	50.0
C 3	0	1.2	0	0.5	1.0	50.0
C 4	0	1.0	0	0.3	1.0	30.0
C 5	0	1.2	0	0.2	1.0	20.0
小設 置の予 定地点	A B 方向 C D 方向					
5km / 4km	0.2	0.3	6.7	0.3	2.8	10.7
10km / 7km	0.3	2.7	10.3	0.8	2.7	29.6
20km / 4km	1.5	2.5	60.0	1.5	2.5	60.0

圧の場合ともに比較的低く、5km 程度の距離に対しては 6~8% 程度であり、CD 方向の不均一は、4km の距離に対して台風時に 15~50%、低気圧時に 10~40% と変化する幅も大きいことが判る。そこで、CD 方向の波高の変化率を低位波高について示したものが図 2.27 である。この図から一般的に波高が低い所で不均一度が高い傾向を示し、特に西及び南の風による波の場合に波高が低くても変化率が高いことから、設置予定地点においては風の方向の不均一度が波の不均一を生じさせる大きな要素になっていることが判る。

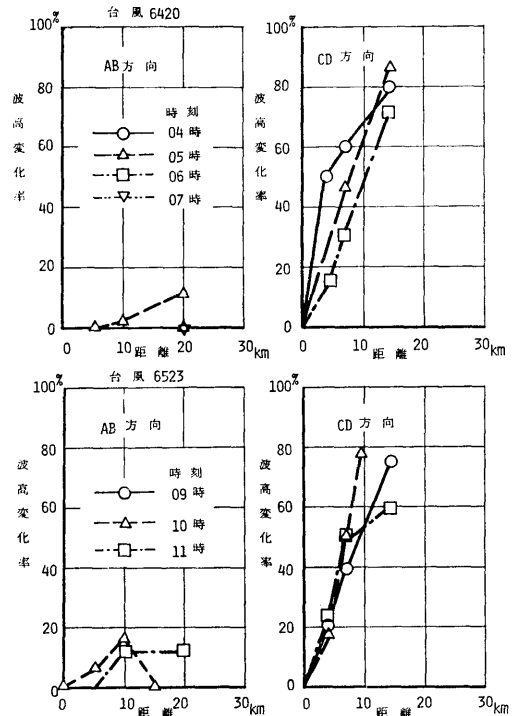


図 2.25 台風時の波高の不均一

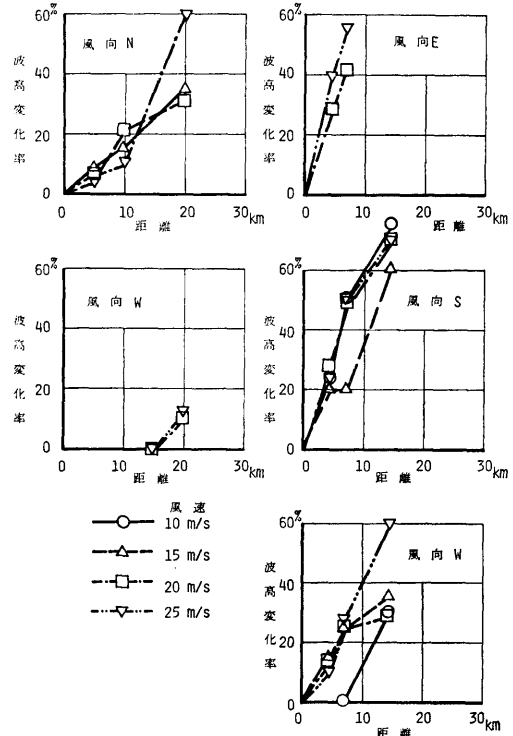


図 2.26 低気圧時の波高の不均一

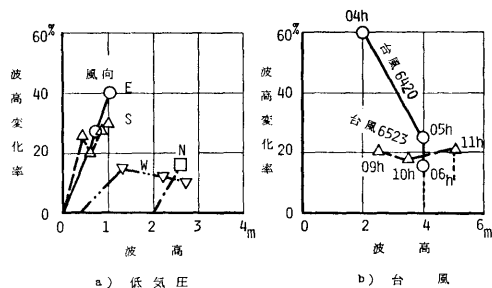


図 2.27 CD 方向の波高に対する波高の変化率

2.4.2 数値シミュレーション計算による不均一性の計算

障害物のない大洋では単純に Wilson の方法などで推算した図 2.23 でも十分であるが、大阪湾内について

表 2.12 モデル台風シミュレーションによるブロック内風速差の最大値 (②-45 シミュレーションの例)

ブロック 及び距離	A B 方向			C D 方向			
	最大風速差 (m/s)	低気圧 (m/s)	変化率 (%)	最大風速差 (m/s)	低気圧 (m/s)	変化率 (%)	
A 1	1.6	38	4.2	0	38	0	
A 2	1.6	42	3.8	0	42	0	
A 3	0	42	0	2.4	41	5.8	
A 4	2.0	36	5.6	1.0	36	2.8	
A 5	1.8	34	5.3	1.0	34	3.0	
B 1	2.6	36	7.2	2.4	38	6.3	
B 2	2.0	36	5.6	3.0	35	8.6	
B 3	2.0	38	5.3	4.0	36	11.1	
B 4	2.8	37	7.6	1.7	36	4.7	
B 5	2.0	34	5.9	1.0	34	2.9	
C 1	4.0	34	11.8	2.0	28	7.1	
C 2	2.0	28	7.1	2.0	30	6.7	
C 3	2.0	30	6.7	4.0	30	13.3	
C 4	5.0	32	15.6	1.8	30	6.0	
C 5	2.0	32	6.3	1.0	34	2.9	
小段の半長 指定距離点	AB方向CD方向 5km / 4km	1.4	39	3.6	0	39	0
	10km / 7km	2.7	38	7.1	0.4	38	1.0
	20km / 4km	3.2	40	8.0	0.6	39	1.5

表 2.13 モデル台風シミュレーションによるブロック内波高差の最大値 (②-45 シミュレーションの例)

ブロック 及び距離	A B 方向			C D 方向			
	最大波高差 (m)	低気圧 (m)	変化率 (%)	最大波高差 (m)	低気圧 (m)	変化率 (%)	
A 1	0.5	5.0	10.0	0	5.0	0	
A 2	0	5.0	0	0.3	5.0	6.0	
A 3	0	5.0	0	0.3	5.0	6.0	
A 4	0.5	5.0	10.0	0.8	5.0	16.0	
A 5	2.5	4.5	55.5	2.5	4.5	55.5	
B 1	1.0	6.5	16.6	1.3	6.5	20.0	
B 2	0.8	6.5	12.3	1.5	6.0	25.0	
B 3	0.5	6.0	8.3	0.5	6.0	8.3	
B 4	1.5	6.0	25.0	1.7	6.0	28.3	
B 5	2.0	5.5	36.4	2.0	5.5	36.4	
C 1	0.7	6.0	11.7	1.0	6.5	15.3	
C 2	0.7	6.5	10.8	1.2	6.0	20.0	
C 3	0.8	6.5	12.3	0.8	6.5	12.3	
C 4	1.0	6.0	16.7	1.0	6.0	16.7	
C 5	0.8	5.0	16.0	0.8	5.0	16.0	
小段の半長 指定距離点	AB方向CD方向 5km / 4km	0	4.5	0	4.5	0	
	10km / 7km	0.3	4.5	6.6	0.5	4.5	11.0
	20km / 4km	0.5	4.5	11.0	0.5	4.5	11.0

ては風速や波高が地形に左右される度合いが強く、特に周囲が囲まれた湾内では台風が来襲するまでの時間的経過及び通過時の影響をみる必要がある。そこで 2.2.3 で述べたモデル台風のシミュレーション結果をそのまま活用し、2.4.1 と同様にブロック毎に風速差及び波高差を読み取った例を表 2.12 及び表 2.13 に示し、各ケースの距離による変化率を図 2.28 及び図 2.29 に示す。これらの結果からは、前述の 2.4.1 と同様な傾向が得られたが、波高の変化率は多少小さい値を示している。

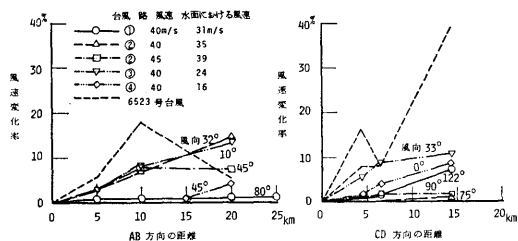


図 2.28 台風シミュレーション時の距離による風速変化率

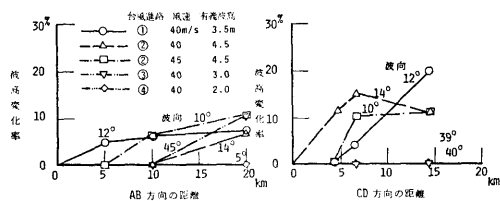


図 2.29 モデル台風シミュレーション時の距離による波高変化率

2.4.3 不均一な自然環境条件の設定

前述の台風観測値や低気圧に対する推算値及びモデル台風のシミュレーション結果から等風速線及び等波高線を用いて不均一性を求めた結果を整理すると、次の通りである。

項目	方向	距離	変化率 (%)		
			台風観測値	低気圧推算	モデル台風シミュレーション
風速	AB	5km	6.6	—	4.0
	CD	4km	MAX. 16.0 7.0	—	5.0
波高	AB	5km	6.0	8.0	5.0
	CD	4km	15.0~50.0	10.0~40.0	15.0

これらの値から風速変化率はモデル台風シミュレーション結果だけではあるが、AB 方向及び CD 方向とも大略一致しているが、波高変化率は方向により差が認められる。なお、モデル台風の推算では最大波高時 ($t=0$) をとっており、変化率 15% は図 2.27 の波高が高い場合の波高変化率と大略一致している。したがって、不均一な自然環境条件としては、次のように設定することとした。

方 向 及 び 範 囲		変 化 率 (%)	
		風 速	波 高
AB 方向 5km 全 域		4.0	8.0
C D 方 向 4km	波高 3.0m 以下	5.0	50.0
	波高 3.0m 以上	5.0	20.0

2.5 外力の組み合わせに関する検討

前節までは、気象及び海象条件の各々の設定に関して検討したが、外力としては、その外力に地震、船舶の衝突及び航空機の墜落等の人為的な外力が考えられる。これらの外力が単独に加わる場合と重ね合わせて加わる場合とが考えられる。そこで本節では安全性の見地から、どの程度の外力の組み合わせが妥当であるかを検討することとした。

2.5.1 気象及び海象と地震との組み合わせ

(1) 泉州沖で考慮すべき地震の頻度

過去の地震調査結果から、地質学的な特徴を加味し、泉州沖では遠距離海洋型、中距離内陸型及び近距離型の3種類の地震を考慮する必要がある。

遠距離海洋型は、南海道沖、東南海道沖でマグニチュード (M) 8 以上の大地震が 100 年~300 年おきに発生しており、M7 未満の中小規模地震は殆んど記録されていない。なお、この型の地震の発生によって大阪湾に津波が発生している。

中距離内陸型は、遠距離海洋型に比較して発生頻度が多いが、規模は大きくなく、1899 年~1954 年の間に M 7.6 が記録されているのが最高である。

近距離型は殆んど記録がないが、和歌山近辺に M 5 程度の地震が、1927 年~1930 年に 3 回、明石海峡に M 6.3 が 1916 年の記録として残っている。

これらの地震記録の発生頻度を次の 2 つの場合に分

けて整理してみる。

Case A: マグニチュードの大小にかかわらず一律に 1876 年~1975 年の 100 年間の統計値を用いる。

Case B: マグニチュードの大小により、 $M \geq 8.5$, 700 年 (1276 年~1975 年), $8.0 \geq M \geq 7.0$, 300 年 (1676 年~1975 年) 及び $M < 7.0$, 100 年 (1876 年~1975 年) の 3 つに分類して集計する。

この 2 つの場合についてマグニチュードに対し、震央よりの距離 (r) 別に集計した結果を図 2.30 に示

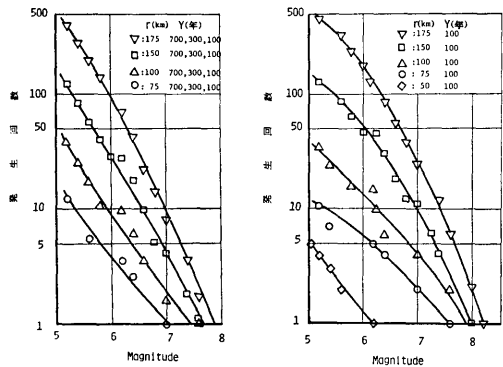


図 2.30 地震発生頻度

す。この図から、地震について大略次のように要約できる。

- a) 大規模地震の発生する南海道沖や東南海道沖を含め距離が 150~175 km の地域では、考慮年数 100 年間に発生する最大規模のマグニチュードは Case A の場合に M 8.2 程度、Case B の場合に M 7.8 程度と予測される。
- b) 中規模地震の多発する距離が 75 km 付近の地域では考慮年数 100 年間に 1 回発生する最大規模のマグニチュードは Case A の場合に M 7.6 程度、Case B の場合に M 7.0 程度と予測される。
- c) 泉州沖付近における近距離地震の最大規模は 6.3 程度と予測されるが、空港直下に M 5 以上の地震が発生する確率は極めて小さいと考えられる。

(2) 海象及び気象と地震との組み合わせ

大阪湾周辺の海上風の観測値より、累積度数率 95% の平均風速は 2.1.2 において示したように 9.94 m/s であるので、10 m/s 以上の平均風速の発生確率は 5% である。今 100 年に 1 回の最大規模の地震の確率を P_E 、風の発生確率を P_W とすれば、地震と風との組

み合わせ確率は $P = P_W \times P_E$ で求められ、時間率で求めると 10^{-10} のオーダーとなり、10m/s以上の風速と地震との組み合わせを考慮する必要がないといえる。なお、地震の継続時間は25sec程度であるとした。また、津波は地震と時間差があり、同時重ね合わせの必要がなく、発生確率も地震と同等と考えてもよいといえる。

2.5.2 船舶の衝突と気象及び海象との組み合わせ

海上空港と陸地の間には一種の海峡を形成する。船舶が海峡を通過する時、バンクサクションや操船に関する誤操作、天候、機関故障及び操舵装置の故障等により、側壁に衝突、座礁及び船同志の衝突事故等が発生する。船同志の衝突は火災発生等空港に間接的な影響があるが、ここでは直接的な影響のある船舶の海上空港への衝突を検討する。

(1) 船舶の衝突（座礁）確率

船舶が海峡を通過する時の幾何学的な衝突確率については Buffon's Needle Problem として取扱われる。今停止距離 (T) の船が、幅 (C) の海峡を通過するとき船舶が側壁に衝突あるいは座礁する確率 (P_G) は、 $\frac{4T}{\pi C}$ であらわされる。T. Macduff⁹⁰⁾ はこの式を英仏海峡の航行分離前と後に適用し、次の取扱いをしている。式の T は船の大きさ及び船速によって異なるが、VLCC 級には船長の20倍をとり、1967年6月の航行分離以前の英仏海峡に適用した結果、100隻航行すれば13隻が座礁することになった。しかしながら、1967年6月以前の5年間の実績は通過船550,000隻で座礁船11隻であり、実際の座礁確率 (P_{RG}) は極端に低い値であった。そこで、causation probability (P_C) を用いると P_{RG} は $P_{RG} = P_G \cdot P_C$ となり、英仏海峡の実績値 (E) を用いると P_C は大略0.000155となる。

今空港と陸地との距離を5kmとし、3,000 G/Tの貨物船がこの間を航行するものとする。船の長さ90m、MCR 3,500 PS、船速 (V_S) 13 kts とすると逆転停止距離は520m ($T/L \approx 5.8$) と推定される。そこで、 $T=7.0$ 、 $L=630$ m と仮定すれば、 P_{RG} は0.0000248となる。海上空港側だけを考えるとその1/2であり、更に、ドルフィンに衝突する確率はドルフィン延長さと空港の長さの比を乗じたものになり、ドルフィンに衝突する確率 (P_{RGD}) は 1.82×10^{-6} 程度となる。これを日の通過頻度とすると、10 ships/day の場合に150.5年に1回の衝突、20 ships/day の場合に75.26年に1回の衝突及び100 ships/day の場合に15.0年に1回の衝突となる。実際はどの程度の通過量を見込

めばよいかかわからないが、航行規制を行えば20 ships/day を超えることはないと思われる。

次に海上空港の大阪湾側への衝突を考えると設置予定地点の水深を20mとし、航行可能な最大船舶をDW 9万トン程度、対岸までの距離を25kmと仮定して同様の算定を行えば衝突の確率は求められる。また、台風時に碇泊中の船が走錨などで漂流し衝突することも考えられるが、航行船舶の航路規制及び碇泊規制等を行えば、台風針路と設置予定地点の風上に大型船の泊地がないこと、このような長距離走錨の例がないことなどから、本調査では海上空港の大阪湾側への衝突は考慮しなくてもよいと考えられる。

(2) 船舶の衝突と気象及び海象との組み合わせ

以下、衝突確率と気象及び海象との組み合わせを検討してみる。

G/T 3,000トン程度の船舶が、1組のドルフィンに衝突する確率は1日に20隻の通過量と仮定して75.3年に1回程度である。ドルフィンが破損して復旧するまでに15日間を要すると仮定し、その期間に組み合わせられる海象及び気象の確率を求めてみる。

平均風速 10m/s 以上の状態に曝される確率は

$$2.73 \times 10^{-5}$$

平均風速 16m/s 以上の状態に曝される確率は

$$1.09 \times 10^{-6}$$

であり、台風が大阪湾を通過する頻度を年2回、最も強い影響を受ける3時間を時間と仮定すれば、確率は 3.73×10^{-7} となる。

以上の結果からドルフィンが一組損傷して機能を果さない状態での海象及び気象として、平均風速16m/sまで考えればよく、台風を考える必要はないといえるが、より安全性を考慮して平均風速25m/sで検討を行えば十分であるといえる。

2.5.3 航空機の墜落と気象・海象との組み合わせ

(1) 航空機が海上空港に墜落する頻度

航空機が飛行場近辺に墜落する確率については米国航空事故統計⁴⁰⁾を用いると表2.14が得られる。

表 2.14 航空機の衝突事故統計

Distance from end of Runway (miles)	Probability ($\times 10^3$) of Fatal crash per Square mile Per Aircraft Movement			
	General Aviation	U.S. Air Corlr	US N/USMC	USAF
0-1	84.0	16.70	8.30	5.7
1-2	15.0	4.00	1.10	2.3
2-3	6.2	0.96	0.33	1.1
4-5	3.8	0.68	0.31	0.4

表 2.15 気象・海象条件の基本設定値

状 態	外 力	略 記 号	風 速 (m/s)	風 向 波 向	波		潮 流		備 考 (付加すべき外力)
					有義波高 H1/3(m)	波周期 T(sec)	速 度 kt	方 向	
通	累積回数率 70 係	N1	5.85	全 方 向	0.45	3.1	0.56	230°	
	〃 90 係	N2	8.42		0.75	3.9	0.65	230°	
	〃 95 係	N3	9.94		1.00	4.2	0.69	230°	
常	横 風 敷 大	N4	16.00	230°	1.30	5.0	0.80	230°	
	平均年間最大	N5	25.00	270°	2.40	6.5	0.80	230°	
時	離 着 陸	N6	25.00	270°	2.40	6.5	0.80	230°	離着陸時の衝突荷重を加える
	夜 間 駐 機	N7	25.00	270°	2.40	6.5	0.80	230°	航空機の移動荷重を加える
異	100 年 台 風	A1	5.00	240°	4.60	9.6	2.00 0.30	230° 320°	潮流 + 高潮 浮体に直角方向
	地 震	A2	9.94	全 方 向	1.00	4.2	0.69	230°	
常	津 波	A3	9.94		1.00	4.2	1.90	230°	潮流 + 津波による流速
時	船 船 衝 突	A4	25.00	270°	2.40	6.5	0.80	230°	船舶の衝突荷重
	航 空 機 墜 落	A5	25.00	270°	2.40	6.5	0.80	230°	墜落による衝突荷重

なお、墜落事故頻度は空港の立地条件等が要因となり空港によってその頻度が異なる。そこで、航空機の空港への墜落事故頻度の概略値を求めてみる。標準として表 2.14 の距離 0~1 Mile で U.S. Air Carrier に対する頻度 ($16.7 \times 10^{-8}/\text{Sq. Mile}/\text{Movement}$)、発着回数 (260,000 回/年) 及び空港を中心から 2 分した面積 ($5,000 \text{ m} \times 840 \text{ m} \times 1/2 = 0.8 \text{ Sq. Mile}$) を用いて航空機が空港に墜落する確率を求めると $34.7 \times 10^{-8}/\text{年}$ となる。

(2) 航空機墜落と気象・海象との組み合わせ

航空機の発着は 25 m/s の風 (正面風) まで行われ、それ以上の風速では発着は行なわれないと仮定すれば、組み合わせの可能性は航空機の空港への墜落の確率と 25 m/s の風が発生する確率との積となり、 $0.000174/\text{年}$ ($P_{crach} \cdot P_{W25} = 0.0347 \times 0.005$) の確率で組み合わせを検討する必要がある。

2.6 自然環境条件の設定

前節までにおいて海上空港の設置予定地点における空港として稼動している状態の通常時並びに台風や地震等が襲っている状態の異常時に対する気象及び海象条件の設定並びにそれらの組み合わせについて検討し、本調査研究に用いる自然環境条件をまとめると表 2.15 に示す通りになる。

なお、海上空港の可能性を検討する際には、自然環境条件として表 2.15 を用いると共に、2.1.4 において検討した変動風及び 2.4.3 において検討した風や波の不均一を考慮することが必要であるが、その具体的な

取扱いについては後章において述べることにする。

第 2 章関係の参考文献

- 1) 土木学会; 本州四国連絡橋技術調査第 1 次報告書付属資料 耐風設計指針 (1964) 解説, 本州四国連絡橋技術調査委員会, 1965.
- 2) 大阪管区気象台観測記録; 最大風速・風向の統計値。
- 3) 気象庁統計課; 日本各地の年最大風速について, 気象庁観測技術資料 No. 34, 1971.
- 4) 岡内功, 伊藤学, 宮田利雄; 耐風構造, 丸善, 1977.
- 5) 日本港湾協会; 台風について, 港湾構造物設計基準。
- 6) Davenport, A. G.; The Spectrum of Horizontal Gustiness near the Ground in High Winds, Q.J. Roy. Met. Soc., Vol. 87, 1961.
- 7) 日野幹雄; 瞬間最大値と評価時間の関係——特に突風率について, 土木学会論文集, No. 117.
- 8) 気象庁; 本州四国連絡橋架橋調査, 気象調査 (中間報告その 3)。
- 9) Davenport, A. G.; Note on the Distribution of the Largest Value of Random Function with Application to Gust Loading, Proc. Inst. Civil Eng., Vol. 28, 1964.
- 10) Cramer, H. E.; Use of Power Spectra and Scales of Turbulence in Estimating Wind Loads, Meteorological Monographs, Vol. 4, 1960.
- 11) Davenport, A. G.; Buffeting of a Suspension Bridge by Stormy Winds, Proc. A.S.C.E., Vol 87, Struct. Div. ST-3, 1962.
- 12) 塩谷正雄; 暴風時における突風の構造 (中間報告その 3)。
- 13) 本州四国連絡橋耐風研究委員会; 本州四国連絡

- 橋の耐風に関する調査研究報告書, 土木学会, 1975。
- 14) Batchelor, G. K.; Theory of Homogeneous Turbulence, Cambridge Univ. Press, 1953.
 - 15) 川鍋安次, 他; 瀬戸内海の気象と海象, 第4章波浪, 海洋気象学会, 海の気象, Vol. 13, No. 1-2 合併号, 1967。
 - 16) 川鍋安次; 大阪湾の波, 神戸海洋気象台彙報, 第183号, 1970。
 - 17) 気象海象観測月報, 運輸省, 昭和53年6月。
 - 18) 合田良実; 大阪湾における台風時の波浪の数値計算, 土木学会, 第16回海岸工学講演集, 1969。
 - 19) ISSC Committee; Environmental Conditions, Proc. of ISSC, Vol. 1, 1964.
 - 20) 佐藤昭二, 合田良実; “海岸, 港湾”, 彰国社, p. 90, 1973。
 - 21) Hasselmann, K., et al.; Measurements of Wind-Wave Growth and Swell Decay during the Joint North Sea Wave Project, Dents, Hydro., Zeit, Rei (8), Nr. 12, p. 32, 1973.
 - 22) 合田良実; 港湾構造物の耐波設計——波浪工学への序説, p. 20, 鹿島出版会, 1977。
 - 23) 福永泰造; 内海波浪の実測値について, (未刊, 大阪府立大学卒業研究, 田口寛士教授より), 1971。
 - 24) 高橋智晴, 他; 波浪に関する拠点観測年報 (昭和50年), 港湾技研資料, 1971。
 - 25) Goda, Y.; Statistical Interpretation of Wave Data, Draft of Report of ISSC, Environmental Condition, 7th ISSC (not yet published), 1978.
 - 26) 高橋浩一郎; 総観気象学。
 - 27) Inoue, T.; On the Growth of the Spectrum of a Wind Generated Sea according to a Modified Miles-Pillips Mechanics and its Application to Wave Forecasting, Geophys. Soci. Lab. Report TR 67 (5), New York Univ., 1967.
 - 28) 紀伊水道播摩灘波浪の推算値 (昭和47年)。
 - 29) 土木学会; 海岸保全施設設計便覧 (昭和44年)。
 - 30) 海上保安庁; 大阪湾潮流図, 海図第6201号 (昭和44年5月)。
 - 31) 海上保安庁; 潮汐表, 第一巻 (昭和53年)。
 - 32) 気象庁海洋気象部・第3港湾建設局; 大阪湾高潮の総合調査報告, 気象庁技術報告 No. 11, 1961。
 - 33) 川上善久, 谷本勝利; 異常高潮位の発生確率の求め方について——天文潮と気象潮の重ね合わせによる一方法——, 第12回海岸工学講演会講演集, 1965。
 - 34) 自然災害科学総合研究班 (研究代表者, 岩崎敏夫); 三陸大津波来襲時の被害予測 (津波防波堤破壊時を含む), 昭和52年9月)。
 - 35) 大阪市防災会議地震専門部会; 大阪湾に襲来する津波の統計学的研究, 防災 37, 昭和52年8月。
 - 36) 和達清夫; 津波・高潮・海洋災害, 防災科学技術シリーズ 2, 共立出版, 昭和45年6月。
 - 37) 羽鳥徳太郎; 東海・南海道沖における大津波の波源, 地震, 第2輯第27巻, 10-24, 1974。
 - 38) Fitch, T. J. and C. H. Scholz; Mechanism of Underthrusting in Southwest Japan, A Model of Convergent Plate Interactions, J. Geophys. Res., 76, 7260-7292, 1971.
 - 39) Macduff, T.; The Probability of Vessel Collisions Ocean Industry Sept. 1974.
 - 40) Safety Guide on Man Induced Events Related to Nuclear Power Plant Siting International Atomic Energy Agency, Sept. 1977.

第3章 浮体に働く外力

第2章において設定された自然環境条件下における浮体の挙動並びに係留力を推定するためには、多数の要素浮体によって支持された長大な浮体に働く風荷重、波浪荷重及び潮流力などの外力を推定することが必要である。まず、既存資料及び既存技術によって可能な範囲で検討を行い、その過程で抽出された要素浮体間の相互干渉及び要素浮体数が多大であるために生ずる波浪の減衰や流れの粘性効果等に関して、風洞実験及び水槽実験を実施する。そして浮体に働く外力の特性を把握すると共に、推定手法を検証及び修正して設定された自然環境条件下における諸外力の値を推定した。

風荷重の推定に際して問題となる点を究明し、風荷重の推定精度を向上させるため、上部構造物に円柱群(15×3本)を取り付けた縮率1/38.9の部分模型を用いて風洞実験を実施した。その結果から円柱群に働く風荷重及びそのレイノルズ数の影響と円柱間の相互干渉等を明らかにした。さらに、縮尺1/1,000の全体模型の風洞実験を行ない、水平面内の3分力並びに上部構造物の上面と下面との圧力差なども計測し、風荷重の推定法を検討した。

多行多列に配置された要素浮体群に働く波強制力及び波漂流力を各要素浮体間の流体力学的な相互干渉効果及び多数の要素浮体間を進行する波の減衰効果、さらには、これらの相乗効果等を考慮して理論的に推定することは現在の技術では極めて困難である。したがって、波強制力に関しては、縮尺1/100の要素浮体群の模型を用いて主に波の減衰効果を、また縮尺1/30の模型を用いて波強制力を求めて既存の理論計算と対比し、修正法の検討を実施した。また、波漂流力に関しては、理論的推定の精度を向上させるため、後述する部分模型を用いて波漂流力の計測を行い、その結果に基づいて浮体に働く波漂流力の係数を検討した。

潮流力の推定に関しては、既存技術による推定値が手法によって大幅に値が変化するため、抗力係数について模型実験を行った。すなわち、縮尺1/16.7の円筒型要素浮体模型16本を種々に配置し、潮流力に及ぼす要素浮体間の相互干渉効果を求め、さらに縮尺1/8.75及び1/3.9の円筒型要素浮体模型を用いてレイノルズ数影響を調査した。これらの実験結果と後述

の部分模型による潮流力の計測結果を用いて浮体に働く潮流力の推定法を検討した。

3.1 浮体に働く風荷重

3.1.1 既存資料による風荷重の推定

海上空港に働く風荷重を推定するに当たって、海上空港を、①上部構造物と水面との間隔が非常に狭いので、その間を風が通り抜けずとして脚部を含めて直方体構造物とした場合、②上部構造物と水面との間にある脚部円柱群を、前後の円柱間では風が通り抜けず左右の円柱間だけを風が通り抜けると仮定して、直方体上部構造物と脚部桁群とした場合及び③上部構造物と脚部円柱群を実機に即して、脚部円柱群間を風が通り抜けると仮定して、直方体上部構造物と脚部円柱群とした場合の3種類のモデルに置換して風荷重を検討する。

(1) 抗力係数

a) 直方体の抗力係数

海上空港用の浮体のように非常に平坦で、広大な表面積を有する直方体の抗力係数を直接求めるために用いられる既存の資料は皆無である。そこで、通常の推定手法は摩擦抗力と圧力抗力の両者を含めた抗力係数で抗力を論じているが、海上空港のように表面積の特に大きい場合には、抗力を圧力抗力係数と摩擦抗力係数とに分けるべきである。したがって、以下に抗力係数を圧力抗力係数と摩擦抗力係数とに分けて既存資料に基づいて次のようにして各係数を求めた。

i) 圧力抗力係数(C_{DP})

実機の圧力抗力を直接求められる圧力抗力係数は既存資料にはないので S. F. Hoerner の資料¹⁾に基づいて次の手順で求める。

① 流れに直角に置かれた正方形平板について実機のレイノルズ数に対する抗力係数(C_{D11})を図3.1から求める。

② 直方体の前面のアスペクト比をもつ長方形平板の抗力係数(C_{D02})と正方形平板の抗力係数(C_{D01})とを図3.2から求め、その比($\alpha_1=C_{D02}/C_{D01}$)を求める。

③ 直方体の抗力係数(C_{D03})と長方形平板の抗力係数(C_{D02})との比($\alpha_2=C_{D03}/C_{D02}$)を図3.3から求める。

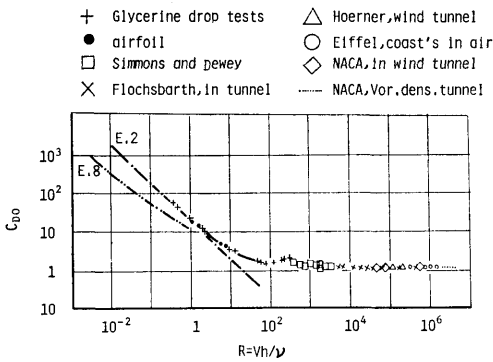


図 3.1 レイノルズ数に対する円柱と正方形平板との抗力係数

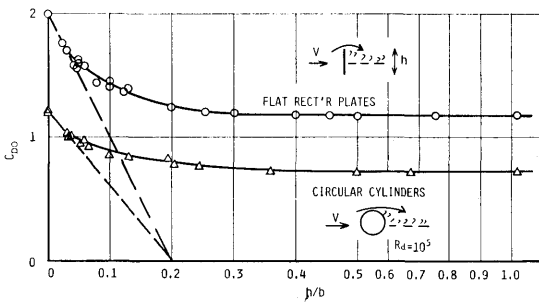


図 3.2 平板と円柱の高さ(直径)・幅比に対する抗力係数

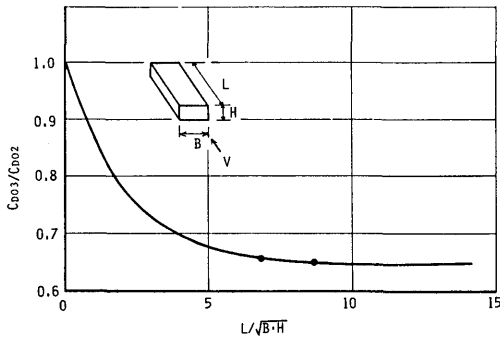


図 3.3 直方体の抗力係数と長方形平板の抗力係数の比

④ ①②③で求めた C_{D11} , α_1 , α_2 を使って次式で圧力抗力係数 (C_{DP}) を求めることができる。

$$C_{DP} = C_{D11} \times \alpha_1 \times \alpha_2$$

ここで C_{Dab} の Suffix a , b は次のことを意味する。

- $a=0$; 模型寸法でのレイノルズ数に対応する
- $a=1$; 実機寸法でのレイノルズ数に対応する
- $b=1$; 正方形平板

$b=2$; 直方体の前面の形状のアスペクト比をもつ長方形平板

$b=3$; 直方体

しかしながら、海上空港は長大であるため、ここで述べた方法でも次に示すような大胆な仮定や外挿が含まれる。

① 直方体の抗力係数のレイノルズ数による変化は、流れに直角におかれた正方形平板の抗力係数のレイノルズ数による変化と同等と仮定する。

② 直方体の長さは海上空港の場合非常に長く、図 3.3 でも C_{D03}/C_{D02} が 1.0 の点と図中の 2 つの黒点に対して大胆に曲線を引くと共に、横軸の方向に対して約 3 倍延長している。

そこで、海上空港の水面上を直方体構造物と仮定した場合の長さ方向(以下 X 方向と呼ぶ)と幅方向(Y 方向)の圧力抗力係数を求めると、 X 方向の圧力抗力係数 (C_{DPX}) は 1.17 となり、 Y 方向の圧力抗力係数 (C_{DPY}) は 1.43 となる。

ii) 摩擦抗力係数

摩擦抗力係数を検討するには構造物表面の粗度が問題となる。そこで、一般に地表面の粗度を表わす相当砂粒直径 (K) を表 3.1 に示す。また、滑らかな表面の粗度を示す表を表 3.2 に示す。

海上空港の滑走路は、表 3.2 の Surface with asphalt-

表 3.1 平らな面の相当砂粒直径

面の種類	K (cm)
非常に滑らかな面(泥面、水面)	0.001
芝生、高さ 1 cm までの草原	0.1
粗の草原 (10cm までの高さ)	0.7
密生した草原 (10cm までの高さ)	2.3
粗の草原 (50cm までの高さ)	5.0
密生した草原 (50cm までの高さ)	9.0

表 3.2 滑らかな面の相当砂粒直径

TYPE OF SURFACE	Approximate microns	Grain sized in mile
surfaces like that of a "mirror"	0	0
surface of average glass	0.1	0.004
finished and polished surfaces	0.3	0.02
aircraft-type sheet-metal surfaces	2.0	0.1
optimum paint-sprayed surfaces	5.0	0.2
planed wooden boards	15.0	0.6
paint in aircraft-mass production	20.0	1.0
steel plating (bare)	50.0	2.0
smooth cement surface	50.0	2.0
surface with asphalt type coating	100.0	4.0
dip-galvanized metal surface	150.0	6.0
incorrectly sprayed aircraft paint	200.0	8.0
natural surface of cast iron	250.0	10.0
raw wooden boards	500.0	20.0
average concrete surface	1,000.0	40.0

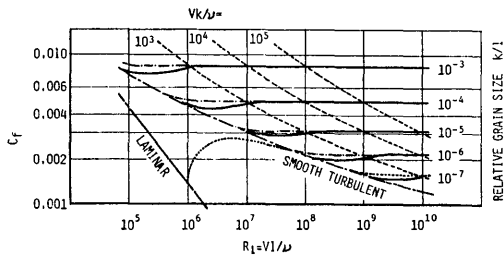


図 3.4 レイノルズ数に対する表面粗度と摩擦抗力係数

type coating に相当すると考えられるが、滑走路周辺の標示灯、標識及び滑走路外の草原等を考慮すると Average concrete surface より表 3.1 の粗の草原 (10 cm までの高さ) が適当と考えられる。そして、表面粗度 ($K=0.7$) が設定できれば、図 3.4 を用いて相当するレイノルズ数に対して摩擦抗力係数 (C_f) が求められる。

そこで、海上空港の上部構造物を直方体構造物と仮定した場合の X 方向及び Y 方向の摩擦抗力係数 (C_f) を求めると、X 方向の C_{fx} が 0.0023 となり、Y 方向の C_{fy} が 0.0030 となる。

b) 脚部円柱群の抗力係数

i) 単独円柱の抗力係数

単独円柱の抗力係数については多数の人により理論的及び実験的な調査がなされているが、ここでは最も高いレイノルズ数範囲まで実験している Roshko⁸⁾ 等の資料を図 3.5 に示す。この図から高レイノルズ数の範囲 ($Re=3 \times 10^6 \sim 10^7$) での円柱の抗力係数を求めると $C_D=0.75 \sim 0.85$ である。

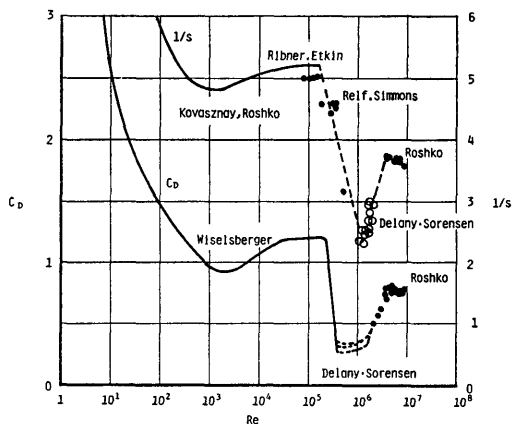


図 3.5 レイノルズ数に対する円柱の抗力係数

(32)

表 3.3 単独円柱の抗力係数

	臨界レイノルズ数 以下 C_{D0}	臨界レイノルズ数 以上 C_{D1}	$C_{D0}=C_{D1}/C_{D0}$
Roshko 等	1.2	0.75 ~ 0.85	0.63 ~ 0.71
土木学会	1.2	0.56 ~ 0.8	0.47 ~ 0.67
英国風荷重基準	1.2	0.8	0.67
D N V	—	0.4	—

また、一般に適用されている単独円柱の抗力係数は表 3.3 の値である。

ii) 1 行 1 列に並んだ円柱の抗力係数

直列に配置された円柱列の抗力係数については、岡島⁸⁾や巻幡^{4),9)}等によって実験結果が報告されている。それ等の資料の中から、巻幡の直列に配置された 2 本及び 4 本のパイルについてそれぞれの抗力係数を図 3.6 に示す。この図から臨界レイノルズ数以下にお

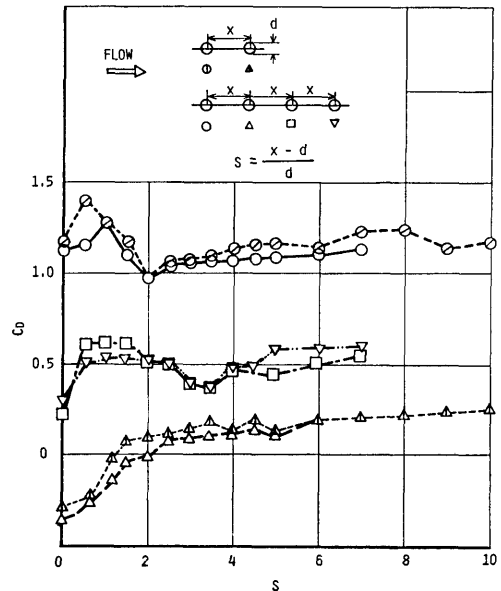


図 3.6 多列円柱の抗力係数

る多列円柱の抗力係数は、1 本目が 1.15~1.2、2 本目が 0.7~0.8、3 本目が 0.4~0.5 そして 4 本目が 0.55 である。

また、臨界レイノルズ数以上では岡島の実験があり、1 本目の抗力係数が 0.30、2 本目が 0.55 と臨界レイノルズ数以下の場合と反対に 2 本目の抗力係数の方が大きい値を示している。これについて岡島は、上流側円柱によるラミナーバブルによる抗力の減少及び上流側円柱背後の後流幅が狭くなることによる下流円柱の

抗力増大の結果であると説明している。直列円柱群の1本目の円柱の抗力係数と単独円柱のそれと比較すると臨界レイノルズ数以下ではほぼ一致しているが臨界レイノルズ数以上では、単独円柱に比べてかなり低い値になっている。

並列円柱の場合については、巻幅等⁹⁾が調べているが、その抗力係数は単独円柱のものとほとんど変わらず臨界レイノルズ数以下で抗力係数は約1.2である。

iii) 多行多列円柱群の抗力係数

巻幅⁴⁾は、2行2列の円柱群や正三角形の頂点位置に配置された円柱群の抗力係数の干渉効果についても同時に報告しているが、これ等は両方とも臨界レイノルズ数以下の範囲における実験結果である。したがって、2次元円柱群の抗力係数を求める方法として各種文献、便覧に古くから用いられている Wallis White¹⁰⁾の方法を示す。

円柱が格子型または千鳥型に配列されている場合の抗力係数は次の様にして求められる。

円柱の直径 (d)、円柱の中心間距離 (l) 及び風速 (U) を用いると、レイノルズ数 (Re) は $\frac{Uld}{(l-d)\nu}$ であり、第1番目の各円柱に対する抗力係数 (C_D) が $0.62Re^{0.032}$ で、第2番目以後の各円柱に対する抗力係数 (C_D) が格子型配列の場合に $5.4/Re^{0.22}$ 、千鳥型配列の場合に $7.8/Re^{0.29}$ で表わされる。Wallis White の実験式は臨界レイノルズ数以下の実験結果から求められたものであるが、ここではあえてこの値を臨界レイノルズ数以上に適用することとする。

次に端部を有する円柱群の抗力係数を求める。有田等¹¹⁾が2行3列の合計6本の円柱群の模型を曳航水槽で縦・横・斜めに曳航し、各円柱の抗力係数を求めた結果がある。その実験で、円柱の中心間距離と円柱直径との比が2.18の場合が今回の脚部円柱群の2.14に近い。

そこで、各円柱に番号をつけ、各流れ方向別の各円柱の抗力係数を、臨界レイノルズ数以上と以下に分けてまとめると表3.4となる。

脚部円柱群の間隔は、この実験の円柱間隔とほぼ等しいので、 T 方向の結果から脚部円柱群の幅方向の抗力係数を、 L 方向の結果から長さ方向の抗力係数を推定することができる。

以上の既存資料の調査結果から多行多列円柱群の抗力係数を1本目、2本目及び3本目以後に分けてまとめると表3.5のようになる。

以上の結果から脚部円柱群の抗力係数としては必ず

表 3.4 円柱群の各円柱の抗力係数

	臨界レイノルズ数以下			臨界レイノルズ数以上		
	T方向	D方向	L方向	T方向	D方向	L方向
円柱①	0.81	1.55	1.26	0.74	0.69	0.70
円柱②	0.81	1.55	0.02	0.74	0.69	0.05
円柱③	0.81	1.55	0.20	0.74	0.69	0.05
円柱④	1.26	1.23	0.20	0.74	0.69	0.70
円柱⑤	1.26	1.23	0.20	0.74	0.69	0.05
円柱⑥	1.26	1.55	0.51	0.74	0.69	0.05

表 3.5 多行多列の円柱群の抗力係数

臨界レイノルズ数	方法	抗力係数 C_D		
		/本目	2本目	3本目以上
以下	有田等 長さ方向	1.26	0.81	—
		幅方向	1.26	0.20
	WALLIS WHITE 格子	1.07	0.13	0.13
以上	有田等 長さ方向	0.74	0.74	—
	幅方向	0.70	0.05	0.05

しも条件に合ないがここでは敢えて Wallis White と有田の臨界レイノルズ数以上の結果から求めた抗力係数を用いることとする。

(2) 風荷重の推定

海上空港の主要目及び風速は次に示す値であるとして風荷重を推定する。

上部構造物; 長さ 5000m, 幅 840m, 厚さ 10.5m	
水面上脚部; 長さ(箱型底面より水面まで) 5.0m	
直径	7.0m
中心間距離	15.0m
喫水	6.5m
風速 通常時最大	25m/s
異常時最大	50m/s

a) 直方体構造物と仮定した場合

圧力抗力係数は、 X 方向を1.17とし、 Y 方向を1.43とする。

また、摩擦抗力係数は、 X 方向を0.0023とし、 Y 方向を0.0030とする。そして、直方体構造物の風荷重を推定した結果を表3.6に示す。

表 3.6 直方体構造物の風荷重

状態	通常時		異常時	
	X方向	Y方向	X方向	Y方向
成分力				
圧力抗力	595	4,329	2,380	17,316
摩擦抗力	361	509	1,443	2,034
合計抗力	956	4,838	3,823	19,350
摩擦抗力	0.61	0.12	0.61	0.12

b) 直方体上部構造物と脚部桁群と仮定した場合直方体上部構造物の圧力抗力係数は、X方向が1.21、Y方向が1.40である。

摩擦抵抗係数については上面に対しては前述の値を用いるが直方体下面及び脚部桁の側面については上面のように凹凸がないのでそれを考慮して表3.2のSurface with asphalt-type coatingの粗度とし、摩擦係数を図3.4より読みとると、X方向が通常時で0.0012、異常時で0.0011となり、Y方向が通常時で0.0015、異常時で0.0014となる。

脚部桁の個々の圧力抗力係数は直方体の値をアスペクト比及び平板と直方体との比修正を行い0.76とする。

表 3.7 直方体上部構造物と脚部円柱群の風荷重

種類		通常時		異常時	
		X方向	Y方向	X方向	Y方向
直方体上部構造物	圧力抗力	417	2,871	1,668	11,484
	上面摩擦抗力	361	509	1,443	2,034
	下面摩擦抗力	105	133	386	498
	合計	883	3,513	3,497	14,016
脚部円柱群	圧力抗力	58	346	233	1,384
	摩擦抗力	131	161	480	601
	合計	189	507	718	1,985
総合計		1,072	4,020	4,210	16,001

以上の各係数を用いて風荷重を推算した結果を表3.7に示す。なお、上部構造物の下面の摩擦力の計算をする際には脚部桁群の面積を除いて求める。

c) 直方体上部構造物と脚部円柱群と仮定した場合直方体上部構造物の各抗力については、上部構造物の下面と脚部円柱群に働く風荷重以外は前述した手法と同じとする。上部構造物の下面の摩擦抗力は脚部円柱群の面積を除いた面積とする。

表 3.8 脚部円柱群と総合計風荷重

状態	方向	通常時		異常時		備考
		X方向	Y方向	X方向	Y方向	
有田等	第1行目	54	319	216	1,276	CD = 0.70
	第2行目以後	1,271	1,252	5,024	5,084	CD-n = 0.05
	合計	1,325	1,571	5,300	6,284	
総合計		2,266	5,155	9,010	20,564	
Wallis White	第1行目	82	487	334	1,985	CD = 1.07 (船) Co = 1.09 (壁)
	第2行目以後	3,304	3,255	12,201	12,019	CD2-n = 0.13 Co2-n = 0.12
	合計	3,386	3,742	12,535	14,004	
総合計		4,327	7,326	16,245	28,284	

脚部円柱群の風荷重を有田等及び Wallis White の手法で推算した結果を表3.8に示す。

以上、海上空港に働く風荷重を3種類のモデルについて推算した結果を総括して表3.9にまとめる。

表 3.9 風荷重の推定値

状態	方向	通常時		異常時	
		X方向	Y方向	X方向	Y方向
直方体構造物		965	4,838	3,823	19,350
直方体上部構造物と脚部		1,072	4,020	4,210	16,001
直方体上部構造物と脚部円柱群	有田等	2,266	5,155	9,010	20,564
	Wallis White	4,327	7,326	16,245	28,284

(3) 既存資料に基づく風荷重の推定結果に対する考察

表3.9の異常時における風荷重の推定結果を各推定法で比較すると非常に大きな相異が現われている。この相違が生じた原因は以下に述べることに起因していると考えられる。

まず、全体を直方体構造物と考えた場合、① 相対的に非常に平たいこと、② 非常に長い構造物であるために、抗力係数を推定する際に極端な外挿や大胆な仮定をしなければならなかったためである。

次に、海面と上部構造物との間を風が通り抜けると仮定した場合、③ 実際には風が全部通り抜けるのか、一部途中から外側へ逃げるのかの判断ができないこと、④ ある一定風速で通り抜けるとしても脚部構造物と脚部円柱群との干渉をどのように考えるかについての資料が皆無であること等から、何れの推定法が最も信頼性あるかを決定することができない。

その他、浮体全体が境界層内に入る場合や、風向が斜めの場合の風荷重やモーメント及び浮体上の構築物の風荷重も知る必要がある。

以上の問題点を解明すると共に風荷重の推定精度を向上させるためには、風洞実験による調査が必要であるといえる。

3.1.2 模型による風洞実験

模型による風洞実験は、部分模型と全体模型について行ない、その成果を図3.7に示すように全体浮体に働く風荷重の推定精度向上に活用する。

(1) 部分模型による風洞実験

部分模型による風洞実験においては脚部円柱群の抗力に及ぼすレイノルズ数の影響及び円柱間の相互干渉効果を明らかにすることを目的として行った。

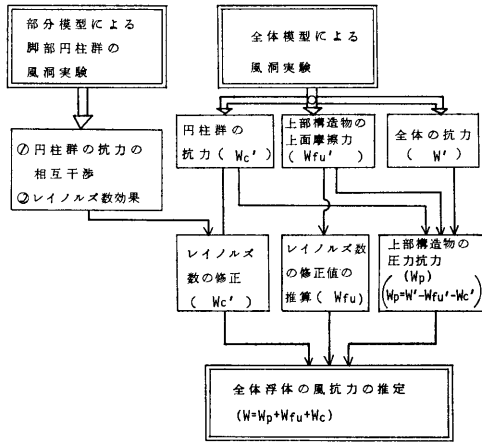


図 3.7 風抗力の推定手順

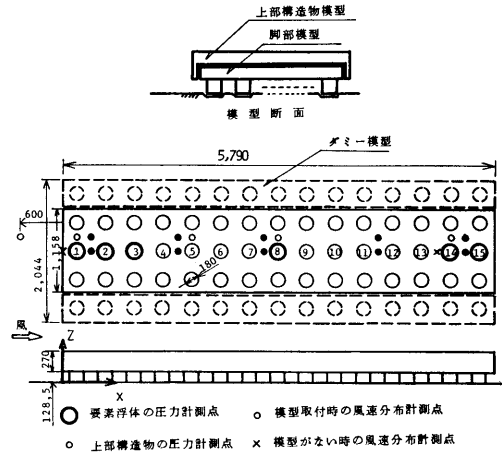


図 3.9 模型の概要図

- a) 実験装置及び実験方法
- i) 使用風洞及び気流条件

実験は日本鋼管(株)技術研究所のゲッチンゲン型構造物用風洞(測定部が 2m×3m×15m)を使用した。この風洞における模型の上流端における平均風速及び乱れの強さの分布を図 3.8 に示す。

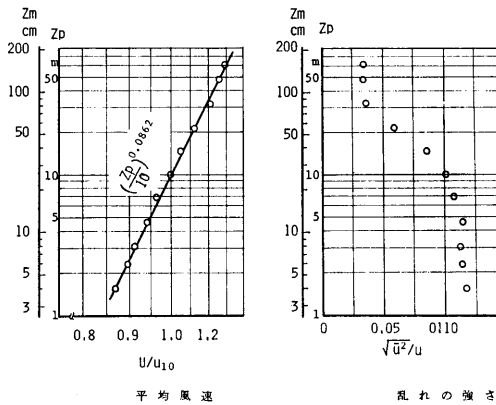


図 3.8 模型の上流端における平均風速と乱れの強さの鉛直分布

- ii) 実験用部分模型

風洞の能力と寸法及び一様流中の単独円柱の臨界レイノルズ数等を勘案して、縮尺を 1/38.89 とし、3 列×15 行=45 本の要素浮体群の水面上の部分を実験化した。さらに側壁影響を除くために、両側に 1 列×15 行の要素浮体群をダミーとして配置した。風洞用の部分模型の概要を図 3.9 に示す。この図の上図は、模型の断面図で、脚部と上部構造物とは分割している。下

図は部分模型の平面図である。なお、図中には圧力計測及び風速計測点も示す。

- iii) 計測項目

計測項目は次の通りである。

- ① 模型に働く抗力は、上部構造物と脚部円柱群とに分けて計測した。
- ② 要素浮体の表面圧力は、主要な 6 本の要素浮体 (No. 1, 2, 3, 8, 14, 15) について高さ方向の中央の円周で表面圧力を、15° 間隔で計測した。
- ③ 上部構造物の上面と下面の圧力は、図 3.9 に示すように上面で 5 点、下面で 10 点において平均圧力を計測した。
- ④ 風速分布は定温度型熱線流速計 (I 型プローブ使用) を用い、上部構造物上方の境界層及び水面上の脚部円柱群間の空間における平均風速及び乱れの強さの鉛直分布を計測した。
- ⑤ 基準風速は、風洞床面上 1.5m の位置に設置したピトー管の差圧から一般流速 U_∞ を求め、これから模型のない場合の風速の鉛直分布の測定結果を用いて実験で水面上 10m の高さに相当する位置での風速 U_{10} を算出し、これを基準風速とした。なお $U_\infty/U_{10} = 1.164$ である。

計測結果は次に示すように無次元化した。

$$\text{圧力係数; } C_P = (P - P_S)/q$$

$$\text{抗力係数; } C_D = D/(q \cdot A) \text{ または } C_D' = D/(q \cdot d \cdot h)$$

ただし、 P : 圧力計測値

P_S : 一般流静圧 (ピトー管位置)

D : 抗力計測値

A : 投影面積 (上部構造物と脚部円柱群

の合計)

$$q : \text{基準動圧} \left(= \frac{1}{2} \rho U_{10}^2 \right)$$

d : 一本の要素浮体直径

ρ : 空気密度

h : 一本の要素浮体高さ

C_D' は、一本の要素浮体に働く抗力に着目する場合に使用した。

b) 実験結果及び考察

i) 要素浮体表面の圧力分布

No. 1 要素浮体についての表面圧力の円周方向分布を図 3.10 に示す。この図から、風速の増加に伴って

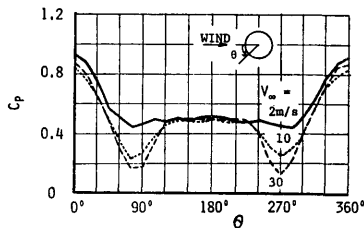


図 3.10 No. 1 要素浮体に働く表面圧力分布

て剝離点が僅かに後方に移動しており、一様流中の単独円柱の場合と同じ傾向を示している。他の要素浮体の圧力分布も定性的な傾向はほとんど同様であるが、全周圧の平均値は上流から下流に行くに従って徐々に低下しており、上部構造物の下面と水面との間では、流れ方向に大きな圧力勾配があることが判明した。

ii) 要素浮体の抗力係数

圧力分布の測定結果から求めた主要な要素浮体の抗力係数 (C_D') と風速との関係を図 3.11 に示す。この

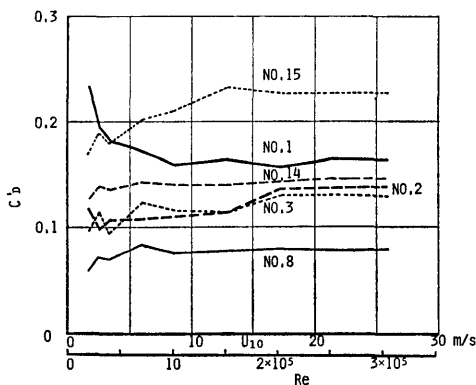


図 3.11 レイノルズ数に対する各要素浮体の抗力係数

図から最も上流側 (No. 1) 及び下流側 (No. 15) の要素浮体に働く抗力係数は、かなり明確にレイノルズ数の影響が現われており、臨界点は大概 $U_{10}=4\text{m/s}$ 前後と判断される。No. 1 要素浮体に働く抗力係数は、レイノルズ数の低下とともに抗力係数が増加しており、一様流中の単独円柱と同様な傾向を示している。しかしながら、臨界点は著しく低く、他の要素浮体からの干渉や接近流の乱れ等が影響しているものと推定される。

一方、No. 15 の要素浮体では、逆にレイノルズ数の低下とともに抗力係数が減少する傾向を示している。この様に抗力係数が変化する原因は、主として正面側の正圧の変動によるものと思われる。なお、背圧はレイノルズ数に関係なくほぼ一定である。中間の要素浮体の抗力係数は、No. 1 及び No. 15 の要素浮体ほど明確ではないが、大略低レイノルズ数で若干低下する傾向を示している。中間の要素浮体の抗力係数が No. 1 及び No. 15 の要素浮体の抗力係数よりも低い値を示す理由は、一様流中に一列に並んだ円柱の場合と同様に層流剝離への移行に伴う死水域の拡大が次の要素浮体の前面圧力を低下させているものと考えられる。No. 1 と No. 2 以下の要素浮体の抗力係数に対するレイノルズ数の影響は相殺する方向にあるので脚部円柱群全体の抗力に対するレイノルズ数の影響はさほど大きくないと予想される。

c) 要素浮体の抗力係数分布

圧力分布を計測した要素浮体は 6 本だけであるので、計測結果に運動量理論から全要素浮体の抗力係数の流れ方向の分布を推定した結果とを図 3.12 に示す。図中の実線は圧力分布から求めた実測値に対し最小自乗法によって 4 次曲線をあてはめたものであり、破線は同じく折線をあてはめたものである。階段状の 1 点鎖線は、上部構造物下面の圧力と脚部円柱間の風速の

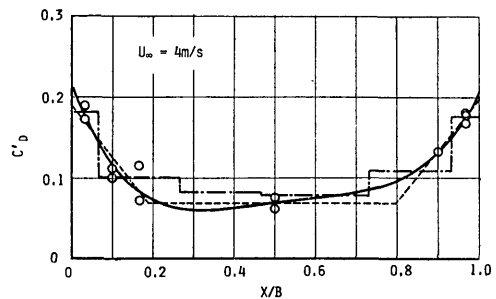


図 3.12 要素浮体の抗力係数分布

測定値から運動量理論を用いて推定した抗力係数である。これらの推定法による抗力係数の分布は、定量的にもかなり良い一致を示し、いずれも中央部ではほぼ一定値になり両端で滑らかに増加する傾向を示している。これ等から要素浮体 15 本の抗力係数の合計値を求めた結果、及びロード・セルによる計測結果を表 3.10 に示す。この表から、 $U_{\infty}=4\text{m/s}$ の場合のロー

表 3.10 各種推定法による脚部円柱群の抗力係数

風速 U_{∞}	4 次曲線	折線	運動量理論	実測値
4 m/s	1.47	1.42	1.57	2.07
20 m/s	1.66	1.68	1.46	1.63

ド・セルによる実測値が大きめになっているが、実測データ量の不足を考慮すれば、推定した分布形が妥当であること及び各要素浮体の抗力を直接計測できない場合は運動量理論からこれを推定してもかなりの精度で推定できるといえる。

iii) 上部構造物と脚部円柱群との合計抗力

ロード・セルによって直接計測した上部構造物の抗力係数、脚部円柱群の抗力係数及びその合計値を図 3.13 及び表 3.11 に示す。これらの図表から上部構造物と脚部円柱群との投影面積の比を考慮すると脚部円柱群の抗力係数が相対的に大きいと言え、むしろ高さの比に近い。脚部円柱群の抗力係数はレイノルズ数で若干増加しているが、上部構造物の抗力はこれを相殺する傾向にあり、全体としての抗力はほとんどレイノルズ数に依存しない。本実験から得られた全体浮体の

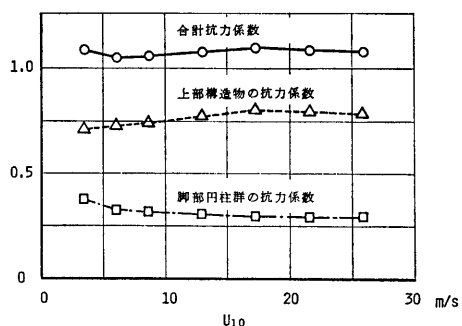


図 3.13 風速に対する抗力係数

抗力係数は $C_D=1.08$ 程度であるといえる。

(2) 全体模型による風洞実験

幾何学的な相似条件を忠実に守って想定した海上空港の全体模型を製作し、それを用いて種々の風速及び風向について浮体並びに浮体と構築物とに働く風荷重の特性を実験的に調べる。

a) 風洞実験の概要

本実験は、三菱重工業(株)長崎研究所の耐風拡散汎用風洞において縮尺 1/1,000 の全体模型を用いて次に示す内容について行った。

i) 海面板上における風速分布

縮尺が 1/1,000 であるために模型の高さが 15.5 mm と非常に低く、模型全体が境界層の内に入ってしまう恐れがある。そこで、気流条件を明らかにするため、模型を取り付ける前に海面板上の風速分布を調べた。

なお、風速が 6.0 及び 12.0 m/s、風軸方向に 5 点で風速分布を計測した。

ii) 全体模型に働く 3 分力

全体模型に作用する平面内 3 分力(抗力 (F_x) 、横力 (F_y) 及び回転モーメント (M_z))を計測した。全体模型は、図 3.14 に示すように支持金具を介して検力器

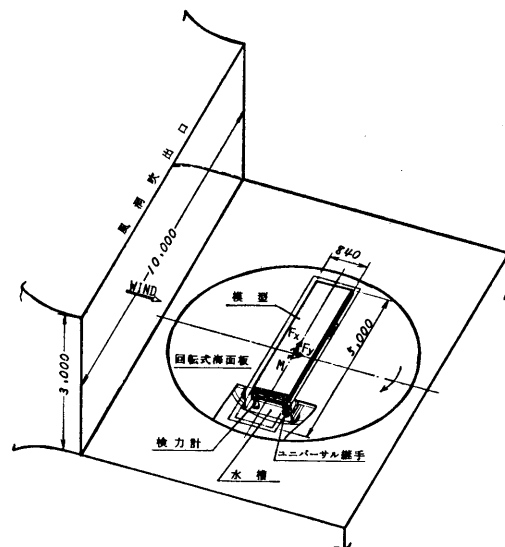


図 3.14 全体模型風洞実験概略図

表 3.11 浮体の抗力係数

風速 U_{∞} (m/s)	4	7	10	15	20	25	30	平均
上部構造物の抗力係数	0.71	0.72	0.74	0.77	0.80	0.79	0.78	0.76
脚部円柱群の抗力係数	0.38	0.32	0.32	0.31	0.30	0.29	0.30	0.32
合計抗力係数	1.09	1.04	1.06	1.08	1.10	1.08	1.08	1.08

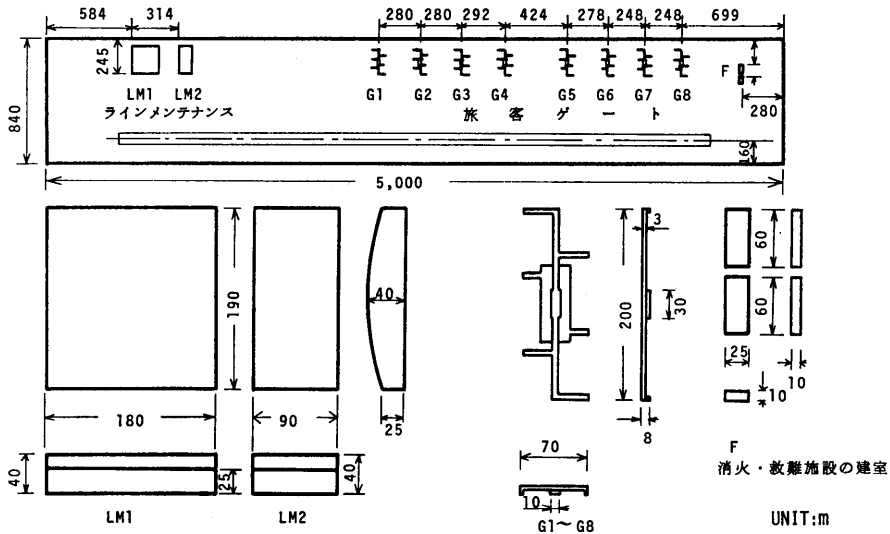


図 3.15 構築物の配置及び主要寸法

と自由継手に連絡され、これら全体が水槽内に取り付けられている。そして、水面には波が立たないようにアルミ箔を浮べてある。構築物は、図 3.15 に示す寸法及び配置であり、実験は構築物の有無について、風速が 6.0 及び 12.0m/s で風向を 0°~90° の範囲で 15° 間隔で行った。

iii) 圧力分布

全体模型に作用する揚力の概略的な特性を調べるためと模型の上面及び下面における流れの様子を調べるために模型まわりの圧力を計測した。実験状態は、風速が 12.0m/s だけで風向が 0°, 45° 及び 90° である。

iv) 全体模型上の風速分布

模型上の流れの様子を調べることと摩擦抗力の概略値を求めるために模型上面における風速分布を計測した。実験状態は、風速が 12.0m/s だけで風向が 0° 及び 90° である。

b) 実験結果及び考察

i) 海面板上の風速分布

海面板上の境界層内風速分布の例として模型中心位置での風速分布を図 3.16 に示す。この図から、風速分布のべき指数、境界層厚さ及び 10m 相当高さの風速 (U_{10}) の変化を求めると、風速分布のべき指数は 1/7~1/6.5 範囲であり、境界層厚さは図 3.17 から 100~150mm 範囲 (実機 100~150m 相当) であり、 U_{10} は図 3.18 から判るように余り変化していない。

これに対し、自然風の場合、べき指数は平坦な地形または、海岸で 1/10~1/7¹³⁾ であり、境界層厚さは、300~500m と考えられる^{14),15)}。したがって、実験条

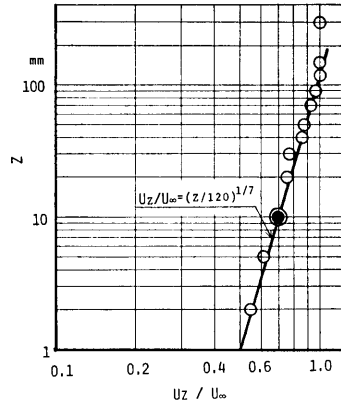


図 3.16 海面板上の風速分布 (模型中心)

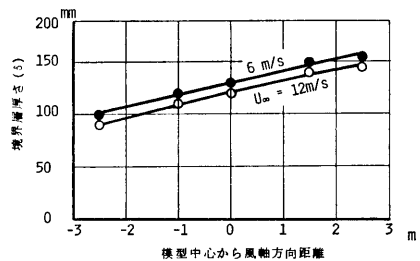


図 3.17 海面板上の境界層の厚さ

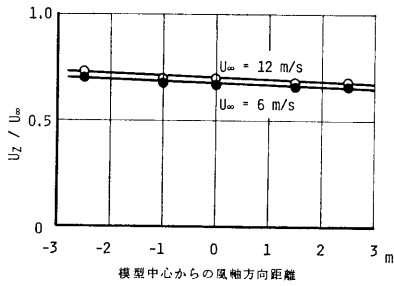


図 3.18 10m 相当高さにおける風速

件は必ずしも自然風と一致していない。しかしながら、べき指数は、本四連絡橋耐風設計指針で 1/7 が採用されていること、境界層厚さの相違は風荷重にほとんど影響がないと考えられること、及び U_{10} の変化は、変化率が小さいので風荷重への影響度は小さいと考えられること等の理由により、実験は上記の気流条件で行うこととした。

ii) 3 分力係数

構築物が無い場合に浮体に働く 3 分力及び構築物がある場合の 3 分力は、次式で無次元化し、係数にして図 3.19 に示す。

$$C_x = \frac{F_x}{\frac{1}{2} \rho U_{10}^2 A}$$

$$C_y = \frac{F_y}{\frac{1}{2} \rho U_{10}^2 A}$$

$$C_{Mz} = \frac{M_z}{\frac{1}{2} \rho U_{10}^2 A \cdot L}$$

U_{10} : 10m 相当高さ風速

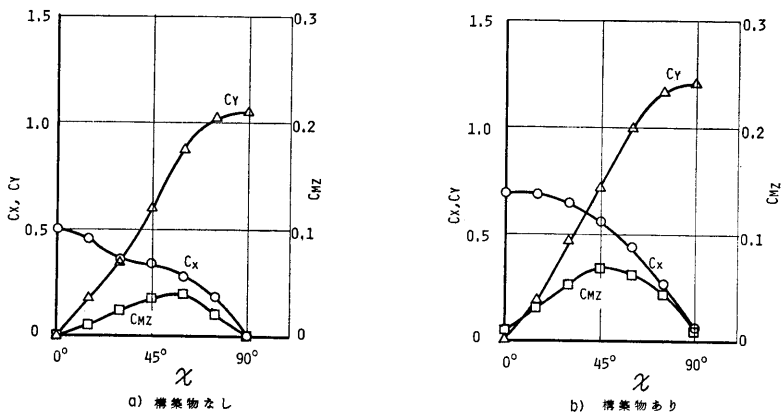


図 3.19 浮体に働く分力係数

A : $\chi=90^\circ$ の時の受風面の投影面積

L : 浮体の長さ

χ : 風向

この図から、最大風荷重は構築物有無いずれの状態でも $\chi=90^\circ$ の場合に Y 方向の力である。また、構築物が無い場合の C_y が 1.05 であり、これは部分模型実験結果の 1.08 とよく一致している。 $\chi=0^\circ$ の X 方向の力は縦方向の受風面積で無次元化すると 3.0 となりかなり大きな値である。その原因は X 方向の場合、摩擦力が占める割合が大きいこと、並びに要素浮体の列数（風軸方向）が多いために要素浮体間を風軸方向に風が通り抜けていないためであると考えられる。

次に構築物の影響であるが、構築物による抗力増分は $\chi=0^\circ$ の C_x で 40% 増、 $\chi=90^\circ$ の C_y で 14% 増である。 $\chi=90^\circ$ の場合の抗力係数の増分が小さい理由は格納庫が流線形に近くなっているためであると考えられる。

iii) 圧力分布

浮体の上面、下面、前面、後面及び側面の圧力分布の計測結果例を図 3.20 及び図 3.21 に示す。なお、圧力係数 (C_p) は $C_p = \frac{P - P_\infty}{\frac{1}{2} \rho U_{10}^2}$ である。この図から、 $\chi=0^\circ$ 及び 90° いずれの場合も上面の前縁付近で大きい負圧が生じており、下流に行くにつれて圧力は小さくなり、ほぼ一定になっている。これは前縁に剝離した流れが再付着し、Separation bubble となって、下流に行くに伴ない平板の境界層と同じ様な流れになったものと考えられる。下面の場合、 $\chi=90^\circ$ では前縁から後面に向かってほぼ直線的に圧力が降下しており、

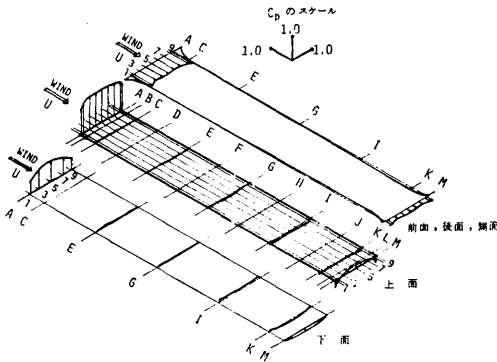


図 3.20 向い風 ($\chi=0^\circ$) 中における浮体周りの圧力分布

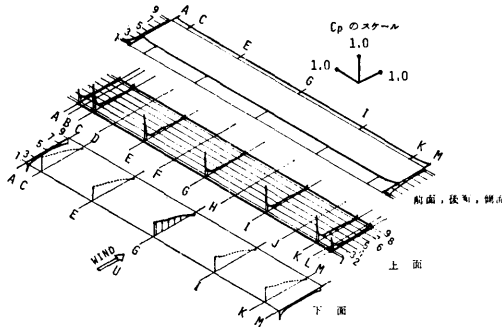


図 3.21 横風 ($\chi=90^\circ$) 中における浮体周りの圧力分布

風が要素浮体間を通り抜けていると思われる。一方、 $\chi=0^\circ$ では前縁付近だけが圧力が高く、急に圧力が降下し、その後、圧力が零に近くっており、この部分では風がほとんど通り抜けていないものと思われる。

iv) 浮体上の風速分布

浮体の中央断面における風速 (平均風速) 分布を図 3.22 及び図 3.23 に示す。この図から、前縁の浮体面

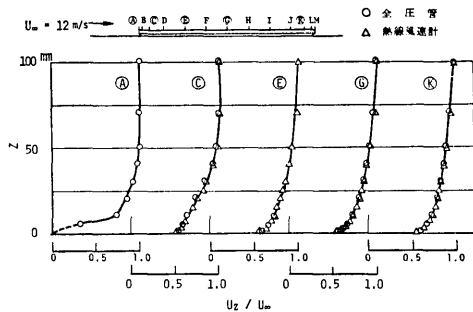


図 3.22 迎風中における浮体上の風速分布

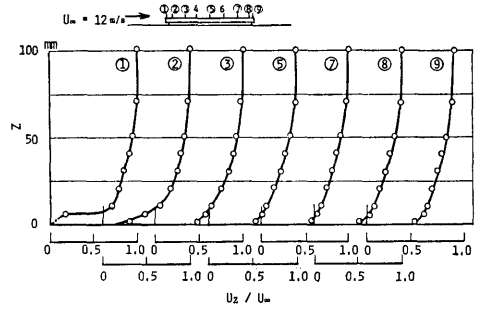


図 3.23 横風中における浮体上の風速分布

付近の風速は零に近く、separation bubble があることが判る。また、前縁付近以外の風速分布も separation bubble の影響により、多少歪んだ風速分布を示している。

次に運動量方程式により、摩擦抗力係数を次式で概算してみる。なお、計算は圧力分布がほぼ一定値をなす範囲で行った。

$$\tau_0 = \rho U_\infty^2 \frac{d}{dx} \int_0^\delta \left(1 - \frac{U(z)}{U_\infty}\right) \frac{U(z)}{U_\infty} \cdot dz$$

この式の積分項は Momentum thickness (θ) であり、今回の実験値を用いて求めた結果を図 3.24 に示す。

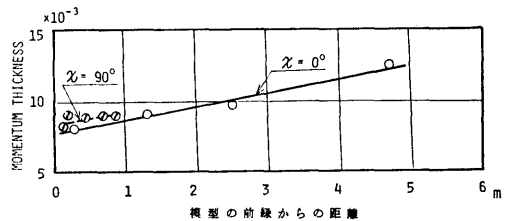


図 2.24 MOMENTUM THICKNESS

この図から、 θ の変化を近似的に直線とみなし、摩擦抗力係数 (C_f) を求めると $C_f = \int_0^L \tau_0 dx / \frac{1}{2} \rho U_\infty^2 L = 0.002$ となる。これに対し、平板の C_f は $\chi=0^\circ$ ($Re = 4 \times 10^6$) の場合に 0.0034, $\chi=90^\circ$ ($Re = 6.7 \times 10^5$) の場合に 0.0049 である。したがって、浮体上面の摩擦抗力係数は平板の値の大略 40~60% 程度である。Bradshaw-Wong¹⁶⁾ によれば separation bubble を含む平板の摩擦応力は separation bubble がない平板に比べかなり低下すること、並びに次項で述べるように、上記の値に圧力分布から求めた圧力抗力を加えた全抗力が検力器で計測した全抗力とほぼ一致すること等の理由により上記の摩擦抗力係数はほぼ妥当性のある値であるといえる。

c) 風抗力特性

前述の圧力分布及び風速分布から、それぞれ圧力抗力と摩擦抗力の概略値を求め、これらの和と検力器を用いて計測した抗力とを比較し、抗力の特性を調べる。

i) 圧力抗力の概算

上部構造物の圧力抗力は、前面及び後面のほぼ中央で圧力を計測しているため、上下方向の圧力分布を一樣と仮定すると、幅方向には圧力がほぼ一樣であるため、中央断面の前面と後面との差圧から圧力抗力係数 (C_x, C_y と同様の無次元化) を求めることが出来る。そして上部構造物の圧力抗力係数を求めると $\chi=0^\circ$ の場合に 0.14 となり、 $\chi=90^\circ$ の場合に 0.66 となる。

要素浮体の抗力は、圧力損失から抗力を求めることができ、要素浮体の圧力抗力と摩擦抗力並びに上部構造物下面の摩擦抗力の和である。しかしながら円柱の摩擦抗力は小さく、また、上部構造物の下面では風速が小さいので上部構造物下面の摩擦抗力も小さいと考えられるため、要素浮体の抗力はほとんど圧力抗力と考えられる。そして要素浮体の圧力抗力係数を求めると $\chi=0^\circ$ の場合に 0.06 となり、 $\chi=90^\circ$ の場合に 0.27 となる。この両者を簡単に加算することによって浮体の圧力抗力係数が求まり、 $\chi=0^\circ$ の場合に 0.2、 $\chi=90^\circ$ の場合に 0.93 となる。

ii) 摩擦抗力の概算

摩擦抗力係数は、前項で求めた値 (C_f) を C_x, C_y と同様な無次元値換算すると 0.27 となる。

以上の結果から浮体に働く全抗力係数を求めると共に検力器で計測した実測値と比較すると次のようになる。

風向	圧力分布と風速分布からの概算値				検力計による全抗力
	圧力抗力		摩擦抗力		
	上部構造物	要素浮体	上部構造物	全抗力	
0°	0.14	0.06	0.27	0.47	0.5
90°	0.66	0.27	0.27	1.20	1.05

この結果から、概算値はほぼ検力器による実測値とよく一致し、抗力の特性がある程度把握できたといえる。

d) 揚力、縦モーメント及び横モーメント

圧力分布を積分して、揚力係数 (C_L)、縦モーメント係数 (C_{MY})、横モーメント係数 (C_{MX}) を求めた結果

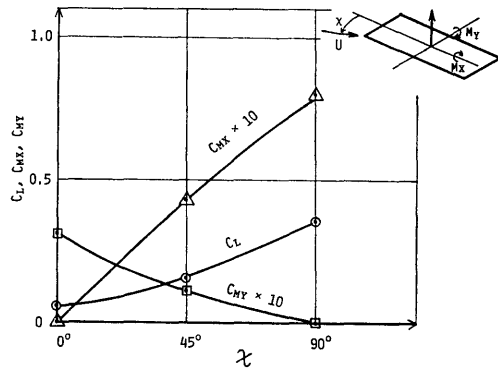


図 3.25 全体浮体の風向に対する揚力係数及び縦と横モーメント係数

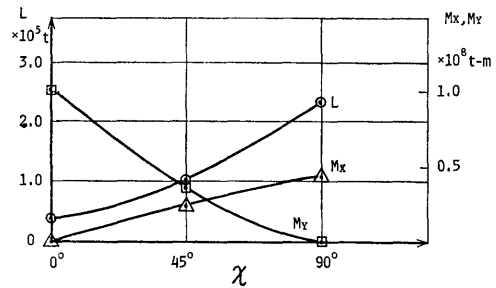


図 3.26 全体浮体の風向に対する揚力及び縦と横モーメント

を図 3.25 に示す。また、異常時 ($U_{10}=50\text{ m/s}$) での揚力、縦モーメント及び横モーメントを図 3.26 に示した。

なお、無次元化は次式によって行った。

$$C_L = \frac{L}{\frac{1}{2}\rho U_{10}^2 BL}$$

$$C_{MX} = \frac{M_X}{\frac{1}{2}\rho U_{10}^2 B^2 L}$$

$$C_{MY} = \frac{M_Y}{\frac{1}{2}\rho U_{10}^2 BL^2}$$

(3) 風荷重の推定法及び設定

a) 風洞実験結果と既存資料による抗力係数の検討

i) 風洞実験結果

部分模型及び全体模型による風洞実験の結果から以下の事項が解明された。

イ) 上部構造物、脚部円柱及び全体構造の圧力係数は

レイノルズ数の影響が今回の実験範囲からは余り見受けられなかった。

ロ) 部分模型実験から全体抗力係数を推算すると1.08となり、全体模型実験では $\chi=90^\circ$ の場合に圧力抗力係数は0.93である。したがって、両実験結果は、よく一致しているといえる。なお、両者の差は検出器、模型の寸法及び風速分布等の相違によるものと考えられる。

ハ) 全体模型実験の鉛直方向の風速分布の結果から抗力係数の中で摩擦抗力係数が占める割合を推算した結果、平板の摩擦抗力係数の40~60%程度に相当している。

ニ) 全体模型実験において浮体まわりの圧力分布の概要を把握する計測を行い、その結果、大略的な圧力分布を解明した。そして、それを積分すると揚力、トリムモーメント(長さ方向の傾斜モーメント)及びヒールモーメント(幅方向の傾斜モーメント)が存在することが判明した。

なお、これらの値を用いて100年台風時について主滑走路用浮体の浮上量、トリム及びヒール量を算定すると、円筒型要素浮体で $U_{10}=50\text{m/s}$ の場合に端部における浮上量の最大が $\chi=30^\circ$ の場合で約10cm、トリムによる端部変位量の最大が $\chi=0^\circ$ の場合で約33cm、ヒールによる端部変位量の最大が $\chi=30^\circ$ の場合で約33cmとなると想定される。

しかしながら、本調査においては下記の理由により以後の調査検討には、揚力、トリムモーメント及びヒールモーメントは省略することとする。

イ) 風洞実験に使用した模型は剛体であるため、弾性体とした場合の換算が既存技術の範囲内では極めて困難である。

ロ) 風洞実験では、実際海面を静水面としたが、実際海面は風にともなって波浪が発生し、海面が相当あるいは表面粗度になるので、その場合の風速分布が不明確であると共に風速が相当減速されると思われるためである。

ハ) 平均年間最大及び横風最大の場合には、力及びモーメントが風速の2乗に比例するので、変位量は、1/4~1/10に減少するためである。

ニ) 本調査においては端部の角を付けたままにしたが、実際に設計する段階では浮体端部を僅かに丸めるなどの対策を講ずることによって上部端部の揚力が極端に減少させられることが可能であるためである。

(42)

ii) 既存資料からの推算値と実験値との比較

部分模型及び全体模型を用いた風洞実験によって得られた抗力係数と既存資料に基づいて推算した抗力係数を表3.12に及び表3.13に示す。

表 3.12 模型実験による抗力係数

風洞実験	上部構造物		脚部円柱群	合計
	圧力抗力	上面摩擦抗力		
部分模型	0.76		0.320	1.08
全体模型	$\chi = 90^\circ$	0.58	0.235	0.325
	$\chi = 0^\circ$	0.89	1.71	0.380

表 3.13 既存資料による抗力係数の推定値

X	方	向	上部構造物の抗力		脚部円柱群	合計	
			圧力抗力	上面摩擦抗力			
X	方	向	直方体構造物	1.41	0.86	-	2.27
			直方体構造物 + 脚部円柱群	0.99	0.86	0.65	2.50
			直方体構造物	0.99	0.86	3.50(有田) 7.80(W,W)	5.35(有田) 9.65(W,W)
			脚部円柱群				
Y	方	向	直方体構造物	1.73	0.21	-	1.93
			直方体構造物 + 脚部円柱群	1.15	0.21	0.25	1.61
			直方体構造物	1.15	0.21	0.70(有田) 1.47(W,W)	2.06(有田) 2.83(W,W)
			脚部円柱群				

なお、抗力係数は、便宜上浮体の風上側投影面積を用いている。

これらの表から、既存資料による抗力係数の推算精度を評価すると、

イ) X方向の上部構造物の圧力抗力係数は比較的良く一致している。脚部円柱群の抗力係数は桁として考えた場合が近いが、それでも約5割増の値を示している。それは実際は風が通り抜けずに途中で外側に風が出てしまうためと考えられる。

ロ) Y方向の上部構造物の圧力抗力係数は約2倍かそれ以上の値を設定していた。この差は大胆な外挿をせざるを得ないこと等による精度の劣化であるといえる。脚部円柱群の抗力係数は桁と考えた場合が近い値を示している。

ハ) 上面摩擦抗力係数については、レイノルズ数の影響や表面粗度の影響を考慮しなければならない。表面粗度は既に前述したように相当砂粒直径(K)を0.7cmとし、全体模型実験で得られた平板の摩擦抗力係数の40%~60%程度であるということが実機の粗面やレイノルズ数範囲でも成立すると仮定して、実機の上面摩擦抗力を求めると上面摩擦抗力係数は表3.13の値とよく一致する。

- ニ) 以上の結果から海上空港を直方体上部構造物と脚部桁群と見做して風抗力を推定する方法が、 X 及び Y 方向ともに最も近い値を与えることが判明した。
- ホ) 全体模型実験結果によると、構築物が全抗力におよぼす影響がかなり大きいといえる。

iii) 構築物の風抗力

前述のごとく構築物の風抗力が全体の風抗力に占める割合はかなり大きいので、図 3.15 に示す形状と配置で構築物の風抗力係数を既存資料から求め、実験結果と比較する。

- イ) 投影面積を次の様に設定する。ただし、構築物の記号は図 3.15 に従うものとする。

風向	構築物			
	LM1	LM2	G1~G8	F
0°	7,600m ²	—	750m ² ×8	1,200m ²
90°	7,200m ²	3,600m ²	260m ² ×8	250m ²

なお、 $\chi=0^\circ$ の場合に $LM2$ は $LM1$ に完全に隠れたために、抗力を発生させる要素とならないと仮定した。また、旅客ゲートは配置の間隔が広いので全て有効と仮定した。

- ロ) 各構造物の抗力係数は $\chi=0^\circ$ 及び 90° と同じ値であると仮定して $LM1$, $LM2$ 及び F は 0.8 で $G1\sim G8$ は 1.3 であるとした。

以上の係数を用いて推算した構築物全体の抗力係数と実験結果とを比較すると次表のようになる。ただし、無次元化は構築物を除いた上流側投影面積を用いている。

風向	構築物全体の抗力係数	
	既存資料	模型実験
0°	1.37	1.184
90°	0.18	0.154

この表から模型実験による値が小さいが、これは上部構造物の境界層の影響が入っているためとも考えられる。しかしながら、既存資料による単純な推算方法でも良い推定値を与えるといえる。

iv) 実機の抗力係数の推定法

全体模型による風洞実験によって求められた模型の抗力係数を実機の抗力係数に修正するための仮定条件を次に示す。

- イ) 実機の抗力係数は模型の抗力係数の中の摩擦抗力係数のみを修正する。

- ロ) 模型実験によって求めた上面摩擦抗力は相当平板の摩擦抗力の 40%~60% であるという関係が実機相当のレイノルズ数においても成立する。

- ハ) ロ) の関係は上部構造物の上面の粗度が相対的に変化しても同じように成り立つものとする。

以上の仮定条件に基づいて抗力係数の修正手法は次式で行うこととする。

$$\begin{aligned} (\text{実機の抗力係数}) &= (\text{模型の抗力係数}) \\ &\quad - (\text{平板の摩擦係数に対する割合}) \\ &\quad \times \{ (\text{模型相当平板の摩擦係数}) \\ &\quad - (\text{実機相当平板の摩擦係数}) \} \end{aligned}$$

上式に基づいて 3 成分抗力係数を求める式を次に示す。

$$\begin{aligned} C_X(\chi) &= C_{Xm}(\chi) - a(C_{f'Xm} - C_{f'Xa}) \cos \chi \\ C_Y(\chi) &= C_{Ym}(\chi) - a(C_{f'Ym} - C_{f'Ya}) \sin \chi \\ C_{MZ}(\chi) &= C_{Mzm}(\chi) \frac{C_X(\chi) \cos \chi + C_Y(\chi) \sin \chi}{C_{Xm}(\chi) \cos \chi + C_{Ym}(\chi) \sin \chi} \end{aligned}$$

ここで、 $C_X(\chi)$, $C_Y(\chi)$, $C_{MZ}(\chi)$: 実機の 3 分力係数
 $C_{Xm}(\chi)$, $C_{Ym}(\chi)$, $C_{Mzm}(\chi)$: 全体模型の 3 分力係数

$$C_{f'Xm} = \left(\frac{U_\infty}{U_{10}} \right)^2 C_{A,B} \cdot C_{fXm}, \quad C_{fXm} = 0.0034$$

$$C_{f'Ym} = \left(\frac{U_\infty}{U_{10}} \right)^2 C_{A,B} \cdot C_{fYm}, \quad C_{fYm} = 0.0049$$

$$C_{f'Xa} = \left(\frac{U_\infty}{U_{10}} \right)^2 C_{A,B} \cdot C_{fXa}, \quad C_{fXa} = 0.0023$$

$$C_{f'Ya} = \left(\frac{U_\infty}{U_{10}} \right)^2 C_{A,B} \cdot C_{fYa}, \quad C_{fYa} = 0.0030$$

$$(U_\infty/U_{10})^2 = 2.04$$

$$C_A = 595 \text{ m} \times 5,000 \text{ m} / 64,155 \text{ m}^2 = 46.4$$

$$C_B = 410 \text{ m} \times 4,000 \text{ m} / 51,310 \text{ m}^2 = 32.0$$

A: 主滑走路用浮体

B: 補助滑走路用浮体

$$a = 0.4 \sim 0.6 \approx 0.5$$

である。

この修正手法に基づいて実機の浮体に働く風抗力係数の 3 成分を求め、それらの係数を用いて次式によって実機の風抗力を求めた結果を図 3.27 に示す。

$\chi=0^\circ$ 方向の風抗力

$$(F_X) = \frac{1}{2} \rho_a A \cdot U^2 \cdot C_X \cdot S_F / 1,000 \text{ (t)}$$

$\chi=90^\circ$ 方向の風抗力

$$(F_Y) = \frac{1}{2} \rho_a A \cdot U^2 \cdot C_Y \cdot S_F / 1,000 \text{ (t)}$$

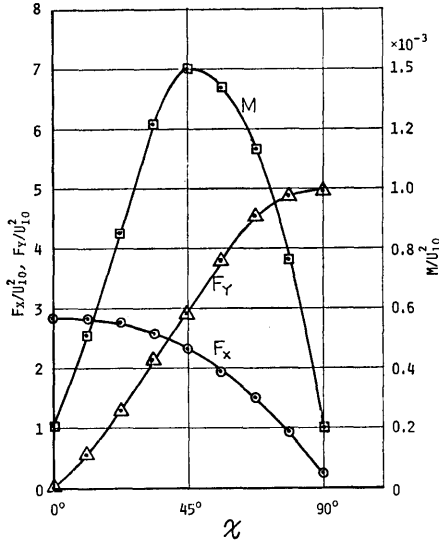


図 3.27 実機の風荷重 (横造物あり)

回転力

$$(M_Z) = \frac{1}{2} \rho_a A \cdot l \cdot U^2 C_{Mz} \cdot S_F / 1,000 \text{ (t}\cdot\text{m)}$$

ここで, $\rho_a = 0.125$, l : 浮体の長さ

U : 10 分間平均風速

S_F : 安全係数として 1.1

A : 浮体の側面投影面積

b) 実機の風荷重の設定

第 2 章において設定した自然環境条件の風について実機の浮体に働く風荷重を推定した結果を表 3.14 に示す。

表 3.14 実機の風荷重 (構築物あり)

自然環境条件	成分力	風 向		
		0°	45°	90°
N1	F _x	97	79	9
	F _y	1	100	169
	M	7×10 ³	47×10 ³	7×10 ³
N2	F _x	201	165	19
	F _y	3	207	351
	M	14×10 ³	99×10 ³	14×10 ³
	F _x	281	229	25
N3	F _y	4	287	490
	M	53×10 ³	358×10 ³	51×10 ³
	F _x	726	594	66
	F _y	10	745	1,267
N4	M	53×10 ³	358×10 ³	51×10 ³
	F _x	1,772	1,450	161
	F _y	25	1,819	3,093
	M	130×10 ³	872×10 ³	124×10 ³
N5	F _x	7,090	5,800	641
	F _y	99	7,277	12,373
	M	517×10 ³	3,490×10 ³	495×10 ³
F6				

(44)

3.2 浮体に働く波浪荷重

3.2.1 既存資料による波強制力及び波漂流力の推定

(1) 波強制力の推定

浮体は巨大な構造物であり、それを支持する要素浮体の数も 18,000 本以上になる。このような浮体に波が作用したときに浮体に働く波強制力を理論的に精度よく推定するためには、① 要素浮体が近接して配置されているために生ずる相互干渉の影響、② 長大な浮体を支える多数の要素浮体の間を進行する波が粘性等によって減衰することによる効果、③ これらの相乗効果等を考慮する必要があるが、これらを理論計算で考慮することは既存の技術では極めて困難である。なお、干渉効果については理論的な推定である程度可能であるが、減衰効果については既存技術では正確な推定が困難であるといえる。

これらの諸点を考慮して波強制力を推定する際には、実験的な検証を行う必要がある。しかしながら、ここでは相互干渉及び粘性影響を無視した場合の波強制力及び強制モーメントの傾向を把握するために、既存技術にて概略的な推算を実施することにした。

全体浮体に働く波強制力の推算手法は、あらかじめ 1 本の要素浮体に働く波強制力を領域分割法、または特異点分布法によって厳密に計算しておき、その結果を各要素浮体の位置に対応して波の位相をずらして加算する方法である。以下に波強制力の推定手法を概説する。入射波の速度ポテンシャルは次式のようにおく。

$$\phi = \varphi_I e^{-i\omega t} = \frac{g\zeta_a}{i\sigma} \cdot \frac{\cosh k(z+h)}{\cosh kh} \exp \{ ik(x \cos \chi + y \sin \chi) - \sigma t \}$$

ただし, ζ_a : 波振幅, h : 水深, $k = \frac{2\pi}{\lambda}$ (λ : 波長)

χ : 波との出会う

g : 重力の加速度

要素浮体は長さ方向に m 本, 幅方向に n 本として $m=n=0$ の要素浮体の (x, y) 座標を $(-l_0, -b_0)$ とし、これに対する位相修正因子は次式のようにおく。

$$\alpha = e^{-ik(l_0 \cos \chi + b_0 \sin \chi)}$$

その結果、全体浮体に働く x, y, z 軸方向の波強制力 F_j ($j=x, y, z$) は次式のようになる。

$$F_j = \alpha f_j \sum_{m=0}^M \sum_{n=0}^N e^{ik(m l_x \cos \chi + m l_y \sin \chi)}$$

$$= \alpha f_j \left\{ \frac{1 - e^{ik(M+1)l_x \cos \chi}}{1 - e^{ikl_x \cos \chi}} \right\} \left\{ \frac{1 - e^{ik(N+1)l_y \sin \chi}}{1 - e^{ikl_y \sin \chi}} \right\}$$

ただし、 l_x 及び l_y は x, y 方向の要素浮体の取付間隔である。

ここで、

$$C(M, kl_x, \chi) = \begin{cases} \frac{1 - e^{i(M+1)kl_x \cos \chi}}{1 - e^{ikl_x \cos \chi}} & \cos \chi \neq 0 \\ M-1 & \cos \chi = 0 \end{cases}$$

とすると

$$F_j = \alpha f_j C(M, kl_x, \chi) \cdot C\left(N, kl_y, \frac{\pi}{2} - \chi\right)$$

となる。 x, y, z 軸まわりの波浪強制モーメントは同様な手順で

$$F_\theta = \alpha f_\theta \cdot C(M, kl_x, \chi) \cdot C(N, kl_y, \chi) - \alpha f_z \\ \times \frac{1}{k} \{ D(M, kl_x, \chi) - kl_0 C(M, kl_x, \chi) \} \\ \times C\left(N, kl_y, \frac{\pi}{2} - \chi\right) - F_x \cdot z_G$$

$$F_\phi = \alpha f_\phi C(M, kl_x, \chi) \cdot C\left(N, kl_y, \frac{\pi}{2} - \chi\right) \\ + \alpha f_z \frac{1}{k} \left\{ D\left(N, kl_y, \frac{\pi}{2} - \chi\right) \right. \\ \left. - kb_0 C\left(N, kl_y, \frac{\pi}{2} - \chi\right) \right\} \cdot C(M, kl_x, \chi) \\ + F_y \cdot z_G$$

$$F_\psi = \alpha f_y \cdot \frac{1}{k} \{ D(M, kl_x, \chi) \\ - kl_0 C(M, kl_x, \chi) \} \cdot C\left(N, kl_y, \frac{\pi}{2} - \chi\right) \\ - \alpha f_x \frac{1}{k} \left\{ D\left(N, kl_y, \frac{\pi}{2} - \chi\right) \right. \\ \left. - kb_0 C\left(N, kl_y, \frac{\pi}{2} - \chi\right) \right\} \cdot C(M, kl_x, \chi)$$

ただし、

$$D(M, kl_x, \chi) = k \cdot l_x \frac{1}{1 - e^{ikl_x \cos \chi}} \\ \times \left\{ \frac{1 - e^{i(M+1)kl_x \cos \chi}}{1 - e^{ikl_x \cos \chi}} e^{ikl_x \cos \chi} \right. \\ \left. - (M+1)e^{i(M+1)kl_x \cos \chi} \right\} \\ = \frac{1}{2} M \cdot (M+1)$$

($kl_x \cos \chi = 0$ のとき)

である。また、 f_j ($j = x, y, z, \phi, \theta, \psi$) は $\chi = 0$ の時の要素浮体に働く強制力から求められる。

この式に基づいて円筒型の要素浮体について前後方

向、上下方向及び左右方向の波強制力の数値計算を行った結果を図 3.28 から図 3.31 に示す。

これらの図から、波強制力は波周期によって激しく変動し、縦波中における波強制力が特に激しい。また、強制モーメントについても同様な傾向を示す。この様に変動が起る原因は式中の $(M+1)l_x$ が大きいため、僅かな k の変化に対して位相が大きく変動するため

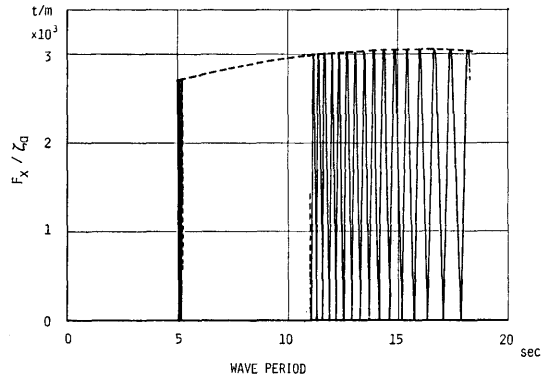


図 3.28 縦波中における前後方向強制力

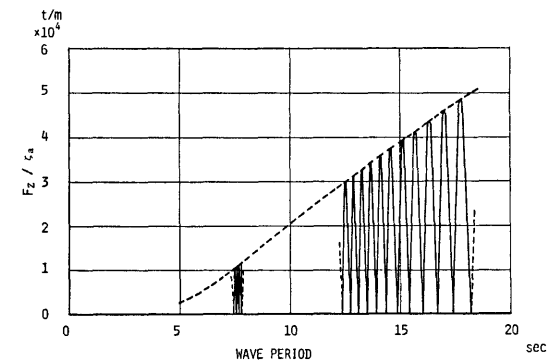


図 3.29 縦波中における上下方向強制力

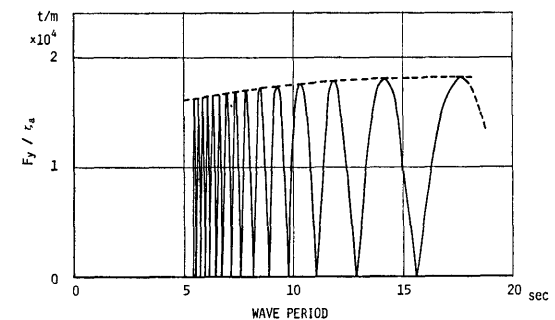


図 3.30 縦波中における左右方向強制力

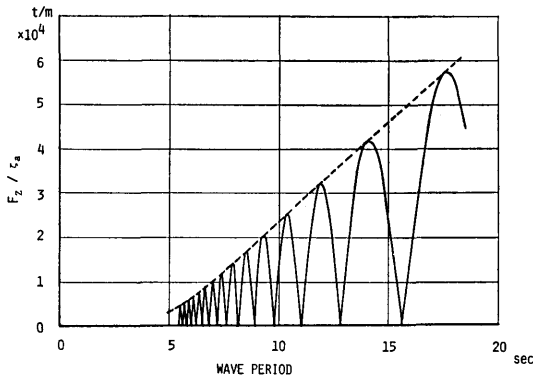


図 3.31 横波中における上下方向強制力

である。また、応答曲線のピークを連ねた包絡線を图中に破線で示すが、この包絡線は滑らかな曲線となる。この種の浮体では破線で示す曲線か、あるいは実効的なものによって応答値を推定すべきで、特定の周期に対する値をそのまま用いると一般性を損なう危険性があるといえる。

なお、要素浮体が一定の間隔で並び、しかも完全に規則波という条件下で数値計算を行うと、波周期に対して極めて複雑な応答値が得られるが、実際海面は不規則的な波であるために、応答が平滑化されるものと予想される。

(2) 波漂流力

浮体に働く波漂流力の推定に関しても波強制力と同様な困難さがあり、最終的には実験による確認が必要である。

一般に円柱列に働く波強制力については大楠の理論¹⁹⁾があり、ポテンシャル理論が有効な範囲では、大楠の手法によって推定が可能と考えられるが、パイル列の波漂流力は波周期によってかなり複雑に変動し、計算結果を直接利用するのは難しい。そこで、ここでは単一要素浮体に働く波漂流力を求め、それをもとに全体浮体に働く波漂流力の概略値を推定することとする。

一般に入射波を受ける3次元浮体に働く波漂流力は次式で与えられる^{18), 20)}。

$$F_x = \frac{\rho g^2 \zeta_a}{2\sigma} D \cdot R_0 H(\chi) \cos \chi - \frac{\rho}{8\pi} D \int_0^{2\pi} |H(\theta)|^2 \cos \theta d\theta$$

ただし、

$$D = \frac{(\sinh 2kh + 2kh)}{(1 + \cosh 2kh)}$$

(46)

$$H(\theta) = \frac{k^2}{k^2 h - K^2 h + K} \times \iint_s \left(\phi \frac{\partial}{\partial n} - \frac{\partial \phi}{\partial n} \right) \frac{\cosh k(\zeta + h)}{\cos kh} \times e^{ik(\xi \cos \theta + \eta \sin \theta)} dS$$

ここで、 K は $\frac{\sigma^2}{g}$ 、 s は浮体没水面、 ϕ は $H(\theta)$ を定義するポテンシャルである。

ここで、簡単のため要素浮体を水面から水底まで延びた円柱で設置すると共に動揺の影響は無視出来るものとする。すなわち、固定円柱パイルに働く波漂流力を求め、これを要素浮体に働く波漂流力とする。この様な仮定による要素浮体に働く波漂流力は次式で与えられる。

$$F_x = \frac{\rho g^2 \zeta_a^2}{\sigma^2} D \left[\sum_{m=0}^{\infty} A_m - (A_0 A_1 + B_0 B_1) - \frac{1}{2} \sum_{m=1}^{\infty} (A_m A_{m+1} + B_m B_{m+1}) \right]$$

ただし、

$$A_0 = J'(ka)^2 / (J_0'(ka)^2 + N_0'(ka)^2)$$

$$A_m = 2J_m'(ka)^2 / (J_m'(ka)^2 + N_m'(ka)^2)$$

$$B_0 = -J_0'(ka)N_0'(ka) / (J_0'(ka)^2 + N_0'(ka)^2)$$

$$B_m = -2J_m'(ka)N_m'(ka) / (J_m'(ka)^2 + N_m'(ka)^2)$$

上式によって推算した結果を無次元化して波周期に対して示すと図 3.32 のようになる。この結果は、無限

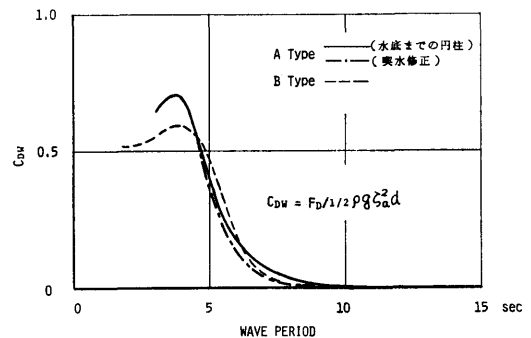


図 3.32 波漂流力係数

水深及び無限喫水の場合の Havelock の結果とほぼ一致する。

次にフーティング型要素浮体 (B2 型) に作用する波漂流力を推算する手法を述べる。

まず、有限喫水の円柱に働く波漂流力は、別所²²⁾の無限喫水の円柱に対する計算値を Ursell²³⁾の手法で修正すると次式の関係から推算することができる。

$$F_D = \frac{1}{2} \rho g D \zeta_a^2 C_{DF}$$

$$C_{DF}(\kappa d, \kappa D) = C_R^2(\kappa d) \cdot C_{D\infty}(\kappa D)$$

- ここで、 C_{DF} : 有限喫水円柱の波漂流力係数
 $C_{D\infty}$: 無限喫水円柱の波漂流力係数²²⁾
 C_R : 2次元鉛直平板による反射波と入射波との振幅比 $C_R(\kappa d = \infty) = 1$
 ζ_a : 入射波の振幅
 κ : 波数
 D : 円柱の直径
 d : 円柱の喫水

つぎに、フーティング型要素浮体を円筒部とフーティング部とに分けてその各々に働く波漂流力を上述の関係式を用いて求め、それらの値を加え合せてフーティング型要素浮体に働く波漂流力を求める。その結果も図 3.32 に示す。なお、円筒型要素浮体についても同様の方法で有限喫水に修正をした値を図 3.32 に併記した。また、波漂流力係数は次式を用いて無次元化している。

$$C_{DW} = \frac{F_{DN}}{\frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 d}$$

この図から、波周期が 4.5 秒以下では、円筒型要素浮体の波漂流力係数が大きく、長い波に対してはフーティング型要素浮体の方が大きい値を示す。

このようにして求めた要素浮体の波漂流力を用いて全体浮体に働く波漂流力を推定する手法としては、多行多列の要素浮体群の場合入射波を受ける前方の何列かの要素浮体に働く波漂流力を加え合わせるか、あるいは距離に応じた適当な減衰因子を用いるのが一般的であろう。

そこで、波漂流力の概略値を求めるために大楠が行った 10 列までのパイルに関する計算結果を参考にし

て通常時の波浪条件に対しては 3 列、異常時の波浪条件に対しては波長が長くなり波が透過しやすくなるなどを考慮して 5 列までの各要素浮体に等しく波漂流力が働くものとして浮体に働く波漂流力を推定した。その結果を表 3.15 に示す。

3.2.2 水槽実験による要素浮体群の波強制力

要素浮体群に作用する波強制力を精度よく推定するための基礎資料を得ることを目的として水槽実験を実施した。

(1) 水槽実験

実験は、1/100 模型及び 1/30 模型の要素浮体を用いて行った。1/100 模型では波高の減衰を、1/30 模型では波強制力を調査した。

a) 1/100 模型試験

波の進行方向と平行に 2 枚の端板を水槽内に設置し、その端板間に要素浮体模型を配置した。端板の鏡像効果により要素浮体模型は、波の進行方向と直角に横無限行の配列を模擬している。

実験状態及び計測項目は次の通りである。

要素浮体の形状; 円筒型 (A 型)

列数; 10 列, 20 列, 30 列

波高; 2.4 m 及び 4.8 m (実機相当)

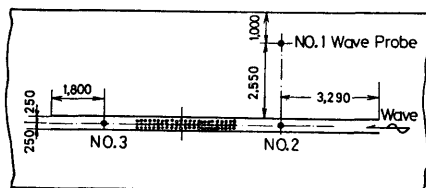
水深; 20 m (実機相当)

計測項目; 入射波高, 透過波高, 波周期及び要素浮体群全体に働く前後方向成分力

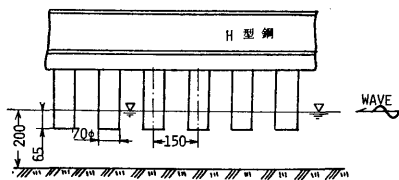
1/100 模型試験の状態、水槽に配置された端板、要素浮体模型及び 3 台の波高計の位置を図 3.33 に示す。

表 3.15 主滑走路用浮体の漂流力

		縦波 (B=840m)	横波 (L=5000m)
通常時	波周期	6.5 sec	6.5 sec
	波高	2.4 m	2.4 m
	要素浮体数	168 本	999 本
		漂流力	120 t
異常時	波周期	9.6 sec	9.6 sec
	波高	4.6 m	4.6 m
	要素浮体数	280 本	1665 本
		漂流力	170 t
			1,030 t



a) 平面図



b) 側面図

図 3.33 1/100 模型の試験状態

b) 1/30 模型試験

1/100 要素浮体模型と同様にした端板間に要素浮体を最大 10 列まで配置し、各要素浮体に作用する波強制力と要素浮体群全体に作用する波強制力を調査した。

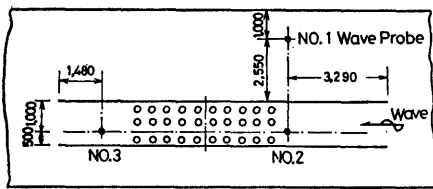
実験状態及び計測項目は次の通りである。

要素浮体の形状; 円筒型 (A型) 及びフーティング型 (B2型)

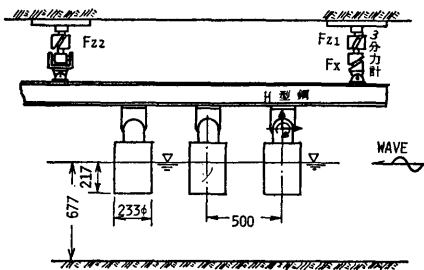
列数 ; 1列, 2列, 3列, 5列及び10列
 波高 ; 1.5m 及び 2.1m (実機相当)
 水深 ; 20m (実機相当)

計測項目; 入射波, 波周期, 要素浮体群全体に働く前後方向成分及び上下方向成分力並びに各要素浮体に働く3成分力 (前後方向, 上下方向及びモーメント)

1/30 模型試験の状態, 水槽に配置された端板, 浮体模型及び波高計の位置並びに浮体模型に作用する波強制力を検出するための検力計の取り付け状態等を図 3.34 に示す。



a) 平面図



b) 側面図

図 3.34 1/30 模型の試験状態

(2) 実験結果及び考察

a) 波の透過率

円筒型及びフーティング型要素浮体群に対する透過波高 (H_t) と入射波高 (H_r) との比で表わされる透過率の計測結果を図 3.35 及び図 3.36 に示す。

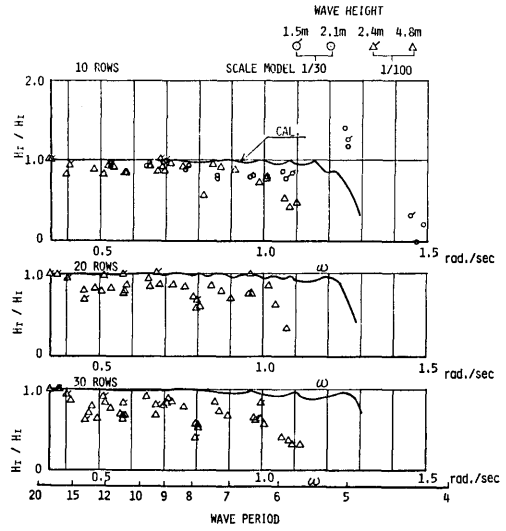


図 3.35 円筒型要素浮体群の波透過率

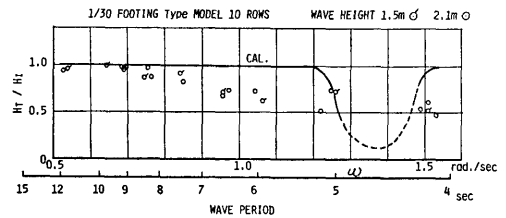


図 3.36 フーティング型要素浮体群の波透過率

これらの図から, 1列の場合においては全ての円周波数範囲において理論計算結果と良く一致していたが, 列数が増加するに伴って実験値が小さい値を示す傾向がある。それは入射波が透過し難いことを示している。また, 理論計算結果は理論値ほど急激に減少することなく漸減する傾向がある。その相違の要因としては, 粘性影響が考えられる。

波の透過率は今回実施した範囲では要素浮体の形状, 模型縮尺及び波高変化等によって顕著な相違が見受けられなかった。

b) 波強制力

要素浮体模型に作用する波強制力として全体の要素浮体群に作用する波強制力と各要素浮体に作用する波強制力を計測した。全体の波強制力 (F) としては, 波の進行方向の一行の要素浮体群全体に働く上下方向成分力及び前後方向成分力を計測し, 各要素浮体に働く波強制力 (f) としては, 各要素浮体に働く上下方向成分力, 前後方向成分力及び縦揺れモーメントを計測し

た。なお、1/100 模型では要素浮体群全体に作用する前後方向成分力のみを計測した。計測した力の無次元化は次の通りである。

$$\text{力の無次元振幅: } \frac{F_{xa}(\text{or } f_{xa})}{\rho g \zeta_a \nabla / d}, \frac{F_{za}(\text{or } f_{za})}{\rho g \zeta_a \nabla / d}$$

$$\text{モーメントの無次元振幅: } \frac{F_{\theta a}(\text{or } f_{\theta a})}{\rho g \zeta_a \nabla} \text{ である。}$$

ここで、添字 X, Z, θ 及び a は、前後方向、上下方向、回転及び振幅を表わし

ρ ; 水の密度

g ; 重力加速度

ζ_a ; 入射波の振幅

∇ ; 浮体排水容積

d ; 喫水

なお、モーメントは浮面心廻りである。

今回の波強制力計測実験では、要素浮体が 1 列、5 列及び 10 列の場合について行ったが、ここでは 10 列の場合についてのみ計測結果を示す。

円筒型及びフーティング型の 10 列の要素浮体群全体に働く波強制力の前後方向成分及び上下方向成分力並びにそれらの成分力と波との位相差を図 3.37 及び図 3.38 に示し、10 列の要素浮体群の 1 列目、5 列目及び 10 列目の各要素浮体に働く波強制力の前後方向成分力、上下方向成分力及び縦揺れモーメントを図 3.39 及び図 3.40 に示す。また、円筒型の 30 列の要素浮体群全体に働く波強制力の前後方向成分力を図

3.41 に示す。

なお、波と力及びモーメントとの位相差は、要素浮体群の第一列目の要素浮体の中心線に波の峰が来たとき

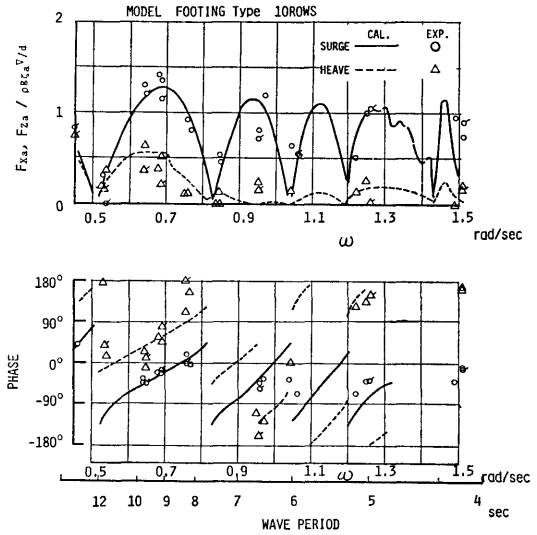


図 3.38 フーティング型要素浮体群に働く前後・上下方向波強制力

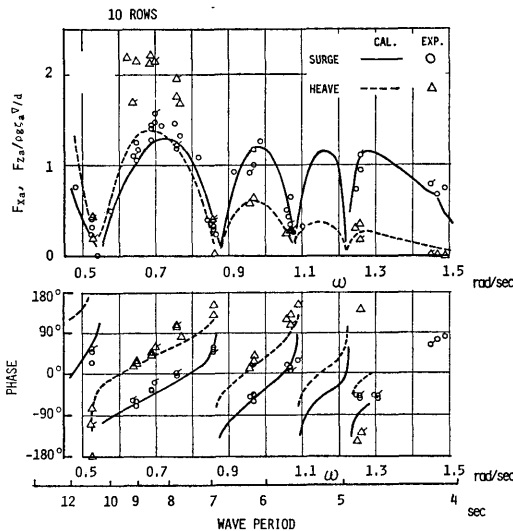


図 3.37 円筒型要素浮体群に働く前後・上下方向波強制力

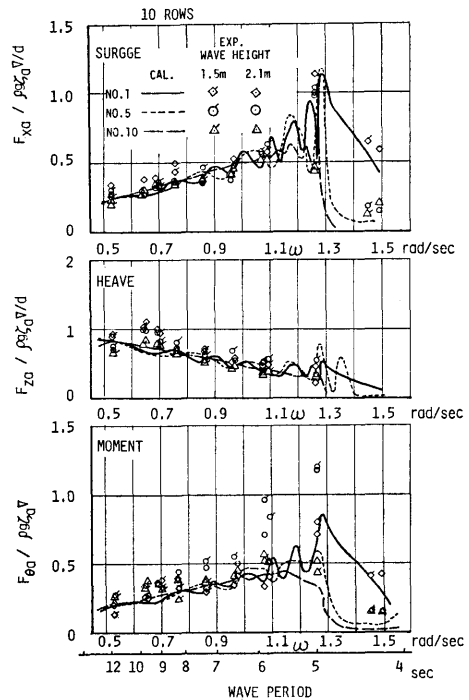


図 3.39 円筒浮体群の各要素浮体に働く波強制力

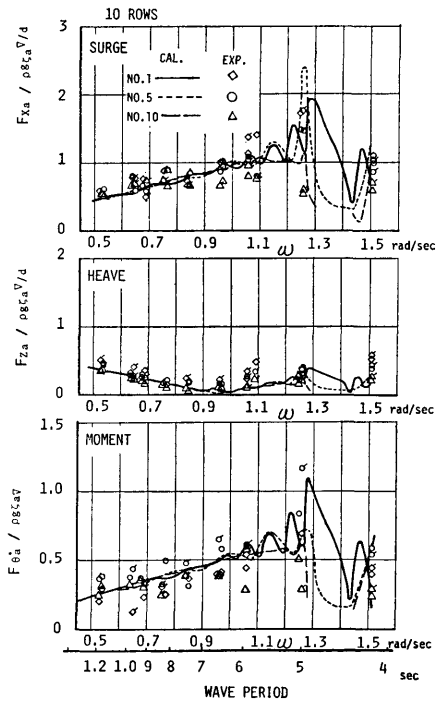


図 3.40 フーティング浮体群の各要素浮体に働く波強制力

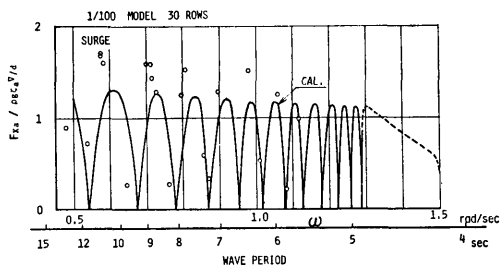


図 3.41 円筒浮体群に働く前後方向波強制力

きを基準とし、上下方向成分力は上向き、前後方向成分力は後向き、モーメントは波上側が下向きの最大値までの位相差とし、位相遅れを正とした。

また、図中の実線、破線は後述する理論計算結果である。

i) 前後方向成分力

要素浮体群全体に働く前後方向成分力は、円筒型及びフーティング型要素浮体共に実験値と計算値との対応は大略一致する。しかしながら、円筒型要素浮体の場合、波の円周波数の小さい範囲で実験値が理論値より大きくなる傾向がみられる。各要素浮体に働く前後

方向成分力は円周波数 ω が 1.2 rad/sec 以上になると干渉効果が顕著となり、円周波数によって変動が激しくなるが、実験値と理論値との相関は良好であるといえる。

ii) 上下方向成分力

円筒型要素浮体の上下方向成分力は、円周波数が低い所で実験値と理論値とに相違が現われる。この傾向は、要素浮体群全体及び各要素浮体とも同じであり、実験値が理論値の約 3~5 割増となっている。

フーティング型要素浮体の上下方向成分力は、円周波数の低い範囲で理論値と実験値との一致が良好であるが、円周波数の大きい範囲 ($\omega > 1.0$ rad/sec) で実験値が幾分大きくなる傾向がある。なお、円周波数が 0.9 rad/sec 付近で波なし点が現われている。

iii) モーメント

円筒型及びフーティング型要素浮体ともに実験値と理論値との傾向は一致しているが、実験値が理論値の約 2~5 割増となっている。この要因としては、要素浮体の下端部付近における粘性影響等がレバーが大きいために顕著に現われたものと思われる。

iv) 位相差

波に対する力及びモーメントの位相差について、理論値と実験値とはほぼよい一致を示している。位相差は読み取り誤差が大きく、円周波数が大きくなると、その誤差は大きくなるが、両者の傾向はよく一致し、理論計算が実験値のパラッキの平均にあるといえる。

3.2.3 波強制力の推定法及び推定

(1) 要素浮体群全体に作用する波強制力の推定

多列多行の要素浮体によって構成されている要素浮体群全体に作用する波強制力の推定について以下に述べる。

まず、波強制力に関しては各要素浮体間の流体力学的相互干渉が大きいと予想されるため、相互干渉効果を理論的及び実験的に検討し、その上で推定法を確立することが必要である。また、粘性影響も大きいと予想されるが既存技術では理論に粘性影響を考慮することができないため、実験結果に基づいて考慮することにする。

a) 相互干渉効果

波強制力に対する要素浮体の相互干渉効果を理論的及び実験的に検討する。そこで、問題を単純化し、行数が無制限で列数が N 列である要素浮体群に入射波が列方向に進む状態を仮定する。このことは前述の実験では、端板を設けてその鏡像効果を利用し、少数行

で無限行の効果を出している。

i) 理論計算法

要素浮体間の流体力学的相互干渉は粘性影響を無視して、理論的に検討できる。

イ) 理論の概要

要素浮体群は多列無限行の配置とし、入射波に対して要素浮体がつくる波の中で定在波の要素浮体間における干渉を無視し、発散波のみの干渉を考慮するものとする。このことは、数本の Circular Dock 等の理論計算と実験によって実用上さしつかえないことが判明している²⁴⁾。

多列無限行の要素浮体群の速度ポテンシャルは定在波の列間での干渉を無視すれば一列無限行の速度ポテンシャルを用いて大桶の方法によって求めることができる。一列無限行の速度ポテンシャルは行間の定在波の干渉を無視して、領域分割法によって求める。

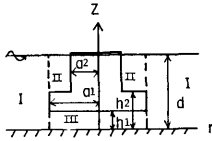


図 3.42 座標系及び分割領域

座標系及び分割領域を図 3.42 に示す。一列無限行の速度ポテンシャルは、多列無限行への拡張のため、次の Incident Wave Potential を考える。

$$\begin{aligned} \phi_i(r, \theta, z) &= \zeta_a \frac{\cosh kz}{k \sinh kd} \cdot e^{ikx} \sqrt{1 - \left(\frac{2k\nu}{kB}\right)^2} \\ &\quad \times \cos\left(\frac{2\pi\nu}{kB} \cdot ky\right) \\ &= \zeta_a \sum_{m=0}^{\infty} \varepsilon_m i^m J_m(kr) \frac{\cosh kz}{k \sinh kd} \\ &\quad \times \cos(m\delta_\nu) \cos m\theta \end{aligned}$$

ここで、 $\nu=0, 1, 2, \dots < \frac{kB}{2\pi}$, $\delta_\nu = \sin^{-1}\left(\frac{2\pi\nu}{kB}\right)$

($\nu=0$ とすると、Plane Incident Wave Potential に一致する)

ここで、 ζ_a : 入射波の波振幅

k : 入射波の波数

この時、全速度ポテンシャルは次式で与えられる。

$$\phi(r, \theta, z) = \zeta_a \sum_{m=0}^{\infty} \varepsilon_m i^m \phi_{m\nu}(r, z) \cos m\theta$$

ここで、modal solution $\phi_{m\nu}(r, z)$ は領域によって以下に示す式で与えられる。

[Domain I] (一列無限行の速度ポテンシャルの modal 成分)

$$\begin{aligned} \phi_{m\nu}(r, z) &= \left[\{\cos(m\delta_\nu) + a_{m\nu}\} J_m(kr) - \{\cos(m\delta_\nu) \right. \\ &\quad \left. + a_{m\nu}\} \frac{J_m(ka_1)}{H_m(ka_1)} H_m(kr) \right] \cdot \frac{z_\kappa(z)}{z_\kappa'(d)} \\ &\quad + \sum_{\alpha} \{\cos(m\delta_\nu) \\ &\quad \left. + a_{m\nu}\} G_{m\alpha} \frac{K_m(\alpha r)}{K_m(\alpha a_1)} \cdot z_\alpha(z) \end{aligned}$$

ここで、 J_m , H_m 及び K_m は各々第 1 種 Bessel 関数、ハンケル関数及び第 2 種変形ベッセル関数を表わす。 α は次式の解で、 k は $\alpha = -ik$ として得られるもので \sum_{α} は初期値として $\alpha = -ik$ を含む。

$$\begin{aligned} k &= \omega^2/g \\ k \tanh kd - k &= 0 \\ \alpha \tan \alpha d + k &= 0 \end{aligned}$$

$z_\alpha(z)$ は正規直交完全系で、 $z_\kappa(z)$ は $\alpha = -ik$ として得られる。

$$z_\kappa = N_\kappa^{-1/2} \cosh \kappa z, \quad N_\kappa = \frac{1}{2} [1 + (2\kappa d)^{-1} \sinh 2\kappa d]$$

$$z_\alpha = N_\alpha^{-1/2} \cos \alpha z, \quad N_\alpha = \frac{1}{2} [1 + (2\alpha d)^{-1} \sin 2\alpha d]$$

[Domain II]

$$\begin{aligned} \phi_{m\nu}(r, z) &= \sum_{\beta} F_{m\beta\nu} \\ &\quad \times \frac{\{I_m(\beta r) - \frac{I_m'(\beta a_2)}{K_m'(\beta a_2)} K_m(\beta r)\}}{\{I_m(\beta a_1) - \frac{I_m'(\beta a_1)}{K_m'(\beta a_2)} K_m(\beta a_1)\}} \cdot z_\beta(z) \end{aligned}$$

ここで、 $F_{m\beta\nu} = \sum_{\alpha} L_{\alpha\beta} G_{m\alpha\nu}$

I_m は、第 1 種変形ベッセル関数で、 β は次式の解で c は $\beta = -ic$ として得られる。 \sum_{β} は初期値として $\beta = -ic$ を含む。

$$c \tanh c(d-h_2) - \kappa = 0$$

$$\beta \tan \beta(d-h_2) + \kappa = 0$$

$z_\alpha(z)$, $z_\beta(z)$ は正規直交完全系で次式で得られる。

$$z_c = N_c^{-1/2} \cosh c(z-h_2),$$

$$N_c = \frac{1}{2} [1 + \{2c(d-h_2)\}^{-1} \sinh 2c(d-h_2)]$$

$$z_\beta = N_\beta^{-1/2} \cos \beta(z-h_2),$$

$$N_\beta = \frac{1}{2} [1 + \{2\beta(d-h_2)\}^{-1} \sin 2\beta(d-h_2)]$$

ここで、 $L_{\alpha\beta} = \frac{1}{d-h_2} \int_{h_2}^a z_\alpha(z) \cdot z_\beta(z) dz$

$$L_{k\beta} = \frac{1}{d-h_2} N_k^{-1/2} N_\beta^{-1/2} \frac{1}{h_2^2 + \beta^2} (-k \sinh kh_2)$$

$$L_{\alpha\beta} = \frac{1}{d-h_2} N_\alpha^{-1/2} N_\beta^{-1/2} \frac{1}{\alpha^2 - \beta^2} (-\alpha \sin \alpha h_2)$$

$$L_{\alpha 0} = \frac{1}{d-h_2} N_\alpha^{-1/2} N_0^{-1/2} \frac{1}{\alpha^2 + c^2} (-\alpha \sin \alpha h_2)$$

$$L_{k0} = \frac{1}{d-h_2} N_k^{-1/2} N_0^{-1/2} \frac{1}{k^2 - c^2} (-k \sinh kh_2)$$

[Domain III]

$$\psi_{m\nu}(\tau, z) = F_{m0\nu} \left(\frac{r}{a_1} \right)^w + \sum_{n=1}^{\infty} \varepsilon_n F_{mn\nu} \frac{I_m(n\pi r/h_1)}{I_m(n\pi a_1/h_1)} \\ \times \cos(n\pi z/h_1)$$

ここで、

$$F_{mn\nu} = \sum_{\alpha} M_{n\alpha} G_{m\alpha\nu}$$

ここで、

$$M_{n\alpha} = \frac{1}{h_1} \int_0^{k_1} z_\alpha(z) \cos\left(\frac{n\pi z}{h_1}\right) dz$$

$$M_{n\alpha} = \frac{(-1)^n}{\alpha^2 h_1^2 - n^2 \pi^2} N_\alpha^{-1/2} \alpha h_1 \sin \alpha h_1$$

$$M_{n\alpha} = \frac{(-1)^n}{k^2 h_1^2 + n^2 \pi^2} N_k^{-1/2} k h_1 \sinh kh_1$$

未知数 $a_{m\nu}$ は次式によって決定される。

$$a_{m\nu} = \sum_{n=0}^{\infty} \left[\cos(n\delta_\nu) + a_{n\nu} \right] \cdot \left[\frac{\varepsilon_n}{2} \{1 + (-1)^{m+n}\} \right. \\ \times \frac{\{-J_n(ka_1) + G_{nk} z_k'(d)\}}{H_n(ka_1)} \sum_{q=1}^{\infty} \{H_{n+m}(qkB) \\ \left. + H_{n-m}(qkB)\} \right]$$

ここで $G_{m\alpha\nu}$ は次式により決定される値である。

$$F_{m\cdot} \delta_{k\alpha} = \sum_{\alpha} G_{m\alpha} \left[S_m(\alpha a_1) \delta_{\alpha\alpha^*} \right. \\ \left. + \sum_{\beta} L_{\alpha\beta} L_{\alpha^*\beta} \left(\frac{d-h_2}{d} \right) g_m(\beta a_1) \right. \\ \left. + \sum_{n=0}^{\infty} \varepsilon_n M_{n\alpha} M_{n\alpha^*} \left(\frac{h_1}{d} \right) h_m \left(\frac{n\pi a_1}{h_1} \right) \right]$$

ここで

$$F_m = \frac{2i}{\pi H_m(ka_1) z_k'(d)}$$

$$S_m(x) = x K_m'(x) / K_m(x)$$

$$g_m(x) = -x \cdot \frac{\left\{ I_m'(x) - \frac{I_m'(\beta a_2)}{K_m'(\beta a_2)} K_m'(x) \right\}}{\left\{ I_m(x) - \frac{I_m(\beta a_2)}{K_m(\beta a_2)} K_m(x) \right\}}$$

$$h_m(x) = -x I_m'(x) / I_m(x)$$

$$\lim_{x \rightarrow 0} h_m(x) = -m, \quad \delta_{k\alpha^*}: \text{クロネッカーデルタ}$$

以上で1列無限行の速度ポテンシャルが求められ

(52)

る。

そこで大楠の方法によって多列無限行の速度ポテンシャルを求めることができる。

x の座標原点を1列目の要素浮体中央として、 i 列の要素浮体群の反射波特性マトリックスの漸化式は次式で与えられる。

$$\bar{R}_{\Sigma i} = [T_{\Sigma i}(\tau, \nu) \cdot e^{ikp^* \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}} \cdot e^{ikp \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}} \\ \times [R_i(\tau, \nu) e^{ikp^* \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}}] \cdot \bar{S} + \bar{T}_{\Sigma i-1} \\ + \bar{R}_{\Sigma i-1}$$

i 列の要素浮体群の透過波特性マトリックスの漸化式は次式で与えられる。

$$\bar{T}_{\Sigma i} = [T_i(\tau, \nu) e^{-ikp^* \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}}] \\ \times [S(\tau, \nu) e^{ikp^* \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}}] \cdot \bar{T}_{\Sigma i-1}$$

ここで、 $i=2 \sim N$

$$\bar{S} = \bar{E} + \bar{B} + \bar{B}^2 + \bar{B}^3 + \dots, \quad E; \text{単位マトリックス}$$

$$\bar{B} = [R_{\Sigma i-1}(\tau, \nu) e^{ikp \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}}]$$

$$\times [R_i(\tau, \nu) e^{ikp^* \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}}]$$

$$p^* = p(i-1), \quad p^{**} = p(i-2), \quad i; \text{整数}$$

$R_i(\tau, \nu)$: i 列目の要素浮体群 (一列無限行) の反射波特性マトリックスの要素

$T_i(\tau, \nu)$: i 列目の要素浮体群 (一列無限行) の透過波特性マトリックスの要素

$i-1$ 列目から i 列目に向う進行波特性列ベクトル \bar{P}_j^+ , i 列目から $i-1$ 列目に向う後退波列ベクトル \bar{D}_j^+ は次式で与えられる。但し、座標 x の原点は i 列目の要素浮体中央である。

$$\bar{P}_j^+ = \left[\sum_{\nu=0}^{\nu < \frac{kB}{2\pi}} e^{ikp^* \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}} \cdot S(\tau, \nu) \right. \\ \left. \times T_{\Sigma i-1}(\nu, 0) \right]$$

$$\bar{D}_j^+ = [R_{\Sigma N+1-i}(\tau, \nu) \cdot e^{ikp^* \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}}]$$

$$\times \left[\sum_{\nu=0}^{\nu < \frac{kB}{2\pi}} S(\tau, \nu) T_{\Sigma i-1}(\nu, 0) \right]$$

ここで、 $\bar{S} = \bar{E} + \bar{B} + \bar{B}^2 + \bar{B}^3 + \dots$

$$\bar{B} = [R_{\Sigma i-1}(\tau, \nu) e^{ikp \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}}]$$

$$\times [R_{\Sigma N+1-i}(\tau, \nu) e^{ikp^* \sqrt{1 - (\frac{2\pi\nu}{kB})^2}}]$$

$$p^* = p \cdot (i-1)$$

進行波特性列ベクトル及び後退波特性列ベクトルを用いると、対応する進行波及び後退波の振幅の無次元値

は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \zeta_{pi} &: i-1 \sim i \text{ 列目間での進行波の無次元振幅} \\ & (\zeta_a \text{ で無次元化}) \\ \zeta_{ai} &: i-1 \sim i \text{ 列目間での後退波の無次元振幅} \\ & (\zeta_a \text{ で無次元化}) \\ \zeta_{pi} &= \left[\cos\left(\frac{2\pi\tau}{kB} \cdot ky\right) e^{ikx\sqrt{1-\left(\frac{2\pi\tau}{kB}\right)^2}} \right]' \cdot \bar{P}_i^+ \cdot e^{-i\omega t} \\ \zeta_{ai} &= \left[\cos\left(\frac{2\pi\tau}{kB} \cdot ky\right) e^{-ikx\sqrt{1-\left(\frac{2\pi\tau}{kB}\right)^2}} \right]' \cdot \bar{D}_i^+ \cdot e^{-i\omega t} \\ \zeta_{pi} &= |\zeta_{pi}| e^{i\delta_p} \cdot e^{-i\omega t} \\ \zeta_{ai} &= |\zeta_{ai}| e^{i\delta_a} \cdot e^{-i\omega t} \end{aligned}$$

' は転置ベクトルを示す。

そして、多列無限行の速度ポテンシャルは、一列無限行の速度ポテンシャル $\psi_{m\tau}(r, z)$ を用いて次式で表わされる。

$$\begin{aligned} \Phi(r, \theta, z) &= \zeta_0 \sum_{m=0}^{\infty} \varepsilon_m i^m \Psi_{m\tau}(r, z) \cos m\theta e^{-i\omega t} \\ \Psi_{m\tau}(r, z) &= \sum_{l=0}^{\tau-\frac{kB}{2\pi}} \phi_{m\tau} \left\{ P_{i+}^+(\tau) \right. \\ & \quad \left. + (-1)^m e^{ikp\sqrt{1-\left(\frac{2\pi\tau}{kB}\right)^2}} \cdot D_{i+}^+ \right\} \\ & \quad + \frac{z_k(z)}{z_k'(d)} \end{aligned}$$

上式の速度ポテンシャルが求まればベルヌーイの式に代入して圧力を求め、浮体の静止時の浸水面で積分すれば波強制力を求めることができる。

ロ) 理論計算値結果

前述の理論に基づいて、フーティング型要素浮体群

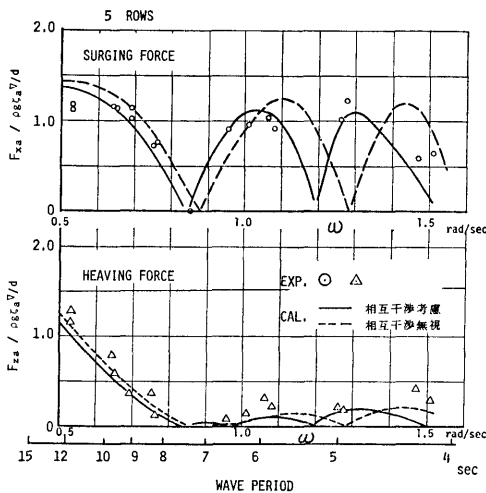


図 3.43 フーティング型浮体群に働く波強制力

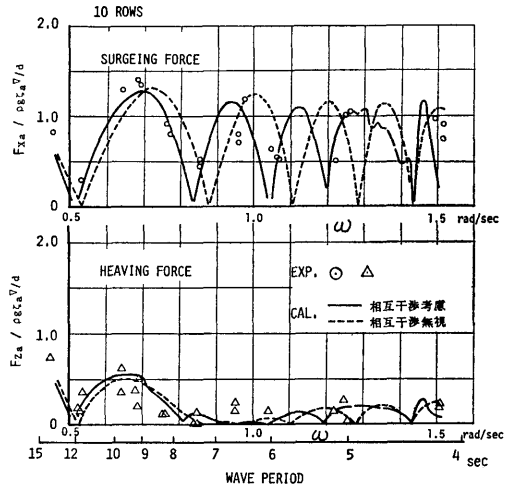


図 3.44 フーティング型浮体群に働く波強制力

全体に作用する波強制力を計算し、5 列及び 10 列の要素浮体群の場合を 1 行分だけ図 3.43 及び図 3.44 に実線で示す。

また、図中には破線で相互干渉を考慮しない場合の計算値を示してあり、その差が相互干渉効果であるといえる。この図から相互干渉効果によって一方の山付近が他方の谷になる等、相互干渉効果は大きいといえるが、波強制力は振動的に変化しているので、その包絡線はほぼ一致しているといえる。

ii) 理論計算値と実験値との比較

既に理論値と実験値との比較は 3.2.2 において詳述したが、ここではフーティング型の要素浮体に関して 5 列及び 10 列の場合について波強制力の理論値と実験値とを比較した結果が図 3.43 及び図 3.44 である。この図から、理論値と実験値との一致性は、相互干渉効果を考慮した計算値(実線)の方が、考慮しない計算値(破線)よりもやや良好であるといえる。しかしながら、前述したごとくいずれも包絡線で波強制力を見る限りにおいては、両者が良く一致しているといえる。

したがって、全体浮体に作用する波強制力については、多数列(300 列程度)の場合についても、理論計算でも相当よい精度で推定可能であるといえる。

b) 波強制力の推定

前項までに検討して来た全体浮体に働く波強制力の推定法を用いて、以下に本調査に用いる波強制力の推定法について述べると共に推定値を図示する。

① 実際の要素浮体群は、前述したように要素浮体

が単純な配置でなく、行数や列数ともに有限な2次元配列であり、かつ、斜め波も扱う必要がある。この様な場合の波強制力を実効値で見れば相互干渉を考慮しない計算値と干渉を考慮した計算値とが大差なく、そして、実験値と大略一致していることから、相互干渉を考慮しない理論計算が2次元配列及び斜め波の場合も適用できる点を考慮し、本調査に用いる波強制力の推定法としては相互干渉を考慮しない計算値を採用する。このことは、干渉を考慮しないということではなく、全体浮体に作用する波強制力に着目すると、見掛上(実効値をとれば)相互干渉を考慮してもしなくても差がないことを意味する。

まず、単独の要素浮体に作用する波強制力を領域分割法によって推算した結果を図 3.45 に示す。

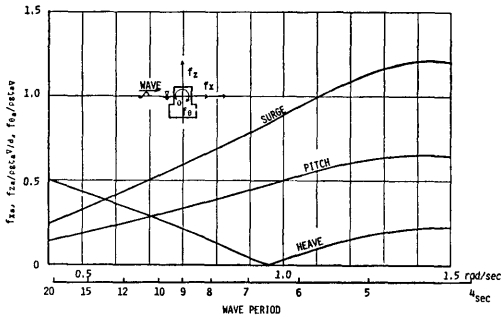


図 3.45 単独の要素浮体に働く波強制力

次に、全体浮体に作用する波強制力を以下の方法により推算する。浮体は不動とし、座標系は空間固定とする。

なお、要素浮体群は J 行 I 列とし、要素浮体の固定間隔は、行方向が B 、列方向が P とする。

入射波は次式で表わされるとする。

$$\zeta = \zeta_a \cos \{ \omega t - k(x \cos \chi + y \sin \chi) \}$$

ζ_a : 波振幅

ω : 角周波数

k : 波数

波強制力の前後方向成分力は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} F_x &= F_{x,A} \cos(\omega t - E_x) \\ &= \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J \cos \chi \cdot f_{x,A} \cos(\omega t - \varepsilon_x - k r_{ij}) \\ &= \cos \chi \cdot f_{x,A} \cdot \alpha \cdot \cos(\omega t - \varepsilon_x) \end{aligned}$$

左右方向成分力は、次式で与えられる。

$$F_y = F_{y,A} \cos(\omega t - E_y)$$

(54)

$$\begin{aligned} &= \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J \{ \sin \chi \cdot f_{x,A} \cdot \cos(\omega t - \varepsilon_x - k r_{ij}) \} \\ &= \sin \chi \cdot f_{x,A} \cdot \alpha \cdot \cos(\omega t - \varepsilon_x) \end{aligned}$$

上下方向成分力は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} F_z &= F_{z,A} \cos(\omega t - E_z) \\ &= \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J \{ f_{z,A} \cos(\omega t - \varepsilon_z - k r_{ij}) \} \\ &= f_{z,A} \cdot \alpha \cdot \cos(\omega t - \varepsilon_z) \end{aligned}$$

横揺れ方向成分力は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} F_\varphi &= F_{\varphi,A} \cos(\omega t - E_\varphi) \\ &= \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J \{ -\sin \chi \cdot f_{\theta,A} \cos(\omega t - \varepsilon_\theta - k r_{ij}) \\ &\quad + f_{z,A} \gamma_j \cos(\omega t - \varepsilon_z - k r_{ij}) \} \\ &= -\sin \chi \cdot f_{\theta,A} \cdot \alpha \cdot \cos(\omega t - \varepsilon_\theta) \\ &\quad + f_{z,A} \cdot \gamma \cdot \sin(\omega t - \varepsilon_z) \end{aligned}$$

縦揺れ方向成分力は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} F_\theta &= F_{\theta,A} \cos(\omega t - E_\theta) \\ &= \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J \{ \cos \chi \cdot f_{\theta,A} \cos(\omega t - \varepsilon_\theta - k r_{ij}) \\ &\quad - f_{z,A} \alpha x_i \cos(\omega t - \varepsilon_z - k r_{ij}) \} \\ &= \cos \chi \cdot f_{\theta,A} \cdot \alpha \cdot \cos(\omega t - \varepsilon_\theta) \\ &\quad - f_{z,A} \alpha \beta \cdot \sin(\omega t - \varepsilon_z) \end{aligned}$$

船首揺れ方向成分力は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} F_\psi &= F_{\psi,A} \cos(\omega t - E_\psi) \\ &= \sum_{i=1}^I \sum_{j=1}^J \{ f_{x,A} (x_i \sin \chi - y_j \cos \chi) \\ &\quad \times \cos(\omega t - \varepsilon_x - k r_{ij}) \} \\ &= f_{x,A} (\sin \chi \cdot \beta - \cos \chi \cdot \gamma) \cdot \cos(\omega t - \varepsilon_x) \end{aligned}$$

ここで、 $f_{x,A}$ 、 $f_{z,A}$ 、 $f_{\theta,A}$: 単独の要素浮体に作用する波強制力の各成分力の振幅

ε_x 、 ε_y 、 ε_θ : 単独の要素浮体に作用する波強制力の各成分力の位相差

x_i : i 列目の要素浮体の x 座標

y_j : j 行目の要素浮体の y 座標

$r_{ij} = x_i \cos \chi + y_j \sin \chi$

$\alpha = \alpha_1 \cdot \alpha_2$

$$\alpha_1 = \frac{\sin\left(\frac{I}{2} k P \cos \chi\right)}{\sin\left(\frac{1}{2} k P \cos \chi\right)}$$

$$\alpha_2 = \frac{\sin\left(\frac{J}{2} k B \sin \chi\right)}{\sin\left(\frac{1}{2} k B \sin \chi\right)}$$

$\beta = \beta_1 \cdot \beta_2$

$$\beta_1 = 2P \left\{ \frac{\sin\left(\frac{I+1}{2} kP \cos \chi\right)}{4 \sin^2\left(\frac{1}{2} kP \cos \chi\right)} - \frac{I+1}{4} \cdot \frac{\cos\left(\frac{I}{2} kP \cos \chi\right)}{\sin\left(\frac{1}{2} kP \cos \chi\right)} \right\}$$

$$\beta_2 = \alpha_2$$

$$\gamma = \gamma_1 \cdot \gamma_2$$

$$\gamma_1 = \alpha_1$$

$$\gamma_2 = 2B \left\{ \frac{\sin\left(\frac{J+1}{2} kB \sin \chi\right)}{4 \sin^2\left(\frac{1}{2} kB \sin \chi\right)} - \frac{J+1}{4} \cdot \frac{\cos\left(\frac{J}{2} kB \sin \chi\right)}{\sin\left(\frac{1}{2} kB \sin \chi\right)} \right\}$$

以上の式によって推算した値について、フーティング型要素浮体の場合、平均的にみて実験値の方が値がやや大きいので、次に示す修正係数を乗じる。

$F_{x,A}$	に対しては修正係数	1.1
$F_{y,A}$	"	1.1
$F_{z,A}$	"	1.2
$F_{\phi,A}$	"	1.2
$F_{\theta,A}$	"	1.2
$F_{\psi,A}$	"	1.1

(2) 全体浮体に作用する波強制力は、80 列無限行の

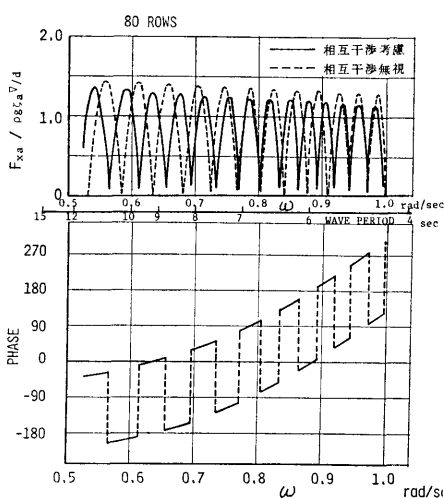


図 3.46 フーティング型浮体群に働く前後方向波強制力

場合の前後方向成分力の計算値を図 3.46 の上図に示すと、周波数及び入射角の関数によって激しく振幅が振動的に変化していることが判る。しかしながら、実際に問題とする内容は不規則波中における挙動及び係留力の標準偏差及び最大期待値で評価することになるので、入力である波強制力については、その振幅特性を平滑化（実効値の意味で）しておくことが実際的であるといえる。

一方、波強制力の位相特性の平滑化も問題となるが、位相特性は周波数及び入射角の関数で図 3.46 の下図に示すように、急激かつ跳躍的に変化するので、その平滑化を行っても無意味である。したがって、位相特性の計算値を用いないことにする。

③ 波強制力の平滑化の方法は、次式によって行う。

$$\frac{\bar{F}_k^*(\omega_0, \chi_0)}{\zeta_a} = \sqrt{\frac{1}{\Delta\omega} \int_{\omega_0 - \frac{\Delta\omega}{2}}^{\omega_0 + \frac{\Delta\omega}{2}} \left\{ \frac{\bar{F}_k(\omega, \chi_0)}{\zeta_a} \right\}^2 d\omega}$$

ここで、

- $k=1$ (Surge) $\bar{F}_1 = F_{x,A}$, $\bar{F}_1^* = F_{x,A}^*$
- 2 (Sway) $\bar{F}_2 = F_{y,A}$, $\bar{F}_2^* = F_{y,A}^*$
- 3 (Heave) $\bar{F}_3 = F_{z,A}$, $\bar{F}_3^* = F_{z,A}^*$
- 4 (Roll) $\bar{F}_4 = F_{\phi,A}$, $\bar{F}_4^* = F_{\phi,A}^*$
- 5 (Pitch) $\bar{F}_5 = F_{\theta,A}$, $\bar{F}_5^* = F_{\theta,A}^*$
- 6 (Yaw) $\bar{F}_6 = F_{\psi,A}$, $\bar{F}_6^* = F_{\psi,A}^*$

$$\omega_0 = 0.3, 0.4, \dots, 1.5 \text{ sec}^{-1}$$

$$\Delta\omega = 0.1 \text{ sec}^{-1}$$

$$\chi_0 = 0, \frac{\pi}{16}, \frac{\pi}{8}, \dots, \frac{\pi}{2}$$

以上が本調査に用いる波強制力の推定法であり、この手法に基づいて求めたフーティング型要素浮体群（主滑走路用浮体に相当）の波強制力を図 3.47 及び図 3.48 に示す。

(2) 要素浮体群の中の一本の要素浮体に作用する波強制力の推定

N 列要素浮体群に入射波が列方向に進行する状態について考える。模型実験結果によれば、入射した波が要素浮体群を通過して行くに伴ないその振幅が減衰する。その減衰率は波周波数によって異なるが、波周波数が大きくなると減衰率が大きくなる。すなわち波振幅が小さくなる傾向があることが判明している。

一方、理論計算の場合には波の円周波数 (ω) が 0~1.2 rad/sec の範囲ではほとんど波は減衰していない。したがって、実験時の波の減衰は主として粘性によるものと考えられる。透過波の減衰の主たる原因が粘性ならば、1つの列を通過するときの波の減衰は、どの

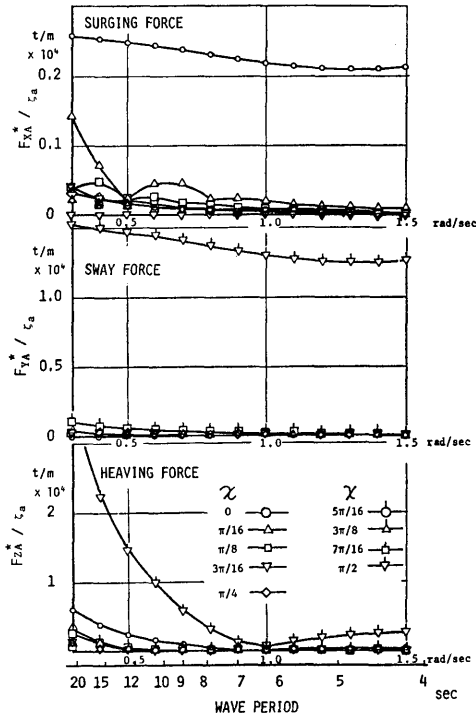


図 3.47 主滑走路用浮体に働く波強制力

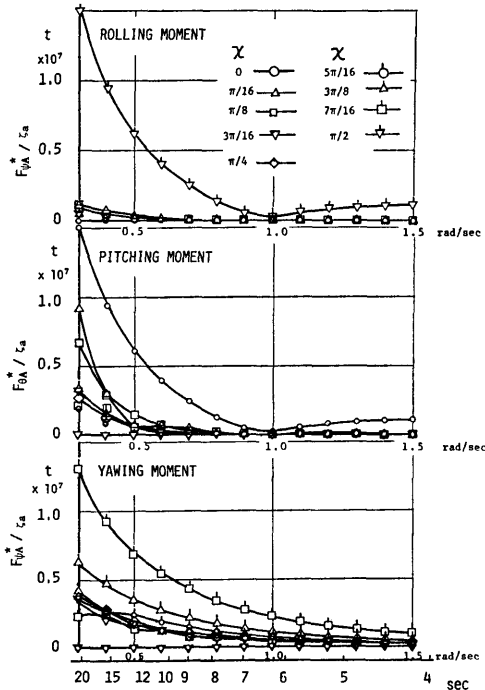


図 3.48 主滑走路用浮体に働くモーメント

列に対して同じと考えてもほぼよいといえる。したがって、 n 列目と $(n-1)$ 列目の波強制力の振幅比及び位相差は n に依らず一定であると考えられる。

また、粘性が主原因ならば模型実験の結果から実機の値を推定する場合、Reynolds 数影響が問題となる。合田や Evans によれば非定常流下の円柱の抗力係数 (C_D) は Reynolds 数 (VD/ν , V : 速度, D : 直径, ν : 流体の動粘性係数) の広い範囲 ($10^4 \sim 10^7$) にわたってほぼ一定の値であることを示している。したがって、要素浮体群についても模型及び実機の Reynolds 数がこの範囲内にあるので Reynolds 数影響はないといえる。

以上のことを考慮して、 N 列のフーティング型要素浮体群について、要素浮体に作用する波強制力の推定法を以下に示す。

n 列目と $(n-1)$ 列目の波強制力の振幅比及び位相差は n によらず一定であると仮定すると、 n 列目の要素浮体に作用する波強制力 f_{jn} ($j=1,3,5$) は次式となる。

$$f_{jn} = f_{j1} e^{-ikx} \cdot a^{n-1} e^{-ib(n-1)} = f_{j1} e^{-ikx} \cdot e^{-(a+ib)(n-1)}$$

- ここで、 $j=1$: Surging ($f_{1n} = f_{xn}$)
- 3: Heaving ($f_{3n} = f_{zn}$)
- 5: Pitching ($f_{5n} = f_{\theta n}$)

ω : 角周波数

k : 波数

$f_{jn}(\omega)$: n 列目の要素浮体に作用する波強制力

$f_{j1}(\omega) = \bar{f}_{j1} e^{i(\omega t - \omega j_1)}$: 1 列目の要素浮体に作用する波強制力

$\bar{f}_{j1}(\omega)$: 1 列目の要素浮体に作用する波強制力の振幅

$\varepsilon_{j1}(\omega)$: 1 列目の要素浮体に作用する波強制力の位相差

$a(\omega)$: n 列目と $(n-1)$ 列目の波強制力の振幅比

$$a' = -\ln a$$

$b(\omega)$: n 列目と $(n-1)$ 列目の波強制力の kx を修正した後の位相差

ただし、入射波は次式のものとする。

$$\zeta = \zeta_a e^{i(\omega t - kx)}$$

ここで、 ζ_a : 波振幅

a 及び b は波の変形に関連するので surging force, heaving force 及び pitching moment に対して同一と

した。そして、1列目の要素浮体に作用する波強制力は模型実験の結果を参考に次によって与えられるとする。

$$\bar{f}_{j1} = 1.15\bar{f}_{j0}$$

$$\epsilon_{j1} = \epsilon_{j0}$$

ここで、 \bar{f}_{j0} ：単独の要素浮体に作用する波強制力の振幅（理論計算値）

ϵ_{j0} ：単独の要素浮体に作用する波強制力の位相差（理論計算値）なお、位相遅れを正とした。

これらの関係式は、多数列（300列程度）の場合にも適用でき、また、行数が有限である2次元配列の場合も行数が多ければ適用してよいと考えられる。

10列のフーティング型要素浮体に関する波強制力計測実験結果の第1列と第10列の波強制力の比較から、 n 列目と $(n-1)$ 列目の波強制力の振幅比 $(a(\omega))$ 、同位相差 (kx) を修正した $b(\omega)$ を求めた。その結果を図3.49に示す。そして、 \bar{f}_{j0} は図3.45($\bar{f}_{10}=f_{z,A}$ 、

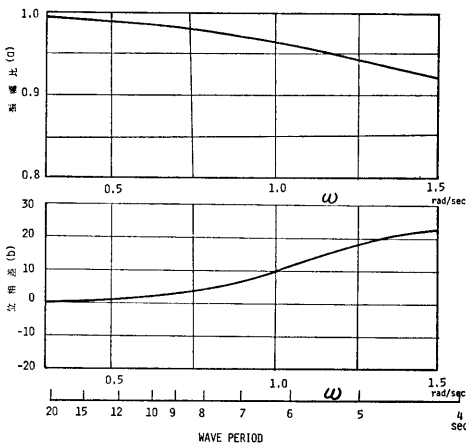


図 3.49 n 列目と $n-1$ 列目の波強制力の振幅比及び位相差

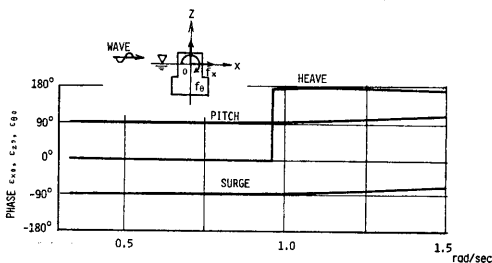


図 3.50 単独の要素浮体に働く波強制力の位相差

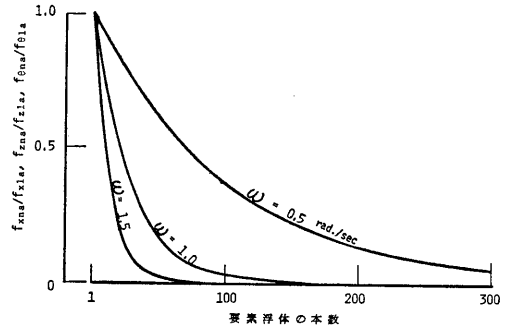


図 3.51 n 列目と 1 列目との要素浮体に働く波強制力の振幅比

$\bar{f}_{30}=f_{z,A}$ 、 $\bar{f}_{50}=f_{\theta,A}$)に示し、 ϵ_{j0} を図3.50($\epsilon_{10}=\epsilon_{z0}$ 、 $\epsilon_{30}=\epsilon_{z0}$ 、 $\epsilon_{50}=\epsilon_{\theta0}$)に示す。また、 n 列目と1列目との要素浮体に働く波強制力の振幅(\bar{f}_{jn})の変化を図3.51に示す。

3.2.4 波漂流力の推定方法及び設定

既存資料によって全体浮体に働く波漂流力の推定は、通常時($T_W=6.5$ 秒)には3列、異常時($T_W=9.6$ 秒)には5列までの要素浮体にしか波漂流力が作用しないと仮定して、要素浮体単体に作用する波漂流力を定数倍して求めた。しかしながら、多数の要素浮体群からなる脚部を有する浮体の場合、各要素浮体間において複雑な流体力学的相互干渉効果や流体の粘性に基づく波の減衰効果等の影響が考えられるので、全体浮体に作用する波漂流力を要素浮体単体の波漂流力から推定することは、十分な推定精度が期待し得ないと考えられる。そこで3種類の大型部分浮体模型による波漂流力実験を行いその実験結果から、主滑走路用浮体に作用する波漂流力を推定することとする。

(1) 波漂流力の計測実験

波漂流力を計測する水槽実験は、3種類の大型の部分浮体模型を用いて行った。すなわち、縮尺が1/30.9と1/33.3でフーティング型要素浮体の数が12行80列、28行40列及び7行42列のものである。

(2) 波漂流力の推定法

2次元問題では、波の透過係数(C_T)、反射係数(C_R)及び波漂流力係数(C_{DW})の間には次の関係が一般に成り立つといわれている。

$$C_{DW} \propto C_R^2 = 1 - C_T^2$$

そこで、横波中($\chi=90^\circ$)における 7×42 列の部分浮体模型の流漂流力係数の実験値を、前述の脚部円柱群の透過係数の推算値及び実験値から、上式によって求

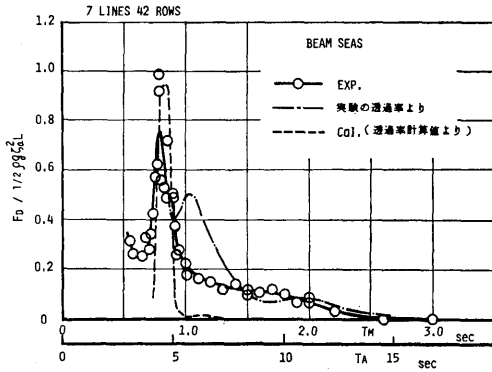


図 3.52 波漂流力係数

めた値と共に図 3.52 に示す。この図から、波漂流力実験によって求めた波漂流力係数と透過係数の実験値より推算した波漂流力係数は比較的よく一致しているが、透過係数の理論値から推算した波漂流力係数は、波周期の長い範囲でかなり過少評価となっていることが判る。したがって、脚部円柱群の透過係数は要素浮体の列数の少ない場合には理論計算で精度よく推定できるが、列数が増加すると粘性等の影響の為に推定精度は悪くなり、多数の脚部円柱群を有する浮体に作用する波漂流力は純理論的に精度よく推定することができないといえる。

一方、実験に使用した 3 種類の大型部分浮体模型は要素浮体の列数も多く、浮体空港全体の波漂流力係数を精度よく推定しうるものと考えられる。

a) 横波状態

横波状態 ($\chi=90^\circ$) については、浮体の縦横比が大きいため、現象を 2 次的に考え、波方向に 7 列及び 40 列の部分模型の実験結果を横軸に波周期をとって示したものが図 3.53 である。また、図中には既存資料によって通常時 ($T=6.5$ 秒) 及び異常時 ($T=9.6$

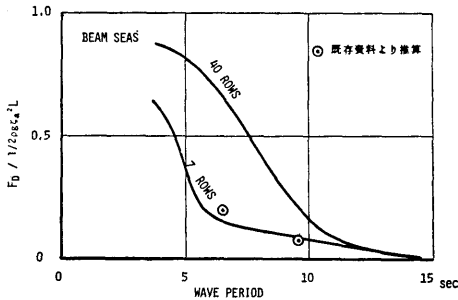


図 3.53 波周期に対する波漂流力係数

秒) の入射波に対して推定した全体浮体に働く波漂流力の値も無次元化して比較の為に示してある。この図から、既存資料による浮体に働く波漂流力の推定値は、7 列の部分浮体模型の実験結果とほぼ一致しており、全体浮体 (56 列) に対する推定値としては十分なものとはいえない。

そこで、図 3.53 を用いて波周期 (T) が 4, 6, 8, 10 及び 12 sec に対する波漂流力係数 (C_{DW}) を読み取り、列数に対して示した結果を図 3.54 に示す。この

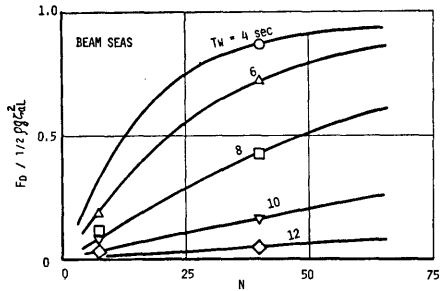


図 3.54 列数変化に対する波漂流力係数

図の実験点を通り、 $\lim_{N \rightarrow \infty} C_{DW} = 1.0$ になるような簡単な

曲線 $C_{DW} = \frac{N/a}{\sqrt{(N/a)^2 + 1}}$ によって、横波中において浮体に働く波漂流力係数の列数に対する特性を表わすこととする。ここでは、40 列の要素浮体群の部分模型に対する実験値を通るような図 3.54 の実線で a を決定した。なお、波周期が、4, 6, 8, 10 及び 12 に対する a の値は 22.5, 38.0, 84.0, 241 及び 799 であり、この a の値を用いて列数が 27 及び 56 列に対する波漂流力係数を求め、横波状態における浮体の波漂流力係数の波周期に対する特性を図 3.55 に示すように設定した。

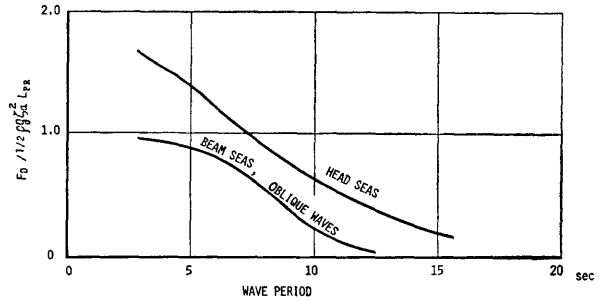


図 3.55 波漂流力係数 (推定値)

b) 縦波状態

縦波状態 ($\chi=0^\circ$) における波漂流力係数は3次元影響のために係数が1.0を越えることもあり、部分模型の実験から全体の係数を推定することは難しい。また、縦横比が大きい場合には長さ方向に要素浮体の数を増せば係数は増加し、幅方向に要素浮体の数を増せば係数は減少することが考えられる。しかしながら、縦横比が十分大きい場合においては、縦横比が同じであれば要素浮体の数によらないと思われる。つまり部分浮体と全体浮体の波漂流力係数は等しいと考え、要素浮体が7×42列及び12×80列の2種の部分模型実験により求めた波漂流力係数の曲線から安全側に引いて、全体の波漂流力係数を求めると図3.56になる。

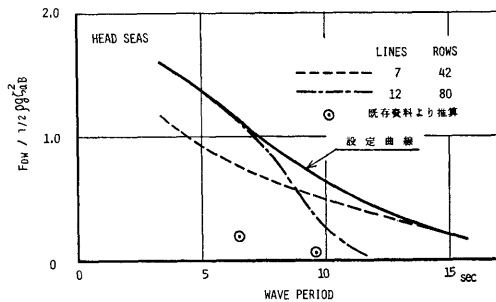


図 3.56 波漂流力係数

なお、実験に使用した2種の部分浮体と浮体の縦横比には相違があるがここでは無視した。なお、図3.56には既存資料による波漂流力係数の推定値を、通常時 ($T=6.5$ 秒) 及び異常時 ($T=9.6$ 秒) の波周期に対して丸印で示す。

c) 斜波状態

斜波状態 ($\chi=45^\circ$) における全体浮体の波漂流力係数は、浮体の投影幅で無次元化すれば横波状態の波漂流力係数とほぼ等しいといえる。したがって、斜波状態における波漂流力係数の推定値は、横波状態における係数を用いることとする。

以上のようにして推定した全体浮体の縦波、横波及び斜波中における波漂流力係数の曲線を図3.55に示す。なお、無次元化は浮体の投影幅で行なっている。

(3) 波漂流力の推定値

第2章において設定した海象条件について、全体浮体に対する波漂流力係数の値を図3.55から読み取り浮体の長さ及び幅方向成分の波漂流力 (F_x 及び F_y) に分けて波漂流力を推定した結果を表3.16に示す。

表 3.16 波漂流力の推定値

海象条件		(tons)		
		波の入射角 0° F_x	45° $F_x = F_y$	90° F_y
N1	累積度数率 70%	36	72	124
N2	90%	93	197	338
N3	95%	161	344	589
N4		251	562	963
N5 (年間平均最大)		707	1,636	2,802
A1 (100年台風時)		1,571	2,373	4,063

3.3 浮体に働く潮流力

浮体の水面下の要素浮体群に働く潮流力を推定するに当たっては、まず、形状が単純な円筒型要素浮体について基礎的事項を検討し、つぎに、これをもとにしてフーティング型要素浮体に働く潮流力の推定を行なうこととする。

実機のレイノルズ数 (Re) とフルード数 (F_n) は、基準長として要素浮体の水面における直径 (7m) 及び潮流速度として 0.8~2.0 ノットを考えて、 $Re \approx 2 \sim 7 \times 10^6$ 及び $F_n = 0.05 \sim 0.12$ とする。

3.3.1 既存資料による潮流力の推定

(1) 抗力係数について

滑面をもつ2次元円柱の抗力については既に3.1において調査を行ってあるため、ここでは、粗面をもつ円柱の抗力係数及び端部を有する円柱の抗力係数について調査する。

a) 粗面円柱の抗力係数

円柱粗面の粗度が大きい場合には、抗力係数がレイノルズ数によって滑面の場合と異なった変化をする。そこで、要素浮体の表面が汚損した場合を検討する。

i) 単円柱の場合

円柱の表面粗度が抗力係数に及ぼす影響について、英国の風荷重基準⁶⁾の値を図3.57に示す。浮体表面に5cm位の貝類がついたと仮定すると、その粗度 (k/D) は大略 7×10^{-3} 程度である。そこで図から表面粗度が 10^{-3} 及び 10^{-2} の場合の抗力係数を求めると各抗力係数とその変化率は表3.17のようになる。同様な調査結果は白橋等²⁸⁾も示しているが値はほとんど同じである。

ii) 2本円柱の場合

岡島²⁹⁾が全面粗面の直列2本円柱に対してもレイノルズ数に対応した抗力係数の変化を調べた結果を図3.58に示す。この場合、表面粗度 (k/D) は 9×10^{-3}

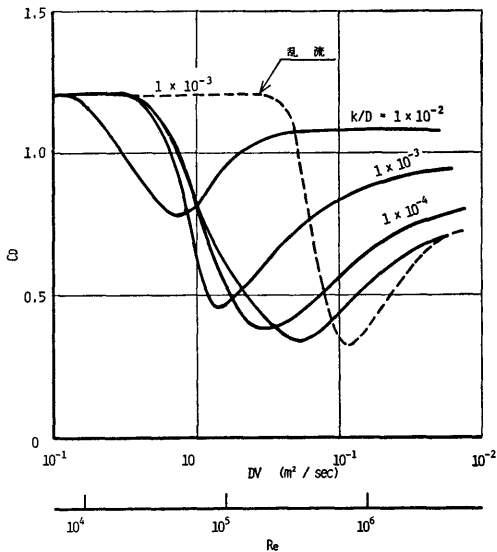


図 3.57 一様流中における円柱の表面粗度影響

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

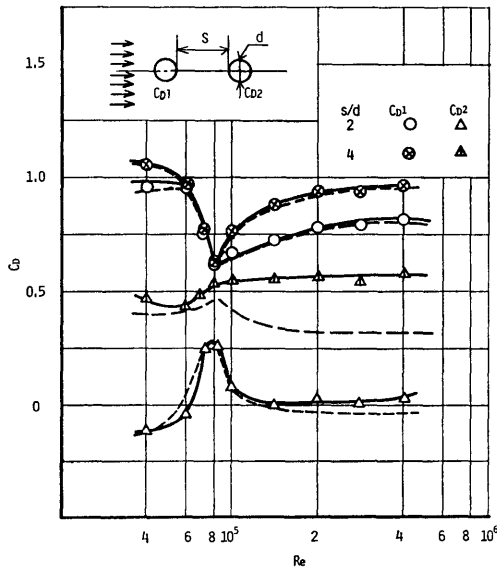


図 3.58 2本円柱の抗力係数

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

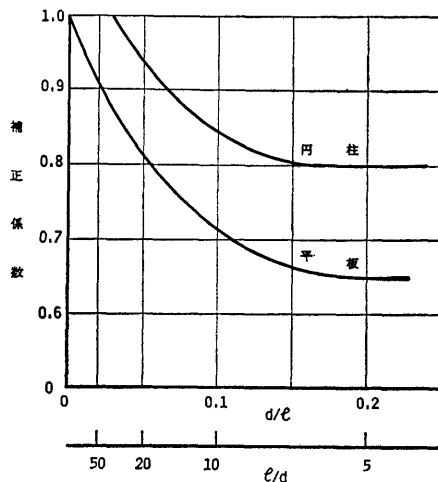


図 3.59 臨界レイノルズ数以上の円柱のアスペクト比に対する補正係数

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。

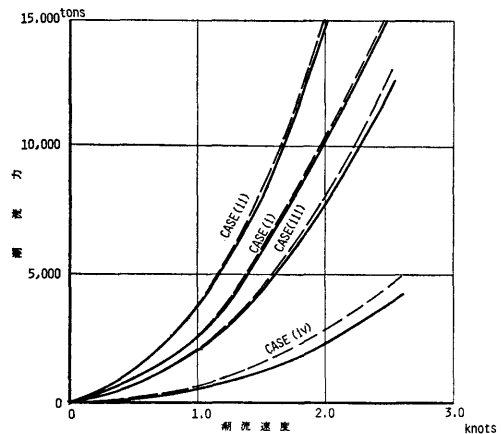


図 3.60 全体浮体の潮流力

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

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

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

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

$F_X = X$ 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³²⁾の直列2本円柱の結果及び船川等³³⁾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

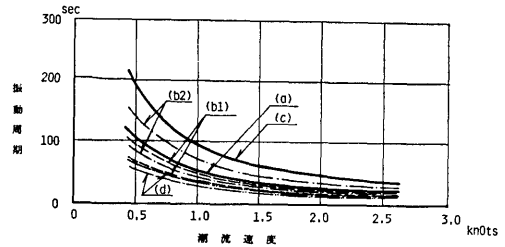


図 3.61 各資料に基づく実機の振動数

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が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らないようにしながら、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。

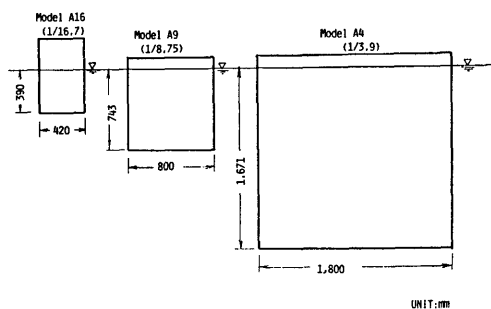


図 3.62 要素浮体模型の主要寸法

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。

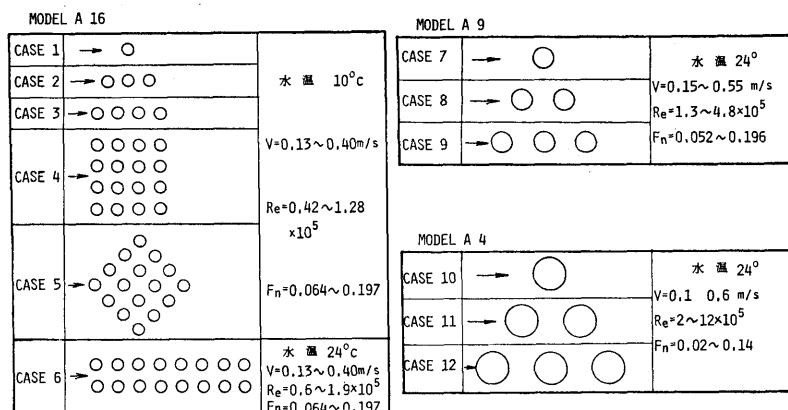


図 3.63 潮流力計測実験状態

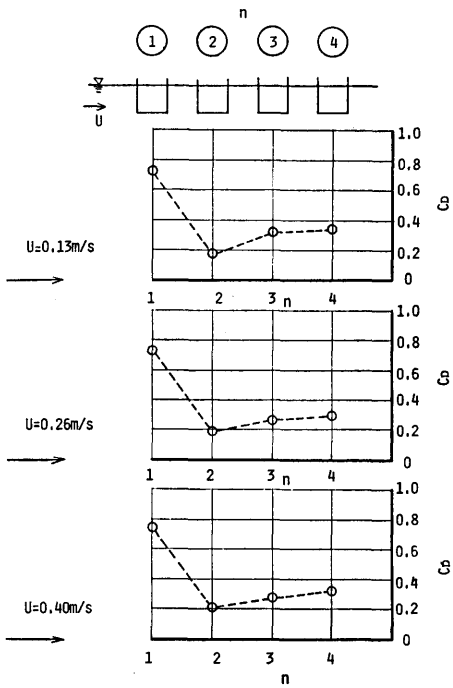


図 3.64 円柱群の抗力係数分布

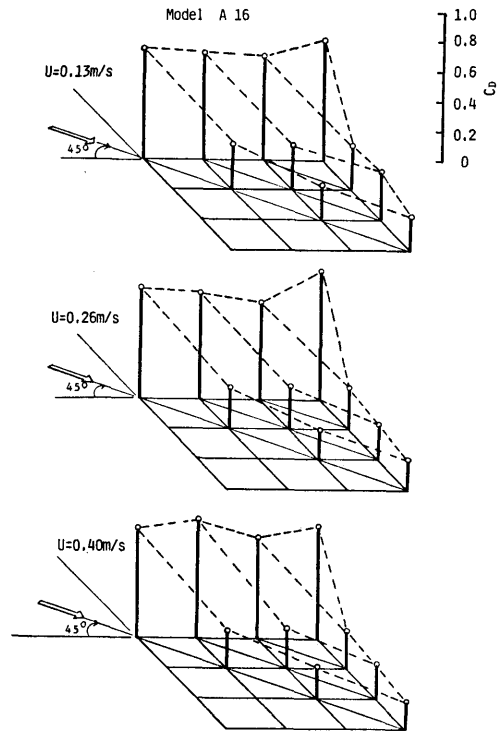


図 3.66 円柱群の抗力係数分布

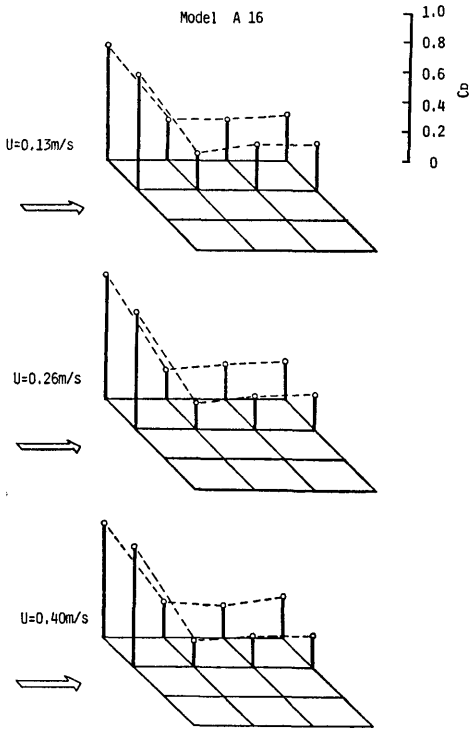


図 3.65 円柱群の抗力係数分布

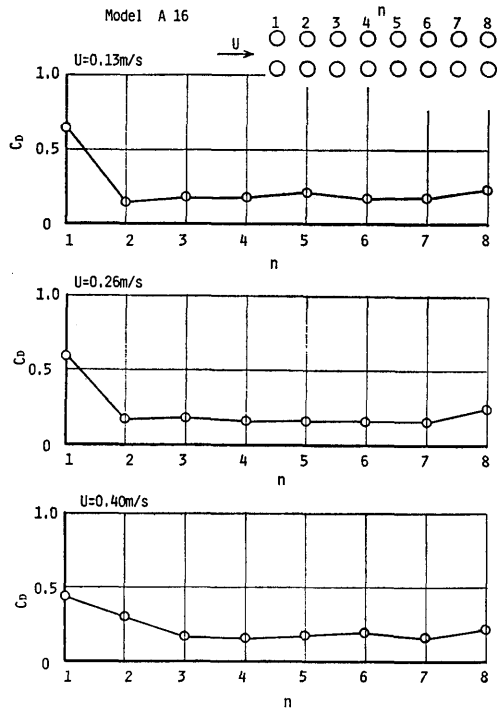


図 3.67 円柱群の抗力係数分布

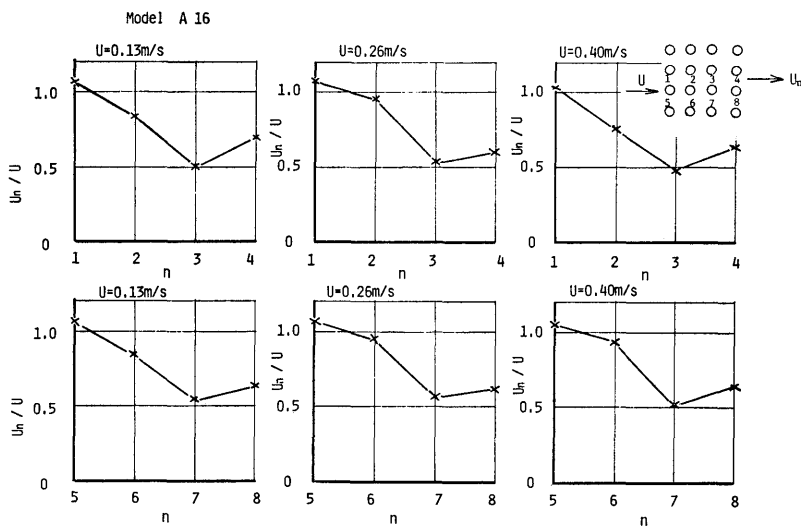


図 3.68 円柱群間の平均流速

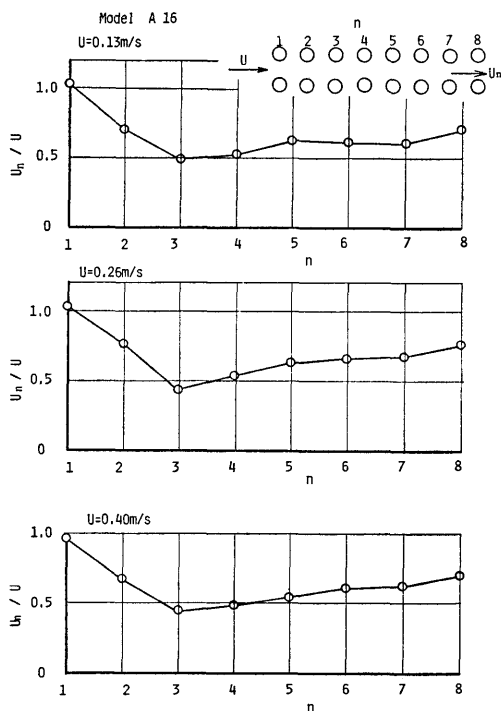


図 3.69 円柱群間の平均流速

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

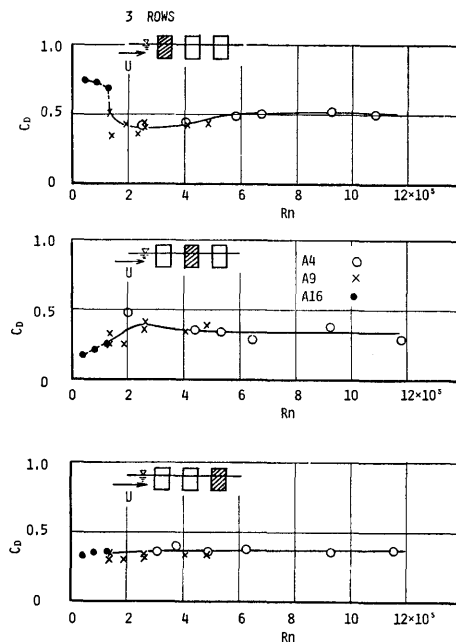


図 3.70 円柱の抗力係数

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

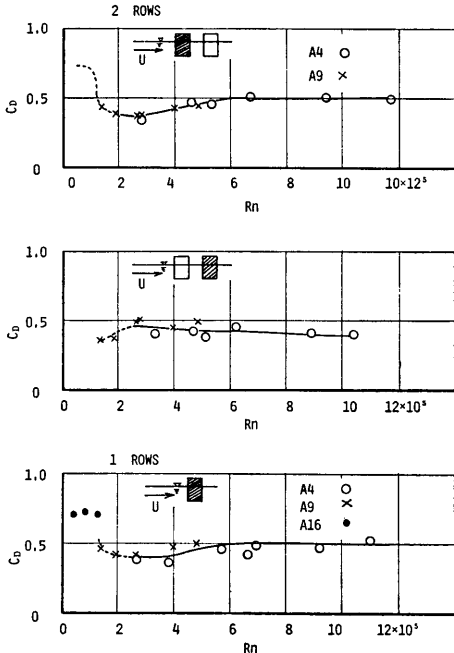


図 3.71 円柱の抗力係数

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。

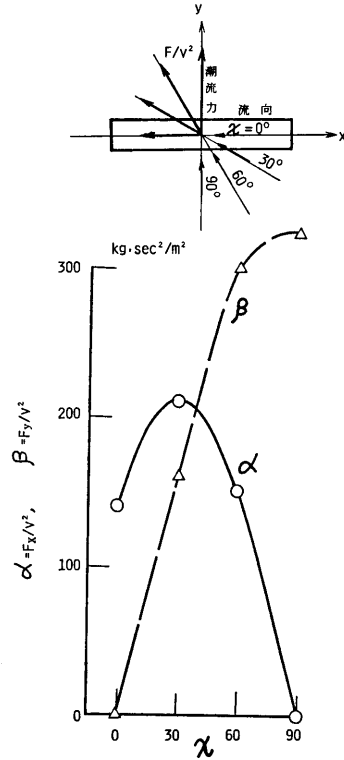


図 3.72 模型に働く潮流力と流向との関係

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、

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

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

と書ける。ここで、投影面積 (A) $\doteq 0.047\text{m}^2$ 、流体密度 (ρ) $\doteq 102\text{kg sec}^2/\text{m}^4$ 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 $0.6 \sim 0.8$ 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た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。

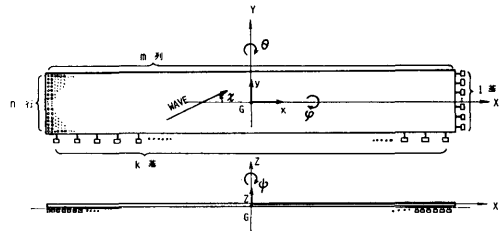


図 4.1 全体浮体の座標系

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たって、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。

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

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

ここで、

- M : 全体浮体の質量
 $I_{\phi}, I_{\theta}, I_{\psi}$: 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
 $M_{\phi}, M_{\theta}, M_{\psi}$: 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。

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

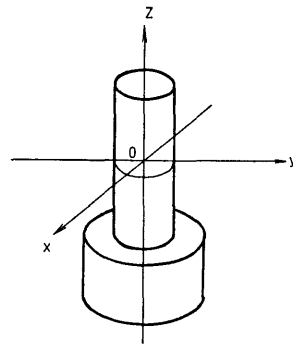


図 4.2 要素浮体の座標系

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

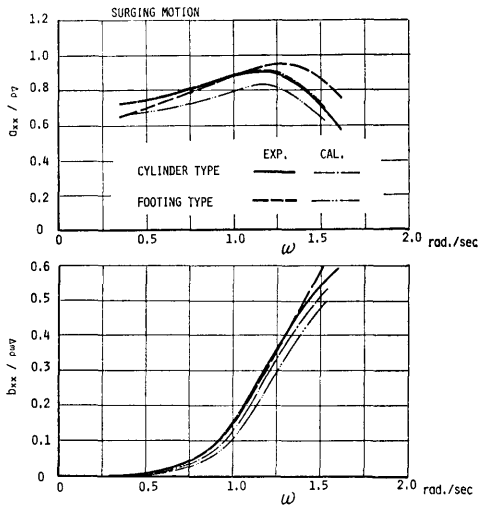


図 4.3 前後動モードの付加質量係数及び減衰係数

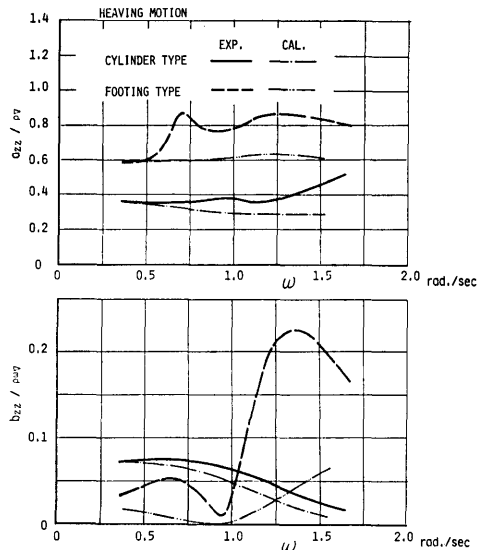


図 4.4 上下モードの付加質量係数及び減衰係数

(72)

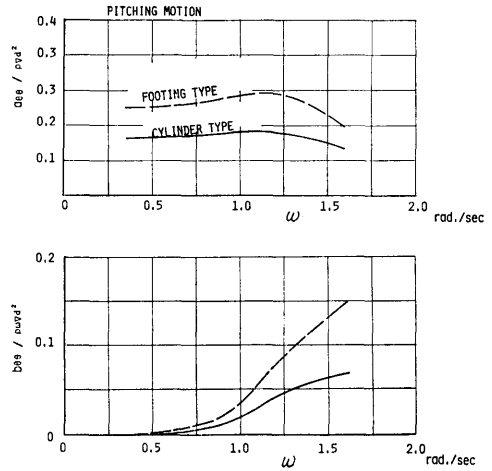


図 4.5 縦揺れモードの付加慣性モーメント係数及び減衰係数

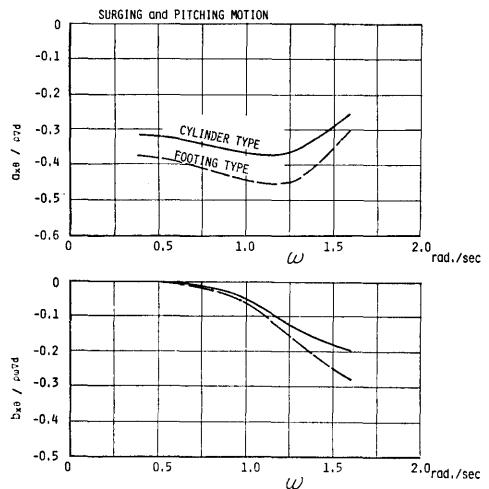


図 4.6 前後動と縦揺れとの連成付加質量係数及び減衰係数

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、

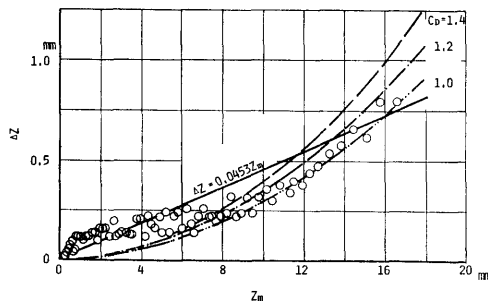


図 4.7 建造ユニット模型の上下動時の減減曲線

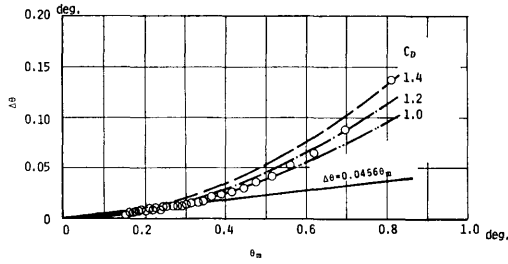


図 4.8 建造ユニット模型の縦揺れ時の減減曲線

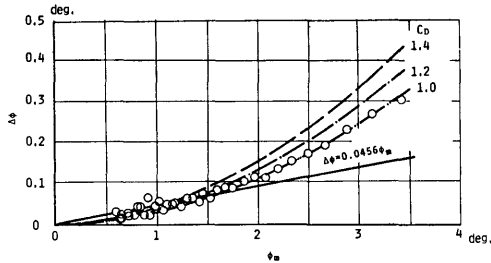


図 4.9 建造ユニット模型の横揺れ時の減減曲線

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

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動揺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捨てて前述の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

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

(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徑

k_{yy} : 建造ユニット模型の縦慣動半徑

\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

$$\begin{aligned} a_{yy} &= a_{xx}, & a_{\varphi\varphi} &= a_{\theta\theta}, & a_{y\varphi} &= -a_{x\theta} \\ b_{yy} &= b_{xx}, & b_{\varphi\varphi} &= b_{\theta\theta}, & b_{y\varphi} &= -b_{x\theta} \end{aligned}$$

である。ただし、横揺れ及び縦揺れのモードの慣動半徑 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。

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

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。

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

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

$$= -B_{x\theta} = -B_{\theta x}$$

(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:

$$\left(\sum_i \sum_j b_{zz} X_i^2 \right) \dot{\theta} + \left(\sum_i \sum_j \frac{1}{2} \rho A_b C_D |X_i^3| \right) |\dot{\theta}| \dot{\theta} \quad (4.11)$$

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。

$$\left. \begin{aligned} \text{上下動のモード: } & \frac{1}{2} \rho A_b C_D \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n |u_z| u_z \\ \text{横揺れのモード: } & \frac{1}{2} \rho A_b C_D \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n |u_x| u_x \\ \text{縦揺れのモード: } & -\frac{1}{2} \rho A_b C_D \sum_{i=1}^m \sum_{j=1}^n X_i |u_z| u_z \end{aligned} \right\} \quad (4.13)$$

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
 $= \dot{z} + Y_j \dot{\phi} - X_i \dot{\theta} - \dot{z}_x$

\dot{z}_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

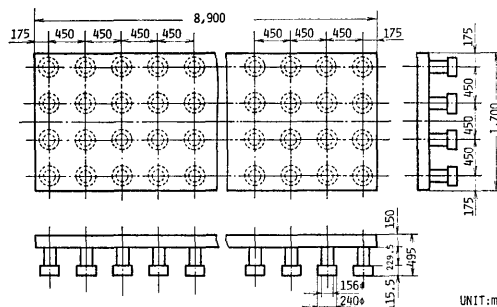


図 4.10 建造ユニット模型の概要図

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

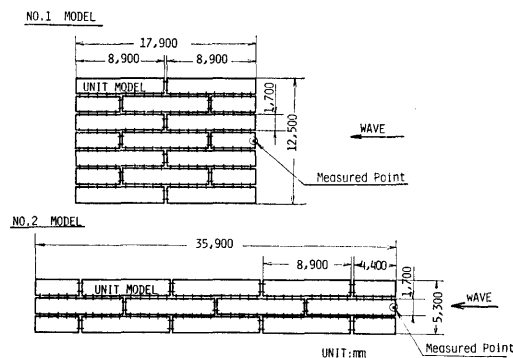


図 4.11 No. 1 及び No. 2 部分浮体模型の概要図

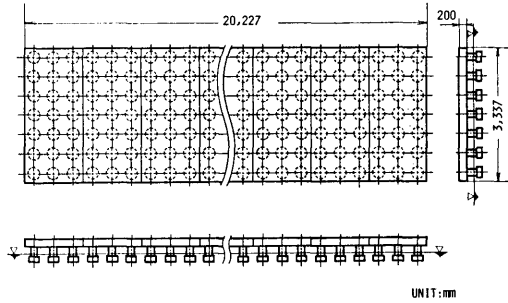


図 4.12 No. 3 部分浮体模型の概要図

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		0.8 ~ 2.0	
	実機	4.6 ~ 13.0		2.8 ~ 16.7	
波高 (m)	模型	0.03 ~ 0.10		0.03 ~ 0.11	
	実機	1.0 ~ 3.3		0.9 ~ 3.4	

(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)

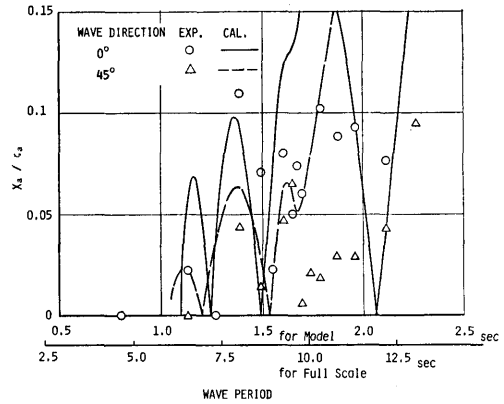


図 4.13 建造ユニット模型の波浪中における前後動の応答特性

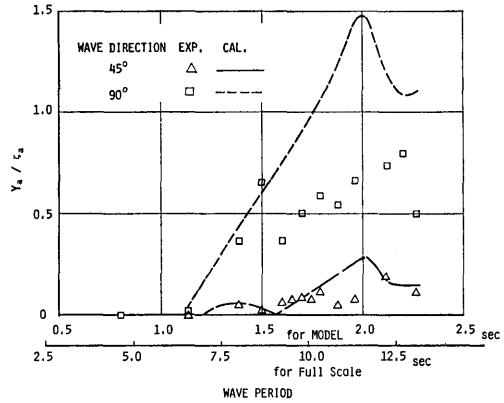


図 4.14 建造ユニット模型の波浪中における左右動の応答特性

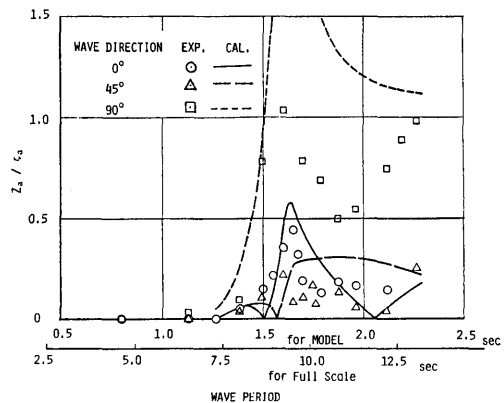


図 4.15 建造ユニット模型の波浪中における上下動の応答特性

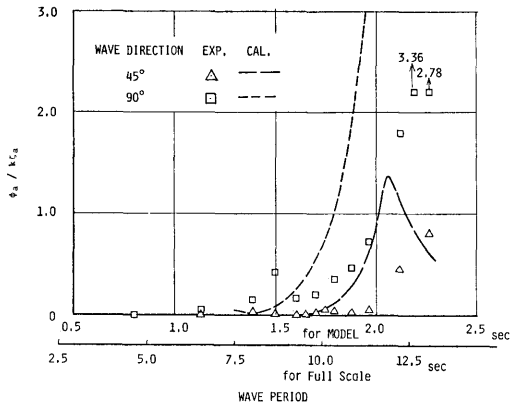


図 4.16 建造ユニット模型の波浪中における横揺れの応答特性

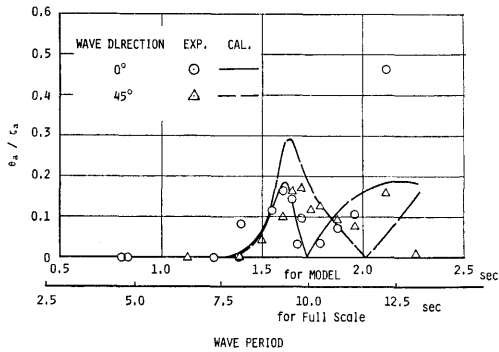


図 4.17 建造ユニット模型の波浪中における縦揺れの応答特性

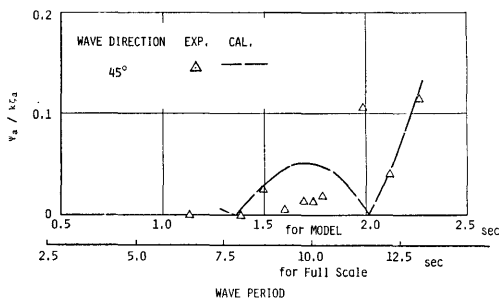


図 4.18 建造ユニット模型の波浪中における船首揺れの応答特性

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

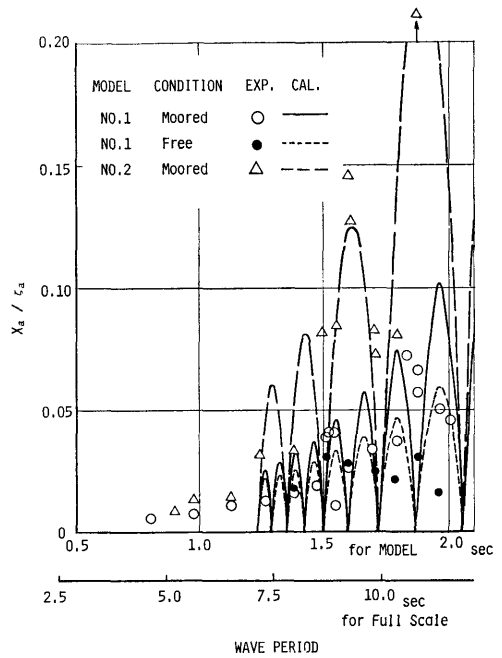


図 4.19 No. 1 及び No. 2 部分模型の波浪中における前後動の応答特性

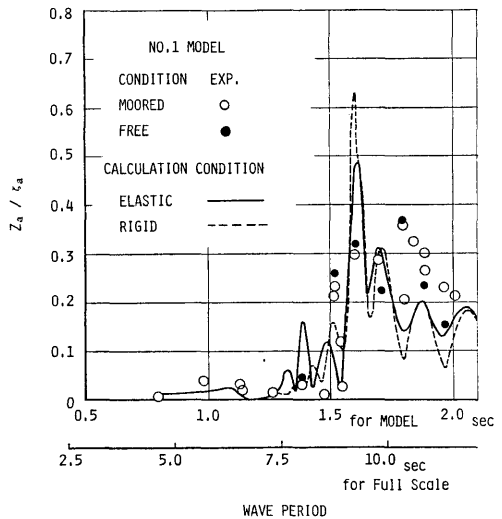


図 4.20 No. 1 部分模型の波浪中における上下動の応答特性

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

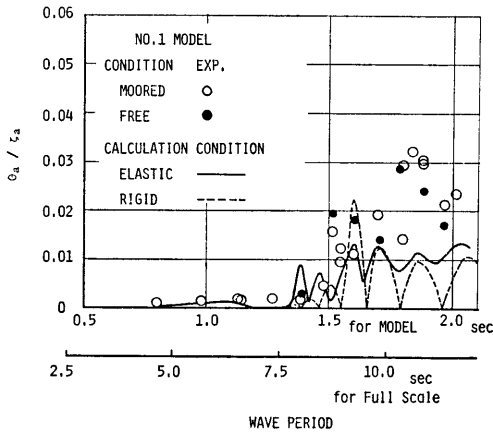


図 4.21 No. 1 部分模型の波浪中における局部傾斜の応答特性

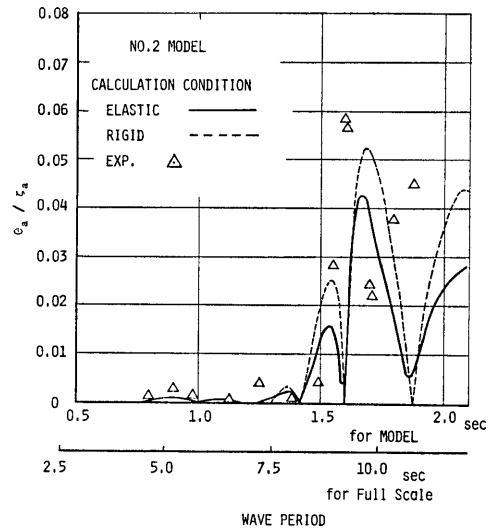


図 4.23 No. 2 部分模型の波浪中における局部傾斜の応答特性

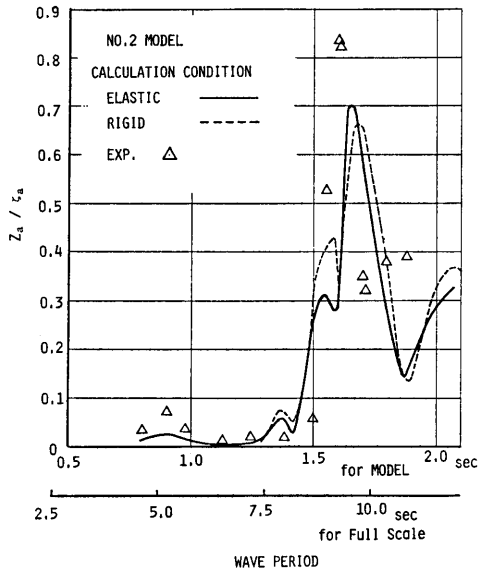


図 4.22 No. 2 部分模型の波浪中における上下動の応答特性

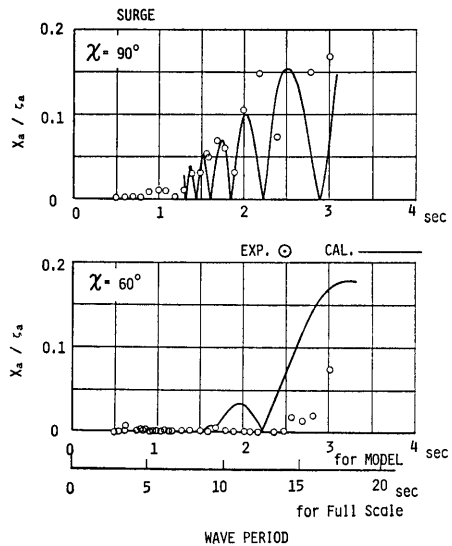


図 4.24 No. 3 部分模型の波浪中における前後動の応答特性

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

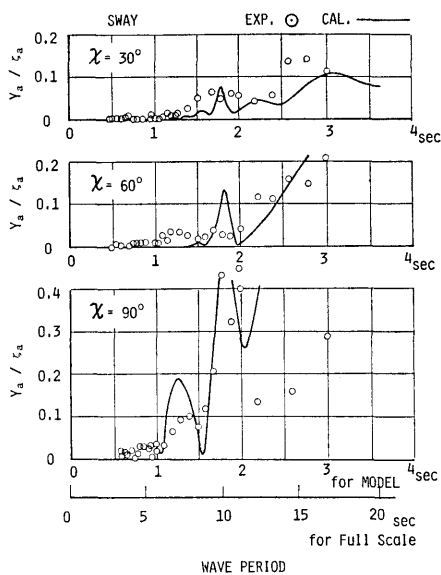


図 4.25 No. 3 部分模型の波浪中における左右動の応答特性

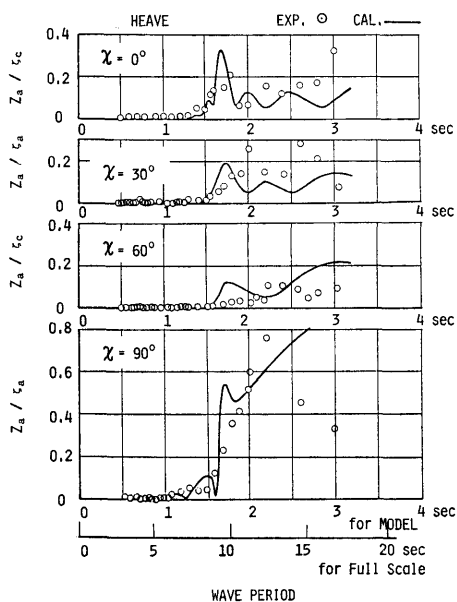


図 4.26 No. 3 部分模型の波浪中における上下動の応答特性

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

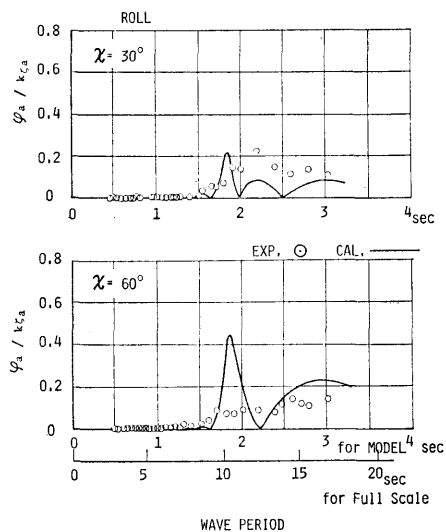


図 4.27 No. 3 部分模型の波浪中における横揺れの応答特性

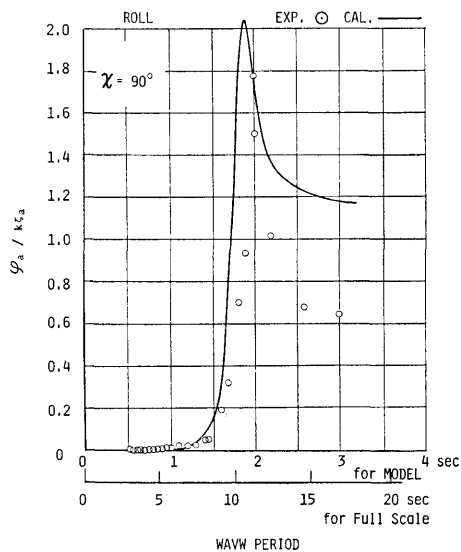


図 4.28 No. 3 部分模型の波浪中における横揺れの応答特性

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。

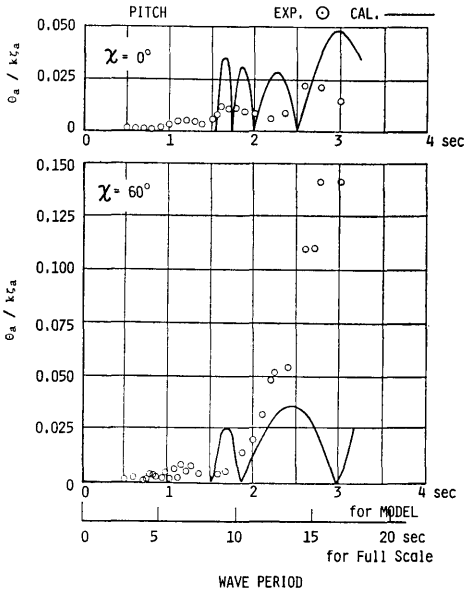


図 4.29 No. 3 部分模型の波浪中における縦揺れの応答特性

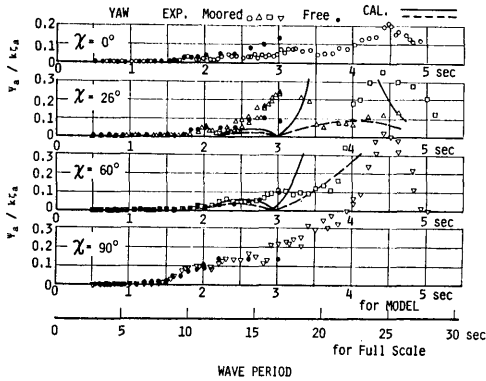


図 4.30 No. 3 部分模型の波浪中における船首揺れの応答特性

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。

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

ただし, \bar{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、局所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

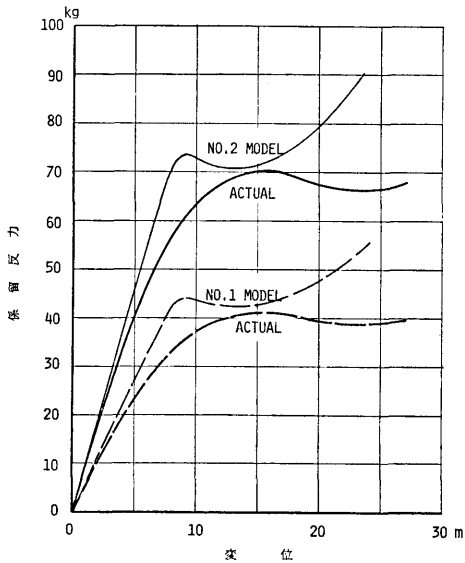


図 4.31 No. 1 及び No. 2 部分模型用係留系の変位と反力特性

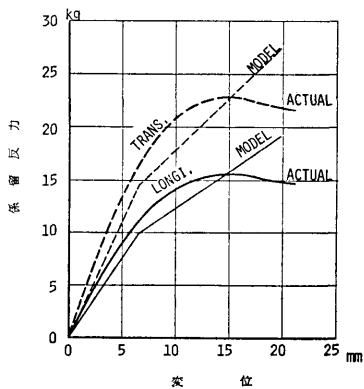


図 4.32 No. 3 部分模型用係留系の縦及び横方向の変位と反力特性

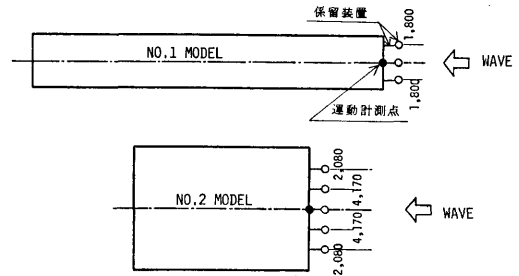


図 4.33 No. 1 及び No. 2 部分模型の係留装置の配置

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。

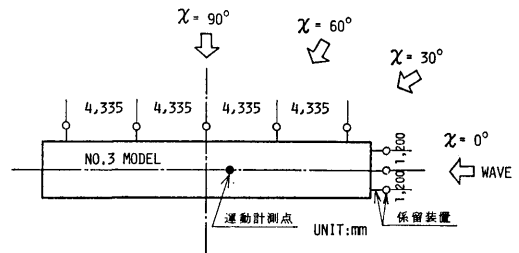


図 4.34 No. 3 部分模型の係留装置の配置

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

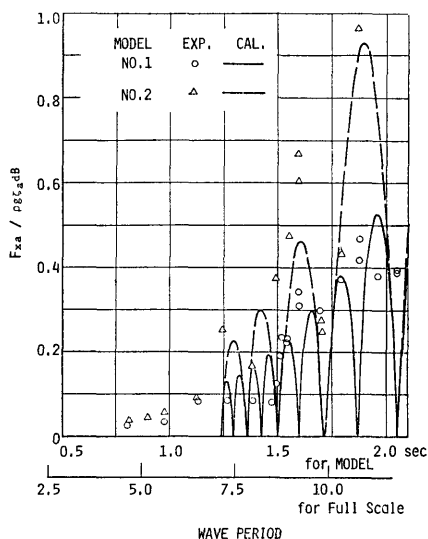


図 4.35 No. 1 及び No. 3 模型の波浪中における前後動モードの係留力特性

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する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

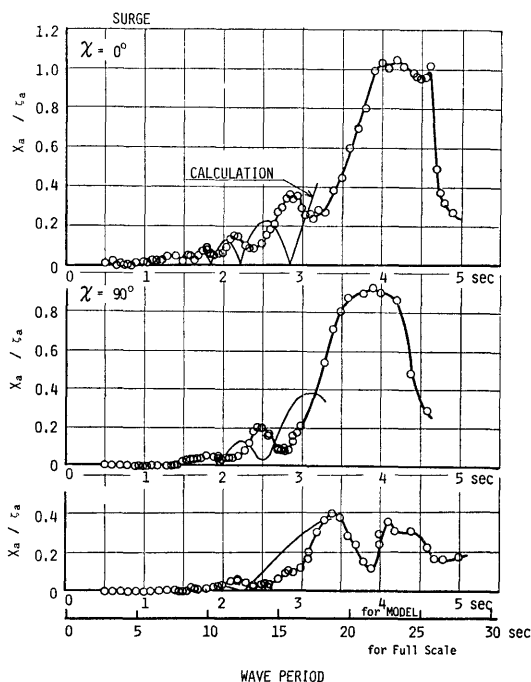


図 4.36 No. 3 部分模型の波浪中における前後動の応答特性

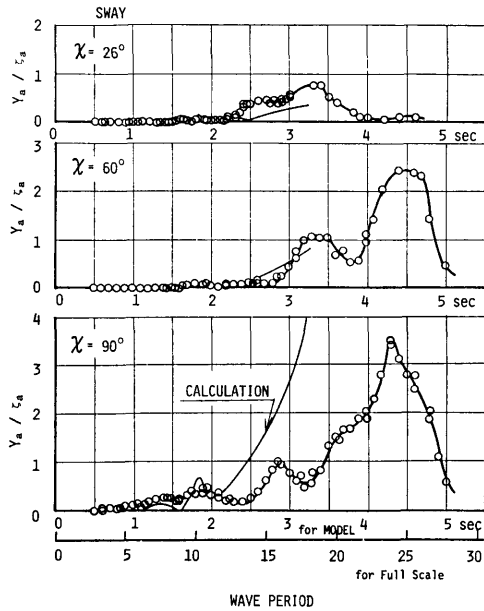


図 4.37 No. 3 部分模型の波浪中における左右動の応答特性

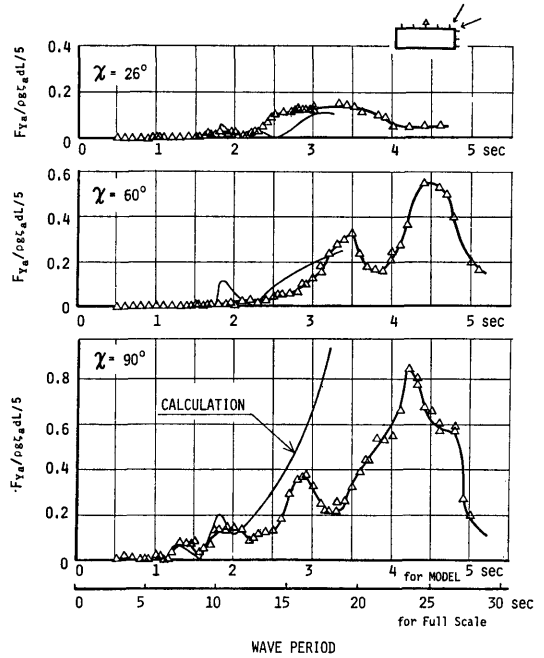


図 4.39 No. 3 部分模型の波浪中における左右動モードの係留力特性

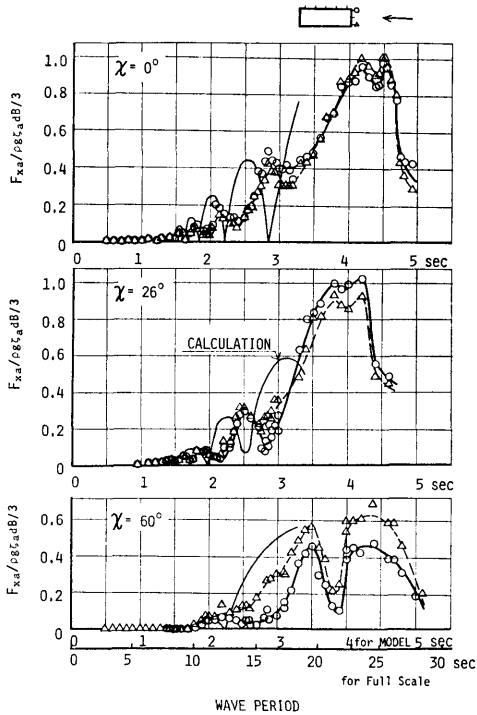


図 4.38 No. 3 部分模型の波浪中における前後動モードの係留力特性

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。

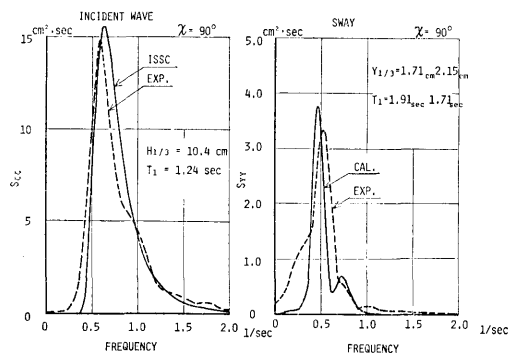


図 4.40 No. 3 部分模型の不規則波中における波と左右動のスペクトラム

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。

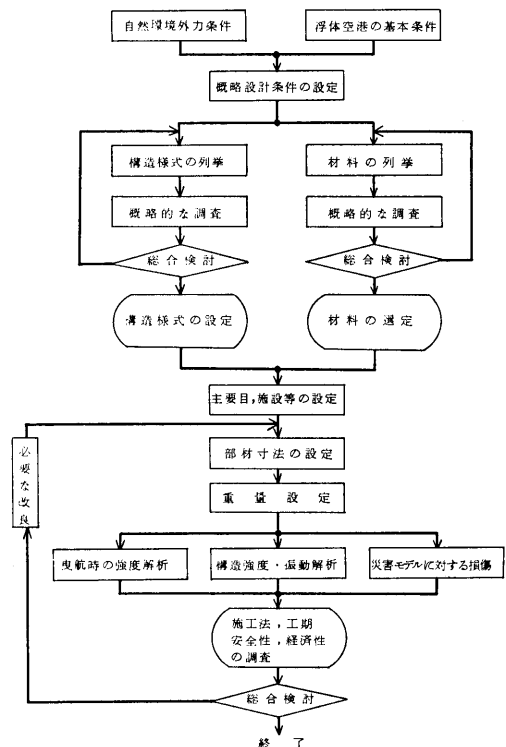


図 5.1 構造に関する検討手順のフローチャート

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 5,000m、幅 840m であり、補助滑走路用浮体は長さ 4,000m、幅 410m 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 500t 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

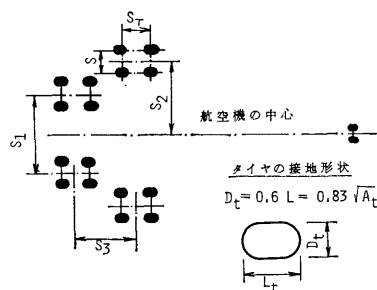


図 5.2 航空機の脚配置 (タイヤの位置)

表 5.1 設定した航空機の諸要素

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 (At)	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√At)	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

		構造			様式		
		要素浮体支持型			ボンツーン型		
		小型円筒型	大型円筒型	フーティング型	一様断面型	底面凹型	
縦	横						
		$H = 10\text{ m}$ $D = 7\text{ m}$ $C = 5\text{ m}$ $P = 1.5\text{ m}$ $d = 6.5\text{ m}$	$H = 10\text{ m}$ $D = 10\text{ m}$ $C = 5\text{ m}$ $P = 1.5\text{ m}$ $d = 3.2\text{ m}$	$H = 10\text{ m}$ $D = 8\text{ m}$ $C = 5\text{ m}$ $d = 3.85\text{ m}$ $d = 6.5\text{ m}$ $P = 1.5\text{ m}$ $h = 5.2\text{ m}$	$H = 10\text{ m}$ $d = 3\text{ m}$ $f = 7\text{ m}$	$H = 10\text{ m}$ $f = 7\text{ m}$ $H = 4\text{ m}$ $C = 3\text{ m}$ $d = 3\text{ m}$	$H = 10\text{ m}$ $d = 3\text{ m}$ $H = 4\text{ m}$ $f = 7\text{ m}$ $C = 3\text{ m}$

図 5.3 構造様式の概要図

式が考えられるが、構造的に単純な構造としてボンツーン型が代表的な構造様式の一つであり、アクアポリスや石油掘削リグなどで、流体力学的に波浪による浮体の挙動が小さいとされている要素浮体支持型がもう一つの構造様式の代表であるといえる。

したがって、浮体式海上空港の構造様式としては、この2つを調査対象とした。

ボンツーン型は、構造様式が単純であるが、建造ユニットを洋上接合する場合に水中接合が必要となるので、水中接合を必要としない型式を加えて合計2型式とする。

要素浮体支持型は、要素浮体の形状及び水線面積を変えた3つの型式とする。それらの5型式を便宜上次のように名称をつけると共に、構造の概要図を図5.3に示す。

- 1) 要素浮体支持型 (小型円筒型)
- 2) " (大型円筒型)
- 3) " (フーティング型)
- 4) ボンツーン型 (一様断面型)
- 5) " (底面凹型)
- 6) マルチユニット型

なお、マルチユニット型としては、下部をボンツーン型または要素浮体支持型のいずれの場合でも可能であるが、本調査ではボンツーン型として取り扱うことにした。

5.2.3 構造様式の比較検討

5.2.2 において提示した6型式の構造様式について次に示す項目の特性につき比較検討を行なう。

(1) 各構造様式の特徴

各構造様式の特徴を比較する項目として、剛体運動、撓み、係留力、構造強度、重量、施工性、維持補修、環境保全及び美観性等について概略的な検討を加

えた。

その結果、要素浮体支持型とボンツーン型とを比較検討すると、要素浮体支持型は、ボンツーン型に比べて現地における工事が大幅に軽減され、工期が短くてよく、波浪による浮体の撓みや傾斜がボンツーン型よりも小さく、浮体の下面に作業船等が入るので補修、点検並びに要素浮体の交換がボンツーン型に比べて容易である。

一方、ボンツーン型は、現地工事における水中工作が必要であり、所要の喫水を確保するために大量のバラストを搭載する必要があり、波浪による浮体の撓みや傾斜が要素浮体支持型よりも大きい。また、外部から浮体の下面に作業船等が入ることが不可能なために補修点検が困難である。

したがって、浮体式海上空港の構造様式としては、要素浮体支持型を採用することとした。なお、要素浮体の形状については、円筒型とフーティング型とは概略的な検討から優劣を判定することが困難であるため、本調査においては小型円筒型及びフーティング型の2型式について調査検討を行うこととした。

5.3 材料の選定

浮体の構造様式として前節において要素浮体支持型を選定したが、ここでは、この構造様式に対して最適な材料の選定を試みるべく、種々検討を行なった。

5.3.1 材料の分類と特色

浮体構造用材料の選定にあたり、その第1段階の検討では、一般に使用可能な材料として金属材料の鋼材とアルミニウム及び非金属材料のコンクリート、FRP、フェロセメントとレジンコンクリートの6種類の構造用材料を選び、それぞれが有する物性を比較検討する。

(1) 材料の長所と短所

鋼材、アルミニウム、コンクリート（ボルトランドセメントコンクリート）、FRP、フェロセメント及びレジンコンクリートの6種類について、各種強度や弾性係数等の材料が有する物理・化学的特性、耐食性、水密性、施工性、使用実績及び価格等について既存資料に基づいて比較検討を行った。

その結果、現時点においては一応鋼材またはコンクリートが使用材料として最も適していると判断された。

5.3.2 構造と材料の組合せ

これまで構造様式としてセミサブ型が、また、構造用材料として鋼材及びコンクリートが選定されている。本節ではセミサブ型浮体を上部構造と要素浮体に大別し、それぞれに鋼材及びコンクリートを配した場合につき比較検討を行なう。比較検討の因子としては、耐食性、水密性等の材料そのものの特性は前項で既に触れているので、ここでは構造としての施工性、工期、維持補修、改築、廃棄等を取り上げて概略検討した結果を表5.2に一覧表で示す。

この表から、コンクリート製上部構造に鋼製要素浮体を組合せた第4案は、結果的には両材料の不利な面

を結びつけた形となり、現実性に欠けるため検討の対象から除外して良いものと考えられる。

コンクリートだけから成る第3案は、維持補修の面だけを考えると、最も有利と推察されるが、施工性の面でコンクリート構造の現地接合を伴わざるを得ず、これは工期の制約上非常に大きな障害となり、その為本案の優位性は残る他の2つの案に比して著しく低下するものと判断される。以上の結果、第1案及び第2案が検討対象となり、上部構造はおのずから鋼製とし、要素浮体は鋼製またはコンクリート製となる。

(1) 上部構造の構造方式

主滑走路を対象として、シングルデッキ及びダブルデッキ方式の上部構造の試設計を行ない、これをもとに鋼材、現地接合に要する工数及び塗装の費用を概算する。簡単のため建造時の価格を上記3項目の合計で考え、かつ、ダブルデッキの建造時の価格を100とし、それぞれ指数表示にして表5.3に示す。

この表から、経済性の見地からみると、建造時の初期費用ではシングルデッキが有利であるが、その後の維持補修を考え、更に耐用年数60年を考慮に入れて総合的に判断するとダブルデッキを採用する方が有利であるといえる。

表 5.2 鋼製とコンクリート製との組み合わせに対する比較

案	構 造		施 工 性	工 期	維 持・補 修	増 改 築	廃 却
	上部構造	要素浮体					
第1案	鋼製	鋼製	ユニットの組立てに既存設備を流用出来る。 ユニットの重量が軽く、ドック内での進水も容易。 現地接合が大気中の溶接となり比較的楽。	工期は最も短い。 工程管理が容易。	腐食に対する対策が必要（電気防食等） 塗装の定期的補修が必要であり、その面積が最も大きい。	水中、大気中を問わず比較的容易。	スクラップ化が可能。 再生、再利用も可能。
第2案	鋼製	コンクリート製	要素浮体組立時十分強固でかつ広いコンクリートヤード及び大容量の移送設備が必要。重量大の為ユニットのドック内での進水が難しい。（フローターを要する可能性あり）。現地接合は大気中溶接で容易。コンクリートの重量管理が必要。	工期は第1案よりやや長くなる。 ユニット組立時、上部構造/要素浮体夫々について綿密な工程管理が必要。	上部構造の塗装の定期的補修が必要。 要素浮体はメンテナンスフリーに近い。	上部構造は比較的容易。 要素浮体ごと取替えは可能なるも、一部改築等は難しい。	上部構造はスクラップ化可能。 要素浮体は海中に沈めざるを得ない。
第3案	コンクリート製	コンクリート製	強固で広大なコンクリートヤード及び大容量の移送設備が必要。（第2案より更に大規模） 現地接合が非常に困難。 綿密な重量管理が必要。	ユニットの組立て現地接合共非常に時間がかり、工期は最も長い。	メンテナンスフリーに近い。	極めて困難。	困難。 海中投棄のみ。
第4案	コンクリート製	鋼製	ほぼ第3案と同じ。	ほぼ第3案と同じ	上部構造はメンテナンスフリーに近い。 要素浮体の腐食に対する対策が必要。（電気防食等）	上部構造は極めて困難。 要素浮体は可能。	要素浮体はスクラップ可能。 上部構造は海中投棄。

表 5.3 デッキ構造方式の比較

項 目	デ ッ キ 構 造		備 考	
	ダ ブ ル	シ ン グ ル		
施 造 時 コ ス ト	鋼 材	78.3	70.6	材料及び加工費を含む
	現 地 接 合 工 数	4.1	3.3	
	塗 装 費 用	16.3	21.6	
	点 検・補 修 用 設 備	1.3	0	恒久的に組み込まれている設備のみ
	施 造 時 合 計	100	95.5	
ラ ン ニ ン グ コ ス ト	塗 装 の 補 修 費 (10年 間 当 たり)	1.4	4.2	ランニングコスト 塗装の補修費と取定

(2) 要素浮体の材料

要素浮体の材料としては、鋼製の方が幾分有利であるように思えるが、決定的な差には致らず、鋼製とコンクリート製の二者択一は現段階では難しいと思われる。

5.4 構造解析

浮体式海上空港の構造様式及び構造用材料が選定されたので、ここでは、構造解析についてまず、局部強度上の見地から構造部材の基本的な諸寸法を設定し、つぎに、舗装寸法、施設重量及び全体重量を求め、最後に、構造強度面からの検討として、外力による浮体空港の撓み、応力の応答特性、固有振動及び災害モデルに対する損傷程度並びに建造ユニットの曳航時の強度などについて概略的な検討を行い、浮体式海上空港を構造面から安全性について大略的な確認を行った。

また、要素浮体をコンクリートで建造する場合の設計及び施工についても概略検討を行った。

5.4.1 構造部材寸法の設定

(1) 上部構造及び要素浮体

ここでは、局部強度上から必要最小限の値として浮体構造部材の基本的な諸寸法を設定し、その寸法を基に、曳航時を含む各種外力に対する全体構造強度を概略検討し、部材寸法を修正した。

浮体構造物の上面は、荷重の大きさに応じて以下の3区分に分けて、それぞれの区分で構造部材計算を行って部材寸法を求めた。

- a) 主滑走路部：航空機が離陸または着陸する時に衝撃荷重を受ける部分。
- b) 誘導路、施設帯部：航空機が遅い走行または停止する場所で航空機の自重を受ける部分。
- c) 緑地帯部：上記 a) 及び b) 以外の部分で、通常航空機及び車輛等が通行しない部分であるが、場所によってはサービス道路を設ける部分。

構造用部材としての外板及び小骨については、日本海事協会の「海洋構造物及び作業船等規則(案)」に準拠し、外板板厚及び小骨の断面係数を設定した。

また、大骨及び中骨は、梁による弾性計算結果及び日本海事協会鋼船規則に準拠して設定した。

以上の計算によって求めた部材寸法に基づいて基本構造図を作成した結果を図 5.4～図 5.8 に示す。構造部材の寸法及び重量は、一つの建造ユニットについて表 5.4 に示す。

なお、部材寸法と構造解析に用いた部材寸法は部分的に相違しているが、それは適用規則の変更及び構造解析結果による変更等によるものである。

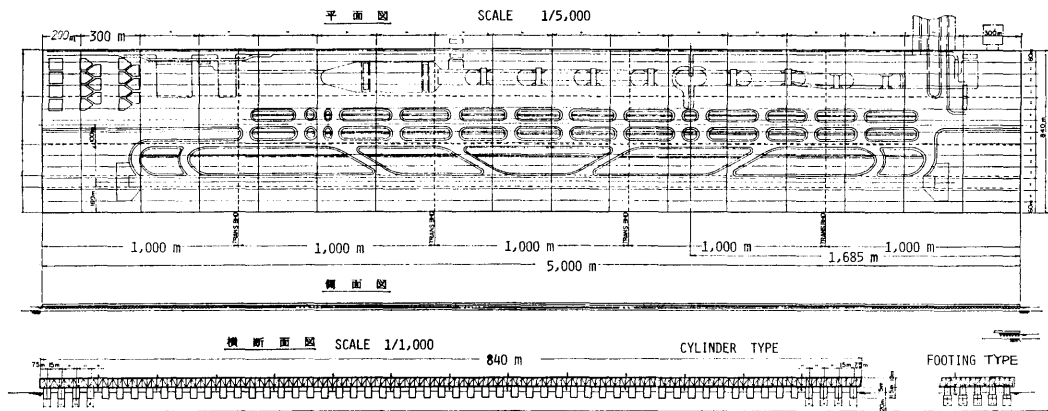


図 5.4 主滑走路用浮体の基本構造図

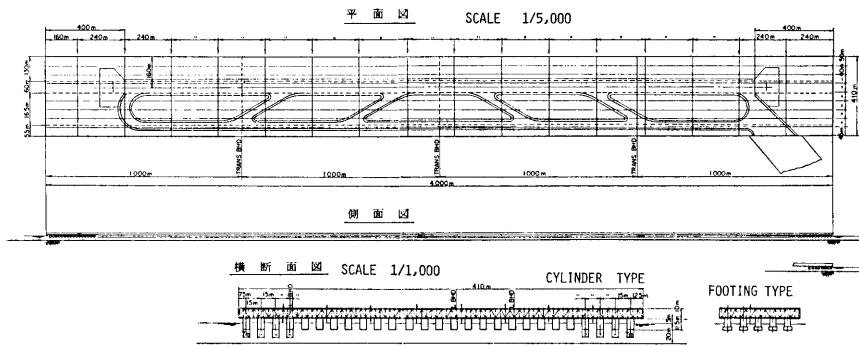


図 5.5 補助滑走路用浮体の基本構造図

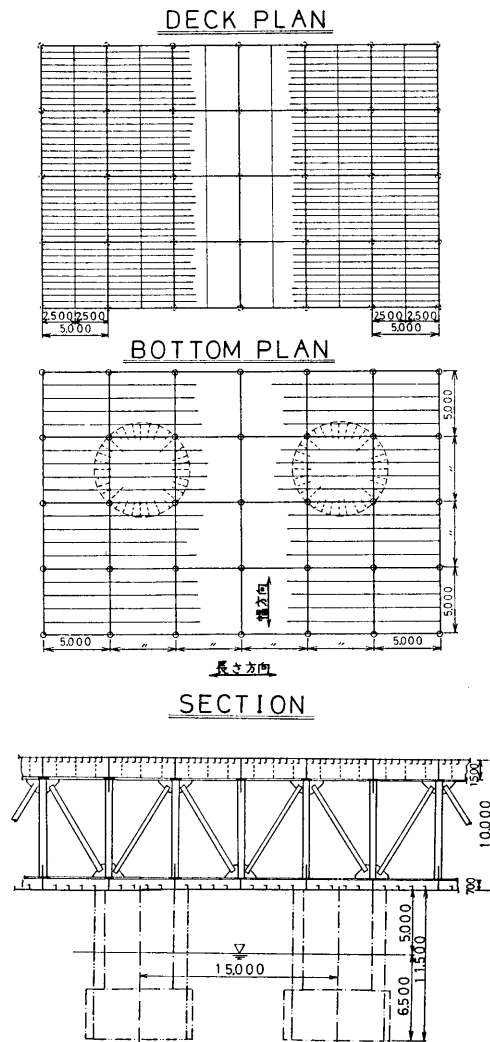


図 5.6 浮体の上部構造物の構造図

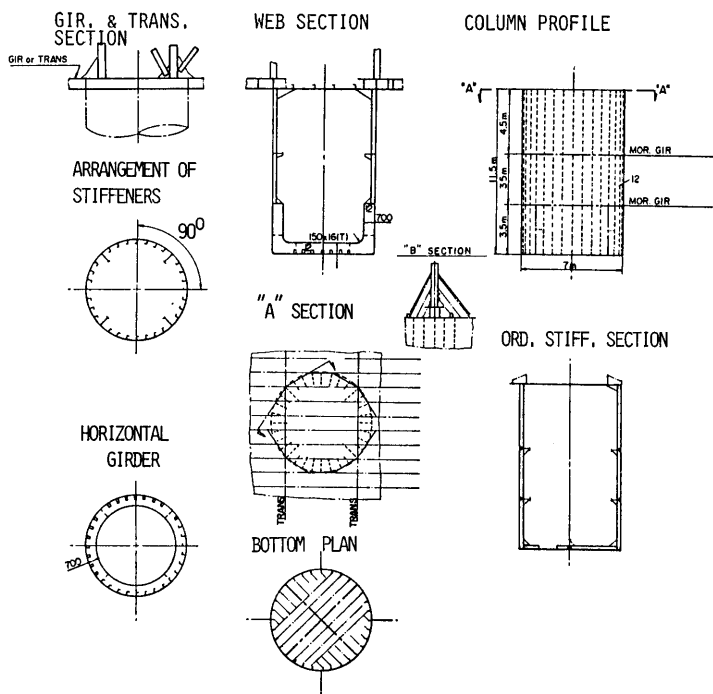


図 5.7 円筒型要素浮体の構造詳細図

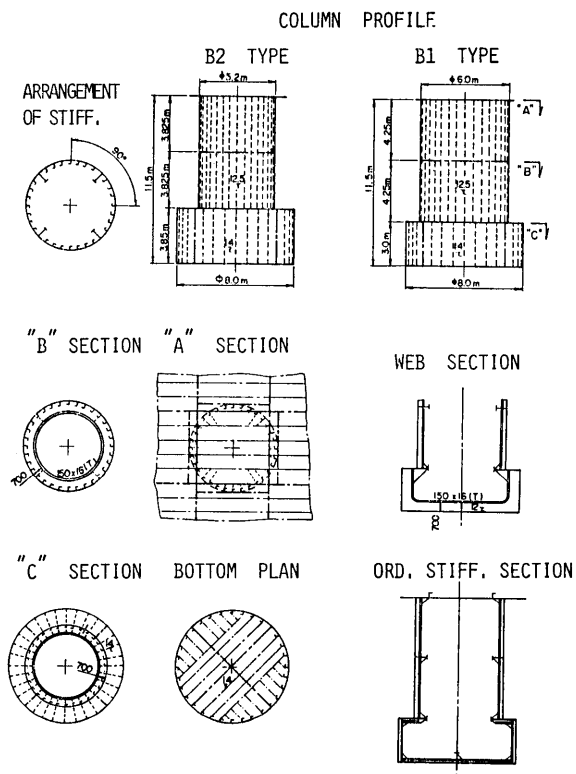


図 5.8 フーティング型要素浮体の構造詳細図

表 5.4 建造ユニットの鋼材重量表 (300 m×60 m)

部 材	主 滑 走 路 部		誘導路, 航空機スポット部		そ の 他 (緑 地 帯)		
	部 材 寸 法	重 量 (t)	部 材 寸 法	重 量 (t)	部 材 寸 法	重 量 (t)	
上 面	PLATE	22	3,109	20,5	2,896	18	2,554
	LONGITUDINAL	350 x 100 x 12/17	1,468	250 x 90 x 12/16	1,092	250 x 90 x 10/15	953
	INT. TRANSVERSE	WEB 1,000 x 12 F.PL. 200 x 16	430	WEB 800 x 12 F.PL. 200 x 16	362	WEB 800 x 12 F.PL. 180 x 12	332
	TRANSVERSE	WEB 1,500 x 12 F.PL. 200 x 16	599	WEB 1,200 x 12 F.PL. 200 x 22	531	WEB 1,200 x 12 F.PL. 200 x 12	475
	GIRDER	WEB 1,500 x 12 F.PL. 200 x 16	599	WEB 1,200 x 12 F.PL. 200 x 22	531	WEB 1,200 x 12 F.PL. 200 x 12	475
下 面	PLATE	11	1,554	主滑走路部と同じ	2,553	主滑走路部と同じ	2,553
	LONGITUDINAL	250 x 90 x 10/15	423				
	TRANSVERSE	WEB 700 x 12 F.PL. 150 x 12	288				
	GIRDER	WEB 700 x 12 F.PL. 150 x 12	288				
PILLAR (VERTICAL)	450φ t= 23.8	1,415	400φ t= 21.4	1,125	350φ t= 19	876	
PILLAR (DIAGONAL)	350φ t= 19	1,900	300φ t= 17.4	1,562	250φ t= 15.1	1,136	
要 素 浮 体	SIDE PLATE	12	1,906	主滑走路部と同じ	3,609	主滑走路部と同じ	3,609
	BOTTOM PLATE	12.5	302				
	VERT. STIFFENER	250 x 90 x 10/15	832				
	HOR. GIRDER	WEB 700 x 12 F.PL. 150 x 16	288				
	VERT. WEB	WEB 700 x 12 F.PL. 150 x 16	91				
	BTM. WEB	WEB 700 x 12 F.PL. 150 x 16	76				
	BTM. STIFFENER	250 x 90 x 10/15	114				
BRACKET		234		220		210	
合 計 重 量		15,916		14,481		13,163	
単 位 面 積 当 り 重 量		0.884 t/m ²		0.805 t/m ²		0.731 t/m ²	

なお、BHD & WALL PL 12.5、STIFF 250 x 90 x 10/15、単位面積当りの重量 0.149 t/m²。

(2) 舗装寸法

a) 舗装材料

通常の空港の舗装材料は、アスファルトコンクリートを表層とするアスファルト舗装、またはセメントコンクリートを表層とするコンクリート舗装である。

しかしながら、同一空港内においても区域によってアスファルトまたはコンクリート舗装を使い分けている空港がある。例えば、新東京国際空港においては、主滑走路部がアスファルト舗装で、ローディングエプロンがコンクリート舗装である。本調査に用いた浮体式海上空港においても通常の空港内舗装と同一にすることが望ましいが、本調査では舗装材料の検討を行わなかったため、舗装材料は全てセメントコンクリート舗装にすると仮定し、総舗装重量を推算する。

b) 舗装厚

主滑走路用浮体や補助滑走路用浮体及び航空機連絡橋の舗装厚は、表 5.5 に示すように設定した。

なお、滑走路及び誘導路の横断面勾配は最大勾配が航空法等で 1.5% と規定されており、最小勾配が設置

表 5.5 舗 装 厚

滑走路の中心線	500 mm
誘導路の中心線	400 mm
滑走路及び誘導路側端部 (ショルダー部)	180 mm (滑走路) 165 mm (誘導路)
施設帯	100 mm
緑地帯	75 mm

基準で排水のために 1.0% と規定されている。そこで、本調査では、勾配は滑走路で 1.2%、誘導路で 1.3% とし、施設帯及び緑地帯においては、適当な個所に排水孔を設けて排水することとした。

c) 施設等の重量

主滑走路用浮体には、新交通システムを採用し、その時の施設構造物の配置例を図 5.9 に示す。そして、施設構造物、舗装及び最大駐機時の航空機等の重量を表 5.6 に示す。なお、幹線道路及び新交通システム用の周辺鋼壁等の重量は舗装重量に含ませた。

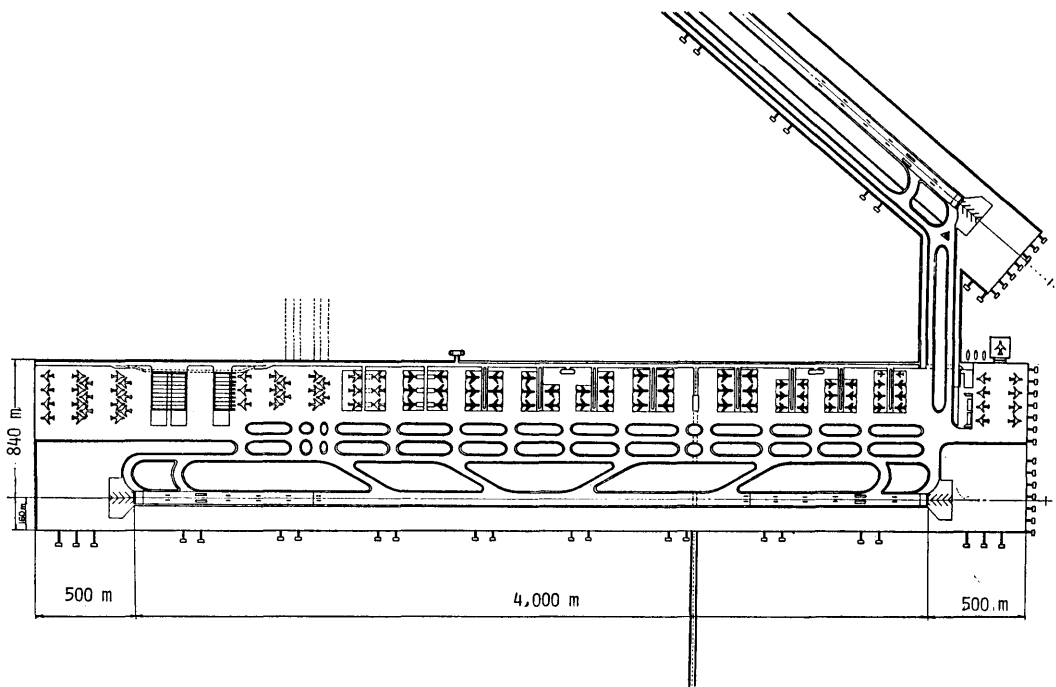


図 5.9 浮体式海上空港の施設構造物の配置例

d) 要素浮体の寸法

構造解析を行う際の要素浮体は、円筒型及びフーティング型である。なお、上部構造物上の重量分布は無視して要素浮体の寸法及び取り付け間隔を一定とした。なお、フーティング型要素浮体の寸法は、海上空港の設置海域において最も出現頻度が高い7秒の波で上下方向の波強制力が零になるように設定した。

e) 全体重量

本調査研究において想定した海上空港例の鋼材、溶接材、舗装及び施設構造物等の重量表を一括して表 5.7 に示す。なお、表中の溶接材重量は、一般船舶の実績から使用鋼材の正味重量の 1.5% とし、溶接材の使用総重量を正味重量の 3.0% とした。舗装重量は、滑走路、誘導路、施設帯及び緑地帯等の舗装用のものである。また、要素浮体の重量は、7.0 m ϕ の円筒型について算出した値である。

5.4.2 構造強度の検討

浮体式海上空港の構造強度に関する検討としては、主として上部構造体に関し、① 波浪による弾性撓み、② 温度差による弾性撓み、③ 駐機航空機の移動による弾性撓み、④ 航空機の離着陸時の弾性撓み等を既存理論にて検討し、種々の外力に対する上部構造体の

撓み量を推算した。

つぎに、それらの成果に基づいて通常時及び異常時に対する上部構造体の各部材に働く内力及び応力を推算して構造強度上の安全性を確認した。

その他、① 建造ユニット浮体の曳航時における構造強度、② 浮体式海上空港の上部構造体の固有振動周波数、③ 上部構造体に航空機の墜落による損傷及び④ 要素浮体のコンクリート製造法の検討等を行った。

(1) 波浪による弾性撓み応答

浮体式海上空港は、長大な浮遊式海洋構造物であるため、単に剛体として構造強度を検討したのでは不十分であり、上部構造体を弾性として取り扱い、波浪による上部構造体の弾性撓みを推算して構造強度上の安全性を検討する必要がある。

そこで、一般船舶の構造解析に通常適用している慣性力を無視した静的撓み解析手法及び現時点において一応解析手法が確立している動的影響を考慮した撓み応答計算とを適用して上部構造体の波浪による弾性撓み量を推算した。

a) 静的撓み応答

浮体式海上空港の構造モデルを幅 15 m のストリップ

表 5.6 主滑走路用浮体の施設構造物、舗装及び航空機の重量

	名 称	単 位 重 量	規 模	重 量	備 考
施設 構 造 物	新交通システムステーション	0.95 t/m ²	300m ² ×8, 15m ² ×3	2,660 t	
	ゲート建屋	7,400 t	8	59,200	
	トランジット通路	0.95 t/m ²	1,210m ² ×6	6,900	
	フェリー乗降ゲート	0.95 t/m ²	1,600 m ²	1,520	
	消火救難施設	0.785 t/m ²	2,000 m ²	2,350	
	貨物スポット施設	0.79 t/m ²	952m ² ×2	1,460	
	大型ラインメンテナンスハンガー	20,44 t		20,440	
	小型ラインメンテナンスハンガー	10,220 t		10,220	
	幹線道路	17.0 t/m	840 m	14,280	片幅 20mの複線
	新交通システム道路	10.0 t/m	4,500 m	45,000	幅 30m
	サービス道路	9.4 t/m	5,000 m	47,000	幅 30m
	合 計			211,030	
舗 装	滑 走 路	0.68 t/m ²	240,000 m ²	163,200	平均厚さ 325 mm
	誘 導 路	0.58 t/m ²	480,000 m ²	278,400	平均厚さ 275 mm
	緑 地 帯	0.16 t/m ²	1,972,200 m ²	315,552	平均厚さ 75 mm
	施 設 帯	0.21 t/m ²	1,507,800 m ²	316,638	平均厚さ 100 mm
	合 計			1,073,790	
航 空 機	国際線旅客スポット	500 t	30 機	15,000	
	国内線スポット	350	20	7,000	
	貨物スポット	500	12	6,000	
	ナイスティエブロン	450	40	18,000	
	合 計		102	46,000	

表 5.7 浮体空港モデルの重量表

	主滑走路用浮体	補助滑走路用浮体	航空機連絡用浮体	合 計
鋼材重量	344.5 万トン	131.2 万トン	8.9 万トン	484.6 万トン
浴槽材重量	5.2	2.1	0.1	7.4
舗装重量	107.4	50.9	3.7	162.0
施設構造物重量	21.1	7.5	0.5	29.1
合 計	478.2	191.7	13.2	683.1

プとして取り出し、これを上下撓み変形できるバネで支持する曲げせん断梁に置換する。

梁の剛性は、ダブルデッキのトラス構造体の幅 15 m 部分に等価な断面 2 次モーメント及びせん断面積の値を用いた。

バネ定数は、各要素浮体の取り付け個所において要

素浮体の喫水変化に対する浮力変動量に相当する値であり、一本当りの要素浮体のバネ定数は、円筒型浮体で 39.45 t/m、フーティング型浮体で 21.77 t/m である。

外力条件としては、表 2.15 に示す波浪条件及び図 3.45 に示す要素浮体に働く上下方向の波強制力である。

静的撓み応答は、まず、波浪を不規則波の周期と有義波高と同じ周期と波高をもつ長波頂規則波として縦波及び横波中における応答値を求め、この値を長波頂不規則波中における応答値であるとした。そして、短波頂不規則波中における応答値は、長波頂不規則波中の応答値に方向関数（単純化して $-20^{\circ} \sim 20^{\circ}$ の間だけを $4/3\pi$ の一定とし、それ以外を零とした矩形型である。）を乗じて $-\pi \sim \pi$ まで積分して求めた。なお、

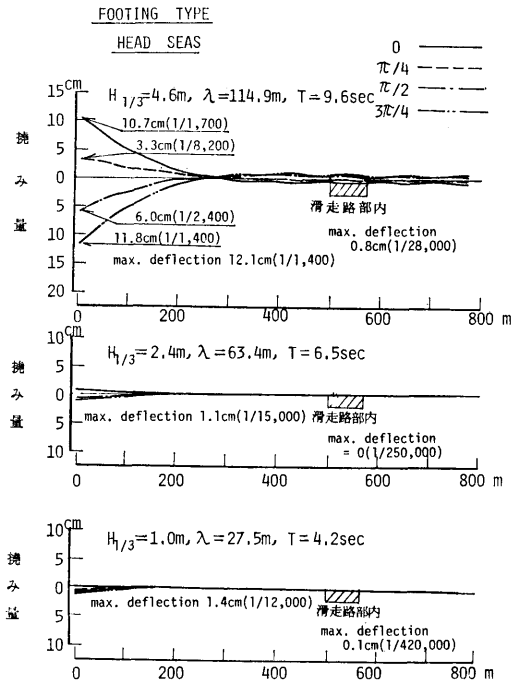


図 5.10 主滑走路用浮体の波浪による長さ方向の撓み

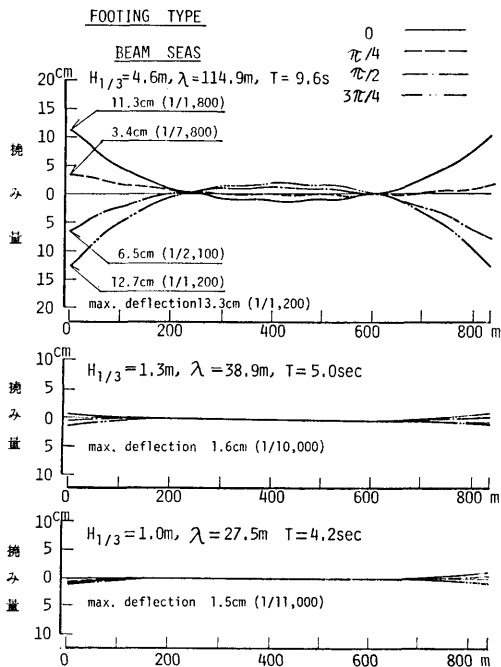


図 5.11 主滑走路用浮体の波浪による幅方向の撓み

1/1,000 最大期待値は、有義値の 2 倍であるとした。

上部構造体の静的弾性撓みの応答の推算結果例として、フーティング型要素浮体支持型について 100 年台風時、平均年間最大時及び累積度数率 95% 時の縦波及び横波中ものを図 5.10 及び図 5.11 に示す。なお、図には位相を $\pi/4$ づつずらせた時の応答値を示してある。また、図中には、() 内にその場所における勾配を示す。

b) 動的撓み応答

動的撓み応答の検討は、基本的には静的撓み応答と同様に 2 次元的に考え、一様な弾性基礎で支持された単純一様梁として梁の曲げ振動を次式の線形運動方程式で書き表わされることができるとする。

$$EI \frac{d^4 X}{dx^4} + \left(c - \omega^2 \frac{\gamma A}{g} + i\omega N \right) X = \bar{F}_A e^{-ikx}$$

ここで、 EI : 梁の曲げ剛性

c : バネ定数

$\frac{\gamma A}{g}$: 梁の単位長さ当りの質量

N : 単位長さ当りの減衰力の片振幅

\bar{F}_A : 波強制力の片振幅

X : 弾性応答

である。なお、弾性応答は、浮体の動揺（上下動と縦揺れ）と固有振動モード（上下動と縦揺れ）とが線形結合しているものと仮定する。

動的撓み応答計算は、付加質量係数、等価線形減衰力係数及び波強制力等を前述の設定値を用い、100 年台風時及び平均年間最大時の波浪条件について縦波中の浮体の波上側 3 点（端部、500 m 及び 1,000 m）における応答を推算した。推算結果例として円筒型及び

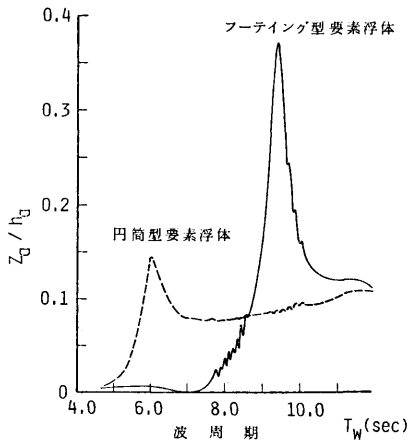


図 5.12 浮体端部における撓みの片振幅

表 5.8 静的・動的計算による浮体端部及びグライドバスとローライザー付近の最大撓み量

浮体	計算手法	縦波 ($\alpha=0^\circ$)			横波 ($\alpha=90^\circ$)			縦波 (グライドバス付近)			横波 (ローライザー付近)		
		N3	N5	A1	N3	N4	A1	N3	N5	A1	N3	N4	A1
フーティング	静的計算	0.3cm (1/3500)	4.6cm (1/320)	24.0cm (1/60)	0.4cm (1/5100)	1.0cm (1/1400)	26.0cm (1/50)	≒0 (1/120000)	0.1cm (1/6200)	1.0cm (1/220)	0.1cm (1/6600)	0.1cm (1/2700)	3.9cm (1/110)
	動的計算	—	7.1cm (10.4cm)*	12.0cm	—	—	—	—	0.3cm	0.4cm	—	—	—
円筒型	静的計算	1.4cm (1/1200)	1.1cm (1/1500)	12.0cm (1/140)	1.5cm (1/1100)	1.6cm (1/1000)	13.0cm (1/120)	0.1cm (1/42000)	≒0 (1/25000)	0.8cm (1/2800)	0.3cm (1/1900)	0.4cm (1/1700)	2.8cm (1/200)
	動的計算	—	0.3cm	33.0cm (51cm)*	—	—	—	—	0.1cm	2.3cm	—	—	—

(*) 内の数値は、図 5.1/2 の応答曲線の最大値に対するものを示す。

フーティング型要素浮体支持で 100 年台風時の浮体端部における撓み応答例を図 5.12 に示す。

また、両手法の推算結果から浮体端部、グライドバス及びローライザー付近における各海象条件ごとの 1/1,000 最大期待値の撓み量を求めた結果を表 5.8 に示す。なお、表中の () 内の値はその場所における勾配を示す。

この表から大略次の事項が推察できる。

i) 静的撓み応答と動的撓み応答では、動的撓み応答に端部で共振現象と思われる現象が現われて応答が高い値を示すが、それ以外の場所では静的と動的とで大略妥当な値を示している。

ii) 空港としての機能を発揮しなければならない、N5 及び N4 以下の波浪条件では、縦揺れ、横揺れ及び上下動等を考慮しても最大撓み量は、円筒型で 10 cm、フーティング型で 1.6 cm 程度である。また、100 年台風時の波浪条件では浮体端部より 200 m 内側にはいと撓みが極端に小さくなることが判明した。

iii) 100 年台風時の撓み量は、上部構造物の構造強度面からの安全性検討用の値として用いることとした。

なお、構造強度を検討する際に用いる値は、静的と動的応答値の単純平均値であるとした。

iv) 静的計算には、曲げ撓みとせん断撓みを考慮しているが、動的計算には、せん断撓みを無視している。

しかしながら、せん断撓みの影響を検討した結果、約 3% 以下であることを確認している。

(2) 温度差による弾性撓み応答

浮体式海上空港の上部構造物を単純な鋼構造物と仮定して鋼構造物の上面と下面との温度差による構造物の伸縮及び上下曲げ変形と水平曲げ変形等の概略検討を行った。

a) 温度条件

大阪地方における気温は理科年表から 5.2.1 の(3)

において設定した値を用いる。

まず、太陽が浮体上面に垂直に当たる場合の熱伝達は、太陽の熱量が浮体から外部へ風による強制対流や自然対流で逃げ、その残りが舗装を通して浮体構造物の内部に入る、そして、浮体構造物の内部で舗装部と鋼板部の熱伝達、空気の熱伝達、自然対流及び輻射等を考えた熱の移動から各部の温度を定常状態で推算し、その後、浮体構造物の下面から外部に自然対流で熱が移動して下部の温度が推算できるものとする。

この仮定に基づき、太陽の熱量を 560 kcal/m²h とし、舗装の熱吸収率を 0.88 と仮定して各部の温度を推算すると次のようになる。

- 浮体構造物の上面鋼板における温度 : 約 60°C
- ” 下面鋼板における温度 : 約 40°C
- 上下鋼板間の温度差 : 約 20°C
- 浮体構造物の内部における平均温度 : 約 50°C
- 浮体構造物の下面と海面との間の温度 : 約 25°C
- 浮体構造物の側壁間の温度差 : 約 25°C

b) 平均温度差による浮体構造物の伸縮量
伸縮量は、次式で推算する。

$$\delta = \alpha X \cdot \Delta T$$

ここで、 δ : 伸縮量

α : 鋼材の線膨張係数

X : 原点からの距離

ΔT : 平均温度からの温度差

である。この式に基づいて過去最大の温度差による浮体構造物の長さ及び幅方向の最大伸び及び縮み量を求

表 5.9 過去最大の温度差による浮体空港の最大伸縮量

浮体	最大伸び (cm)		最大縮み (cm)	
	長さ方向	幅方向	長さ方向	幅方向
主滑走路用浮体	203	34	-145	-24
補助滑走路用浮体	162	17	-116	-12

めた結果を表 5.9 に示す。

c) 温度差による上下曲げ変形

上下曲げ変形の推算は、波浪による静的弾性撓みの推算手法を用い、温度差に等価な曲げモーメントを梁の両端に加えて求めることとした。

そして、浮体構造物の長さ方向及び幅方向の温度差による上下方向の曲げ変形の推算結果を図 5.13 及び表 5.10 に示す。

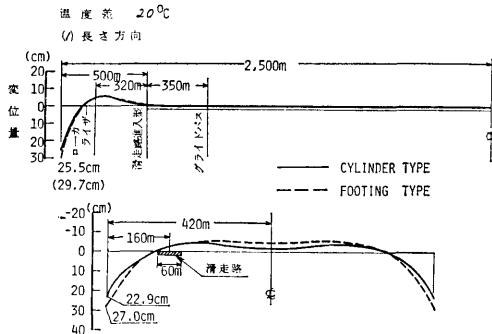


図 5.13 熱荷重による主滑走路用浮体の上下方向変形

表 5.10 温度差による端部の上下方向の最大変位置

浮体及び方向		浮上量 (cm)		沈下量 (cm)	
		円筒型要素浮体	フーティング型要素浮体	円筒型要素浮体	フーティング型要素浮体
主滑走路用浮体	長さ方向	5.1	5.7	25.5	29.7
	幅方向	4.5	5.5	22.9	27.0
補助滑走路用浮体	長さ方向	5.1	5.7	25.5	29.7
	幅方向	9.9	12.0	22.1	25.7

d) 温度差による水平曲げ変形

浮体構造物は、太陽を斜めから受けると太陽熱によって太陽が当たる側壁と陰になる側壁との間に温度差が生じて水平面内で変形する。

その水平曲げ変形の推算は、上下曲げ変形の推算と同様、温度差に等価な曲げモーメントが梁の両端に作用するものとして求めた。

そして、浮体構造物の温度差による水平面内の曲げ変形量を求めた結果、主滑走路用浮体では最大変形量が 3.0 cm 程度、補助滑走路用浮体で 1.5 cm 程度であることが判明した。

(3) 駐機航空機の移動による弾性撓み

浮体式海上空港の施設や舗装等の固定荷重に対する弾性撓みは、設計段階で充分考慮され得るものとした。したがって、旅客や貨物スポット及びナイトスティエ

プロン等に駐機する航空機による上部構造物の弾性撓み量を概略検討する。

ここで検討する状態は、最も極端な場合として満載の 102 機の航空機が総て旅客や貨物スポット及びナイトスティエプロンに駐機したと仮定する。

撓み量の推算は、上部構造物に等価な 1 枚の鋼板へ要素浮体に相当するバネを各節点に配置し、その鋼板上に駐機航空機の荷重分布を加えて面外曲げ変形を求めた。その結果、撓み量が大きくなる場所は、駐機航空機が多くなるナイトスティエプロン付近と国内線旅客スポット付近(海側の左端、1,500 m 付近及び 4,000 m 付近)で円筒型要素浮体の場合に 27 cm 程度、フーティング型要素浮体の場合に 46 cm 程度になることが判明した。

(4) 航空機の離着陸時の弾性撓み

浮体式海上空港の上部構造物を弾性体とした場合、航空機が離陸または着陸する時の上面鋼板の弾性撓みを駐機航空機の移動による弾性撓みと同様な手法で概略検討すると共に、航空機が離着陸する時の走行状態における弾性応答をも概略検討した。

a) 離陸時の撓み

離陸時の最大撓み量は、滑走路部の舗装を余剰強度として航空機が満載状態の 500 t で滑走路上の節点に静的荷重で加わっていた状態から除去されたものとして概略推算する。その結果、静的荷重による最大変形量は、円筒型要素浮体の場合に 4.6 cm、フーティング型要素浮体の場合に 6.1 cm 程度であることが判明した。

b) 着陸時の撓み

着陸時は、静的荷重として取り扱っては不充分である。そこで 5.2.1 項の (2) において設定した航空機の重量及び衝撃係数を用い衝撃荷重を求め、その衝撃荷重の掛る状態を 3 角形のパルス状及びパルス状の荷重の後に航空機の重量が持続するとして上部構造物の最大撓み量を概略推算する。また、パルス状の荷重の

作用時間は0.4秒及び1.0秒とした。その結果、作用時間が0.4秒のパルス状の衝撃荷重で作用した後に航空機の重量が持続する場合、最も弾性撓み量が大きく、円筒型要素浮体で最大変形量が着陸して2.8秒後に5.4cm程度になることが判明した。

c) 離着陸及び走行状態における弾性撓み

実際の航空機が離着陸する際の資料を用い、ボーイング747について調査し、その結果に基づいて離着陸時の衝撃力及び揚力の増減、走行速度と機体や滑走路浮体の固有振動数との関係並びに滑走路面の凹凸と上

部構造物の剛性による周期性等に起因する上部構造物と航空機の振動等を考慮して航空機の離着陸時をシミュレーション計算し、上部構造物の滑走路面における弾性撓み量を概略推算した。その結果、機体の弾性変形量が大きくなり、舗装厚を考慮しなくとも上部構造物の接触点及びグライドバスの設置点における最大変位量は、-0.7cm及び0.3cm程度であることが判明した。

(5) 各種外力の重ね合せ時の最大撓み

以上が上部構造物を弾性体として取り扱った場合の

表 5.11 個々の外力の重ね合せによる浮体の撓み量

外力条件	円筒型要素浮体					フーティング型要素浮体				
	HEAD SEAS (N5)	BEAM SEAS (N4)		HEAD SEAS (N5)	BEAM SEA (N4)	HEAD SEA (N5)	BEAM SEAS (N4)		HEAD SEAS (N5)	BEAM SEAS (N4)
	浮体端部	浮体端部	滑走路側の浮体端部	グライドバス付近の長さ方向	ローカライザー付近の幅方向	浮体端部	浮体端部	滑走路側の浮体端部	グライドバス付近の長さ方向	ローカライザー付近の幅方向
波浪による弾性撓み応答	4.6cm (1/3200)	1.0cm (1/14000)	1.0cm (1/14000)	(1/62000)	(1/27000)	1.1cm (1/15000)	1.6cm (1/10000)	1.6cm (1/10000)	(1/250000)	(1/17000)
移動荷重による弾性撓み応答	27 cm (1/930)	27 cm (1/930)	27 cm (1/930)	≒0	≒0	46 cm (1/620)	46 cm (1/620)	46 cm (1/620)	≒0	≒0
温度差による弾性撓み応答	≒0	≒0	≒0	≒0	≒0	≒0	≒0	≒0	≒0	≒0
航空機離着陸時の弾性撓み応答	≒0	≒0	1.8cm (1/6100)	(1/10000)	≒0	≒0	≒0	3.4cm (1/6500)	(1/7000)	(1/85000)
計	32 cm (1/720)	28 cm (1/870)	30 cm (1/760)	(1/8600)	(1/27000)	47 cm (1/600)	48 cm (1/580)	51 cm (1/540)	(1/6800)	(1/14000)

表 5.12 荷重条件の一覧表

(1) 単独荷重

荷重番号	荷重条件
①-1	波浪荷重（通常時、平均年間最大）
①-2	波浪荷重（異常時、100年台風時）
②	移動荷重（航空機駐機時）
③	熱荷重（温度差20）
④	航空機着陸衝撃荷重
⑤	施設構造物重量（ラインメンテナンスハンガーと旅客スポット）

(2) 組み合わせ荷重

荷重番号	単独荷重				
	①-1	①-2	②	③	④
①	○		○		
②	○		○	○	
③	○		○	○	
④	○		○		○
⑤		○			○
⑥	○		○		

表 5.13 各施設場所の許容応力値

場所	許容応力値 (kg/mm ²)				備考	
	通常状態 長さ方向	通常状態 幅方向	異常状態 長さ方向	異常状態 幅方向		
浮体上面 軸力に対応するもの	I	11.6	11.6	15.5	15.5	GIRDER OR TRANS. WEBの座屈で決まる。
	II	12.8	12.8	17.1	17.1	
	III	12.8	11.5*	17.1	15.3*	
浮体下面 軸力に対応するもの	I	5.5	1.5	7.4	2.0	Plateの座屈で決まる。
	II	5.5	1.5	7.4	2.0	
	III	5.5	1.5	7.4	2.0	
Vertical**Pillar 許容軸力/応力	I	439 t/ 13.6		586 t/ 18.1		Pillarの座屈荷重で決まる。
	II	262 t/ 13.0		349 t/ 17.4		
	III	208 t/ 12.7		278 t/ 16.9		
Diagonal**Pillar 許容軸力/応力	I	259 t/ 12.9		346 t/ 17.2		"
	II	141 t/ 11.8		188 t/ 15.7		
	III	82 t/ 10.1		110 t/ 13.4		
浮体上面 曲げ応力に対応するもの	I	14.4	14.4	19.2	19.2	0.6σ _y で決まる 0.8σ _y
	II	14.4	14.4	19.2	19.2	
	III	14.4	14.4	19.2	19.2	
浮体上面 GIRDER OR TRANS. WEBのせん断応力	I	7.2	7.2	9.6	9.6	0.6τ _{cr} で決まる 0.8τ _{cr}
	II	7.7	7.7	10.2	10.2	
	III	7.7	7.7	10.2	10.2	

I : 主滑走路
II : 副滑走路、施設帯
III : 緑地帯

** Pillarの座屈荷重は " Eulerの式 " Thomsonの式 " を用いて算出した。

波浪や温度、及び航空機の離着陸等による撓み量を概略推算した結果である。

そして、空港として稼働している気象・海象条件において各種外力が重ね合わさった場合の最大撓み量を概略検討した結果を表 5.11 に示す。なお、縦波中では平均年間最大時 (N5) の状態、横波中では横風最大時 (N4) の状態の外力であり、波浪による撓みと温度差による撓みは同時に起らないとした。また、外力の重ね合わせによる撓み量は、厳密な場所及び度合等を無視して各外力による最大値を単に加え合わせて求めた。

(6) 部材に働く内力及び応力

上部構造物の各部材の内力及び応力を求めて強度上の安全性を確認した。

a) 計算法

上部構造物の 15 m 幅の構造を取り出して 2 次元骨組構造にモデル化し、各種外力に対する撓み量を求めた結果を強制変位量として入力し、各構造部材に働く部材力及び応力を求め、日本海事協会の「海洋構造物及び作業船等規則(案)」で規定されている許容応力と比較して上部構造物の安全性を検討した。

b) 荷重条件

荷重条件としては、表 5.12 に示すように単独荷重と組み合わせ荷重とに分けて検討した。

c) 許容応力

上部構造物は、基本的には前述のように滑走路部、誘導路部、航空機スポット部及びその他の部分に大別

されて部材寸法が設定されている。それらの区分について日本海事協会の「海洋構造物及び作業船等規則(案)」に基づいて各部材の許容応力及び座屈応力を求めた結果を表 5.13 及び表 5.14 に示す。なお、Pillar の座屈荷重は Euler の式及び Thonson の式を用いて算出した。

d) 結果

まず、単独荷重が働いた場合に各個所の種々の構造部材に働く応力値の中で最大応力値を示す部材に対する応力の推算値と許容応力値との比較を一括して表 5.15 に示す。表中の + は引張り応力で、- は圧縮応力である。

この表から、単独荷重状態では、要素浮体の形状、通常時と異常時との波浪条件等に関係なく、総ての部材に働く応力が許容応力以下であることがわかり、上部構造物は十分安全であるといえる。

つぎに、想定した組み合わせ荷重が働いた場合の部材に働く最大応力は、単独荷重の最大応力値を単純加算して推算値とした。そして、最大応力の推算値と許容応力値との比較を表 5.16 に示す。

この表から、各部の構造部材に働く応力値は許容応力値以下であり、組み合わせ荷重が作用しても上部構造物は十分安全性が確保されているといえる。

(7) 建造ユニットの曳航時における強度の検討

各地のドックで建造された建造ユニットは、設置海域まで曳航し、現地で接合して浮体式海上空港となる。その場合、各建造所から設置場所までの曳航に関し

表 5.14 各部材の座屈応力値

部 材		座 屈 応 力 (kg/mm ²)					
		主 滑 走 路		誘導部・航空機・スポット部		そ の 他 (緑地帯)	
		圧縮座屈	せん断座屈	圧縮座屈	せん断座屈	圧縮座屈	せん断座屈
上	PLATE	(22.4) 23.9	—	(21.9) 23.9	—	(19.1) 23.6	—
	LONGITUDINAL	23.8	—	23.7	—	23.6	—
面	TRANS. OR GIRDER WEB	19.4	12.0	21.4	12.8	21.4	12.8
下	PLATE	(2.5) 9.2	—	主滑走路部と同じ。		主滑走路部と同じ。	
	LONGITUDINAL	22.2	—				
面	TRANS. OR GIRDER WEB	22.3	21.8				
PILLAR*		座屈荷重	座屈応力	座屈荷重	座屈応力	座屈荷重	座屈応力
VERTICAL PILLAR		732 t	22.6	436 t	21.7	347 t	21.1
DIAGONAL PILLAR		432 t	21.5	235 t	19.6	137 t	16.8

* Pillarの座屈荷重は“Eulerの式”Thonsonの式を用いた。()内の値はパネルの長辺に(浮体の幅方向)圧縮荷重が働いた場合である。

数を推定する式にせん断撓みの影響を考慮して、弾性支持された一様平板に適用することによって、浮体式海上空港の固有振動周波数は、次式で推算することができる。

$$f = \frac{\phi}{2\pi} \sqrt{gEI/WL^3}$$

ここで、 $p = \pi^2(n^2 + \eta^2 S^2)$ と置いて

$$\phi^2 = \frac{p^2 + pkL^2B/k' \cdot GA + kL^4B/EI}{1 + (\alpha + \beta)p + k\beta L^2B/k' \cdot GA}$$

- L : 長さ
- B : 幅
- W : 全重量
- EI : 曲げ剛性

$k'GA$: 有効せん断剛性

$$\alpha = EI/k' \cdot GA \cdot L^2$$

$$\beta = k_r^2/L^2$$

$$\eta = L/B$$

k : 支持バネ定数

k_r : 回転半径

n : 長手方向の固有振動モードの節数

S : 幅方向の固有振動モードの節数

である。

上式を用いて主滑走路用浮体が円筒型及びフーティング型要素浮体で支持された場合の固有振動周波数を求めるために代入した数値を表 5.17 に、その結果を図 5.14 に示す。

表 5.17 主滑走路用浮体の固有振動周波数概算用数値

項目	要素浮体	
	円筒型	フーティング型
長さ (L)	5,000 m	
幅 (B)	840 m	
構造重量 (W)	3.16×10^9 kg	
付加重量係数	0.3	0.6
付加重量 (ΔW)	9.48×10^8 kg	1.90×10^9 kg
曲げ剛性 (EI)	1.80×10^{17} kg \cdot cm 2	kg \cdot cm 2
有効せん断剛性 (kGA)	2.48×10^{10} kg	
支持バネ定数 (k)	7.53×10^6 kg/cm 2	7.17×10^6 kg/cm 2

この図から、長手方向の固有振動周波数は、節数に関係なく、円筒型で 0.17 Hz、フーティング型で 0.20 Hz と推算された。その主たる要因は、長さが長大であるために節数が 10 程度までであれば節数による影響が無視できる程度になるためである。しかしながら、極端に節数を大きくすれば固有振動周波数は、当然の結果として変化することになる。

(9) 航空機の墜落による損傷

浮体式海上空港の上部構造物に航空機が墜落した場合、大略どの程度の損傷を受けるかを塑性崩壊エネルギー法を用いて概略検討を行った。

上部構造物は、簡素化して上面と下面の鋼板と pillar だけとし、その他の部材は余剰強度分であるとする。

航空機は、10 m の高さより 500 t の鉄の塊が自然落下するものと仮定し、その衝突エネルギーがそのまま破壊エネルギーになるものとする。

そして、破壊パターンは、長さ 60 m で幅 30 m と長さ 30 m で幅 15 m の 2 種類について検討する。

その結果、前者の場合に 2.5 m 程度、後者の場合に 4.0 m 程度陥没し、構造物の下面まで陥没量が達しないことが判明した。

(10) コンクリート要素浮体の検討

ここでは、円筒型要素浮体をコンクリート製で設計及び施工する手法を検討した。

a) 設計条件

i) 自然環境条件は、鋼製の要素浮体と同様に第 2 章において既に設定されている値を用いる。

ii) 荷重条件は、自然環境条件の中の波浪、風、潮流及び潮位等による荷重を考慮する。

iii) 許容応力

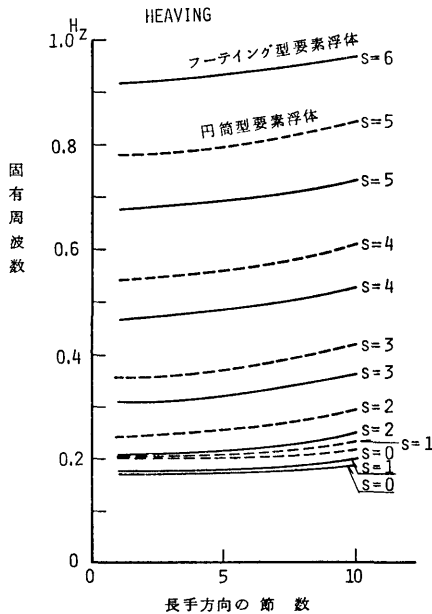


図 5.14 主滑走路用浮体の上下振動の固有周波数

使用する鉄筋及び PC 鋼材の許容応力は、日本海事協会の規則に準拠し、コンクリートについては、フルプレストレスを用いて異常時の許容引張力をひび割れ防止の意味から日本海事協会の規則に準拠して、圧縮が 200 kg/cm^2 、引張が 30 kg/cm^2 とする。

b) 設計

まず、要素浮体の乾舷は、鋼製要素浮体と同様に 5.0 m とし、要素浮体の高さは、要素浮体の自重及び要素浮体 1 個当りにかかる上部構造物の重量等を考慮し、要素浮体の直径を 7.3 m とした場合には 15.4 m 及び 14.0 m となり、進水時の喫水を 5.0 m として

要素浮体の直径を太くした場合には、要素浮体の高さが 10.6 m となる。

つぎに、要素浮体に作用する荷重としては、静水圧、波浪水圧、上下動による底板荷重及び波浪による曲げモーメント等を考慮した。そして、これらの荷重を組み合わせて引張応力が円筒の高さ方向及び円周方向に作用するとして、これに見合うプレストレス量を推算した。以上で試設計された 3 型式の要素浮体の比較表を表 5.18 に示す。

c) 施工法

施工法としては、一体として打設する手法とリング

表 5.18 コンクリート製要素浮体の試設計

	試 設 計 1	試 設 計 2	試 設 計 3
1) 形状			
内 径	6.9 m	6.9 m	9.75 m
外 径	7.3 m	7.3 m	10.25 m
2) 乾舷(完成時)	5.0 m	5.0 m	5.0 m
喫水(進水時)	8.7 m	7.2 m	5.0 m
3) 進水時のフローターの有無	必 要 155m 以上の体積を持つ フローター	必 要 93m 以上の体積を持つ フローター	不 要
4) 使用コンクリート	普通骨材コンクリート	軽量骨材コンクリート	軽量骨材コンクリート
5) 構 造	一体物	分割リング・組立会	分割リング・組立式
6) 重 量	約 200 t	約 160 t	約 220 t
7) 単 価 比	100	90	125
8) 特 徴	<ul style="list-style-type: none"> ○ 約 200 t の一体打ちコンクリート構造物のため、ドック内での打設が、200 t 以上の能力を持つフローティングクレーンを用意し、岸壁近くで打設・養生する。 ○ 進水時の喫水を得るために、フローターが必要。 ○ 下部部が球状となつているために大型の架台が、各ユニットに必要。 ○ 要素浮体の中心間隔が 1.5 m となつており、各要素浮体の取りはずし撤去が可能。 ○ 水深 20 m 程度の深さを有する場所が必要。 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 要素浮体が複数のリングに分割され、また軽量コンクリートを使用しているため、作業用クレーンは比較的小型で済む。 ○ 進水時の喫水を得るためにフローターが必要であるが、軽量化を計つているので、試設計 1 の約半分の体積のフローターで済む。 ○ 目立たせるための特別な架台は必要ない。 ○ 同 左 ○ 同 左 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 要素浮体が複数のリングに分割され、また、軽量コンクリートを使用して軽量化を計つているが、試設計 2 よりは重くなつている。 ○ フローターは不要。 ○ 同 左 ○ 要素浮体の外径が 10.5 m であるのに対し、各要素浮体の中心間隔が 1.5 m であるので、単体での撤去は困難。 ○ 比較的浅い水深でも適用可能。

に分割して打設して組み立てる手法とについて検討した。

i) 一体打設

建造ユニットを建造するヤード内にプレストレスコンクリート製要素浮体を打設するヤード（長さ 300 m、幅 50 m）を 300 t 吊起重機船が接舷可能な岸壁付近に設ける。そして、そのヤードにおいて同時に 52 個の要素浮体を製作し、起重機船で吊り上げて海上の仮置き場にストックする。

ii) リング分割

ドック近くの製作ヤードにおいて要素浮体をリングに分割して軽量骨材コンクリートで打設し、ドックヤードの側壁上で組み立ててドック内に搬入する。

以上が要素浮体をコンクリート製で製造する場合の検討結果である。また、ここで提示した 3 種類の喫水の要素浮体及び一体またはリング分割施工に関しては、総て適用可能であるために詳細検討は、実際の試設計段階で選定すべきであるといえる。

第6章 浮体式海上空港の係留装置に関する検討

浮体式海上空港の係留装置は、通常時においては浮体が空港としての機能を充分発揮できるように浮体を位置保持し、異常時においては、浮体を充分安全に係止できればよいといえる。

なお、係留装置に関する検討の主体は、港湾技術研究所であったが、浮体の挙動量を推定するためには、係留装置を含めた検討が必要となる。

したがって、ここでは、港湾技術研究所とは別途に行った係留装置の形式選定から装置の基本計画及び安全性等の総合検討に関して概要を紹介する。

6.1 係留装置の評価手法

6.1.1 評価手法の概要

係留装置の評価手法としては、以下に述べる手法を適用した。

まず、既存技術の範囲内で建造可能な方式を7方式設定し、これらの方式について同一な設計条件に基づいて概略設計を行う。

つぎに、構造強度、安全性、耐久性、施工性及び建造費等について比較検討して総合的に適合性の高い方式を選定し、それらの基本計画を行う。

最後に、選定された方式に対して、静的・動的強度、耐震性、浮体の挙動に基づく係留力と不均一係留力及び係留装置の安全性の検討を行うと同時に、船舶や航空機等の衝突等の災害モデルに対する安全性さらには、施工、維持補修、建造費及び維持補修費等を含めた経済性についての検討を行う。

以上が常用係留装置を選定評価する手順であるが、さらに係留装置の安全性を高めるために、バックアップ係留装置を装備する場合の選定評価する手順及び適合性の高い方式を見出し、概略設計と概略検討を行った。

6.1.2 選定・評価手法の流れ図

常用係留装置に関する選定・評価手法の流れ図を図6.1に、バックアップ係留装置に関しては図6.2に示す。

6.2 常用係留装置の検討

既存技術の範囲内で建造可能な係留方式としては、没水リンク方式、カンチレバー方式、スラスター方式、テンションレグ方式、ドルフィン索・鎖方式、シンカ

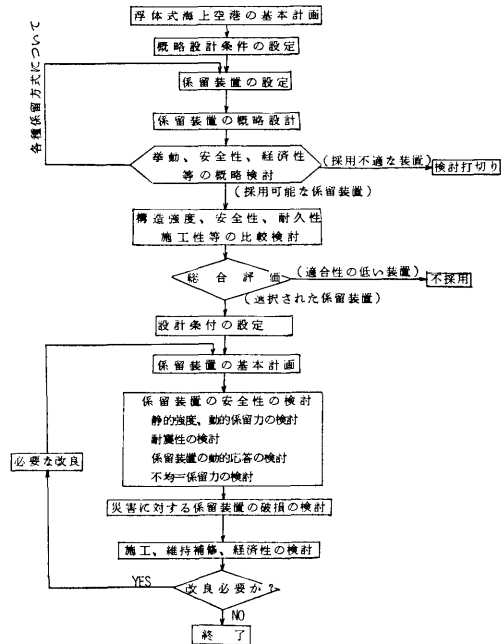


図 6.1 常用係留装置の評価手法の流れ図

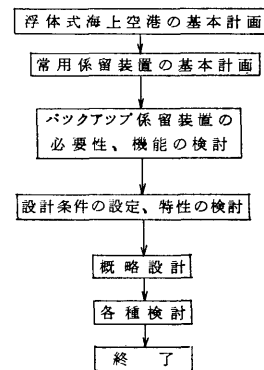


図 6.2 バックアップ係留装置の流れ図

一索・鎖方式及びドルフィンリンク方式の7方式が考えられる。これらの方式について係留特性、施工性、工期、経費、耐久性、保守、拘束度、本体の伸縮の影響、没水部の機能、緩衝機能、人為的外力の影響及び地震の影響等に対する定性的な検討を行った。その場合、要求性能及び外力条件は、主滑走路用浮体の許容移動量を、第1段階の目安として、異常時に長さ方向

が ±100 cm 以内、幅方向が ±50 cm 以内及び上下方向が ±40 cm 以内とし、通常時に幅方向が ±20 cm 以内とすること、また、浮体に働く定常外力を、異常時において長さ方向に 13,000 t、幅方向に 21,000 t 程度、通常時において長さ方向に 1,300 t、幅方向に 2,500 t 程度とすることと設定した。

以上に基づいて7方式の常用係留装置の概略設計を行い、初期検討を行った結果次のような結論に到達した。

i) 没水リンク方式

許容移動量を満足しないこと、機構の耐久性が問題となること及び海底の水深の一樣性と地盤沈下が問題となること等によって不適当と判断される。

ii) カンチレバー方式

杭本数が多く施工精度に問題があることや杭と浮体との摺動機構に問題があること等により安全性の面から実現が難かしいと判断される。

iii) スラスタ方式

運転及び保守にかかる経費が莫大になることやスラスタ制御用のソフトウェア開発に相当な時間と費用が必要となること等から不適当と判断される。

iv) テンションレグ方式

設置水深が浅く、干満差が大きいこと等によって係留ラインに張力調整装置が必要となると同時に実績が乏しいことなどを考慮して不適当と判断される。

v) ドルフィン索・鎖方式

一応係留装置として成立する可能性がある。

vi) シンカー索・鎖方式

一応係留装置として成立する可能性がある。

vii) ドルフィンリンク方式

一応係留装置として成立する可能性がある。

したがって、常用係留装置として可能性がある方式は、ドルフィン索・鎖方式、シンカー索・鎖方式及びドルフィンリンク方式の3種類であるといえる。

そこで、これらの3方式について構造強度、安全性、耐久性及びその他の項目で詳細な比較検討を行った。

その結果、空港として使用している状態において浮体の変位が最も小さく、100年台風時の係留力が過大にならず、地震時に浮体が大変位しても係留力が過大にならず、温度差による浮体の伸縮影響を受けない、及び価格が適当であること等の理由から、本調査研究においては、常用係留装置としてドルフィンリンク方式が最も適用性が高いという結論を得た。

(108)

6.3 常用係留装置の基本計画

6.3.1 設計条件

設計条件の内、設計水深、気象・海象条件、温度条件、浮体に働く外力の推算値及び耐用年数等は既に前章までにおいて設定した値を用いる。

(1) 土質条件

土質条件は、航空審議会の資料である「関西国際空港の規模及び位置」に示されている土質データを適用する。なお、同一場所において昭和53年度にボーリング調査が行なわれているが、上記資料と余り変わらないことを確認している。

(2) 地震条件

水平震度は、港湾施設の基準に基づき0.25を適用し、地震波については、表6.1の特性を適用する。

表 6.1 地震波の特性

	地 震 波	
	八 戸	板 島 橋
最大加速度	170gal	220gal
卓越周波数	0.9 Hz	3.6 Hz
主要動継続時間	40sec	10sec
最大変位	10.0cm	3.4cm

(3) 許容応力度

a) 構造用鋼材

構造用鋼材の許容応力度は、港湾施設の基準を適用して表6.2に示す値とする。なお、軸方向圧縮応力度については、座屈長による許容応力度の低減を日本道路協会の「道路橋示方書解説」に基づくこととする。

表 6.2 構造用鋼材の許容応力度

応力の種類	鋼種 SS41(kg/cm ²)
軸方向引張応力度(純断面積について)	1,400
軸方向圧縮応力度()	1,400
曲げ引張応力度()	1,400
曲げ圧縮応力度()	1,400
せん断応力度()	800
支圧応力度(鋼板と鋼板)	2,100

b) 鋼ぐい材

鋼ぐい材の許容応力度は、港湾施設の基準を適用して表6.3に示す値とする。

表 6.3 鋼ぐい材の許容応力度

応力度の種類	鋼 種	
	STK 41	SS41 (kg/cm ²)
軸方向引張応力度 (純断面積につき)	1,400	
軸方向圧縮応力度 (総断面積につき)	$\frac{l}{\delta} \leq 20$	1,400
	$20 < \frac{l}{\delta} < 93$	$1,400 - 8.4(\frac{l}{\delta} - 20)$
	$\frac{l}{\delta} \geq 93$	$12,000,000$ $6,700 + (\frac{l}{\delta})^2$
曲げ引張応力度 (純断面積につき)	1,400	
曲げ圧縮応力度 (純断面積につき)	1,400	
軸方向力及び曲げ モーメントを受ける 部材	(1) 軸方向力が引張の場合 $\sigma_c + \sigma_{st} \leq \sigma_{ta} \text{かつ} -\sigma_c + \sigma_{bc} \leq \sigma_{ba}$ (2) 軸方向力が圧縮の場合 $\frac{\sigma_c}{\sigma_{ca}} + \frac{\sigma_{bc}}{\sigma_{ba}} \leq 1.0$	
せん断応力度	800	

表 6.4 荷重の組み合わせと許容応力度の割増し係数

荷重の種類	自然条件		備 考	
	100年台風時	地震時		
ドルフィン自身に作用する外力	自重	○	○	
	風荷重	v = 9.94m/s	○	10分間平均風速
		v = 50.0m/s	○	同 上
	波圧力	H = 1.0 m	○	
		H = 9.2 m	○	最大波高時
	潮流力	U = 0.8 kt	○	
U = 2.0 kt		○		
地震時の影響			○	
の浮体から の外力 係留力	地震時	○		
	100年台風時	○		
許容応力度の 割増し係数	ドルフィン	1.0	1.5	
	リンク	1.5	1.5	

(4) 荷重の組み合わせと許容応力度の割増し係数

荷重の組み合わせ及び許容応力度の割増し係数は、完成時において表 6.4 に示す値になるものとする。

(5) くいの許容支持力

くいの許容支持力は、港湾施設の基準に基づいて極

表 6.5 くいの許容支持力に対する安全率

自然条件	安 全 率	
	鉛直支持力	引抜き力
100年台風時	2.5以上	3.0以上
地震時	1.5以上	2.5以上

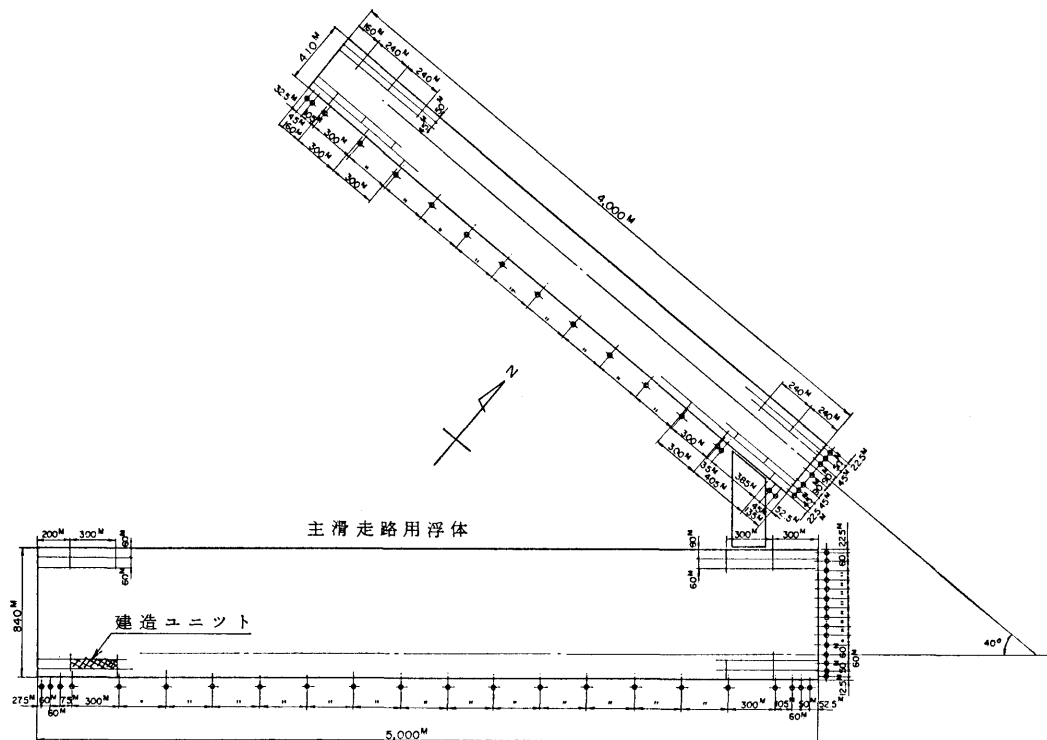


図 6.3 係留用ドルフィンの配置図

限支持力を表 6.5 に示す安全率で除した値を用いる。

6.3.2 ドルフィン計画

(1) ドルフィンの形式

常用係留装置用のドルフィンとしては、気象・海象条件、地盤条件及び地理的条件等を考慮すると斜ぐい式、直ぐい式、ジャケット式及び鋼かくコンクリート式の4種類の形式が考えられる。

この4種類のドルフィンについて一般図、強度、施工、維持及び経済性等を概略検討した結果を表 6.6 に示す。そして、概略検討した結果、4種類とも大差がないが、水平荷重に対する強度を高めることが出来る斜ぐい式とジャケット式を今回の調査研究では適合性が高いという結論を得た。そして、構造様式が簡単で経済的であると思われる斜ぐい式を一応詳細検討対象として選定した。

(2) ドルフィンの基数、力量及び配置

a) ドルフィンの基数

ドルフィンの基数を設定するに当たって、① ドルフィン1基当りの力量を可能な限り大きくしてドルフィンの基数を少なくする、② 係留側の各建造ユニットは少なくとも1基のドルフィンに係留する並びに③ 浮体の回頭による端部に掛る荷重の増加をなくすために端部ドルフィンの基数を増設する等を考慮した。

その結果、主滑走路用浮体のドルフィンの基数は、建造ユニットの数と端部に各2~3基の補強を加味し、長辺が22基、短辺が15基とする。また、補助滑走路用浮体のドルフィンの基数は、主滑走路用浮体と同様な手法で長辺17基、短辺7基とする。

b) ドルフィンの力量

まず、1基当りの係留力を推算すると、概略設計時に求めた、長さ方向が約1,530t、幅方向が約1,570tを用いる。つぎにゴムダンパーの上限の最大圧縮荷重の約2,800tを考慮する。そして、ドルフィン1基当りの力量は、3,000tであるとした。

表 6.6 ドルフィン型式の比較検討

	斜ぐい式	直ぐい式	ジャケット式	鋼かくコンクリート式
一般図	<p>PLAN A-A SECTION</p>	<p>PLAN B-B SECTION</p>	<p>PLAN C-C SECTION</p>	<p>PLAN D-D SECTION</p>
強度	大きな水平荷重に対して十分な強度が得られる。変位量が小さい。	鋼管ぐいがすべて直ぐいのためくい本数が斜ぐい式より多い割には大きな水平荷重を受けられない。	大きな水平荷重に対して十分な強度が得られ、斜ぐい式より海底面上の構造が剛である。	本型式は鉛直荷重に対して有効であるが、水平荷重が大きい場合には適さない。
施工	直ぐい式よりくいの打設が難しいが可能である。水中作業が無く作業は容易である。	すべて直ぐいなのでくい打は容易である。水中作業が無く作業は容易である。	ジャケットをガイドとしてくい打が可能。作業は容易である。	水中作業があり他の工法より作業が難しい。
維持	干満帯、飛沫帯がくい部であるので防食防錆工が容易である。	干満帯、飛沫帯が直ぐいであるので防食防錆工は容易である。	干満帯、飛沫帯にジャケットの格点があると防食防錆工が難しい。	脚の外面積が少ないので防食防錆工は容易である。
経済性	四工法の中で最も経済的である	ジャケット式より高い。	斜ぐい式より若干高いと推定される。	四工法の中で最も高い。
総合評価	適している。	水平荷重が大きい係留ドルフィンには適当である。	適している。	水平荷重が大きいドルフィンには不適当である。

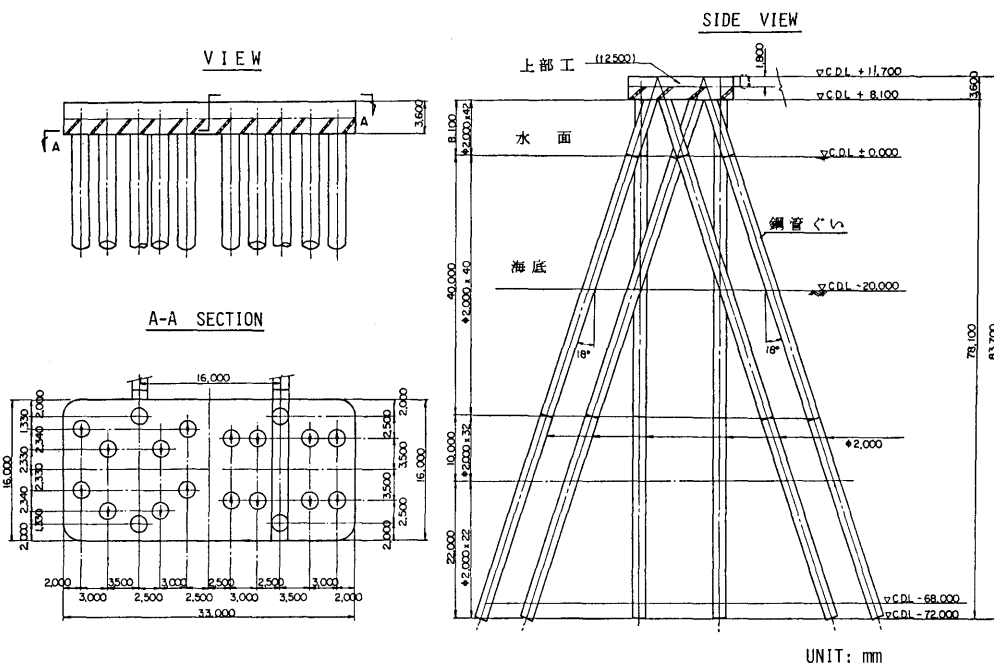


図 6.4 斜ぐい式ドルフィンの概要図

c) ドルフィンの配置

ドルフィンの配置は、温度変化による浮体の伸縮の影響を少なくするために浮体の長辺と短辺の夫々1辺のみで係留するL字型配置とする。

以上の結果に基づいてドルフィンを図 6.3 に示すように配置することとした。

(3) ドルフィンの構造

ドルフィンには、下部が大口径鋼管ぐいで上部工がコンクリートを充填した鋼板製とする。

a) 上部工

上部工には、浮体とドルフィンとを連結するリンクを2本取り付けることとする。そして、ぐいの引抜き抵抗及び耐震性等を考慮して長さ 16.0 m、幅 33.0 m、高さ 3.6 m で重量が約 2,500 t の上部工とした。

b) 斜ぐい

ぐいは、材質を STK 41 または SS 41 の 2,000 mmφ の大口径鋼管とする。そして、ドルフィンとしては、直ぐい 4 本、18° 傾斜の斜ぐいが 16 本、合計 20 本で構成することとした。

以上によって設計された力量 3,000 t の斜ぐい式ドルフィンの概要図を図 6.4 に示す。

6.3.3 ダンパーの計画

(1) 係留特性の検討

ドルフィンリンク方式には、ドルフィンとリンクともに剛性が大きいために浮体と連結させる際、緩衝装置を介することが必要である。

その緩衝装置の係留特性としては、線形型、ソフト型及びハード型とが一応考えられるが、浮体式海上空港の場合、空港として使用する通常時には浮体に働く外力に対する移動量を極力小さくするために強いバネ定数を有し、100 年台風などの異常時には、外力に対して浮体が大変位しても係留装置の破壊を防ぐために弱いバネ定数を有しているものが望ましい。

その結果、係留特性は、ソフト型が最も適しているといえる。

(2) 緩衝装置の形式

ソフト型の緩衝装置としては、ゴムダンパー方式、バネオイルダンパー方式及び油圧シリンダー方式の3方式が考えられるが、保守頻度が少なく、機構が簡単で信頼性が高く、施工性が容易であり、かつ価格が適正であることからゴムダンパー方式を選定した。

(3) ゴムダンパーの圧縮特性

ゴムダンパーとしては、一般にゴム防舷材として使用されているものが現時点において最も適用性が高いものである。一般のゴム防舷材の中で初期変位に対してバネ定数が大きく、大変位に対してバネ定数が小さ

い剛性漸減のソフト型の保留特性を有するものは、中空円筒型、円錐型、中空角型、中空台形型及び開脚型等がある。その中から、本調査研究においては、一応暫定的に中空円筒型を用いて以後の検討を進めることとした。

a) 圧縮特性の変動

ソフト型のゴム防舷材を圧縮だけのダンパーとして使用する場合、製造誤差、経年変化、周囲温度依存性、クリープ特性、周波数依存性及び繰り返し圧縮回数依存性等によって基本の圧縮特性が変動する。それらについて現時点において解明されている変動要因と変動範囲を 100 年台風時及び地震時とに区別して示すと表 6.7 のようになる。

この表から、100 年台風時には静的基準圧縮特性を 100% ととし、上限を 111%，下限を 75% とすればよく、地震時には上限を 124%，下限を 77% とすればよいことになる。

表 6.7 ゴムダンパーの圧縮特性の変動範囲

変動要因	変動範囲 (%)	
	100 年台風時	地震時
製作誤差	96 ~ 104	
経年変化	なし	
周囲温度依存性	95 ~ 110	95 ~ 123
周波数依存性	101 ~ 102	100 ~ 102
圧縮回数依存性	82 ~ 95	85 ~ 95
合計	75 ~ 111	77 ~ 124

b) 圧縮特性

ゴムダンパーは、常に圧縮のみに用いることとする。その圧縮特性を決定するには外力に対して基数及び圧縮特性を変化させて浮体の挙動シミュレーション計算を繰り返し行って最適な基数及び圧縮特性を選定することが望ましいが、本調査ではこれまでに概略設定された値を用いてドルフィン 1 基当りのゴムダンパーの圧縮特性を設定することとした。

i) 常用最大荷重

ゴムダンパーの最大圧縮荷重が 2,800 t であるので、この値を上限とし、下限を表 6.7 の値 (75/124) から約 1,700 t とする。

ii) 常用最大変位

異常時における浮体の許容移動量を ±1m 以下にするには、ゴムダンパーの変位量も 1m 以下にする必要があるため常用最大変位は 1.0m 程度とする。

iii) 低荷重時の圧縮特性

(112)

横風最大時の圧縮荷重が 200 t 程度で浮体の変位を 10 cm 以下にする圧縮特性を有するものとする。

c) ゴムダンパーの選定

本調査研究用のゴムダンパーに用いる中空円筒型ゴム防舷材は、外径、内径、高さ、フランジ部の曲率及びゴム質等を変えることにより広範囲に圧縮特性を変化させることができる。

ここでは、1 例として次のごとくゴムダンパーの主要目を設定する。

型式: 中空円筒型

主要寸法

高さ: 2.25 m

外径: 2.10 mφ

内径: 1.40 mφ

重量: 7.5 t

1 ロッド分の数: 片側 4 ケ, 両側 8 ケ

1 ドルフィン分の数: 16 ケ

以上において設定されたゴムダンパーの概要図を図 6.5 に、圧縮特性を図 6.6 に示す。

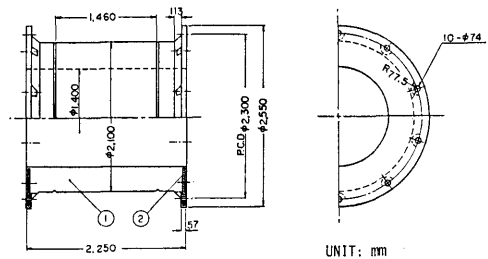


図 6.5 ゴムダンパーの概要図

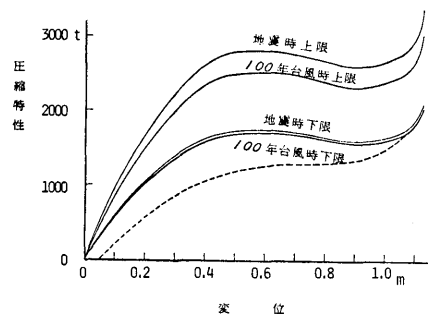


図 6.6 ゴムダンパーの圧縮特性

d) ゴムダンパー装置

ゴム防舷材は、1 ロッドにつき片側 4 ケで両側 8 ケが取り付けられており、図 6.7 に示すように浮体の変位に対して常に圧縮のみに使用される。

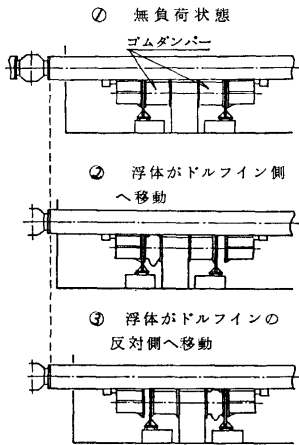


図 6.7 ゴムダンパーの作動図

6.3.4 リンク機構の計画

(1) リンク機構の基本構成

1基のドルフィンに2組のリンク機構を取り付ける。その1組のリンク機構は、①ドルフィン側、中間及び浮体側の3本のロッド、②ロッドを連結する2個のユニバーサルジョイント、③ゴムダンパー、④ダンパー押え、そして⑤浮体側のロッドのガイ

ドローラーから成り立っている。

(2) 主要寸法及び機能

a) 中間ロッドの長さは、上下及び水平方向の浮体とドルフィンとの相対変位が $\pm 3.5\text{m}$ でユニバーサルジョイントの作動角を 10° 以内とすることから 30m とした。

b) リンク機構の各部強度は、通常時 750t 、異常時 $1,500\text{t}$ の水平方向荷重が作用するものとして主要寸法を設定した。なお、異常時の強度計算においては水平方向荷重を許容応力度を 50% 割増した。

i) ロッドの断面

ロッドは一辺が 1.8m の正方形で 22mm 厚の鋼板製であり、これに座屈防止用の 19mm 厚で長さ 200mm の補強鋼板を各辺2板を外板内側に取り付ける。また、適当な間隔にダイアフラムを配置する。

ii) ユニバーサルジョイント

ユニバーサルジョイントは、フランジヨーク、カップリングヨーク及びカバーによって構成されている。

(イ) フランジヨークは、鋳鋼製であり、ロッドと 90° に交差する軸を有し、ベアリングを介してカップリングヨークに取り付ける。

(ロ) カップリングヨークは、ドーナツ状の鋳鋼

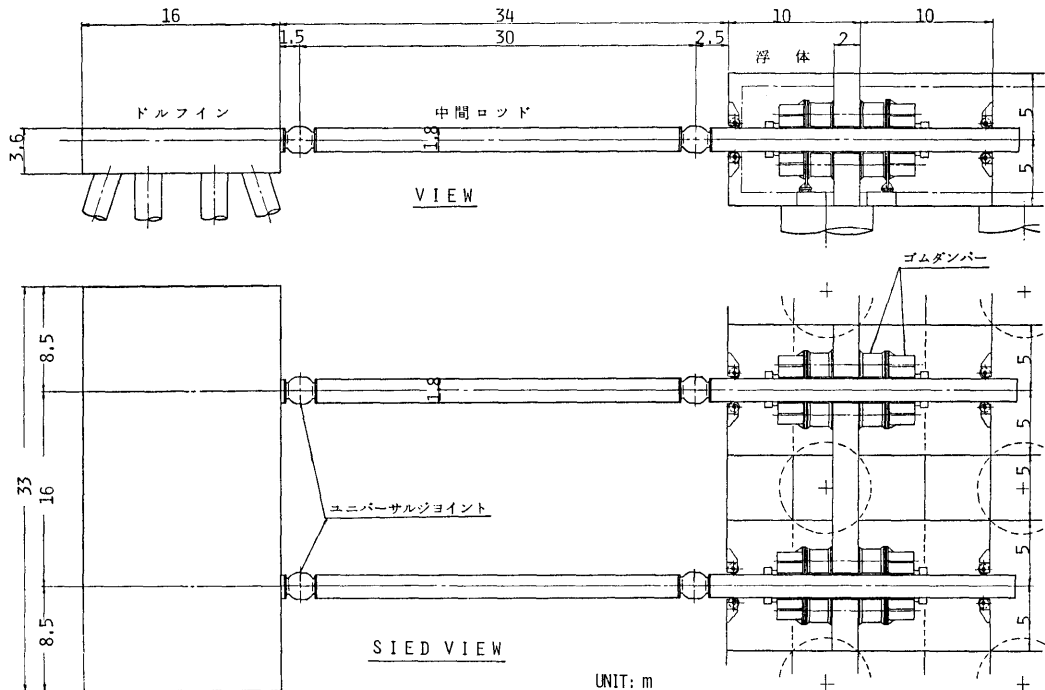


図 6.8 リンクの機構の概要図

製であり、ドーナツ状の円周の4個所に孔があって2つのフランジヨークの軸がはまるようになっている。この役目は、ロッドに作用する軸力をフランジヨークを介して他のロッドに伝えるものである。

(ハ) カバーは、2つ割球状の鋳鋼製であり、フランジヨークの球状部とカップリングヨークの側面との間に取り付け、カップリングヨークの側面にボルトで取り付けられており、フランジヨークの球状部でスライドする。

(3) ガイドローラー

ガイドローラーは、鋳鋼製であり、橋梁の沓に類似しているために強度計算は日本道路協会の「道路橋示方書・同解説」に準拠し、ガイドローラーの寸法は、直径 80 cm、幅 33 cm とした。

以上によって計画されたリンク機構の概要図を図 6.8 に示す。

6.4 常用係留装置の安全性の検討

6.3 節において基本計画された係留装置に関して種々の角度から安全性を概略検討した。

その検討内容は静的と動的とに区分して行った。

6.4.1 静的強度

常用係留装置の静的強度の検討項目としては次の事項である。

(1) ドルフィンの静的強度

ドルフィンの静的強度は、100 年台風時については、上部工自重、係留力、波力、潮流力及び風圧力の定常外力が作用した場合のくいの変位量、くいの最大断面力、最大応力度及びくいの限界支持力に対する安全率等を求め、ドルフィンが基本仕様を満していることを確認した。また、ドルフィンが弾性挙動して大変形後でも復原する最終耐力を推算した。

(2) リンク機構の静的強度

リンク機構の静的強度に関しては、通常時及び異常時の荷重条件に基づいてリンク機構の各部材に作用する軸力、反力及び曲げモーメントを求め、各部材の許容応力度以下であることを確認した。

(3) ユニバーサルジョイントの強度

ユニバーサルジョイントの強度に関しては、フランジヨーク及びカップリングヨークを3次元有限要素解析と1/4縮尺模型による静的引張破壊試験とを行い、弾性限界荷重及び破壊荷重共に充分設計荷重を満足していることを確認した。

(4) ゴムダンパーの強度

ゴムダンパーは、他のリンク機構の強度に対して充分大きい荷重まで破壊しないために過圧縮による破損は全く考えなくてよいといえる。

(5) 不均一係留力に対する検討

不均一係留力が生じる要因として100年台風時の均一定常外力によるもの、温度差による変形で生じるもの及び係留特性の不均一によるもの等を考えた。そして、これらの不均一が最も厳しい条件に対して各係留点における弾性変形量を推算し、係留装置には不均一係留力による影響が無視できる程度であることを確認した。

6.4.2 動的強度

常用係留装置の動的強度としては、係留装置に最も影響が大きいものとして次の事項について概略検討を行った。

(1) 耐震性の検討

常用係留装置が地震に対して基本的に安全な装置であることを次の事項について検討した。

a) 震度法による検討

港湾施設基準に準拠して地震時のドルフィンの動的強度を震動法で検討し、充分安全であることを確認した。

b) 設定地震波による検討

想定される地震として遠距離海洋型、中距離内陸型及び近距離型の規模を考え、それに基づいて既往の大型地震として1968年の十勝沖地震による八戸港及び1968年の豊後水道地震による板島橋における地震波の記録波形を用いて地盤、ドルフィン、浮体とドルフィン系及び浮体等の挙動を数値シミュレーションによって実時間の時系列で求めた。その結果、ドルフィンの上部工の挙動量が大きくなり、それに伴って浮体の前後動、左右動及び船首揺れが相当大きくなることが判明したが、係留装置に対しては安全であることを確認した。

c) 正弦波形の地震波による検討

浮体の挙動の固有周波数に近い周波数成分を大量に含む地震波を想定して正弦波形の地動に対する浮体の挙動量を検討した。その結果、浮体の固有周期に近い正弦波形の地震波では浮体端部の変位及びダンパーの変形量が大きくなるが、ゴムダンパーの変形量にして1.0 m以下に収まることが判明した。

以上の検討結果としてドルフィンリンク方式による常用係留装置は、地震に対して浮体の変位、ゴムダンパーの変形及びドルフィンの強度等基本的に安全が確

保できることを確認した。

(2) 浮体の挙動に基づく係留装置の動的強度

浮体の挙動が係留装置に及ぼす影響を検討するため、係留系を骨組モデルの線形バネと1質点系モデルの非線形バネに置換して種々の外力中における浮体の挙動に対する係留装置の動的特性を究明した。その結果、係留系の動的特性は静的問題として取り扱った特性と大差ないことが判明した。したがって、係留装置は浮体の挙動に対しても充分安全であることが確認された。

6.4.3 災害に対する係留装置の破損程度

係留装置の災害に対する破損程度を考える場合に、実際に生じ得る現象の内最も影響が大きい船舶または航空機の係留装置への直接衝突を検討した。

(1) 船舶の衝突

泉州沖を航行する船舶を航空審議会資料に基づいて検討した結果、内航最大級の船舶は長さ 93 m、幅 15.4 m、高さ 8 m、満載喫水 6.7 m で満載排水量が 6,000 MT である。この船舶が4ノットで漂流してドルフィンの上部工またはリンクに直接衝突するとして衝突エネルギーと破壊エネルギーとを求めて破損の程度を検討した。その結果、ドルフィンの上部工では1基、リンクでは2本程度の破壊で収まることが判明した。

(2) 航空機の衝突

現在の大型ジェット機の全備重量は約 350 トン程度であるが、航空機の大型化を考慮して全備重量 500 トンの航空機がステップ関数で近似した衝突荷重と時間関数との関係を用いてドルフィンの上部工に衝突した場合を検討した。その結果、ドルフィンは衝突開始後約 0.23 秒で杭の降伏点を越えて破壊し、まだ運動量が残るが、実際の衝突では機体が離散すると思われるのでドルフィンが一基のみの破壊と考えればよいと思われる。

6.5 バックアップ係留装置の検討

本調査研究において選定したドルフィンリンク方式の常用係留装置は、種々検討を行い基本的には充分安

全が確保されることが確認されたが、浮体式海上空港の公共性を加味し、より安全性を確実なものにするためにバックアップ係留装置を装備するならばという仮定に基づいてバックアップ係留装置の基礎的な検討と概略設計を行ったので、その概要だけを紹介する。

6.5.1 初期検討

バックアップ係留装置の初期検討は、図 6.2 に示した評価手法の流れ図に沿って行った。

まず、バックアップ係留装置は、常用係留装置が万一破損した場合のみの係留力を分担し、浮体の漂流を防ぐという機能を有するものであるとした。

その立場から常用係留装置を選定したと同様に、バックアップ係留装置として可能性の高いものを選定した。その結果、現時点においてはドルフィンリンク方式を常用係留装置とした場合には、バックアップ係留装置としてシンカー索・鎖方式が最も有力であることが判明した。

6.5.2 シンカー索・鎖方式の概略設計

概略設計されたバックアップ係留装置のシンカー索・鎖方式は、大略次の通りである。

(1) 係留ライン

1 条の係留ラインは、152 mmφ 3 種チェーンで全長 200 m とし、上端より 30 m の個所に 50 t の中間シンカーを取り付ける。

(2) 係留ラインの条数

係留ラインの破断強度を最大張力の 4 倍とし、係留ラインの条数を求めた。その結果、浮体の短辺方向が 136 条、長辺方向が 108 条となった。

(3) シンカーの重量

シンカーの重量は、水平方向荷重が約 340 t、鉛直方向荷重が約 50 t に耐えるものを用いる。

6.5.3 バックアップ係留装置の各種検討

選定されたシンカー索・鎖方式の係留装置について施工性、耐久性、復帰性、係留特性、維持補修及び経済性等について概略検討を行った。その結果、概略検討した項目中には余り問題がなく、大略満足するという結論に到達した。

第7章 浮体空港の挙動と係留力の予測

浮体式海上空港を論ずる場合、浮体の強度、挙動及び係留力が、与えられた外力条件下で、設定した許容範囲内になることが前提になる。その中でも挙動及び係留力は、空港機能としての特性、安全性などを検討する上で重要な要素であり、自由浮体の挙動を単純に推定するにとどまらず、係留系で拘束された状態で、動的相互影響を考慮した推算を行う必要がある。本章では前章までに調査検討した結果に基づき浮体の挙動と係留力の予測を行い、安全性及び機能上の評価を行なうための基礎資料を得ることとする。

7.1 挙動と係留力の予測の方法

係留された浮体の挙動と係留力の予測及びその評価を行なうには想定外力条件下で許容される挙動と係留力を設定し、許容値を満足するように浮体あるいは係留系を選定する必要があるが、その手順の概要を図7.1に示す。この図は浮体の設計を固定し、係留系の再検討を行なうための流れ図であるが、その前提は浮体の主要目を多少変更しても挙動特性等に大きな変化がないことである。予測の方法は次の前提に基づいている。なお、要素浮体は総てフーティング型である。

(1) 6自由度の運動の取り扱い

浮体の運動は一般に6自由度の運動として取り扱わ

れるが、全体浮体の形状、支持浮体の流体力学的特性及び係留系の機能等を勘案すると、上下方向の挙動モードである上下動、縦揺れ及び横揺れと、水平方向の挙動モードである前後動、左右動、船首揺れはそれぞれ別に取り扱うこととする。

そして、上下動、縦揺れ、横揺れについては既に述べたように、非線形減衰係数を等価線形化して取り扱うので、一般の船体運動の予測に使用している解析的方式を適用する。一方、水平方向の挙動については、係留系の変位に対する反力特性がその要求される機能上強い非線形性をもたせてあるので、上下方向挙動と同様な線形の取り扱いができない。したがって、運動方程式に外力の時系列を作用させて逐次積分し、応答の時系列を求めた結果を解析することにする。

(2) 浮体の剛性

巨大な浮体構造物では弾性変形が問題となる。全体浮体の挙動を論ずる場合には構造上の撓みや振動による変位が密接な関係を有するが、滑走路部分においては浮体の剛性を考慮することによる浮体の弾性撓みや変位は余り問題にならない程度であるので水平方向及び上下方向の挙動ともに浮体を剛体として取り扱うことにする。

(3) 不均一外力

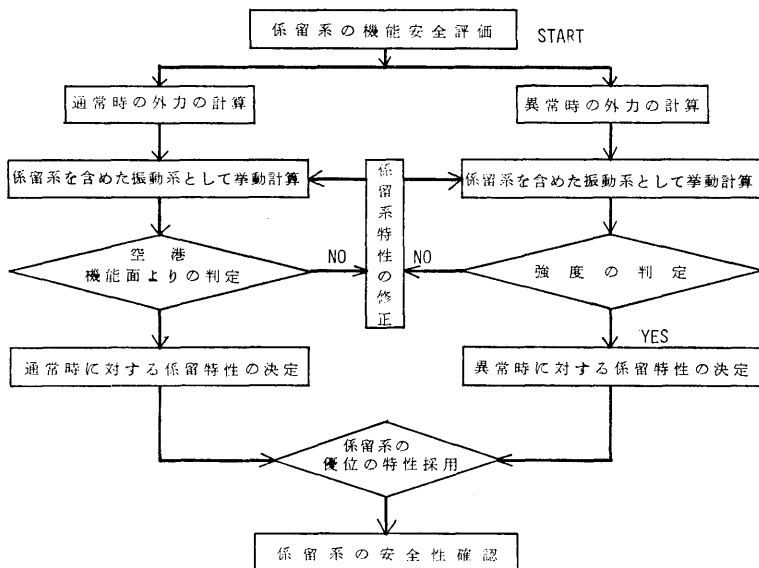


図 7.1 係留系の安全性検討用流れ図

不均一外力の基本的な考え方に関しては既に検討しているの、それに基づき具体的な検討を加えて予測値に反映させることにする。

(4) 不規則波

不規則波は、短波頂不規則波とし、既に設定された Bretschneider-光易のスペクトラムに適合させた I.S.S.C. 標準スペクトラムを適用し、方向関数も I.S.S.C. 標準の $D(\theta) = \frac{4}{3\pi} \left(\cos \frac{1}{2}\theta\right)^4$ を使用する。

7.7.1 上下方向成分力による挙動

上下方向成分力による挙動は主として支持浮体に作用する波強制力による上下動、縦揺れ及び横揺れの各モードである。潮流及び風による上下変位に対する2次の影響はここでは取り扱わないことにする。計算は一般に船体運動の予測計算に使用されている線形重ね合せの理論が適用できるものとし、前述の仮定に次の仮定を加える。

(1) 運動方程式及び座標系

既に示した(4.1)式の運動方程式と図4.1の座標系を用いる。ただし(4.1)式の連成項は無視することとした。

(2) 速度の2乗に比例する抵抗成分は加味しない。したがって、運動の応答関係はその同調点近傍では実

際より大きめの値を計算することになり、安全性評価の面から厳しい評価となるが、安全側に予測することになる。

以上の仮定に基づく上下変位の予測法の流れ図を図7.2に示す。

(3) 予測計算実施内容

その他計算実施にあたっては次の取り扱いをしている。

a) 既に述べた通り波強制力は波周波数と波の入射角度の変化に対して振動的に変化するので単位振幅規則波に対する浮体の運動応答関数 $(H(\omega, \chi))$ もまた同様な性質をもつことになる。そこで、運動応答関数を使用する計算では $H(\omega, \chi)$ について波強制力と同様に次式で平滑化する。

$$\bar{H}(\omega_n, \chi) = \left[\frac{1}{\Delta\omega} \int_{\omega_n - \Delta\omega/2}^{\omega_n + \Delta\omega/2} H^2(\omega, \chi) d\omega \right]^{1/2} \quad (7.1)$$

b) 運動の有義値及び最大期待値等

短波頂不規則波のスペクトラムを $S_z(\omega, \chi)$ とすると、短波頂不規則波中における浮体の運動の分散 σ^2 は次式で求められる。

$$\sigma^2 = \int_{-\pi}^{\pi} \int_0^{\infty} \bar{H}^2(\omega, \chi) \cdot S_z(\omega, \chi) d\omega_n \cdot d\chi \quad (7.2)$$

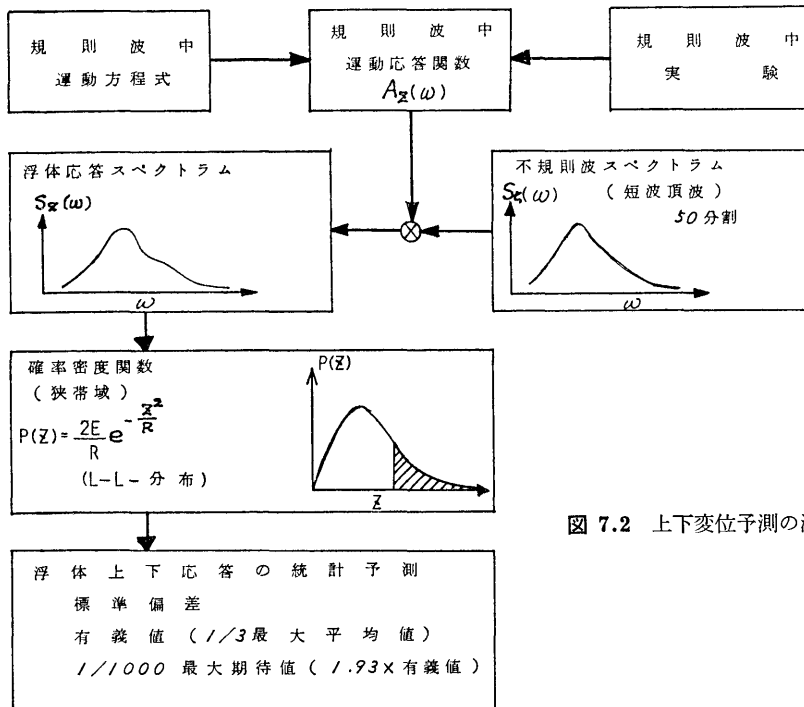


図 7.2 上下変位予測の流れ図

そして標準偏差 (σ) を用いて 1000 波のうちの最大期待値 (1/1000 最大期待値) は有義値の 1.93 倍で求められる。計算は $\omega=0.3\sim 1.7$ (rad/s) の範囲で 0.1 間隔とし、波との出会角については $1/16\cdot\pi$ 間隔として台形公式によって数値積分する方法をとった。この方法によると方向性の強い現象に対しては可成り高目の値が得られることになる。

7.1.2 水平方向成分による変位と係留力

水平変位に寄与する外力としては潮流抵抗、定常風抗力及び波漂流力の定常力の他に変動分として波浪と風によるものが加わる。波浪によるものは、上下変位の場合と同様に短波頂不規則波を、風の変動分に対しては Davenport の変動風のスペクトラムを使用する。係留力は変位に対する係留反力の非線形特性を復原力の項に入れ、ヒステリシスを運動速度に関係する減衰力におきかえて取り入れる。挙動の計算法としては、定常力及び変動外力を合成して外力の時系列を作り、これを運動方程式に入力して逐次積分し、挙動の時系列解を求め、得られた時系列を解析して特性を求める。

なお、上下方向成分力による挙動において述べた仮定に次の仮定を加える。

(1) 運動方程式及び座標系

水平変位の運動方程式及び座標系は (4.1) 式と図 4.1 を用いる。ただし、(4.1) 式の連成項は無視することとした。

(2) 変動風のスペクトラムは Davenport の式を使用する。ただし、風の方向分布は 5° 以内であるから方向スペクトラムは考慮しない。

(3) 付加質量及び浮体による減衰力は代表周波数に対応するものを定め、定数として取り扱う。

(4) 予測計算実施内容

a) 波のスペクトラムの設定範囲は $\omega=0\sim 2.0\text{ sec}^{-1}$ とし、分割は $N_\omega=50$ とした。

b) 波との出会角は 45° 間隔とした。

c) 出力の時間刻みは $0.5\sim 1.0\text{ sec}$ とし、シミュレーション時間は $1,000\text{ sec}$ までとした。

d) 外力、変位及び係留力は各々の時系列より定常値及び変動値を求めるが、変動値は原則としてスペクトラム解析により有義値を求め、そして 1/1,000 最大期待値を求めた。ただし異常時 (A1) では非線形域に入るので、有義値は定常変位側の片振幅のみの極値の 1/3 最大平均値を用いた。1/1,000 最大期待値は変位については線形性が強いと見做し、1/1,000 最大期待値は有義値の 1.93 倍とし、係留力はこの変位の 1/

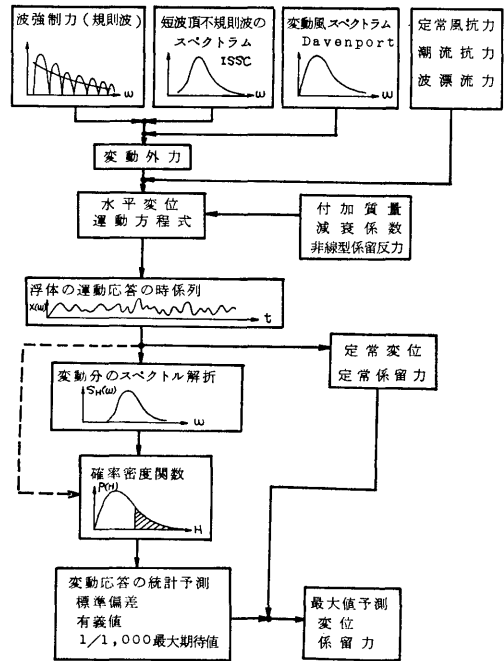


図 7.3 水平変位と係留力の予測の流れ図

1,000 最大期待値に対応するゴムダンパーの反力を特性曲線から読みとり、更にゴムダンパーの減衰力を変位に応じて加算したものとした。水平変位と係留力の予測法の手順を図 7.3 の流れ図で示す。

7.1.3 予測値の計算法

(1) 浮体の計算モデルと計算項目及び点数

浮体を係留するドルフィンには、計算の便宜上幾つかのドルフィンをもとめて近似的に配置し、実機を図 7.4 に示すようにモデル化した。なお、図中のドルフィン数として示した数値はドルフィンをもとめた数で

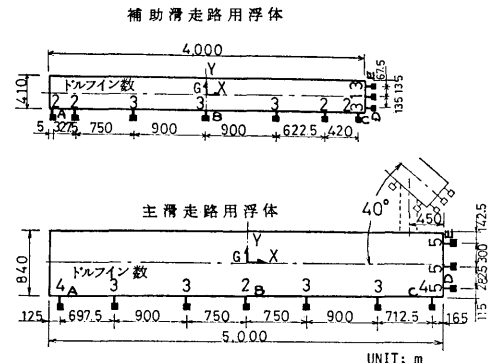


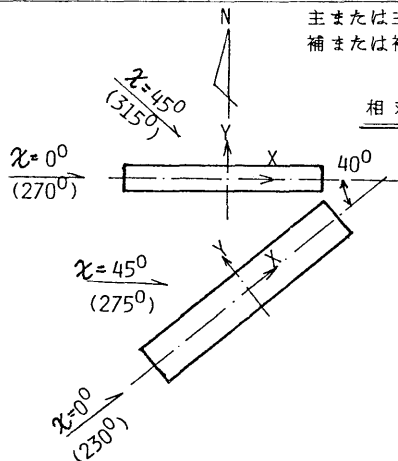
図 7.4 シミュレーションに用いた浮体及び係留系のモデル

表 7.1 数値シミュレーション計算を行った状態の総括表

状 態	風波の 方向	上 下 挙 動			水平挙動及び係留力			備 考
		解 算 計 算 適 用	風 波 の 真 方 位		シミュ レ ー シ ョ ン 計 算 適 用	風波の真方位		
			主 浮 体	補 助 浮 体		主 浮 体	補 助 浮 体	
N 1	0°	○	50°/230°	90°/270°	○	230°	270°	通 常 時
	45°	○	95°/275°	45°/315°	○	275°	315°	
	90°	○	140°/320°	0°/ 90°	○	320°	0°	
N 2	0°	○	50°/230°	90°/270°	○	230°	270°	通 常 時
	45°	○	95°/275°	45°/315°	○	275°	315°	
	90°	○	140°/320°	0°/ 90°	○	320°	0°	
N 3	0°	○	50°/230°	90°/270°	○	230°	270°	通 常 時
	45°	○	95°/275°	45°/315°	○	275°	315°	
	90°	○	140°/230°	0°/ 90°	○	320°	0°	
N 4	0°	○	50°/230°	90°/270°	—	—	—	横 風 最 大
	45°	○	95°/275°	45°/315°	補 ○	—	315°	
	90°	○	140°/230°	0°/ 90°	主 ○	320°	0°	
N 5	0°	○	50°/230°	90°/270°	○	230°	270°	平 均 年 間 最 大
	45°	○	90°/275°	45°/315°	○	275°	315°	
	90°	○	140°/230°	0°/ 90°	○	320°	0°	
A 1	0°	○	50°/230°	90°/270°	○	230°	270°	100 年 台 風 時
	45°	○	90°/275°	45°/315°	○	275°	315°	
	90°	○	140°/230°	0°/ 90°	○	320°	0°	
A 3	0°	—	—	—	主 ○	230°	—	津 波 来 襲 時
	45°	—	—	—	補 ○	—	315°	
	90°	—	—	—	—	—	—	
A 1 ₁	波真方位	—	—	—	○	240°	240°	台 風 シミュレーションの 風波の真方位で設定
	風真方位	—	—	—	○	180°	180°	
A 1 ₂	0°	—	—	—	主 ○	230°	—	変 動 風 の 影 響 を 100 年 台 風 時 に 適 用
	45°	—	—	—	主 ○	275°	—	
	90°	—	—	—	主 ○	320°	—	

主または主浮体は主滑走路用浮体の略
補または補助浮体は補助滑走路用浮体の略

相 対 方 向 と 真 方 位 の 関 係



あり、その総数は実機と一致させてある。また、計算点は、AからEまでの5点を対象にした。

計算は、各係留点における浮体の前後及び左右方向の水平変位と係留力及び浮体の4隅の自由端の上下動について行った。

(2) 計算ケース

自然環境条件は、表 2.15 に示す N1 から N5 までの通常時と異常時の A1 である。また、風と波との方向の組み合わせに関しては、代表的な方向について計算を行い、その他の方向については計算結果を内挿して求めることとする。それに基づいて計算を行ったケースを一括して表 7.1 に示す。

7.2 予測計算に用いる外力条件

7.2.1 定常力

浮体に働く定常力としては、表 3.24 の風荷重、表 3.25 の波漂流力及び表 3.26 の潮流力を適用する。ただし、通常時 (N1~N7) の潮流力は、総て最大値の流速である 0.8 kt に対する値を適用する。

7.2.2 流体力係数及び変動力

(1) 流体力係数及び波強制力

流体力係数は、第 4 章において検証した値を (4.9) 式に代入して用いた。波強制力は、第 3 章の 3.2.3 項で示す値を入力させた。

(2) 不均一外力

不均一外力を設定するに当って次に挙げる事項の仮定を設けることとする。

a) 不均一外力の割合に関しては、第 2 章の 2.4 節において概略検討したものとす。

b) 風速及び波高の不均一性は、浮体の長さ方向の距離に対して線形に変化するものとす。また、基本風速及び基本波高を各状態における最大値であると仮定すると不均一による外力の変化係数は次式で求められる。

力の変化:

$$c_F = \frac{1}{L} \int_0^L \left(1.0 - \delta + \frac{\delta}{L} x \right)^2 dx$$

係数モーメントの変化係数:

$$c_M = \int_0^1 \left(1.0 - \delta + \frac{\delta}{L} x \right)^2 \left(x - \frac{L}{2} \right) dx$$

ここで、 L は浮体の長さ、 δ は不均一度である。

なお、モーメントの不均一による変動は、浮体に働く y 軸方向の均一の力とモーメントの変化係数との積によって生ずるものとする。

c) 浮体の上部施設帯に対する風荷重の不均一は、無視する。

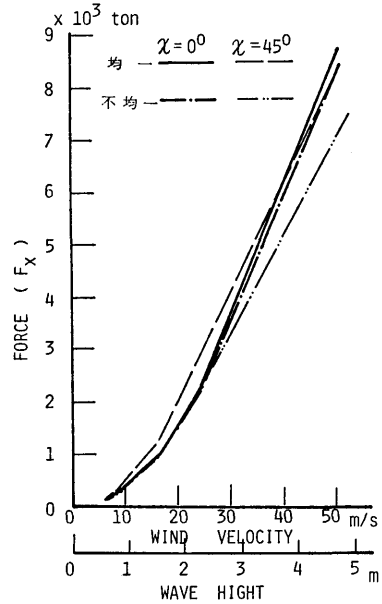


図 7.5 主滑走路用浮体の広域不均一と均一の外力の比較

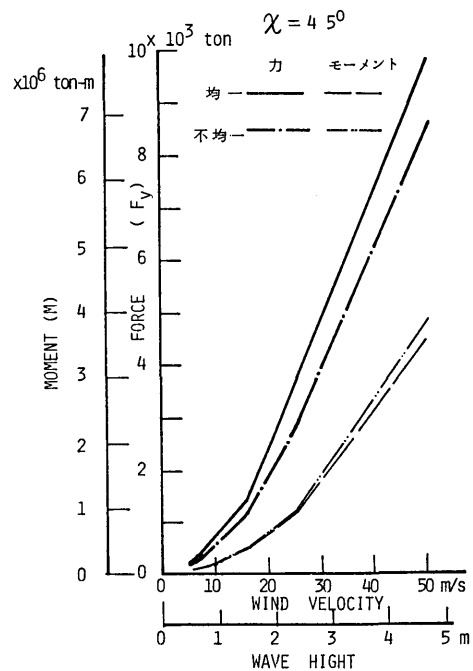


図 7.6 主滑走路用浮体の広域不均一と均一の外力の比較

以上の仮定に基づいて風速と波高の不均一度を求めた結果を表7.2に、均一外力と不均一外力とを求めた結果を図7.5及び図7.6に示す。

これらの図から、力にすると不均一外力よりも均一外力の方が大きくなり、モーメントは不均一外力の場合が均一外力の場合より若干大きくなるが無視できる程度である。

ただし、基本風速及び波高を最大値とし、不均一度を低い方に設定したものである。しかしながら、基本風速及び波高を低位に設定し、不均一度を高い方に設定すれば、力の平均値は基本風速及び波高より $1/2 \cdot \delta$ だけ高くなり、均一外力の値をはさんで高位と低位が存在することになる。モーメントは、均一外力の場合より若干大きくなるが、その増加分は無視できる程度

表 7.2 不均一外力の計算例 ($\chi=0^\circ$)

状 態	力及び モーメント	風抗力と	風抗力と	波漂流力 (t)	合 計 (t)	状 態	力及び モーメント	風抗力と	風抗力と	波漂流力 (t)	合 計 (t)	
		モーメント 上部施設 ($t_{or}t-m$)	モーメント 浮体 (t)					モーメント 上部施設 ($t_{or}t-m$)	モーメント 浮体 (t)			
果 積 度 数 率 70 %	主 滑 走 路 用 浮 体	F_x (均一)	27	70	36	133	風 速 1/6 m	F_x (均一)	206	520	251	977
		F_x (不均)	27	67	33	127		F_x (不均)	206	499	232	937
		F_y (均一)	1	0	0	1		F_y (均一)	10	0	0	10
		F_y (不均)	1	0	0	1		F_y (不均)	10	0	0	10
		M(均一)	7×10^3	0	0	7×10^3		M(均一)	53×10^3	0	0	53×10^3
		M(不均)	7×10^3	0	0	7×10^3		M(不均)	53×10^3	0	0	53×10^3
	補 助 滑 走 路 用 浮 体	F_x (均一)	0	56	17	73	相 当 1/8 m	F_x (均一)	0	416	121	537
		F_x (不均)	0	53	10	63		F_x (不均)	0	396	71	467
		F_y (均一)	0	0	0	0		F_y (均一)	0	0	0	0
		F_y (不均)	0	0	0	0		F_y (不均)	0	0	0	0
		M(均一)	0	0	0	0		M(均一)	0	0	0	0
		M(不均)	0	0	0	0		M(不均)	0	0	0	0
果 積 度 数 率 90 %	主 滑 走 路 用 浮 体	F_x (均一)	56	145	93	294	年 間 平 均 最 大 2.5 m/s	F_x (均一)	502	1,270	707	2,479
		F_x (不均)	56	139	86	281		F_x (不均)	502	1,220	653	2,375
		F_y (均一)	3	0	0	3		F_y (均一)	25	0	0	25
		F_y (不均)	3	0	0	3		F_y (不均)	25	0	0	25
		M(均一)	14×10^3	0	0	14×10^3		M(均一)	130×10^3	0	0	130×10^3
		M(不均)	14×10^3	0	0	14×10^3		M(不均)	130×10^3	0	0	130×10^3
	補 助 滑 走 路 用 浮 体	F_x (均一)	0	116	45	161	異 常 時 (~ 100 年 台 風)	F_x (均一)	0	1,016	341	1,357
		F_x (不均)	0	110	26	136		F_x (不均)	0	966	199	1,165
		F_y (均一)	0	0	0	0		F_y (均一)	0	0	0	0
		F_y (不均)	0	0	0	0		F_y (不均)	0	0	0	0
		M(均一)	0	0	0	0		M(均一)	0	0	0	0
		M(不均)	0	0	0	0		M(不均)	0	0	0	0
果 積 度 数 率 95 %	主 滑 走 路 用 浮 体	F_x (均一)	80	201	161	442	主 滑 走 路 用 浮 体	F_x (均一)	2,009	5,081	1,571	8,661
		F_x (不均)	80	193	149	422		F_x (不均)	2,009	4,880	1,450	8,339
		F_y (均一)	4	0	0	4		F_y (均一)	99	0	0	99
		F_y (不均)	4	0	0	4		F_y (不均)	99	0	0	99
		M(均一)	21×10^3	0	0	21×10^3		M(均一)	517×10^3	0	0	517×10^3
		M(不均)	21×10^3	0	0	21×10^3		M(不均)	517×10^3	0	0	517×10^3
	補 助 滑 走 路 用 浮 体	F_x (均一)	0	161	78	239	補 助 滑 走 路 用 浮 体	F_x (均一)	0	4,065	757	4,822
		F_x (不均)	0	153	45	198		F_x (不均)	0	3,865	442	4,307
		F_y (均一)	0	0	0	0		F_y (均一)	0	0	0	0
		F_y (不均)	0	0	0	0		F_y (不均)	0	0	0	0
		M(均一)	0	0	0	0		M(均一)	0	0	0	0
		M(不均)	0	0	0	0		M(不均)	0	0	0	0

である。

以上の検討結果より不均一係留関係の挙動及び係留力に関して無視し得ると判断できる。

(3) 変動風荷重

ここでは、変動風のパワースペクトラムと空間相関及び浮体の風荷重係数が分かっている場合について、風による変動荷重(力及びモーメント)の時系列を推定する手法について述べる。

a) 取り扱いの一般的方法

一般に入力 $a(t)$ に対して出力 $b(t)$ がある場合の自己相関関数 ($R_{aa}(\tau)$ と $R_{bb}(\tau)$) 及び相互相関関数 ($R_{ba}(\tau)$) 並びにそれらのパワースペクトラム ($S_{aa}(f)$, $S_{bb}(f)$) 及びクロススペクトラム ($S_{ba}(f)$) 等は、既に山内¹⁾によって定義され、求めることが可能であることが示されている。

これらの関数から線形の周波数応答関数 $H_{ba}(f)$ と Coherency 関数 $\gamma^2(f)$ が求められる。

そこで、いま入力の時系列 $x(t)$ に対して出力の時系列 $y(t)$ を $x(t)$ と線形の応答関数で結ばれる $z(t)$ 成分と結ばれない $n(t)$ 成分とに分けると、それらの時系列のスペクトラムは次式で与えられる。

$$\begin{aligned} S_{xx}(f) &= 0 \\ S_{yy}(f) &= S_{zz}(f) + S_{nn}(f) \\ S_{yx}(f) &= S_{zx}(f) \end{aligned}$$

そして、周波数応答関数 $H_{yx}(f)$ 及び Coherency 関数 $\gamma^2(f)$ は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} H_{yx}(f) &= H_{zx}(f) = S_{zx}(f) / S_{xx}(f) \\ \gamma^2(f) &= |S_{yx}(f) / S_{xx}(f)|^2 / (S_{yy}(f) / S_{xx}(f)) \\ &= |H_{zx}(f)|^2 \cdot S_{xx}(f) / S_{yy}(f) \end{aligned}$$

一方、互に線形な応答で結ばれている $x(t)$ と $z(t)$ について周波数応答関数 $H_{zx}(f)$ を求めると次式となる。

$$|H_{zx}(f)|^2 = S_{zz}(f) / S_{xx}(f)$$

したがって、

$$\begin{aligned} S_{yy}(f) / S_{xx}(f) &= \{S_{zz}(f) + S_{nn}(f)\} / S_{xx}(f) \\ &= |H_{zx}(f)|^2 + S_{nn}(f) / S_{xx}(f) \end{aligned}$$

という関係を求め、両辺に $S_{xx}(f) / S_{yy}(f)$ を乗じて移項すると

$$|H_{zx}(f)|^2 S_{xx}(f) / S_{yy}(f) = 1 - S_{nn}(f) / S_{yy}(f)$$

が求められ、最終の Coherency 関数は、次式で求められる。

$$\gamma^2(f) = 1 - S_{nn}(f) / S_{yy}(f)$$

この関係式から Coherency 関数の値は $y(t)$ のパワースペクトラムのうち $x(t)$ と線形な応答関数で関係

づけられる成分の占める割合で表わすことができることが判る。

b) 水平面内における相関

自然風の水平面内における相関⁴⁾に関しては、既に第2章の2.1.4項の(3)で述べたように水平面内の2点における変動風の無次元クロススペクトラムは次式で求められる。

$$\begin{aligned} R_u(x_1, x_2, \mu; f) \\ = \exp \left\{ -\frac{7f}{U} |x_1 - x_2| \cos \mu \right. \\ \left. + i \frac{5.13f}{U} (x_1 - x_2) \sin \mu \right\} \end{aligned}$$

Coherency 関数は次式で求められる。

$$\sqrt{\gamma^2(f)} = \exp \left(-\frac{7f |x_1 - x_2|}{U} \cos \mu \right)$$

c) 水平に置かれた細長い構造物に働く変動風荷重
水平に置かれた細長い構造物に風が当たる場合の風速の分布は一般的に次式で表されるものとする。

$$v = U(x, \mu) + u(x, \mu, t)$$

ここで、 U は時間的な平均風速、 $u(x, \mu, t)$ は変動風速である。

いま、 $-l$ から l までの細長い構造物の微小部分に働く直圧力とそれによる原点まわりのモーメントを求め、変動風速の2乗の項を無視すると構造物全体に働く力 ($F(\mu, t)$) 及びモーメント ($M(\mu, t)$) は次式で書き表わされる。

$$\begin{aligned} F(\mu, t) &= \int_{-l}^l dF(x, \mu, t) \\ &= \frac{1}{2} \rho h \int_{-l}^l C_N(x, \mu) U(x, \mu)^2 \\ &\quad \times \left\{ 1 + 2 \frac{u(x, \mu, t)}{U(x, \mu)} \right\} dx \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} M(\mu, t) &= \int_{-l}^l dM(x, \mu, t) \\ &= \frac{1}{2} \rho h \int_{-l}^l x C_N(x, \mu) U(x, \mu)^2 \\ &\quad \times \left\{ 1 + 2 \frac{u(x, \mu, t)}{U(x, \mu)} \right\} dx \end{aligned}$$

ここで、 $C_N(x, \mu)$ は直圧力係数、 h は構造物の長さである。

そこで、今直圧力係数と平均風速との長さ方向の分布を考慮して次式のように表わされるとする。

$$C_N(x, \mu) = \bar{C}_N(\mu) \cdot \phi_N(x, \mu)$$

$$U(x, \mu) = \bar{U} \phi_U(x, \mu)$$

ただし、 $\phi_N(x, \mu) \equiv 1$ 、 $\phi_U(x, \mu) \equiv 1$ である。

その結果、構造物全体に働く力及びモーメントは、

次式のように書き換えることができる。

$$\begin{aligned}
 F(\mu, t) &= F(\mu) + F_T(\mu, t) \\
 &= \frac{1}{2} \rho h \bar{C}_N(\mu) \bar{U}^2 \\
 &\quad \times \int_{-l}^l \phi_N(x, \mu) \{\phi_V(x, \mu)\}^2 dx \\
 &\quad + \rho h \bar{C}_N(\mu) \bar{U} \\
 &\quad \times \int_{-l}^l \phi_N(x, \mu) \phi_V(x, \mu) u(x, \mu, t) dx \\
 M(\mu, t) &= M(\mu) + M_T(\mu, t) \\
 &= \frac{1}{2} \rho h \bar{C}_N(\mu) \bar{U}^2 \\
 &\quad \times \int_{-l}^l x \phi_N(x, \mu) \{\phi_V(x, \mu)\}^2 dx \\
 &\quad + \rho h \bar{C}_N(\mu) \bar{U} \\
 &\quad \times \int_{-l}^l x \phi_N(x, \mu) \phi_V(x, \mu) u(x, \mu, t) dx
 \end{aligned}$$

そして、上式中の $F_T(\mu, t)$ 及び $M_T(\mu, t)$ のパワースペクトラムを計算するためのそれぞれの自己相関関数を求め、それらをフーリエ変換してパワースペクトラム ($S_{FF}(f)$) 及び ($S_{MM}(f)$) とクロススペクトラム ($S_{MF}(f)$) を求めると次式のように書き表される。

$$\begin{aligned}
 S_{FF}(f) &= \{\rho h \bar{C}_N(\mu) \bar{U}\}^2 S(f) |J_{SS}(f)|^2 \\
 S_{MM}(f) &= \{\rho h \bar{C}_N(\mu) \bar{U}\}^2 S(f) |J_{MM}(f)|^2 \\
 S_{MF}(f) &= \{\rho h \bar{C}_N(\mu) \bar{U}\}^2 S(f) |J_{MS}(f)|^2
 \end{aligned}$$

ここで、 $S(f)$ は変動風のパワースペクトラム、

$$\begin{aligned}
 |J_{SS}(f)|^2 &= \int_{-l}^l \int_{-l}^l \phi_N(x_1, \mu) \phi_N(x_2, \mu) \\
 &\quad \times \phi_V(x_1, \mu) \phi_V(x_2, \mu) \\
 &\quad \times \exp \left\{ \frac{-7f |x_1 - x_2|}{\bar{U}} \cos \mu \right. \\
 &\quad \left. + i \frac{5.13f(x_1 - x_2)}{\bar{U}} \sin \mu \right\} \\
 &\quad \times dx_1 dx_2
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 |J_{MM}(f)|^2 &= \int_{-l}^l \int_{-l}^l x_1 x_2 \phi_N(x_1, \mu) \phi_N(x_2, \mu) \\
 &\quad \times \phi_V(x_1, \mu) \phi_V(x_2, \mu) \\
 &\quad \times \exp \left\{ \frac{-7f |x_1 - x_2|}{\bar{U}} \cos \mu \right. \\
 &\quad \left. + i \frac{5.13f(x_1 - x_2)}{\bar{U}} \sin \mu \right\} \\
 &\quad \times dx_1 dx_2
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 |J_{MS}(f)|^2 &= \int_{-l}^l \int_{-l}^l x_1 \phi_N(x_1, \mu) \phi_N(x_2, \mu) \\
 &\quad \times \phi_V(x_1, \mu) \phi_V(x_2, \mu) \\
 &\quad \times \exp \left\{ \frac{-7f |x_1 - x_2|}{\bar{U}} \cos \mu \right.
 \end{aligned}$$

$$\left. + i \frac{5.13f(x_1 - x_2)}{\bar{U}} \sin \mu \right\} \times dx_1 dx_2$$

である。

$|J_{SS}(f)|^2$ 及び $|J_{MM}(f)|^2$ は風による変動抗力の空間相関特性が左右動方向と船首揺れ方向の強制力とモーメントに寄与する程度を表わしており、結合アクセプタンスと呼ばれるものである。なお、表示式の形は複素数になっているが、実際に計算すると虚数部は零になる。

d) 変動荷重の時系列による表現

一般に時系列 $x(t)$ のパワースペクトラムが $S(f)$ である時、 $x(t)$ は $S(f)$ を用いて次の様に書き表わされる。

$$\begin{aligned}
 x(t) &= \int_{-\infty}^{\infty} \cos \{2\pi f t + \phi(f)\} \sqrt{S(x) df} \\
 &= \sum_{i=1}^n \cos \{2\pi f_i t + \phi(f_i')\} \int_{f_i}^{f_{i+1}} \sqrt{S(f) df} \\
 f_i' &= \frac{\int_{f_i}^{f_{i+1}} f S(f) df}{\int_{f_i}^{f_{i+1}} S(f) df}
 \end{aligned}$$

ここで、 $\phi(f_i')$ は 0 から 2π にわたってランダムに分布するように定める。

そこで、 $M_T(\mu, t)$ と $F_T(\mu, t)$ とは線形な応答関数で関係づけられない成分が存在するものとして $M_T(\mu, t)$ が $F_T(\mu, t)$ と線形な応答関数で結びつく項 ($M_{TL}(\mu, t)$) と結びつかない項 ($M_{TN}(\mu, t)$) とに区分し、それぞれのスペクトラムを次式で書き表わされるものとする。

$$\begin{aligned}
 S_{ML}(f) &= \int_{-\infty}^{\infty} \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \\
 &\quad \times \int_{-T}^T M_{TL}(\mu, t) M_{TL}(\mu, t + \tau) dt \\
 &\quad \times e^{-i2\pi f \tau} d\tau
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 S_{MN}(f) &= \int_{-\infty}^{\infty} \lim_{T \rightarrow \infty} \frac{1}{2T} \\
 &\quad \times \int_{-T}^T M_{TN}(\mu, t) M_{TN}(\mu, t + \tau) dt \\
 &\quad \times e^{-i2\pi f \tau} d\tau
 \end{aligned}$$

したがって、これらがラムダムに分布することを考慮すると、

$$\begin{aligned}
 F_T(\mu, t) &= \sum_{i=1}^n \int_{f_i}^{f_{i+1}} \sqrt{S_{FF}(f) df} \cos(2\pi f_i' t + \epsilon_i) \\
 M_{TL}(\mu, t) &= \sum_{i=1}^n \int_{f_i}^{f_{i+1}} \sqrt{S_{ML}(f) df} \cos(2\pi f_i' t + \xi_i)
 \end{aligned}$$

$$M_{TN}(\mu, t) = \sum_{i=1}^n \int_{f_i}^{f_{i+1}} \sqrt{S_{MN}(f)} df \cos(2\pi f_i' t + \zeta_i)$$

で書き表わされる。ただし、 $\xi_i = \text{Arg}\{S_M(f_i)\} + \varepsilon_i$ の関係にあるものとする。

そして、

$$M_T(\mu, t) = \sum_{i=1}^n \bar{M}_{Li} \cos(2\pi f_i' t + \varepsilon_i + \phi(f_i')) + \sum_{i=1}^n \bar{M}_{Ni} \cos(2\pi f_i' t + \zeta_i)$$

である。ここで、 $\phi(f_i') = \text{Arg}\{S_{MF}(f_i')\}$ 、 ε_i 及び ζ_i

は $0 \sim 2\pi$ にわたってランダムに分布するように決定された位相角であり、

$$\bar{M}_{Li} = \int_{f_i}^{f_{i+1}} \sqrt{S_{ML}(f)} df$$

$$\bar{M}_{Ni} = \int_{f_i}^{f_{i+1}} \sqrt{S_{MN}(f)} df$$

である。

e) 変動風荷重の計算

変動風荷重のパワースペクトラムとして次式の

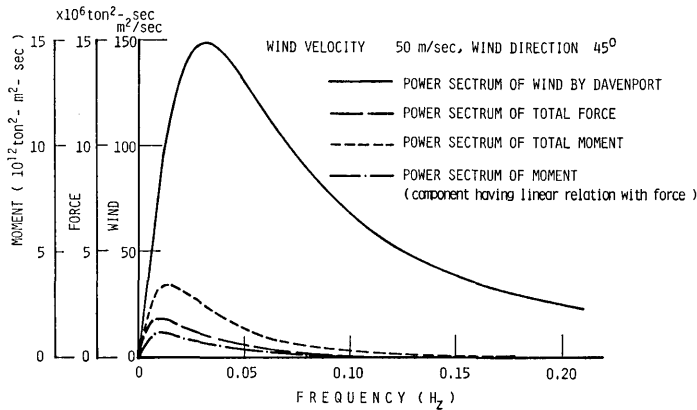


図 7.7 主滑走路用浮体に対する変動風荷重のパワースペクトラム

表 7.3 主滑走路用浮体に働く変動荷重

$\alpha = 90^\circ$

i	1	2	3	4	5	6	7
f_i' (Hz)	0.0063	0.0195	0.0390	0.0664	0.1107	0.1725	0.2545
\bar{F}_i (ton)	270.2	409.7	314.6	290.6	189.3	139.5	86.1
M_{Li} (ton-m)	15.3×10^3	28.4×10^3	23.5×10^3	22.3×10^3	14.8×10^3	11.0×10^3	8.7×10^3
$\psi(f_i')$ (deg.)	360.0	"	"	"	"	"	"
\bar{M}_{Ni} (ton-m)	267.3×10^3	510.8×10^3	412.9×10^3	387.7×10^3	254.8×10^3	188.6×10^3	115.3×10^3

$\alpha = 45^\circ$

i	1	2	3	4	5	6	7
f_i' (Hz)	0.0063	0.0194	0.0390	0.0663	0.1107	0.1725	0.2544
\bar{F}_i (ton)	168.3	248.6	188.8	173.7	112.9	83.0	51.3
M_{Li} (ton-m)	121.3×10^3	203.8×10^3	158.9×10^3	147.5×10^3	96.4×10^3	71.1×10^3	44.7×10^3
$\psi(f_i')$ (deg.)	334.1	344.7	352.1	355.2	357.1	358.2	359.0
\bar{M}_{Ni} (ton-m)	72.2×10^3	150.7×10^3	118.9×10^3	110.2×10^3	71.8×10^3	52.9×10^3	32.2×10^3

$\alpha = 0^\circ$

i	1	2	3	4	5	6	7
f_i' (Hz)	0.0065	0.0201	0.0392	0.0666	0.1109	0.1726	0.2547
\bar{F}_i (ton)	229.6	465.8	406.1	395.1	265.2	198.3	122.7

Davenport のスペクトラムを用いる。

$$S(f) = 480,000kf / \{1 + (1,200f/U)^2\}^{4/3}$$

ここで、 f は周波数、 U は高度 10 m における 10 分間平均風速、 k は高度 10 m の風速で定義した表面摩擦係数である。

上式に基づいて風向が 45° 、平均風速が 50 m/s、 k が 0.003 の場合の主滑走路用浮体に働く変動風速、力及びモーメントのパワースペクトラムを求めた結果を図 7.7 に示し、パワースペクトラムを $n=7$ 、 $f_i=0.001, 0.01, 0.03, 0.05, 0.09, 0.14, 0.22$ 及び 0.30

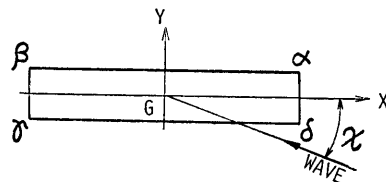
として区間積分し、時系列表示式の成分波の振幅及び位相差を求めた結果を表 7.3 に示す。

7.2.3 係留系のバネ特性

数値シミュレーション計算に適用した係留系のバネ特性は、ドルフィンに剛性であると仮定し、1 基当りのゴムダンパーの圧縮特性を図 6.6 に示す 100 年台風時の上限値を用い、そのゴムダンパー特性を等価粘性減衰係数に換算した値である。なお、ゴムダンパーの圧縮特性は、非線形性が強いいため、数値シミュレーション計算を行う場合には、12 本の折線にて圧縮特性

表 7.4 主滑走路用浮体の波浪中における上下変位等の予測値例

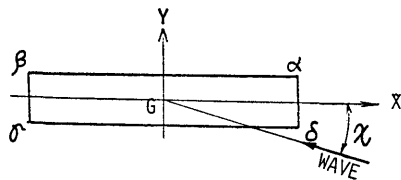
100 年台風時 (A1)



	$\chi = 0^\circ$			$\chi = 45^\circ$			$\chi = 90^\circ$			
	標準偏差	有義値	1/1000 最大期待値	標準偏差	有義値	1/1000 最大期待値	標準偏差	有義値	1/1000 最大期待値	
Heave(m)	0.0275	0.0550	0.106	0.0332	0.0665	0.128	0.0382	0.0763	0.147	
Roll(rad)	0.137×10^{-3}	0.274×10^{-3}	0.528×10^{-3}	0.168×10^{-3}	0.336×10^{-3}	0.648×10^{-3}	0.193×10^{-3}	0.386×10^{-3}	0.746×10^{-3}	
Pitch(rad)	0.757×10^{-5}	1.514×10^{-5}	2.923×10^{-5}	0.684×10^{-5}	1.368×10^{-5}	2.640×10^{-5}	0.606×10^{-5}	1.212×10^{-5}	2.339×10^{-5}	
上下変位 (m)	α 点	0.0657	0.131	0.253	0.0785	0.157	0.303	0.0896	0.179	0.346
	β 点	0.0674	0.135	0.253	0.0785	0.161	0.317	0.0921	0.184	0.356
	δ 点	0.0674	0.134	0.260	0.0807	0.161	0.311	0.0921	0.184	0.355
	δ 点	0.0657	0.131	0.253	0.0786	0.157	0.303	0.0896	0.179	0.346

表 7.5 主滑走路用浮体の波浪中における上下変位の予測値例

平均年間最大時 (N5)



	$\chi = 0^\circ$			$\chi = 45^\circ$			$\chi = 90^\circ$			
	標準偏差	有義値	1/1000 最大期待値	標準偏差	有義値	1/1000 最大期待値	標準偏差	有義値	1/1000 最大期待値	
Heave(m)	0.0089	0.0178	0.0343	0.0108	0.0215	0.0416	0.0124	0.0247	0.0477	
Roll(rad)	0.149×10^{-4}	0.839×10^{-4}	1.619×10^{-4}	0.513×10^{-4}	1.026×10^{-4}	1.981×10^{-4}	0.592×10^{-4}	1.184×10^{-4}	2.285×10^{-4}	
Pitch(rad)	0.240×10^{-5}	0.480×10^{-5}	0.927×10^{-5}	0.217×10^{-5}	0.434×10^{-5}	0.837×10^{-5}	0.191×10^{-5}	0.381×10^{-5}	0.736×10^{-5}	
上下変位 (m)	α 点	0.0203	0.0406	0.0783	0.0243	0.0486	0.0937	0.0277	0.0554	0.1069
	β 点	0.0210	0.0419	0.0809	0.0215	0.0502	0.0969	0.0287	0.0573	0.1106
	δ 点	0.0209	0.0419	0.0808	0.0251	0.0502	0.0968	0.0286	0.0572	0.1105
	δ 点	0.0203	0.0406	0.0784	0.0243	0.0486	0.0938	0.0277	0.0554	0.1070

を近似させて用いた。

7.3 予測結果及び考察

7.3.1 上下変位の予測値

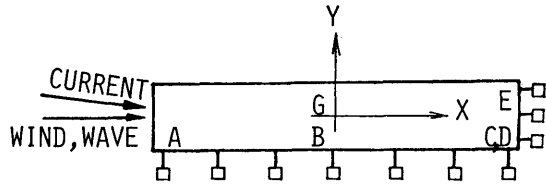
表 7.1 に示す状態について数値シミュレーション計算によって浮体式海上空港の動揺及び上部構造物の端部における上下変位量を予測した。その予測結果例と

して、自然環境条件が 100 年台風時と平均年間最大時における主滑走路用浮体の上下揺れ、横揺れ、縦揺れ及び 4 隅の上下変位の標準偏差、有義値及び 1/1,000 最大期待値を外力との出会角に対して表 7.4 及び表 7.5 に示す。

その結果、浮体式海上空港は、風速 16 m/s 以下の自然環境条件である N1~N4 では動揺及び上下変位

表 7.6 主滑走路用浮体の水平変位と係留力の予測値例

100 年台風時 (A1)
 (変動風を考慮した場合)
 $\alpha = 0^\circ$



項目	定常値	有義値	1/1000 最大期待値	定常値 + 有義値	定常値 + 最大期待値	平均周期 (sec)	
外力	X 方向力 (t)	21537	1874	3617	23411	10.48	
	Y 方向力 (t)	773	6038	11653	6811	9.47	
	Z 軸回りモーメント (t-m)	0.515×10^6	0.110×10^7	0.212×10^7	0.162×10^7	0.264×10^7	11.88
変	重心の Surge (m)	0.191	0.029	0.056	0.220	0.247	16.75
	Sway (m)	0.004	0.129	0.249	0.133	0.253	13.28
	Yaw (rad.)	0.256×10^{-6}	0.106×10^{-4}	0.205×10^{-4}	0.109×10^{-4}	0.208×10^{-4}	12.40
位	航空機橋連結部の X 方向変位 (m)	0.191	0.030	0.058	0.221	0.249	16.43
	Y 方向変位 (m)	0.004	0.138	0.266	0.142	0.270	13.30
	係留点 A の Y 方向変位 (m)	0.005	0.123	0.237	0.128	0.242	13.15
	係留点 B の Y 方向変位 (m)	0.004	0.129	0.249	0.133	0.253	13.28
	係留点 C の Y 方向変位 (m)	0.004	0.139	0.268	0.143	0.272	13.30
係留力	係留点 D の X 方向変位 (m)	0.191	0.029	0.056	0.220	0.247	16.82
	係留点 B の X 方向変位 (m)	0.191	0.030	0.058	0.221	0.249	16.56
	係留点 A (t)	38	951	1712	989	1750	13.09
	B (t)	33	915	1712	1040	1800	13.20
	C (t)	28	1077	1872	1105	1900	13.24
力	D (t)	1437	171	333	1608	1770	16.61
	E (t)	1435	177	345	1612	1780	16.39

とも極端に小さく殆んど応答しないといえる。なお、主滑走路用浮体は、風速が 25 m/s の平均年間最大 (N5) になっても最も大きい端部の上下変位の 1/1,000 最大期待値が最大で ± 11 cm 程度にであり、100 年台風時 (A1) でも ± 36 cm 程度に収まる。

7.3.2 水平変位及び係留力の予測値

数値シミュレーション計算によって浮体式海上空港

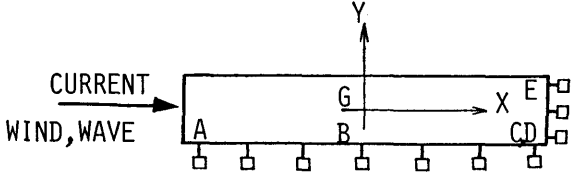
の水平変位及び係留力を予測した。その予測結果例として A1 及び N5 の自然環境条件における主滑走路用浮体の外力、水平面内の動揺、局部水平変位及び係留力の予測値を表 7.6 及び表 7.7 に示す。

水平変位及び係留力は N1~N4 の海象・気象条件では、上下変位と同様に極端に小さい。

なお、主滑走路用浮体の挙動及び係留力は、N5 で

表 7.7 主滑走路用浮体の水平変位と係留力の予測値例

平均年間最大時 (N5)
 $\alpha = 0^\circ$



項目	定常値	有義値	1/1000 最大期待値	定常値 + 有義値	定常値 + 最大期待値	平均周期 (sec)	
外力	X 方向力 (t)	4538	768	1482	5306	6.14	
	Y 方向力 (t)	30	3150	6080	3180	6.08	
	Z 軸回りモーメント (t-m)	0.130×10^6	0.287×10^6	0.554×10^6	0.417×10^6	0.684×10^6	7.40
変位	重心の Surge (m)	0.037	0.002	0.004	0.039	0.041	8.14
	Sway (m)	0.000	0.008	0.015	0.008	0.015	8.49
	Yaw (rad.)	0.993×10^{-7}	0.661×10^{-6}	0.128×10^{-5}	0.760×10^{-6}	0.183×10^{-5}	9.55
変位	航空機橋連結部の X 方向変位 (m)	0.037	0.002	0.004	0.039	0.041	8.13
	Y 方向変位 (m)	0.000	0.008	0.015	0.008	0.015	8.14
	係留点 A の Y 方向変位 (m)	0.000	0.009	0.017	0.009	0.017	8.64
	係留点 B の Y 方向変位 (m)	0.000	0.008	0.015	0.008	0.015	8.49
	係留点 C の Y 方向変位 (m)	0.000	0.008	0.015	0.008	0.015	8.41
	係留点 D の X 方向変位 (m)	0.037	0.002	0.004	0.039	0.041	8.17
	係留点 E の X 方向変位 (m)	0.037	0.002	0.004	0.039	0.041	8.13
係留力	係留点 A (t)	3	71	137	74	140	8.60
	B (t)	1	68	131	69	132	8.45
	C (t)	1	68	131	69	132	8.36
	D (t)	303	14	27	317	330	8.13
	E (t)	302	13	25	315	327	8.09

は水平変位が定常量と 1/1,000 最大期待値を単純加算しても最大で 5.4 cm 程度、係留力が 450 t 程度であり、A1 で変動風を考慮した自然環境条件下では、水平変位が最大で 46 cm 程度、係留力が 2,600 t 程度である。したがって、係留力は許容値以下であることが判明した。

7.3.3 予測結果の総合考察

(1) 変動風の影響

風を定常風としてではなく、実際に近い変動風として入力させても数値シミュレーション計算結果によると変動風としての影響は極めて小さいといえる。

(2) ゴムダンパー特性の変化による影響

数値シミュレーション計算のゴムダンパー特性は、100 年台風時の上限特性を用いたが、これを下限特性にしても水平面内の変位量は増加するが、係留力は逆

に可成り減少することが数値シミュレーション計算によって確認された。

第 7 章関係の参考文献

- 1) 山内保文：海洋波中の応答，第 1 回耐航性に関するシンポジウム，日本造船学会，1969 年。
- 2) Davenport, A. G.: Buffeting of a Suspension Bridge by Stormy Winds, Proc. ASCE, Vol. 87, ST3, 1962 年。
- 3) 本州四国連絡橋耐風研究委員会：本州四国連絡橋の耐風に関する調査研究報告書，土木学会，1975 年。
- 4) 岡内 功，伊藤 学，宮田利雄：耐風構造，丸善，1977 年。
- 5) Batchelor, G. K.: Theory of Homogeneous Turbulence, Cambridge Univ. Press, 1953 年。

第8章 調査結果の総合検討

浮体式海上空港の建設に係わる技術的課題について浮体式海上空港の検討用モデルを設定し、各種環境外力条件下における浮体の挙動、係留力、構造強度及び係留装置等の基本的な特性について技術的調査・検討を行って来た。

その結果に基づいて浮体式海上空港の建設の可能性、安全性及び空港機能面からの検討並びに浮体式海上空港の建造方法、経済性及び実施設計に対する指針等について総合的な技術検討を行った。ここでは、その検討内容と結果の概要を紹介する。

8.1 浮体の挙動、構造及び係留面からの総合検討

浮体式海上空港は、100年台風に遭遇しても十分安全であるように構造設計してあるために構造物を構成している各部材に働く応力値は、十分許容応力値を満足しているといえる。したがって、構造強度に関しては、実施設計において十分検討すればよいといえる。

そこで、浮体式海上空港に関しては、浮体の挙動、撓み及び係留力の面からの総合検討を行うこととした。

まず、空港機能面からの検討に関係する通常時と浮体式海上空港の安全性の面からの検討に関係する異常時における主滑走路用浮体の挙動、撓み及び係留力を総括して表8.1に示す。

また、最終的に設定された主滑走路用浮体の挙動及び係留力の1/1,000最大期待値を表8.2に示す。

なお、表8.1及び表8.2は、要素浮体がフーティング型の場合である。

(1) 空港機能面を主体にした検討

航空機が離着陸できる最悪条件である表2.15の平均年間最大(N5)及び離着陸時(N6)に対して浮体の挙動量と空港機能との関係を検討すると共に、滑走路部、グライドパス付近及びローライザー付近における浮体の撓みによる最大傾斜と空港機能との関係を検討し、余り問題がないことを確認した。

(2) 要素浮体の形状と浮体の挙動、撓み及び係留力との関係

多数の要素浮体支持型式の海上空港の有利性とフーティング型要素浮体支持型式の上下動の軽減等が認められたが、多数の要素浮体支持型式の海上空港であれば、浮体の挙動は要素浮体の形状が多少変化してもほ

んど問題とならない。したがって、浮体の撓みのみを検討すればよいが、部分撓みは、必要に応じて部分的な要素浮体の形状及び寸法を変化させて、浮体の挙動及び係留力などの基本的性能を阻害せずに減少させることが可能であるといえる。

(3) 最大値の検討

浮体式海上空港の安全性を検討するために、平均年間最大状態及び100年台風時について浮体の挙動、撓み及び係留力等の1/1,000最大期待値を求めた。その結果から空港機能面及び係留装置の安全性等が確保できることが判明した。

(4) 災害モデルの設定と検討

災害モデルとしては、①台風来襲、②津波来襲、③地震時、④係留装置の一部破損時、⑤航空機の墜落時、及び⑥船舶の衝突時等を想定し、これらが浮体及び係留装置に及ぼす影響の度合いと安全性を検討した。

台風及び津波来襲時については、前章までの検討と同じ条件であるが、その他に関しては、次の様に検討条件を再設定して検討を行った。

a) 地震については、数値シミュレーションによる浮体の挙動と係留力とを求めた結果を基本的なドルフィンの応答及び浮体の挙動量に加算して再検討し、安全が確保されることを確認した。

b) ドルフィンが端部で2基破損した状態と長辺で3基が等間隔で破損した状態とについて100年台風に遭遇した場合の浮体の挙動及び係留力を数値シミュレーション計算を行って求めた。その結果、等間隔で3基破損しても浮体の挙動及び係留力は非破損時に比して僅かに増加する程度に収まること、一方、端部破損時には、端部で浮体の挙動及び係留力が大きくなるが、許容値以内に収まることを確認した。

c) 航空機の墜落に関しては、気象・海象条件を航空機の離着陸限界時で500tの重量の航空機が部分破壊なく、剛体が時速300kmで落下するという最も厳しい状態に関しても浮体の挙動及び係留力の数値シミュレーション計算を行い、余り問題がないことが判明した。

d) 船舶の衝突に関しては、9.5万重量トン級の船舶が100年台風時に4ノットで衝突したと仮定して浮体の挙動及び係留力の数値シミュレーション計算を行

表 8.1 主滑走路用浮体の挙動、撓み及び係留力等の総括表

状 態	上下運動 (有義値, 片振幅)					グライドバス付近における X方向鉛直面内最大傾斜					ローカライザ付近における Y方向鉛直面内最大傾斜					水 平 変 位 (最大=定常値+変動の有義値)						係留力 最大 (トン) /基当り (ton)						
						静的要因		動的 要因		合 計	静的要因		動的 要因		合 計	X 方向 (cm)		Y 方向 (cm)		船 首 撓 度 (度)								
	略 号	上下 揺 (cm)	縦 揺 (度)	横 揺 (度)	端部 最大 上下動 (cm)	夜 間 駐 機	温 度 差	波 浪 に よ る 撓 み	離 着 陸 に よ る 撓 み	運 動 に よ る 傾 斜	静 的 傾 向	動 的 傾 向	夜 間 駐 機	温 度 差	波 浪 に よ る 撓 み	離 着 陸 に よ る 撓 み	運 動 に よ る 傾 斜	静 的 傾 斜	動 的 傾 斜		定 常 値		変 動 値	最 大	定 常 値	変 動 値	最 大	
常 時	累積度数率 70%	N1	0	0	0	0	0	0	1/2000	0	1/2000	0	<1/1000	0	1/85000	0	<1/1000	1/85000	1.80	0	1.80	0.30	0	0.3	0	120		
	累積 90%	N2	0	0	0	0	0	0	1/2000	0	1/2000	0	<1/1000	0	1/85000	0	<1/1000	1/85000	2.00	0	2.00	0.50	0	0.5	0	150		
	累積度数率 95%	N3	0	0	0	0	0	0	1/2000	0	1/2000	0	<1/1000	1/38000	1/85000	0	<1/1000	1/26270	2.20	0	2.20	0.60	0.1	0.7	0	180		
	横風最大	N4	0.1	0	0	0	0	0	1/2000	0	1/2000	0	<1/1000	1/34000	1/85000	0	<1/1000	1/24290	1.80	0	1.80	1.30	0.3	1.6	0	140		
	平均年間最大	N5	2.5	0	0	5.7	0	0	(1/500000)	1/2000	0	1/2000	0	<1/1000	1/13300	1/85000	0	<1/1000	1/11500	4.30	0.1	4.40	3.30	1.1	4.4	(0.5x10 ⁻⁴)	370	
	航空機離陸時 (最悪条件)	N6	2.5	0	0	5.7	0	0	(1/500000)	1/2000	0	1/2000	0	<1/1000	1/13300	1/85000	0	<1/1000	1/11500	4.30	0.1	4.40	3.30	1.1	4.4	(0.5x10 ⁻⁴)	370	
	夜間駐機時	N7	2.5	0	0	5.7	0	-	(1/500000)	1/2000	0	1/2000	0	-	1/13300	1/85000	0	≒ 0	1/11500	4.30	0.1	4.40	3.30	1.1	4.4	(0.5x10 ⁻⁴)	370	
常 時	100年台風時	A1	5.5 (8.6x10 ⁻⁴)	0	0.015	13.5	-	0	1/56000	1/2000	1/66600	0	1/5690	-	0	1/4000	1/85000	1/3820	0	1/1910	18.00	2.7	20.70	6.3	12.7	19.0	(5.5x10 ⁻⁴)	1550
	地震時	A2	0	0	0	0	0	0	1/2000	0	1/2000	0	<1/1000	1/38000	1/85000	0	<1/1000	1/26270	2.20	0	2.20	0.6	0.1 + 7.1	0.7 + 7.1	0 + 0.002	0	180 + 770	
	津波来襲時	A3	0 (102)	0	0	0	0	0	1/2000	0	1/2000	0	<1/1000	1/38000	1/85000	0	<1/1000	1/26270	9.90	0.1	0.10	0.1	0.1	0.2	0	810		
	船舶衝突時	A4	2.5	0	0	5.7	0	0	1/2000	0	1/2000	0	<1/1000	1/13300	1/85000	0	<1/1000	1/11500	4.30	0.1	4.40	3.3	1.1 + 27.4	4.4 + 27.4	0 + 0.005	0	370 + abt. 1600	
	航空機墜落時	A5	2.5 + 0.9	0 + 0.0006	0 + 0.004	5.7 + 6.2	0	0	1/2000	0 + 1/95500	0	1/5520	0	<1/1000	1/13300	1/85000	0 + 1/14300	<1/1000	1/11500 + 1/14300	4.30	0.1	4.30	3.3	1.1	4.4	0	370	

表 8.2 主滑走路用浮体の挙動及び係留力の 1/1,000 最大期待値

応答 状態	鉛直面内の挙動				水平面内の挙動			ドルフィン1基 当りの最大係 留力 (t)
	上下揺 (cm)	縦揺 (度)	横揺 (度)	端部における 最大上下動 (cm)	前後揺 (cm)	左右揺 (cm)	回頭角 (度)	
累積度数率 95%	≒ 0	≒ 0	±0.0002	± 2	22±0	0.6±0.2	≒ 0	176± 4
平均年間最大時	± 4.8	±0.0005	±0.013	± 15	42±0.2	3.3±2.1	$\frac{0.0001}{\pm 0.001}$	270± 181
100年確率台風時	±12.8	±0.0017	±0.037	± 59	19.1±5.6	6.1±3.17	$\frac{0.0003}{\pm 0.0013}$	368±1,977
地震時	——	——	——	——	±41.5	±35.4	±0.0013	±1,910
津波来襲時	±102	≒ 0	±0.0002	±102	9.9±0	0.1±0.2	≒ 0	805± 4

い、安全性が確保されることを確認した。

以上の項目について浮体式海上空港の浮体の挙動、構造及び係留面から想定される環境条件下で総合的な検討を行い、浮体式海上空港は、通常時には空港としての機能を阻害しないこと及び異常時には充分安全性が確保されることを技術的見地から確認した。

8.2 浮体式海上空港の施工法及び工期の検討

浮体式海上空港は、分割建造方式を採用し、全国のドックで建造した建造ユニットを設置地点まで曳航し、各建造ユニットを海上で接合して完成するものである。

(1) 建造ユニットの建造

建造ユニットは、進水、曳航時の安定性、造船設備、現地接合工事量、形状の共通性等を総合的に検討した結果、主滑走路用浮体は長さ 300 m、幅 60 m の建造ユニットが 238 基、補助滑走路用浮体は長さ 240 m、幅 45 m の建造ユニットが 150 基、そして航空機橋用浮体は長さ 214 m、幅 45 m の建造ユニットが 12 基で構成されているものとした。

各建造ユニットは、長さ 15 m、幅 15 m のブロックで建造し、それに 1 本の要素浮体を取り付けた後にドック内で組立て艀装及び塗装を行う。

この様な建造方式を採用すると全国の 19 造船所の 26 ドックで行うことができ、建造ユニットの建造期間は、各ドックにおける建造が 2 ヶ月に 1 基の割で行なえば月間建造ユニットの建造基数が 17 基となり、約 30 ヶ月で建造が完了することになる。これは昭和 49 年度における建造実績の 53~57% 程度の建造量である。

(2) 建造ユニットの曳航

まず、過去 10 年間の船舶からの気象通報資料を整

理し、曳航時の抵抗及び構造強度等を考慮して曳航方法及び曳航航路等を検討すると同時に、建造ユニットの復原性及び波浪中における動揺等を検討して曳航可能な海象及び曳航に要する日数を推定した。

その結果、風速 20 m/s、波高 2 m、相対風向 45°以下の海象条件であれば、5,000 馬力級の曳船 4~5 隻で往航が 4.5 kt 程度、復航が 12 kt 程度で曳航できる。そして、曳航所要日数が求まり、それに曳航待機、狭水道通過調整、乗員交代及び航路状況の季節的相違等に要する時間を考慮して一律 3 日間を加算すると、3 グループで曳航すれば約 2 年 4~5 ヶ月で建造ユニットは曳航できることになる。

(3) 建造ユニットの現地接合

現地における海上接合工事の能率向上を図るため、曳航されてきた建造ユニットを 100 年級の台風に遭遇しても充分耐えるように 250 t 型一点係船ブイ (8 基) に一時係留する。

建造ユニットの接合工事は、建造ユニットを係留ドルフィンに動揺を抑制しながら取り付け、順次長さ及び幅方向に接合を展開することができる。なお、同時接合基数は、品質及び労務管理上から 8 建造ユニットとした。その接合作業が可能な海象条件は、初期 (8 基) までが風速 10 m/s 以下、波高 0.8 m 以下とし、それ以後 (9 基以後) が風速 16 m/s 以下、波高 1.3 m 以下とする。

その他、建造ユニットの引寄せ、仮拘束、計測・調整、仮接合及び本溶接等の作業手順及び要領は分割建造船舶の海上接合の実績等を参考にして検討した。また、係留装置の施工及び浮体とドルフィンとの連結作業等についても作業要領及び日数を検討した。

(4) 全工期の検討

建造ユニットの工期は、加工開始から 4 ヶ月後に最

初の建造ユニットが完成し、順次完成基数が増加し、最後の建造ユニットが3年10ヶ月後に完成する。

建造ユニットの曳航は、3船団で行なえば工期的に可成り自由度があるといえる。

ドルフィンの工期は、2グループで実施すれば約35ヶ月間で完成する。

建造ユニットの現地接合工事は、主滑走路用浮体が29ヶ月間、補助滑走路用浮体が22ヶ月間で完成するが、この両者はある程度同時に行うことが可能である。

以上の検討により建造ユニットの加工開始から現地接合完了までの全工期は、大略4ヶ年間としても特に問題がないといえることが判明した。

8.3 浮体式海上空港の維持及び補修の検討

浮体式海上空港の耐用年数を60年以上と想定し、その間の維持及び補修の要領について概略検討を行った。

(1) 防食要領

既存の海洋構造物、本四連絡橋等の実績及び防食業者の実績や意見を参考にし、海上空港の特質性を考慮して現有の最高防食技術を適用し、浮体が60年間経過した後においても空港機能及び構造強度等の低下が皆無であるようにした。

防食対策は、①空中部は耐食性と耐候性に優れた有色仕上の塗装とし、補修を10年毎に実施する。②没水部及び土中部は塗装と電気防食とを併用し、電気防食は建造中が流電陽極法で、施工後が外部電源法を適用する。③飛沫帯及び干満帯は、最も腐食環境が厳しくかつ維持補修が困難であることから、重防食を施して耐久性を高めることを主体にして検討した。その結論として要素浮体は、無機ゾンプライマの上に3mmの合成樹脂塗料または4mmの充填材入り合成樹脂が、5mmのレジンモルタルを施す、杭は内側を50mmのモルタル、外側を5mmのFRP被覆を施すこととした。

(2) 保守点検法

構造面及び防食面からの定期的な点検、異常の有無に拘わらず防食材料の経年変化を見るために補修間隔に従って防食面からの点検及び台風、津波や地震等の異常状態が発生した場合の異常時点検について、点検方法、点検設備、点検頻度、作業量及び劣化予測などについて検討した。また、係留装置のドルフィン、リンク機構及びゴムダンパーに関して点検箇所、点検内容及び作業量等の検討を行った。

(3) 維持・補修

点検によって発見された場合の補修項目、補修方法、補修期間及び作業量などについても一応の検討を行った。

8.4 浮体式海上空港の経済性の検討

浮体式海上空港の経済性としては、建設費、メンテナンス費及び要素浮体が鋼製とコンクリート製についての価格等の概略見積を行ったが、見積が昭和54年2月時点の価格であるため、本報告では省略することとする。

8.5 浮体式海上空港の空港機能面からの検討

本調査研究においては、浮体式海上空港の可能性及び安全性を検討すると共に、浮体式海上空港の空港機能面からの検討として海上空港と陸上空港との相違点とその相違点が空港機能に及ぼす影響についても概略検討した。

検討した項目としては、①浮体の撓み及び変位がILSのグライドパスとローカライザー及びMLSのエレベーションとアジマスに及ぼす影響、②浮体上面の変位と管制電波の反射面との関係、③VASIS関係、④進入燈並びに⑤着陸誘導装置関係以外の諸施設として舗装、海上と陸上の交通システム及び必要な構築物等について概略検討を行った。

9.6 浮体式海上空港の実施設計への指針

本調査研究では、浮体式海上空港の基本的な調査及び検討を既存資料と技術並びに模型実験結果等に基づいて行った。その結果、多数の要素浮体で支持された海上空港は、予想した以上の自由度を持って実用への適用が可能であることが判明した。

そこで、浮体式海上空港を実施設計する際には、前述の多様性を充分活用して、海上空港の機能性、安全性及び経済性の面から海上空港の最適化を図るために、次の諸点を考慮することが望ましいといえる。

(1) 巨大化と評価モデルとの関係

本調査研究用に設定された浮体式海上空港モデルは、従来類のない巨大な構造物であるため、巨大化したことによって発生する問題が種々考えられる。その中で最も大きい問題として、構造物の3次元的な巨大化であるといえる。しかしながら、本調査研究用の海上空港は、多数の要素浮体で支持された構造物であるため、巨大化は平面的となって2次元的な問題として

取り扱うことが出来る。したがって、巨大化のための課題は、本調査研究の内容をより細部に亘って検討すれば充分解決されうるといえる。

(2) 設計条件の詳細設定

設計条件としては、計器着陸誘導装置の許容誤差、空港の規模及び建設予定場所における環境外力条件等をより詳細に設定すれば、浮体式海上空港の多様性を有効に活用して最も機能性、安全性及び経済性の高い設計が可能であるといえる。

(3) 経済性向上のための最適化

浮体式海上空港の要素浮体の形状及び寸法等を適切に組み合わせて適正に配置することにより空港機能並びに経済性の向上が図られる。また、上部構造物の構造配置の適正化及び係留装置の適正化も詳細な検討により十分可能であると思われる。

これらの諸点からも経済性の向上が期待できるといえる。

以上の外に浮体式海上空港を具体化する際に究明すべき事項が本研究の調査研究報告書を航空局に提出した後に検討会において指摘されているので、それらの事項を参考のために付記する。

① 台風来襲時における自然条件の実態把握

台風来襲時における自然環境条件は、時間的及び平面的に不規則な変動をするので現地観測等により更に具体的なデータを収集し、本調査研究において想定した値と比較検討して安全性を確認する必要がある。

② 波浪スペクトル特性の検討

空港設置予定地点で実施中の波浪観測の中間結果によると、現地の波浪スペクトル特性は、本調査研究に用いた短波頂不規則波に比べ長波頂特性が顕著であり、長周期成分も卓越する傾向がある。したがって、現地観測等を継続し、波浪スペクトル特性の実態を把握し、そのスペクトル特性が浮体の挙動に及ぼす影響を明確にしておく必要がある。

③ 連絡用の浮体の検討

主滑走路用浮体と補助滑走路用浮体との連絡用浮体に関しては、その挙動特性の究明及び連絡用浮体と滑

走路浮体との間の連結部について更に検討する必要がある。

④ ゴムダンパーの力学的特性及び耐久性の把握

ゴムダンパーに関しては、繰り返し荷重、クリープ特性、外気温の変化や衝撃荷重等による特性変化及び耐久性について大型模型等により確認する必要がある。

⑤ リンクの安全性の把握

係留装置の複雑な溶接個所やユニバーサルジョイント部の疲労による材料劣化の影響を考慮し、これに対処できるように部材の形状、材質及び施工管理並びに維持管理について詳細検討が必要である。

⑥ 洋上接合工法の確立

建造ユニットの現地接合に関しては、現地の自然条件を詳細に把握すると共に、溶接時には建造ユニット相互間の相対運動を完全になくすことのできる大規模な建造ユニットの洋上拘束技術の完成とその確認を行う必要がある。

また、建造ユニットは、多数の異なる造船所で建造されるので高度な工程管理について詳細な検討を行う必要がある。

⑦ 浮体の防食対策

耐用年数が60年と長期であるので点検及び補修を含む防食対策について更に詳細に検討する必要がある。

これらの指摘は、海上空港が公共的な施設であり、莫大な経費と多数の人員を取り扱う点を考慮すれば当然であるといえる。

本調査研究は、浮体式海上空港の技術的可能性を極めて短期間で実施したが、基本的な検討はすべて行われている。したがって、実施設計をする際には、上記事項に関しては本調査研究の成果を応用して充分対応できる問題であるといえる。

また、上記事項に関しては、その後上五島や白島の洋上石油備蓄基地の建設やその他の海洋開発関連の技術開発で究明され、解決した事項も多いので、その成果も適用できる。

第9章 結 言

本報告は、関西新国際空港を浮体工法で海上に建設することを想定して、それを評価するための技術的な調査研究を昭和52年度及び昭和53年度に実施した内容を紹介したものである。

しかしながら、本調査研究において実施した技術的な検討内容は、海上空港のみに止まらず今後、海洋開発が進展して海洋空間等の有効利用に供する目的で海洋に超大型の浮遊式海洋構造物を実現させる際には十分活用でき得るものである。また、海洋開発関連の技術開発のためにも大いに役立つ内容であることを確信する。

本調査研究において提示した評価手順や手法及び技術的な検討内容が、現在進行中である九州地区の上五島や白島の洋上石油備蓄基地の計画、設計及び建造等に活用されているが、その程度の活用にとまることな

く、近い将来において浮体式海上空港または海洋空間等の有効利用としての超大型の浮遊式海洋構造物の実現に生かされることを期待して止まない。

最後に、本調査研究の一部は日本造船研究協会に依頼し、海上空港調査委員会においてこれまで造船業界が蓄積して来た実績及び技術などを充分活用して行ったが、その際、甚大な労力を惜まず御指導・御鞭撻を賜った海上空港調査委員会元良誠三委員長（当時東京大学教授）をはじめ、精力的に調査研究の実施に協力していただいた各委員や挙動分科会、構造分科会及び係留分科会の分科会長と各委員、並びに日本造船研究協会及び日本造船工業会の関係各位に対してここに深く感謝致します。

なお、関西新国際空港の建設工法は、最終的に埋立工法が採用されることになった。



浮体式海上空港の大型模型による水槽実験