

本研究は、モーターボート競走公益
資金による（財）日本船舶振興会の
補助金を受けて実施したものである。

研究資料No. 371

第187研究部会

海洋構造物の深海係留に関する調査研究

報告書

昭和59年3月

社団法人
日本造船研究協会

深海域における浮遊式海洋構造物の係留に関しては、浮体の挙動及び係留力の推定法並びに係留用機器等の実用的な設計法はいまだ確立されていないのが現状である。

そこで、それらに関して総合的に調査研究を行い、より安全で実用性のある深海係留技術の確立に必要な要素技術及び関連技術の段階的確立を図ることを目的とした本研究部会を発足させた。

本調査研究は4ヶ年計画であり、本年度は、その第3年度目で前年度に引き続いて既存資料による基礎調査及び現状の技術調査を行うと共に、浮体の挙動及び係留力の推定法を確立するための水槽模型試験、理論計算用プログラムの開発及び数値シミュレーション計算等を行った。また、係留要素機器の基礎調査や係留用索・鎖に関しては系統的な疲労試験を行った。

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会昭和58年度補助事業「海洋構造物の基礎的研究」の一部として、日本造船研究協会第187研究部会において実施した「海洋構造物の深海係留に関する調査研究」の成果をとりまとめたものである。

第187研究部会委員名簿(敬称略、五十音順)

部会長	安藤 定雄(船舶技術研究所)	浅野 鑑三(日本鋼管)
委員	朝田 宏(石川島播磨重工業)	伊藤 剛平(日本造船工業会)
	新井 信一(日立造船)	岩佐 成明(住友重機械工業)
	井上 義行(横浜国立大学)	大川 豊(船舶技術研究所)
	宇ノ木賢一(三菱重工業)	岡武 秀雄(三井造船)
	太田垣由夫(石川島播磨重工業)	鐘ヶ江官朗(日立造船)
	小寺山 亘(九州大学)	小段 範久(日本鋼管)
	川上 肇(川崎重工業)	酒井 義男(日本鋼管)
	斎藤 公男(大阪大学)	庄司 邦昭(東京商船大学)
	島田 漢(三井造船)	関田 欣治(新日本製鉄)
	鈴木 信一(新日本製鉄)	中島 俊夫(住友重機械工業)
	田中 陽(川崎重工業)	新田 順(日本海事協会)
	中西 宏(神戸製鋼所)	肥後 靖(廣島大学)
	早崎 清志(神鋼鋼線)	藤野 正隆(東京大学)
	藤田 実(川崎重工業)	森 庸寬(日本鋼管)
	村山 敬一(石川島播磨重工業)	米家 卓也(日本海事協会)
	吉田宏一郎(東京大学)	小川 和夫(日本鋼管)
討議参加者	大西登喜夫(川崎重工業)	高津 尚之(川崎重工業)
	坂田 隆司(川崎重工業)	鶴岡 正敬(石川島播磨重工業)
	鶴田 三郎(東京商船大学)	馬場 哲治(日立造船)
	中山 和夫(三井造船)	
	三砂 崇(日本鋼管)	

目 次

第1章 緒 言	1
第2章 浮体の挙動及び係留力の推定法	3
2.1 外力に関する調査	3
2.1.1 潮流及び海流に関する調査	3
2.1.2 風及び波浪に関する調査	5
2.2 深海係留方式の検討	18
2.2.1 深海係留の概要	18
2.2.2 静的係留特性の数値計算法	20
2.2.3 深海係留の選定手法	30
2.3 潮流による索・鎖の変形及び張力	36
2.3.1 係留索・鎖の定常問題の研究展望	36
2.3.2 係留ラインの変形に関する実用推定法	41
2.4 索・鎖係留ラインの動的変動張力特性の実用計算法	47
2.4.1 係留ラインの動的解析法	47
2.4.2 深海係留ラインの実用計算法	62
2.5 長周期運動と係留浮体の数値シミュレーション法	68
2.5.1 長周期運動時の流体力特性に関する水槽模型実験	68
2.5.2 不規則波中における長周期運動の統計量	84
2.5.3 数値シミュレーション手法の確立	93
第3章 係留用要素機器	100
3.1 現況調査	100
3.1.1 深海係留用機器の検討	100
3.1.2 深海施工法の検討	111
3.1.3 係留用要素機器の維持補修の検討	117
3.2 索の強度に関する実験	122
3.2.1 鋼索のコーティングと端末加工法に対する強度	122
3.2.2 合成繊維索の強度	132
3.3 鎖の強度に関する実験	141
3.3.1 鎖の腐食疲労強度に関する実験	141
3.3.2 腐食量の調査	155
3.3.3 鎖の脆性破壊に関する実験	157
第4章 設計指針の調査検討	168
4.1 自然環境条件の検討	168
4.1.1 海上風の設定法	168
4.1.2 実海面の波スペクトルのデータと表示式との比較	172
4.2 係留システムの設計指針の検討	177
4.2.1 索・鎖係留ラインの安全率及び初期張力	177
第5章 結 言	184

第1章 緒 言

わが国は、国土が狭あいで、かつ、地勢的にも山地が多く、四方を海で囲まれているため、古くから海洋を通して人類が海洋から多大の恩恵をこうむって来ていると共に、文化形成にも海洋の影響が色濃く残っていて海洋との関係が広く、かつ、深いといえる。

一方、近年国際海洋法会議において経済水域を200海里とする提案がなされている。

この様な情勢とわが国が高度に発達した基幹産業を保有すると共に資源のほとんどを海外からの輸入に依存していること等を勘案するとわが国は、現時点における豊かな国民生活の社会経済とを今後とも維持するためには、より一層真の海洋開発を促進することが必要であるといえる。

海洋開発をより一層促進させるためには、これまでの臨海部の埋立といった海洋利用パターンから脱却し、深海域の海洋空間等の高度利用パターンを可能にする技術を早急に開発する必要があるといえる。

それに対処するための最重要課題の一つとして深海域における浮遊式海洋構造物の係留技術の段階的な開発に関して本研究部会は取り組むこととした。

本研究部会が取り組んだ海洋構造物の深海係留に関する調査研究は、昭和56年から4ヶ年計画で実施しているものであり、本報告書は本研究部会が第3年度目として調査研究した内容をとりまとめたものである。

以下に昭和58年度において実施した内容を記述する。

(1) 浮体の挙動及び係留力の推定法

(1) 外力に関する調査

ここでは、潮流、海流、風及び波浪に関する実測資料を中心に調査し、深海における係留浮体に作用する外力を推定するための基礎資料をまとめた。

(2) 深海係留方式の検討

ここでは、水深200～1,000m程度を対象にして浮遊式海洋構造物（主として石油掘削リグ）の係留方式について実績及び計画・構想等を調査し、深海係留の概要を把握すると共に深海係留時の静的係留特性を推算する数値計算手法を提示した。

(3) 潮流による索・鎖ラインの変形

ここでは、まず、流れの中における索の定常問題として取扱っている研究の経過について述べ次に、3次元係留ラインの流れの中における変形に関する実用計算法を示すと共にその手法による計算結果を示す。

(4) 索・鎖係留ラインの動的張力特性

ここでは、ランプドマス法による係留ラインの動的解析手法について示すと共に、深海係留状態の動的解析例を示す。また、ノーマルモード法を利用した実用的な計算手法を示し、その手法による計算結果が3次元非線形動的解析結果（ランプドマス法）と比較して良く一致することが判明した。

(5) 長周期運動と係留浮体の数値シミュレーション法

ここでは、まず、係留浮体の長周期運動をより精度よく推定するため、長周期運動時の浮体力特性を水槽模型試験にて求めた結果を示す。次に、不規則波中における浮体の長周期運動の統計量に関して数値計算を実施して検討した。最後に、係留浮体の数値シミュレーション手法を確立するため、矩形断面形状の浮体を係留した状態にて水槽模型試験を実施すると共に前年度に示した計算手法による結果と比較検討した。

(2) 係留用要素機器

(イ) 現況調査

ここでは、まず、深海係留用機器として重要な高把駐力アンカーの現況を調査した結果を示す。次に、深海施工法の具体的な例として、ドラッグアンカーの沈設施工法、ガイドタワーの施工法及びTLP(テンションレグ ブラットホーム)の施工法等について提案する。最後に、最近の各国及び各船級協会規則における海洋構造物の係留装置の検査や維持補修に関する要求内容及び動向、海中係留ラインの検査や維持補修法並びに海洋生物付着防止法について調査した結果を示す。

(ロ) 索の強度に関する実験

ここでは、鋼索のコーティングと端末加工法が索の疲労強度に及ぼす影響並びに周辺温度が合成繊維索の疲労強度に及ぼす影響を実験的に究明した結果を示す。

(ハ) 鎖の強度に関する実験

ここでは、鋼材の腐食量を調査した結果並びに、鎖の疲労強度に及ぼす腐食環境の影響と鎖の破断強度に及ぼす切り欠きの影響を実験的に究明した結果を示す。

(3) 設計指針の調査検討

(イ) 自然環境条件の検討

ここでは、既存の観測資料からの海上風を具体的に設定する手順の調査結果及び実海面の波浪スペクトルと通常の表示式との比較結果等を示す。

(ロ) 係留システムの設計指針

ここでは、まず、各国の規則や基準の調査としては、係留システムに関して極めて詳細に規定しているDNV及びNMDのルールについて調査した結果を示す。次に、我が国において係留システムの設計に従事されている人から係留システムの設計手順を聴取し、係留システムの設計手順を検討した。最後に、各国の政府機関の規則及び船級協会の基準を調査し、索・鎖係留システムの安全率及び許容の初期張力の値を検討した。

第2章 浮体の挙動及び係留力の推定法

2.1 外力に関する調査

深海域において、浮体を含めた係留系に作用する外力を推定するためには、その設置海域の環境条件を把握する必要がある。

ここでは、潮流・海流、風、波浪に関する実測例を中心に調査し、外力を推定するための基礎資料をまとめた。

2.1.1 潮流及び海流に関する調査

(1) 海水の流れ

海水は、地球の自転・公転、月や太陽との位置関係、風、海水の温度差等によって複雑な流れを示す。これらの海水の流れの中で最も顕著な流れが、海流と潮流である。

海流の定義は、¹⁾高野によると次のようになる。「広い空間で海水の運動を長期間にわたって平均したとき、大きな流速が、細く、長く、帯状に現われることがある。これを海流という」。

図2.1.1に、おもな海流の分布を示す。この中で、大規模で勢力の強い海流として著名なものに黒潮と湾流がある。黒潮は、台湾南方で1～2 kt、沖縄付近から九州南岸、紀伊半島の潮岬沖にいたると表層の流速は1～5 ktにも達する。また、湾流は流速が3 ktに達することがある。

一方、潮流は潮汐の干満に伴って、水平方向に運動する周期的な流れである。従って、潮流の一般的な性質は、潮汐と同じように、普通、半日の周期を持ち、場所によって約1日の周期を持つ。その周期は平均して、12時間25分であり、1日周期のところでは24時間50分である。海岸付近や狭い海峡では、潮流はほとんど一定方向と、ほぼその反対方向の流れとなるが、沖合では日々流向が変化し、場所によって、右回りや左回りに変化する。また、転流のときに、海水の動きが停止する憩流がないのが、沖合での特徴である。

(2) 潮流及び海流の実測例

(a) 平面分布

海面付近の流速は古くから計測され、数多くの資料が発表されている。一般的な資料として、海上保安庁、アメリカ国防省、イギリス海軍が発行している潮汐表、潮流図、海流図、バイロット・チャートがあり、アメリカ海軍が発行しているMarine Climatic Atlas of the Worldがある。また、神戸海洋気象台が年3回程度発行している海洋概報から、現在の黒潮の流路と表面流速を知ることも出来る。

図2.1.2に、上記のアメリカ海軍が発表した表面流速の分布図を例示する。これらは平均海流の流速の範囲とその主方向を示したものである。このように平面分布は、かなり詳細に調査されており、その概要は容易に知ることが出来る。

(b) 鉛直分布

近年、地球物理学的な研究のために、また、海洋工学が深海域にまで研究開発の対象を広げるようになってきたために、深海域における流速の鉛直分布が計測されるようになってきた。ここでは、これらの実測例や推定式を調査・比較する。表2.1.1と図2.1.3に調査結果を整理して示す。これらは潮流などの変動流や風による吹送流を除いた平均海流の鉛直分布と見做すことが出来る。図中の①～⑩は水深1,000m程度以上の深海域における実測値である。図の横軸は流速の鉛直分布を表面流速に対する比で表現している。また、豊富なデータに基づいて設計に利用されている鉛直分布を⑪、⑫、⑬で示す。さらに、水深250mの比較的浅い海域の実測値を⑭で

示し、船級協会（DnV, 1977年とG. Lloyds, 1976年）が提示している鉛直分布の式を水深1,000mに適用したものを①, ②に示す。これらの結果から次のことが言える。

(i) 実測された鉛直分布の形は、かなりバラツイている。

しかし、全体的に見て、水深50～100m程度までは表面流速に近い流速を保持し、100m以深から流速は急激に減少する。そして、水深500～600mで流速の減少は納まり、600m以深では流速がほぼ一定する。

(ii) ここに示した船級協会の鉛直分布は、深海域における流速の鉛直分布は、深海域における流速の鉛直分布には適合していない。

次に、調査した流速の鉛直分布の実測例等を基に、平均海流の標準的な流速の鉛直分布を考えるとすれば、図2.1.4に示す太い実線で表わされる分布形状となろう。

つまり、

(i) 海面から深度50mまでは、表面流速と同一の流速とする。

(ii) 深度50mから600mまでは、表面流速から表面流速の20%の流速まで深度の増大に伴って、直線的に流速が減少する。

(iii) 深度600m以深では、流速は表面流速の20%の流速とする。

尚、対象とする海域の水深が200m～600mの場合には、

(i) 海面から深度50mまでは、表面流速と同一の流速とする。

(ii) 深度50mから海底までは、表面流速から表面流速の20%の流速まで、深度の増大に伴って、直線的に流速が減少する。

従って、水深をH、深度をh、表面流速をV₀、深度hにおける流速をV_hとして、上述の関係を式で表わすと次のようになる。

$$(i) \quad 0 \leq h \leq 50m \text{ のとき} \quad V_h = V_0$$

$$(ii) \quad 50m \leq h \leq 600m \text{ のとき} \quad V_h = V_0 \left(1 - 0.8 \times \frac{h - 50}{550} \right)$$

$$\text{但し } H \leq 600m \text{ のとき} \quad V_h = V_0 \left(1 - 0.8 \times \frac{h - 50}{H - 50} \right)$$

$$(iii) \quad 600m \leq h \text{ のとき} \quad V_h = 0.2 V_0$$

(c) 時間的・空間的変動

潮流・海流の時間的・空間的変動を実測・調査したものに、九大応力研²⁾、寺本ら³⁾、Molinari⁴⁾等の研究がある。以下に、九大応力研の黒潮に関する研究結果を例にして示す。観測は、図2.1.4に示すように種子島及び屋久島南方の水深約1,000mのK₁及びK₂点において、それぞれ5つの異った深度で行なわれた。

流速ベクトルの記録を図2.1.5に示す。図から、次のことが言える。

(i) 600m程度の深度を境に流れのパターンが変わる。

(ii) 上層は、比較的指向性のある東向きの海流と半日潮周期の合成流となっている。

(iii) 下層は、海流がほとんどなく、半日潮周期だけの南北向きの周期的な流れとなっている。

(iv) 上層及び下層の各層内では、ほぼ同一方向の流れになっているが、K₂点の10月6日のように、表層流と200m以深で流向が逆転している場合もある。

時間的・空間的変動の一般的特徴は次のようなになる。

(i) 海流は、300～400m以浅の表層に集約された流れである。

(ii) 変動成分は、潮周期の規則的変動が顕著である。この潮周期の変動成分は、深度の影響をあまり受けない。

2.1.2 風及び波浪に関する調査

(1) 海上風

(a) 風速スペクトル

Byshev ら⁵⁾は、大西洋上の島の観測所や観測船による風速データから風速スペクトルを解析した。図 2.1.6 はその一例である。このスペクトルは大きく分けて 3 つの領域に分類できる。

領域(I) : 高低気圧の通過によるものと考えられる長周期(6 時間以上)の変動成分を持つ領域。 $(< 5 \times 10^{-5} \text{ Hz})$

領域(II) : 通常、風の息として感じることの出来る高周波数領域($> 5 \times 10^{-3} \text{ Hz}$)

領域(III) : いわゆるエネルギー・ギャップと呼ばれる領域(I)、(II)の間の領域。

図 2.1.7 は、上記と同様にして解析された潮岬における風速スペクトル⁶⁾であるが、海岸で計測されたものであり、陸の影響を受けている。両者を比べると次のことが言える。(尚、両者の横軸は対数目盛でほぼ等しいが、縦軸の目盛が異っているので注意を要する。)

- (i) 海岸において計測された風速スペクトルには、1 日周期のところにピークがあるが、外洋上のスペクトルには、一日周期にピークはない。これは海岸では陸風と海風が一日周期で存在することで理解できる。
- (ii) 外洋上のスペクトルは高周波数領域(II)のエネルギーが、海岸のスペクトルと比べ著しく少い(エネルギーで $1/100$ 程度)。つまり、海上では係留系に影響を与える周期 10 分以下の変動風のエネルギーが少いことを示している。

Byshev らの資料によると大西洋上の風速スペクトルは、赤道に近づくほど長周期の領域(I)のエネルギーが減少するが、高周波数領域(II)は大西洋上のどの地点でもほぼ同一のエネルギーである。

一方、Hoven⁷⁾が Long Island の Brookhaven で観測した風速変動スペクトルも潮岬と同様に、高周波数領域(II)のエネルギーが大きい。

このことが一般的な事実であるか否かについて、今後、より多くの資料について調査する必要がある。

(b) 風の構造

(i) 鉛直分布

風の流れは海面(又は地面)の影響を受けて、下方に行くほど速度が遅くなる。この大気境界層と呼ばれる範囲の風速の鉛直分布は、べき分布の式を用いて表現されることが多い。

$$\frac{V_z}{V_1} = \left(\frac{Z}{Z_1} \right)^\alpha$$

但し、 V_z : 高さ Z (m) での風速

V_1 : 基準風速

Z_1 : 基準高さ

α : べき指数

日笠ら⁸⁾は、図 2.1.8 に示すように各船級協会の規則が $1/14$ 乗則程度になっていることを示した。また、鉄建公団⁹⁾が昭和 34 年から 45 年まで実施した自然観測の結果、表 2.1.2 に示すようなべき指数にまとまるとしている。これによると、平均風速に関して、海風は陸風より穏かな変化の鉛直分布を有し、台風時は陸風、海風共に急な変化の分布となる。瞬間風速に関しては、陸風、海風また、台風、その他に拘らず同一の分布で高さに影響を受けていく鉛直分布を有していることがわかる。

(ii) 評価時間と評価距離を考慮した突風率

光田¹⁰⁾は、沖縄諸島の宮古島と石垣島の中間にある多良間島において、地上 15m、長さ 720m の測定線上 30m 間隔に計 25ヶ所に風速計を設置し、風速を同時計測した。25 個の風速計で得られた風速の時間的・空間的な分布から平均値を求め、また、風速の評価時間と評価距離を変化させ最大瞬間風速を求ることによって突風率を計算している。図 2.1.9 に、風が測定線に直角に吹いた場合の評価時間、又は、評価距離に対する突風率を示す。

(2) 波 浪

(a) 波スペクトルの比較

近年、よく使われている波スペクトルに Pierson-Moskowitz 型と JONSWAP の波スペクトルがある。

Pierson-Moskowitz スペクトルは、北太西洋の水深 2,000m ~ 5,000m の洋上で観測された 4 地点の計 64 個の波スペクトルを基に決定された完全発達波のスペクトルである。一方、JONSWAP の波スペクトルは北海南東の西ドイツ Sylt 島で、長さ 160km の直線上の 13 地点に波高計を設置して、波浪を同時計測して得られたものである。Sylt 島沖の計測海域は水深 50m 以下で大陸にも近い。このため、JONSWAP の波スペクトルは浅海域・有限フェッチの代表的なものとなっている。このように波スペクトルは各々異った特徴を持つので、対象とする海域によって波スペクトルを使い分ける必要がある。

Whalen ら¹¹⁾は、Pierson-Moskowitz, Bretschneider, JONSWAP 及び 6-Parameter の各スペクトルが実測した波スペクトルとどの程度適合するかを調査している。実測された波スペクトルは、メキシコ湾北部の 7 地点において、4 個の台風 (Edith, Celia, Cantille, Eloise と名づけられている) によって発生したものである。表 2.1.3 に、各台風の波を計測した地点と、計測された波スペクトルの特徴をまとめた。図 2.1.10 (a)~(d) では、実測された波スペクトルと、各種の波スペクトルの表現法で計算した波スペクトルとを比較している。実測値は太い実線で示し、1-PAR, 2-PAR はそれぞれ Pierson-Moskowitz, Bretschneider の波スペクトルを意味している。表 2.1.4 に、各種の波スペクトルの表現法の特徴と、実測値との適合度をまとめて示す。尚、ここで示す Pierson-Moskowitz スペクトルは、1 パラメータの Original Pierson-Moskowitz スペクトルであり、造船・海洋の分野で一般的に使用されている Bretschneider スペクトルと同様の 2 パラメータの Modified Pierson-Moskowitz スペクトルとは異なる。

また、6-parameter 波スペクトルは、次式で表わされるスペクトルである。

$$S(\omega) = \frac{1}{4} \sum_f \frac{\left(\frac{4\lambda_f + 1}{4} \omega_{mf}^4 \right)^{\lambda_f}}{\Gamma(\lambda_f)} \times \frac{H_s f^2}{\omega^{4\lambda_f + 1}} e^{-\left(\frac{4\lambda_f + 1}{4} \right)(\omega_m f / \omega)^4}$$

Where $f = 1, 2$ stands for the lowest and higher frequency

ω_m : modal frequency

λ : Shape parameter ($\lambda = 1$ のとき、Pierson-Moskowitz 波スペクトルと同一)

H_s : Significant wave height

(b) 波スペクトルの統計的取扱い

ここでは、波スペクトルの統計的取扱い方法の一つを紹介する。有義波高を使って海面の状態を表現することがよくあるが、有義波高を与えただけでは実際の海面の状態を表現したことにならない。Ochi¹³⁾は北大西洋における波スペクトルの有義波高と最頻周波数 (Modal frequency) の関係を求め、両者の関係を統計的に取扱い、海面の状態を表現する方法を提案している。図 2.1.11 は有義波高 4.6m

(1.5.1 ft)の波スペクトルの最頻周期の確率密度分布を示し、表 2.1.5 と図 2.1.12 は、有義波高を変数とした最頻周期の分布を示す。図 2.1.13 は発生確率 95 % 以内の 2-parameter の波スペクトルを表わしている。最も発生し易い波スペクトルが most probable 波スペクトルであり、波スペクトルの 95 % が図示した範囲の波スペクトルの 95 % が図示した範囲の波スペクトルである。

表 2.1.6 は、北大西洋で計測された 800 個の波スペクトルの統計解析からは最も発生し易い波スペクトルを含む 11 種の波スペクトルに分類される。図 2.1.14 は、有義波高を 9.0 m (29.5 ft)としたときの、上述の 11 種の波スペクトルを示す。これを 2-parameter の波スペクトルと比較して言えることは、6-parameter は変化に富んだ波スペクトル (double peaks, sharper peak) を含んでいることである。

Ochi は、実海面を表現する方法として、表 2.1.6 に示す波スペクトルに重みを乗じて加算することを提案している。重みの掛け方は表 2.1.7 に示すように most probable スペクトルに 0.50 を乗じ、残りの 10 個のスペクトルは 0.05 を乗じるとしている。

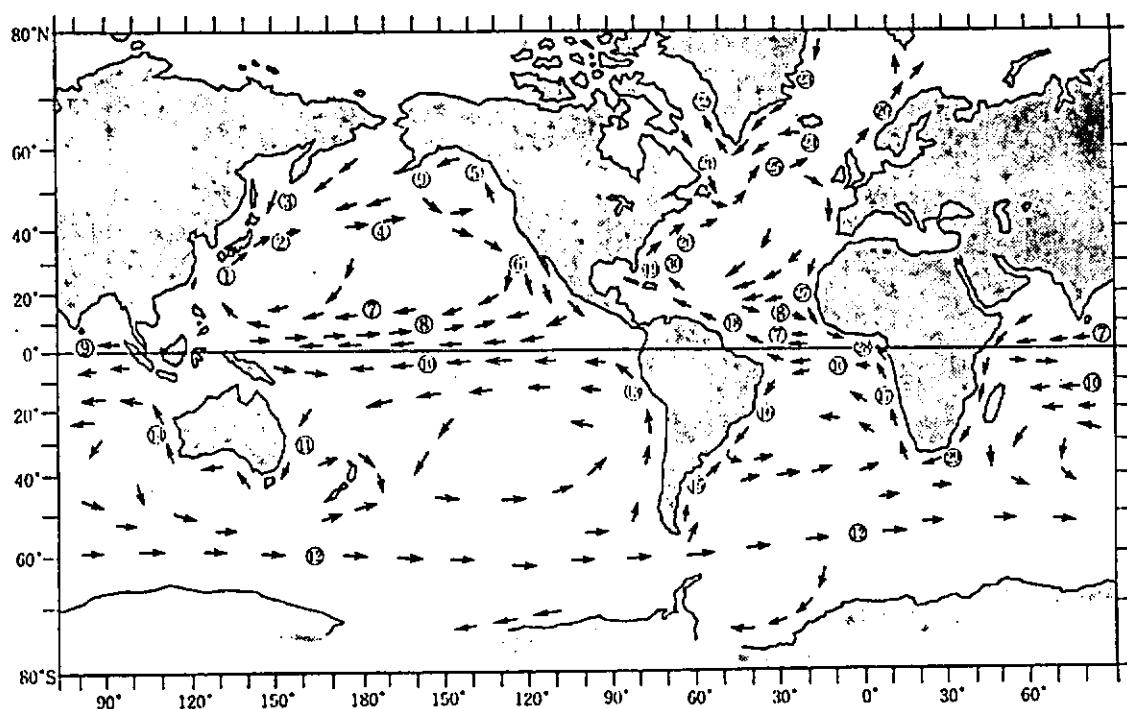
(c) 長周期波

長周期波の実測例を表 2.1.8 に示す。これらは、昭和 45 年より港湾技研が田子の浦港で観測している結果¹⁸⁾の一例である。尚、観測点の水深が 1.7 m と浅いために、このデータは深海域における長周期波にそのまま応用することは出来ない。

また、港湾内で計測しているため、外洋上の長周期波の他に、副振動あるいはセイシューと呼ばれる湾内水面の固有振動周期の波が増幅される。さらに、碎波帯内で波高が変動することによって平均水位の変動を生じ、いわゆる surf beat の現象を起こしている可能性も考えられる。しかし、一つの参考になるであろう。

参 考 文 献

- 1) 高野健三 他、海洋物理Ⅰ、海洋科学基礎講座、東海大学出版会
- 2) 竹松正樹 他、総合ブイシステムによる海洋計測法の開発研究、第 3 報、九大応力研所報、第 52 号、S55. 9
- 3) 寺本俊彦 他、海洋の動的構造に関する基礎的研究、文部省科学研究費補助金特定研究、報告書、S57. 8
- 4) R. L. Molinari , Ocean Thermal and Current Velocity Data Requirements for Design of an OTEC Plant -an Update , 6 th OTEC Conference .
- 5) V. I. Byshev 他、The Time Spectra of Some Characteristics of the Atmosphere above the Ocean , IZV. Atmospheric and Ocean Physics , Vol. 5, №1 , 1969 , translated by J. Findlay
- 6) 石崎澄雄 他、風速変動の長周期成分について、京大防災研究所 年報、11、1968
- 7) Van der Hoven , Power Spectrum of Horizontal Wind Speed in the Frequency Range from 0.0007 to 900 Cycle per Hour , J. Meteor. , 14 , 1956
- 8) 日笠則明 他、ルール上の海象および設計外力、日本造船学会誌、№. 609 , 1980 . 3
- 9) 本四鉄道吊橋技術調査委員会、橋梁専門部会、報告、鉄建公団、昭和 45 年 6 月
- 10) 光田 寧 他、評価時間と評価距離を考慮した突風率の表現について、京大防災研究所年報 第 17 号 B、1974
- 11) J. E. Whalen 他、Variability of Wave Spectral Shaper Associated with Hurricanes , OTC 3228 , 1978 , Vol. III
- 12) M. K. Ochi , wave Statistics for the Design of Ships and Ocean Structures , SNAME Transactions , Vol. 86 , 1978
- 13) 高橋智晴 他、波浪に関する拠点観測年報、港湾技研資料、№209 , 昭和 48 年



①黒潮、②出潮船流、③親潮、④北太平洋海流、⑤アラスカ海流、⑥カリフォルニア海流、⑦北赤道海流、⑧赤道反流、⑨アリューシャン海流、⑩南赤道海流、⑪東オーストラリア海流、⑫南極海流、⑬ペルー海流、⑭西オーストラリア海流、⑮フォークランド海流、⑯ブラジル海流、⑰ベンゲラ海流、⑱ギアナ海流、⑲フロリダ海流、⑳湾流、㉑ラプラドル海流、㉒西グリーンランド海流、㉓東グリーンランド海流、㉔アーミンガー海流、㉕北大西洋海流、㉖ノルウェー海流、㉗カナリー海流、㉘ギニア海流、㉙アギラス海流、㉚アンチル海流

図 2.1.1 おもな海流の分布

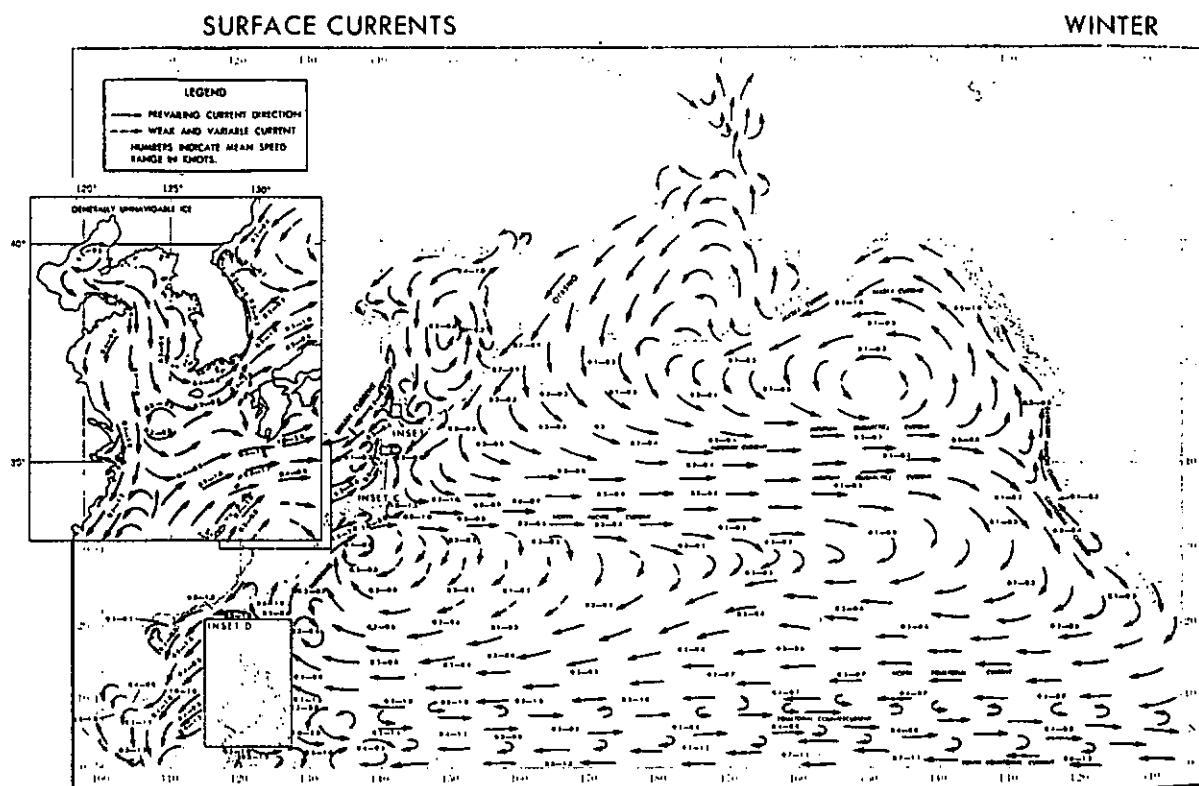


図 2.1.2 北太平洋の表面流速分布（冬期）

表2.1.1 流速の鉛直分布

	No.	Location	Water depth	Year	Approximated formula	Origin
深海域における実測例	①	Punta Tuna, Puerto Rico沖合	—	—	$U=0.183+164e^{-z/254}$ $+0.014ze^{-z/152}$	D.Hole, et al., Hydrodynamic Design Loads for the OTEC Cold Water Pipe U.S. Department of Energy, Sept. 1978
	②	Keahole Point, Hawaii 沖	abt. 1,500m	1980.6.26 1981.4.14	—	Volker W. Harms, Current Measurement off Keahole Point Hawaii, Application to OTEC-1 Ocean Test Platform, 8th Ocean Energy Conference June 1981
	③	39°N, 70°W New York 南東沖合	2,675m	1969.4.26 1969.8.11	$U=2.52UsZ^{-0.4} \text{ (m/s)}$ $U=Us \text{ at } Z<10m$	H.O.Berteanx, Design of Deep-Sea Mooring Lines, Lines, MTS Journal, vol.4 No.3, 1970
	④	29°58'N, 130°54'E 種ヶ島南方	1,060m	1979.11.3 1979.12.3	—	田才福造他、総合ブイシステムによる海洋計測法の開発研究、第1報、九大応力研、所報第52号、S55.9
	⑤	29°57'N, 130°52'E 種ヶ島南方	1,050m	1980.10.4 1980.11.3	—	竹松正樹他、総合ブイシステムによる海洋計測法の開発研究、第3報、九大応力研、所報第56号、S57.2
	⑥	29°34.6'N, 130°38.5'E 屋久島南方	995m	同 上	—	同 上
	⑦	33°30'~32°40'N 135°20'E 紀半島沖合	—	1967.10	—	寺本俊彦他、海洋の動的構造に関する基礎的研究、文部省科学研究費補助金特定研究報告書、S57.8
	⑧	35°N, 75°W North Carolina 沖合(大西洋)	abt. 800m	1952	—	③に同じ。(MALKUS)
	⑨	36°30'N, 70°W North Carolina 東方	4,000m 以上	1969	—	③に同じ。(SANFORD)
	⑩	38°N, 67°W New York 南東沖合	4,000m 以上	1968	—	③に同じ。(BARRET)
設計用の分布	①	—	abt. 4,600m	—	—	N.P.Fofonoff, Handbook of Ocean and Underwater Engineering, McGraw-Hill Book Company
	②	—	1,200m	—	—	R.G.Walden, et al., Free Drifting Buoy Systems, Woods Hole Oceanographic Institution Contribution
	③	—	—	—	$U=U_0(Z/50)^{-0.6} \text{ (m/s)}$ $U=U_0 \text{ at } Z \leq 50m$	T.E.Little, Cold Water Transport, Cold Water Pipe, and Deep Water Mooring Line Analysis-a Parametric Approach, 4th OTEC Conference, 1977
浅海実測例	①	35°53'N, 132°26'E 松江沖合	250m	1979.10.11	—	H.Uehara, et al., Deployment of Cold Water Pipe in The Japan Sea, 7th Ocean Energy Conference, U.S. Department of Energy
船級協会の規則	①	—	—	—	$U=U_{\text{tide}}+U_{\text{wind}}$ $U_{\text{tide}}=U_{\text{tide}} \cdot o(\frac{h-z}{h})^{1/9}$ at $Z \leq 0$ $U_{\text{wind}}=U_{\text{wind}} \cdot o(\frac{50-z}{50})$ =0 at $Z \leq 50$ at $Z > 50$	Det Norske Veritas, Rules for the Design Construction and Inspection of Offshore Structures, 1977
	②	—	—	—	$U=U_0(\frac{h-z}{h})^{0.1}$	Germanischer Lloyds, Rules for the Construction and Inspection of Offshore Installation, 1976

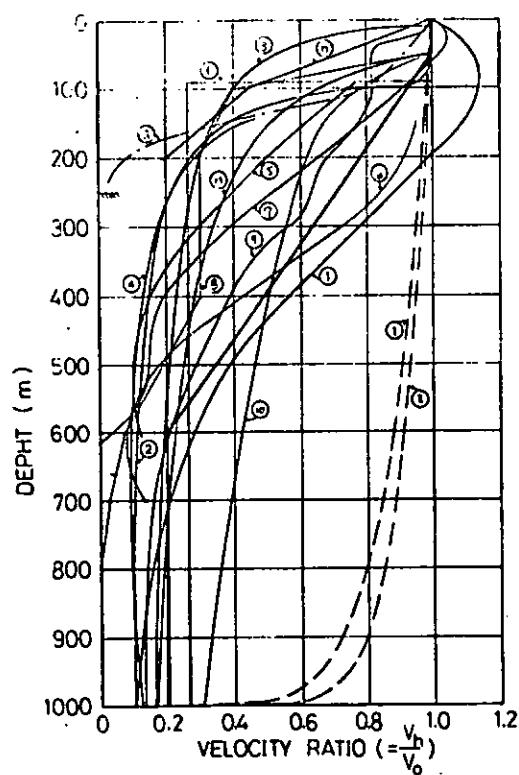


図 2.1.3 平均海流の鉛直分布

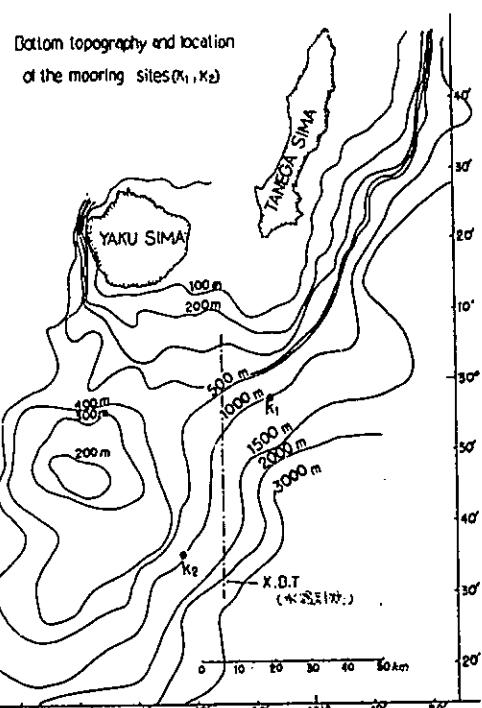


図 2.1.4 係留点近傍の海底地形
(東海大学の好意による)

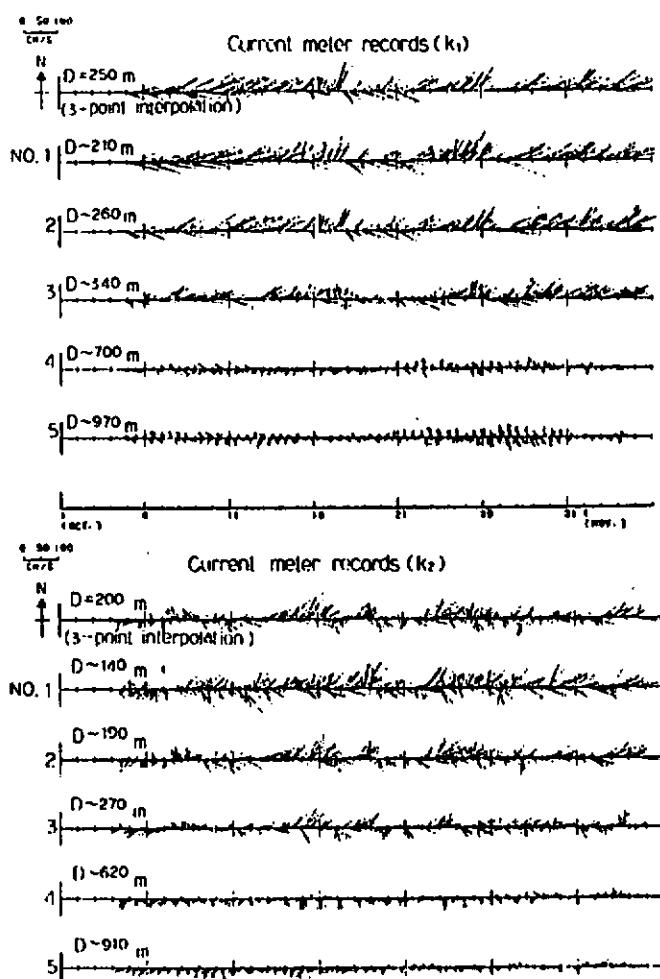


図 2.1.5 流速ベクトルの記録(K₁ , K₂ 係留線)

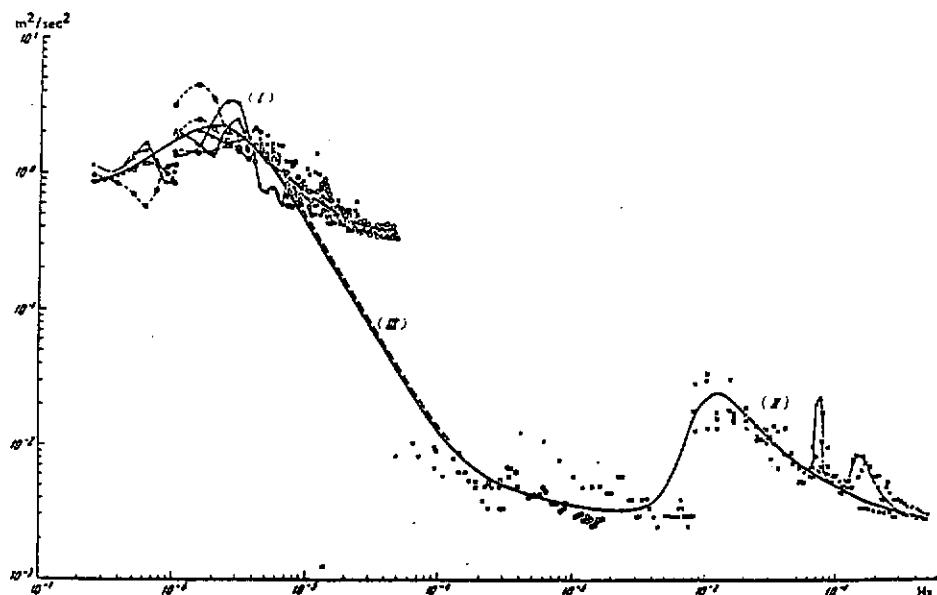


図 2.1.6 外洋における風速スペクトルの例(南大西洋)

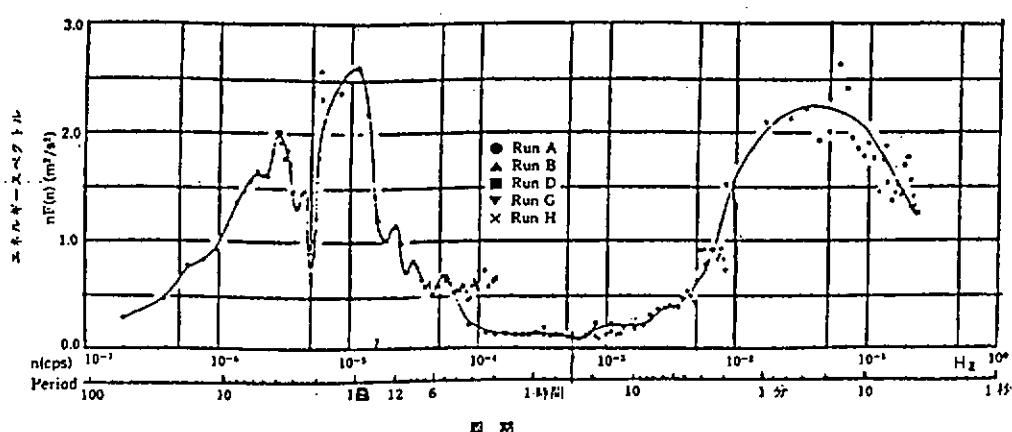


図 2.1.7 海岸における風速スペクトルの例(潮岬)

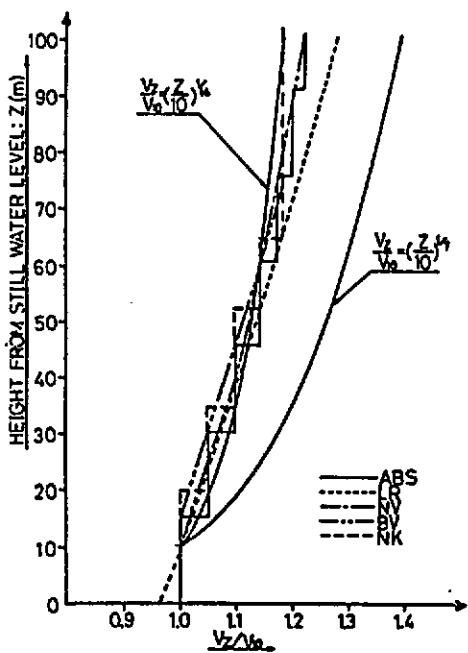
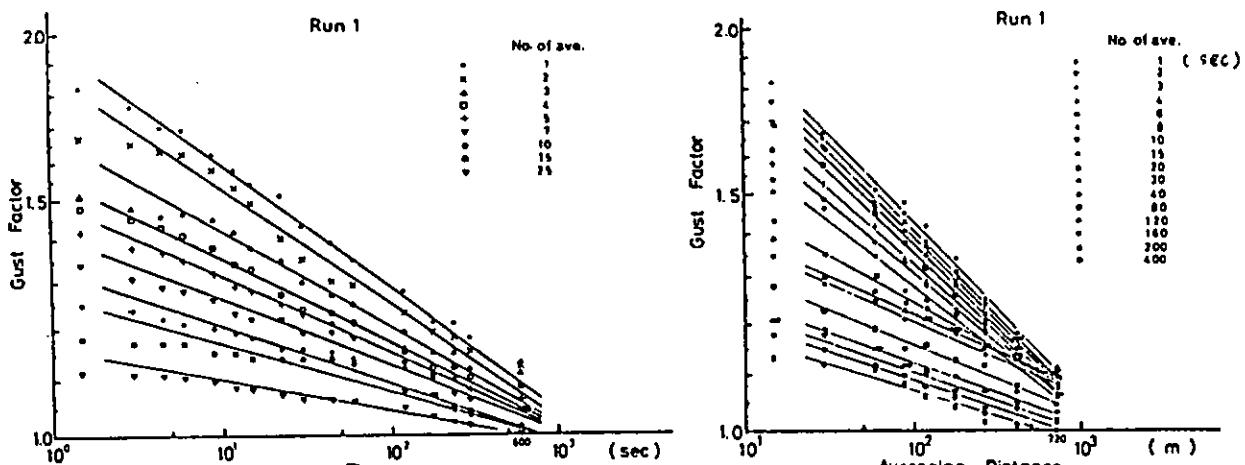


図 2.1.8 風速の鉛直分布

表 2.1.2 鉛直分布のべき指数の概略値

	陸 風		海 風	
	台 風	その他の	台 風	その他の
平均風速	1/5	1/9	1/5.7	1/10.2
瞬間風速			1/16	



種々の評価距離、突風率の評価時間による変化

種々の評価時間の突風率の評価距離に対する変化

図 2.1.9 評価時間、評価距離と突風率

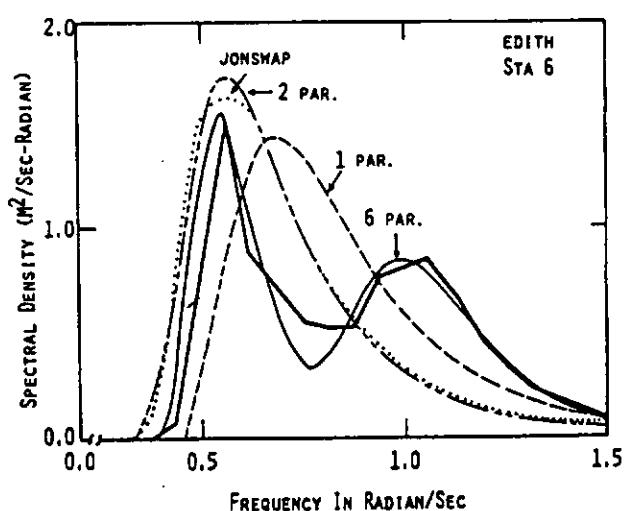


図 2.1.10(a) - Sea spectrum for Hurricane Edith at OGGP station 6 during the early stage of the storm.

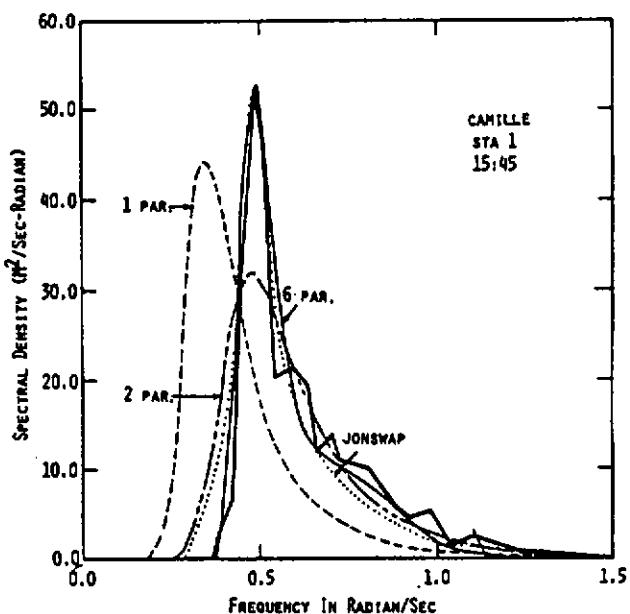


図 2.1.10(b) - Sea spectrum for Hurricane Camille at OGGP station 1 during the most intense stage of the storm.

表 2.1.3 実測された波スペクトル

台風名	Station No.	波スペクトルの特徴
Edith	6	◦ 波の発達期に浅水影響（水深 26 m）と波向が変化したために、波スペクトルのピークが 2 つ存在する（double peaks）。 （図 2.1.10(a)）波が発達するに伴って、double peaks は、幅広の single peak の波スペクトルに変化していく。
Celica		◦ Edith と同じ傾向の波スペクトルである。
Camill	1	◦ 最大級の台風の一つによって発生した波スペクトルである。最も発達した状態の波スペクトルを図 2.1.10(b) に示す。
	2	◦ 発達初期及び最も発達した状態の波スペクトルは、高周波域にピークが存在する。しかし、台風が最も接近した状態では低周波域にピークが移動する。
Eloise	EB-10	◦ 台風が観測地点（水深 1.000 m 以上）の上を通過したので、台風の目の影響が波スペクトルに現われている。図 2.1.10(c)～(g) に、波の発達期、第一次最大期、台風の目の通過期、第二次最大期、減衰期の各状態における波スペクトルを示す。波スペクトルは、全て高周波域に裾野を持つた single peak の形を有している。

表 2.1.4 波スペクトルの特徴

スペクトル名	パラメタ数	波スペクトルの特徴
Pierson -Moskowitz	1 (H_s)	◦ 完全発達波の波スペクトルである。 ◦ 実測値と比べ、ピークは幅が広く、低い。また、ピークが低周波数域に発生する。 ◦ 台風の目の通過期と減衰期には、実測値にほぼ近い。
Bretschneider	2 (H_s , T_m)	◦ 完全及び不完全発達波の波スペクトルである。 ◦ 実測値と比べ、ピークは幅が広く、低い。ピークの位置は一致する。 ◦ 台風の目の通過期と減衰期には、実測値にほぼ近い。
Modified JONSWAP	5	◦ 有限なフェッチによる完全及び不完全発達波の波スペクトル。 ◦ double peaks のスペクトルには適合しない。若干ピーク幅が狭すぎる。 ◦ その他で、実測値を正確に表現する。
Six -Parameter	6	◦ 発達期から減衰まで、また、swell の影響を含んだ波スペクトルの形に対応することが出来る。従って、どの波スペクトルにも適合する。

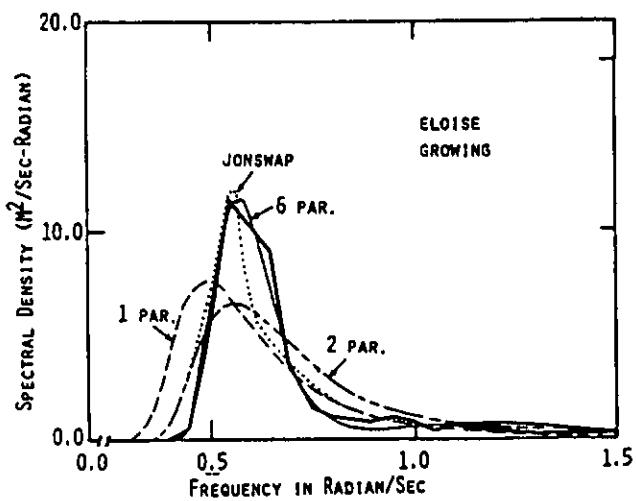


図 2.1.10(c) - Sea spectrum for Hurricane Eloise at buoy EB-10 during the growing stage of the storm.

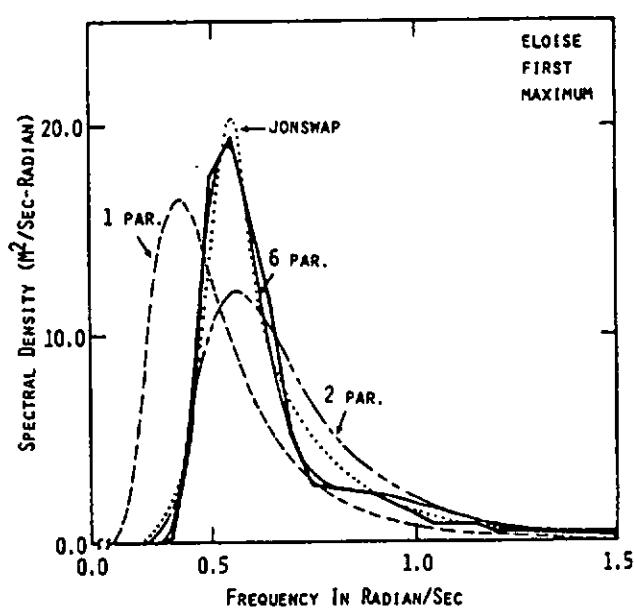


図 2.1.10(d) - Sea spectrum for Hurricane Eloise at buoy EB-10 during the first maximum of the storm.

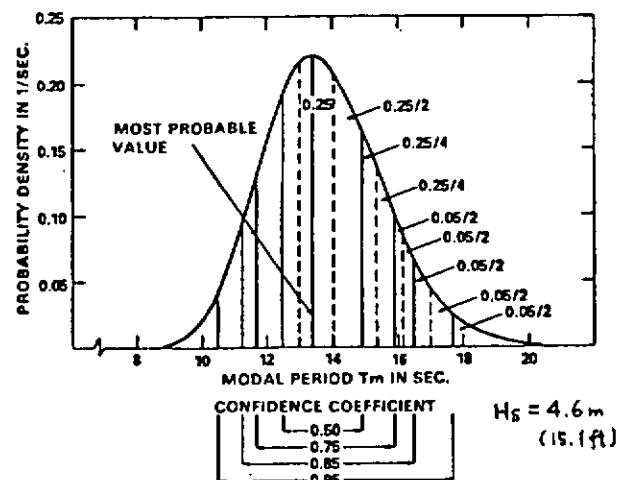


図 2.1.11 Probable period for various confidence coefficients

表 2.1.5 Modal frequencies for the (mean) North Atlantic wave spectra as a function of significant wave height (ω_m in rps, H_s in metres)

		ω_m - value
Lower H_s	0.95	0.048(8.75 - $\ln H_s$)
	0.85	0.054(8.44 - $\ln H_s$)
	0.75	0.061(8.07 - $\ln H_s$)
	0.50	0.069(7.77 - $\ln H_s$)
Most probable		0.079(7.63 - $\ln H_s$)
Upper H_s	0.50	0.099(6.87 - $\ln H_s$)
	0.75	0.111(6.67 - $\ln H_s$)
	0.85	0.119(6.65 - $\ln H_s$)
	0.95	0.134(6.41 - $\ln H_s$)

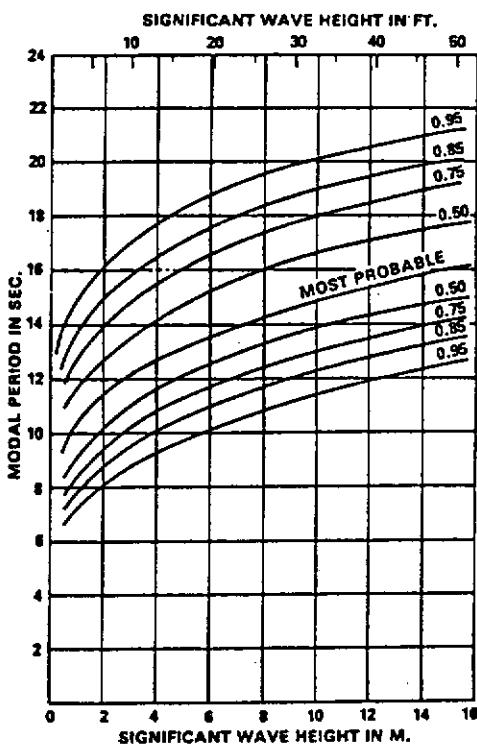


图 2.1.12 Modal periods for the (mean) North Atlantic as a function of significant wave height

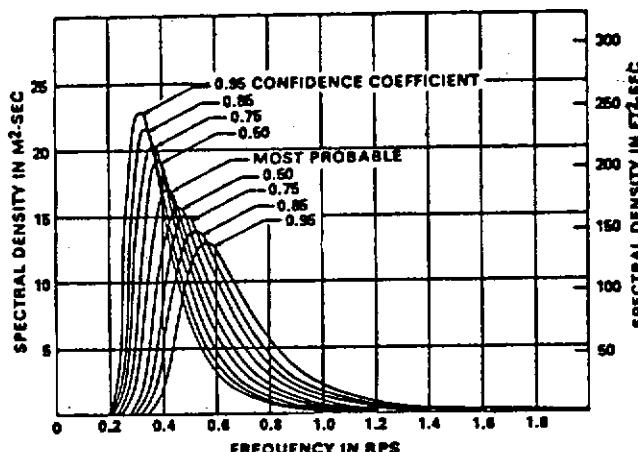


图 2.1.13 Family of two-parameter wave spectra for significant wave height 9.0 m (29.5 ft)

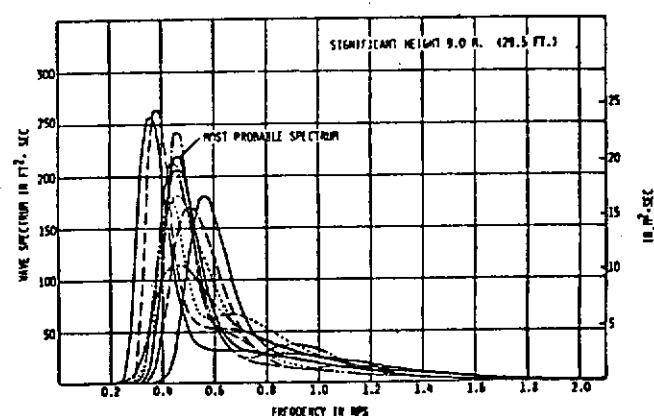


图 2.1.14 Family of six-parameter wave spectra for significant wave height 9.0 m (29.5 ft)

表 2.1.6 - VALUES OF SIX PARAMETERS AS A FUNCTION OF
SIGNIFICANT WAVE HEIGHT

	ζ_1	ζ_2	ω_{m1}	ω_{m2}	λ_1	λ_2
Most Probable Spectrum	0.84 ζ	0.54 ζ	0.70 e ^{-0.046 ζ}	1.15 e ^{-0.039 ζ}	3.00	1.54 e ^{-0.062 ζ}
95% Confidence Spectra	0.95 ζ	0.31 ζ	0.70 e ^{-0.046 ζ}	1.50 e ^{-0.046 ζ}	1.35	2.48 e ^{-0.102 ζ}
	0.65 ζ	0.76 ζ	0.61 e ^{-0.039 ζ}	0.94 e ^{-0.036 ζ}	4.95	2.48 e ^{-0.102 ζ}
	0.84 ζ	0.54 ζ	0.93 e ^{-0.056 ζ}	1.50 e ^{-0.046 ζ}	3.00	2.77 e ^{-0.112 ζ}
	0.84 ζ	0.54 ζ	0.41 e ^{-0.016 ζ}	0.88 e ^{-0.026 ζ}	2.55	1.82 e ^{-0.089 ζ}
	0.90 ζ	0.44 ζ	0.81 e ^{-0.052 ζ}	1.60 e ^{-0.033 ζ}	1.80	2.95 e ^{-0.105 ζ}
	0.77 ζ	0.64 ζ	0.54 e ^{-0.039 ζ}	0.61	4.50	1.95 e ^{-0.082 ζ}
	0.73 ζ	0.68 ζ	0.70 e ^{-0.046 ζ}	0.99 e ^{-0.039 ζ}	6.40	1.78 e ^{-0.069 ζ}
	0.92 ζ	0.39 ζ	0.70 e ^{-0.046 ζ}	1.37 e ^{-0.039 ζ}	0.70	1.78 e ^{-0.069 ζ}
	0.84 ζ	0.54 ζ	0.74 e ^{-0.052 ζ}	1.30 e ^{-0.039 ζ}	2.65	3.90 e ^{-0.085 ζ}
	0.84 ζ	0.54 ζ	0.62 e ^{-0.039 ζ}	1.03 e ^{-0.030 ζ}	2.60	0.53 e ^{-0.069 ζ}

ζ = significant wave height in meters ($= H_s$)

表 2.1.7 波スペクトルの重み係数

	Weight factor
Most probable spectrum	0.50
All other spectrum	(each) 0.05

表2.1.8 観測期間内の長周期波一覧表

長周期波の観測された期間	最高波起時	経過時間	有義波 相当波高	ゼロアップ クロス周期	波浪実測値
S48.1.25.1b~1.25.16b	S48.1.25.8b	15 hr	☆15.8 cm	199.5 sec	1.252 bH=1.55m T=5.4 sec
2.22.24~2.24.4	2.23.6	28	13.9	100.0	2.22.24 bH=1.23m T=7.9 sec 2.23.16 bH=2.04m T=5.9 sec 2.24.2 bH=1.28m T=7.1 sec
3.28.16.45~3.29.9	3.28.21	16.15	☆20.7	99.8	※3.29.9 bH=0.8m T=5.0 sec
4.12.11~4.13.9	4.12.18	22	☆14.9	82.4	※4.12.9 bH=1.5~1.8m T=5.0 sec ※4.13.9 bH=0.9m T=5.0 sec
4.17.10~4.18.18	4.17.16	22	16.0	110.4	※4.18.9 bH=1.5~2.0m T=5.0 sec
4.22.8~4.22.18	4.22.14	10	☆ 9.6	33.3	※4.22.9 bH=0.7m T=4.0 sec
5.2.18~5.3.18	5.3.4	24	19.1	86.4	※5.3.9 bH=0.5m T=7.0 sec
5.9.5~5.9.13	5.9.8	8	☆9.6	79.8	※5.9.9 bH=1.5m T=4.0 sec
5.17.10~5.17.22	5.17.18	12	15.0	94.1	※5.17.9 bH=0.5m T=5.0 sec
5.2.9.3~5.2.9.15	5.2.9.10	12	☆15.4	75.0	※5.2.9.9 bH=0.8m T=6.0 sec
7.20.11~7.22.6	7.20.20	43	22.8	83.6	7.20.24 bH=1.21m T=1.20 sec 7.21.4 bH=1.12m T=1.13 sec 7.22.2 bH=0.50m T=9.0 sec
8.15.2~8.17.6	8.15.18	52	31.5	81.4	8.15.18 bH=1.08m T=1.23 sec 8.16.2 bH=0.94m T=10.7 sec 8.17.6 bH=0.61m T=9.0 sec

注) ☆ 最大波相当波高

※ 目視観測データ

2.2 深海係留方式の検討

2.2.1 深海係留の概要

一般に浮遊式海洋構造物の主要寸法（規模）は、その使用目的や塔載重量から所要面積、排水量等が設定され、また係留設計条件（海象・気象条件、位置保持条件）は、稼動海域において装置が所期の目的を達成しうる限界条件あるいは安全性確保のための条件として設定される。

水深 200～1,000m 程度を対象とした浮遊式海洋構造物（主として石油掘削リグ）の係留方式について実績及び計画・構想を調査した結果、次のことが判明している。¹⁾

- (1) 稼動水深と構造物の長さ（大きさ）とには明瞭な相関が見受けられない。
- (2) 係留方式として最も多く使用されているのは索、鎖による多点係留方式で、次いで補助装置としてスラスターを有したもの、スラスターによる自動位置保持（DPS）となっている。なお、索あるいは鎖による係留方式は、水深 450 m 前後まで、それ以深では複合索・鎖方式が用いられる傾向がみられる。
- (3) 稼動水深とアンカー重量とには相関が見受けられない。半潜水式掘削リグではアンカー重量 14～18 t (30～40 KIPS) 程度のものが多い。
- (4) 半潜水式リグでは稼動水深と設計波高の相関はみられない。

また、半潜水式リグの実績調査（使用索・鎖径、本数）結果から、全体の最大係留力を推定すると 160～260 t 程度であり、²⁾ 稼動水深 250～1,000 m 程度では水深との相関は明確でない。このことは上述の(3)からも推察できる。水深 250 m 以浅においては最大係留力は若干小さくなる傾向がある。

一方、初期張力の設定を、水深の $x\%$ 移動時に生ずる張力が破断強度の $\alpha\%$ になる様に行う（ x , α は一定値とする。例えば $x = 5$, $\alpha = 33$ ）と、初期張力は水深の増大とともに増加する（図 2.2.1 参照）この場合、同程度の破断強度を有する係留索、鎖を用いるときには、索、鎖長を適切に組合せた複合索鎖方式（上部索長 / 水深 ≈ 2 度）が有利となる。さらに初期状態における張力の垂直成分も水深の増大とともに増加する（図 2.2.1 参照）例えば水深 1,000 m の場合、3" チェイン、3½" ワイヤ、3½" ワイヤ + 3" チェイン複合索・鎖の初期張力の垂直成分は次表のようになる。

表 2.2.1 初期垂直張力

（水深 1,000 m）単位・t

	1 ライン	8 ライン合計
3" チェイン	144	1150
3½" ワイヤ	73	583
複合索・鎖	67	536

このように最大係留力が同程度であっても、係留機器の設計外力（例えば初期張力）やライン長さ、所要浮力（張力の垂直成分）は水深の増大とともに増加する傾向にあり、効率のよい係留方式を設計するには操作性、施工性をも配慮した適切な係留方式を選定する必要がある。また、大水深における係留特性を向上させるには、ラインの比強度（破断強度 / 単位長さあたりの水中重量）の増加が有効であり、そのため

- (1) 強度（破断強度、疲労強度など）の増加
- (2) 水中重量の低減（カテナリー係留では下限がある）

等が必要となる。このため既存のチェイン、ワイヤ、合成化学繊維ロープなどは材料の強度特性や、構成方法の改

良、防護手段などによって破断強度（疲労強度）を向上させる努力がなされている。また、水中重量を調整するためには中空にした鋼材を用いた多節リンクなどが検討あるいは使用されている例がある。¹⁾

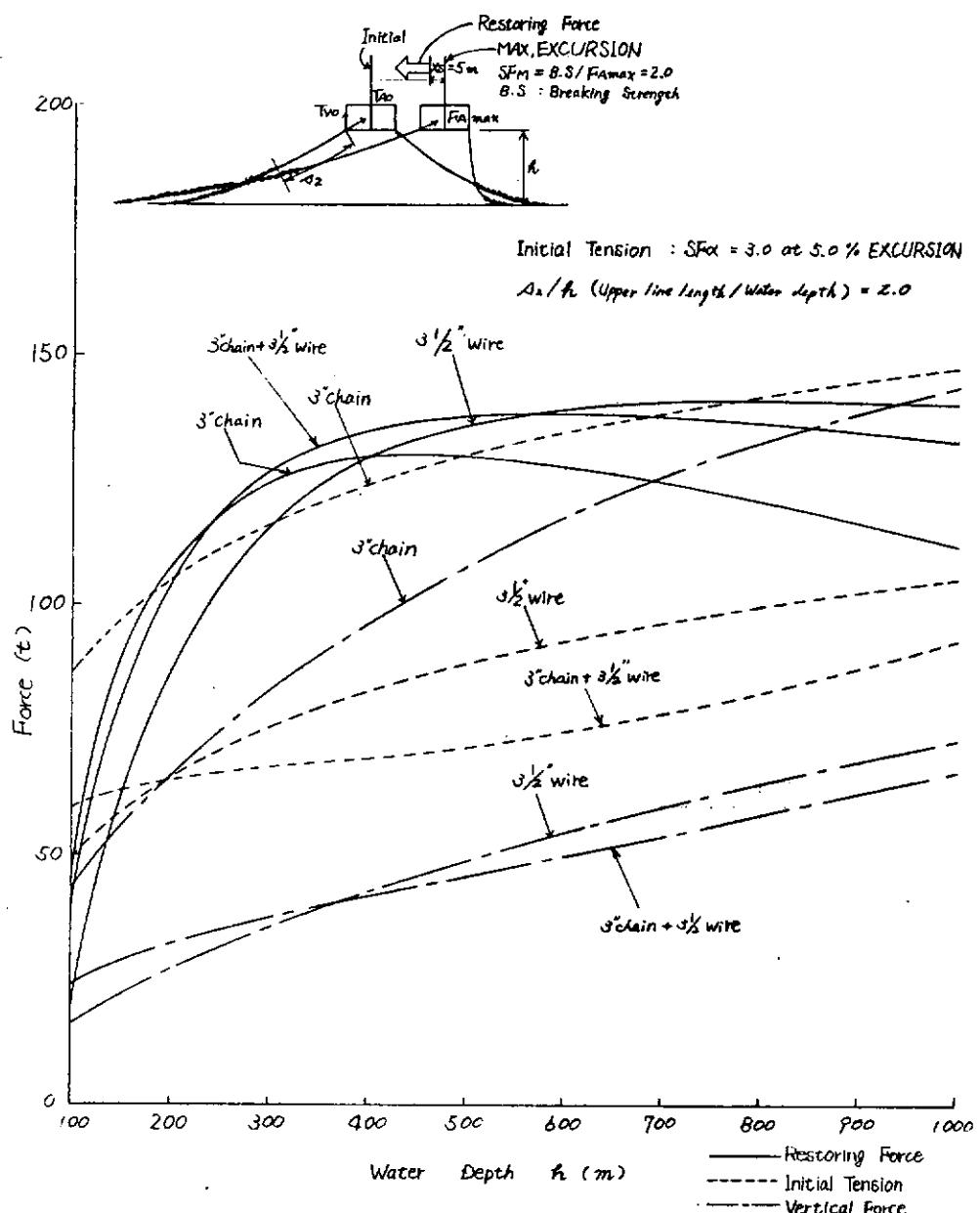


図 2.2.1 係留特性と水深の関係

2.2.2 静的係留特性の数値計算法

(1) 概 要

複合索・鎖、中間シンカー、ブイ等の基本計画段階において、係留特性を簡便に推定するための手段として次の仮定のもとに理論計算式を導出し、計算プログラム「BASCAT（ベイスキャット）」を作成した。

- 1) 伸び、曲げ剛性は無視する。
- 2) 自重、浮力のみを考慮し、流体力は無視する。
- 3) 2次元カテナリー理論を適用する。
- 4) セグメントは二つまでとし、中間シンカーおよびブイは一つとする。

以下に理論計算式および計算プログラムフローチャートについてまとめる。なお、ソースリスト等は別冊にまとめる。

(2) 記号説明および無次元化

記号は図2.2.2に示す通りで、各変数のうち、力は ω で、長さは λ で無次元化する。

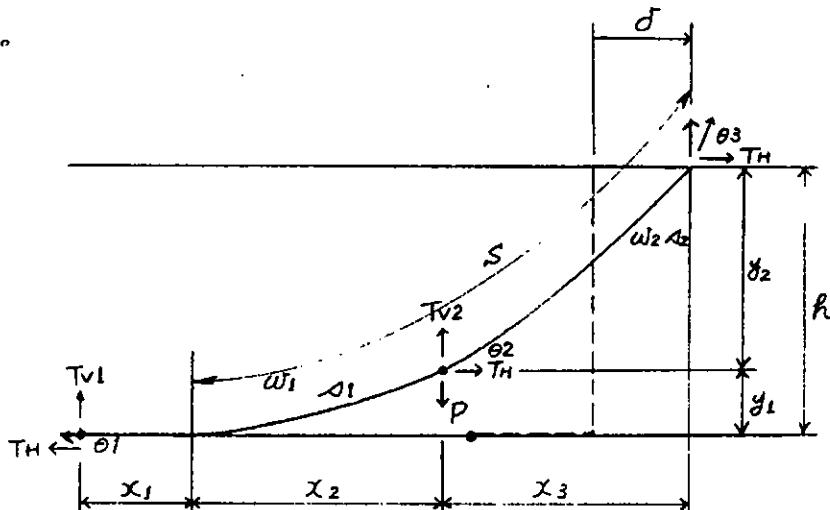
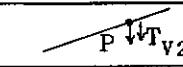
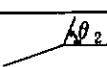


図2.2.2 記号説明図

変数の無次元化および電算記号を表2.2.2に示す。

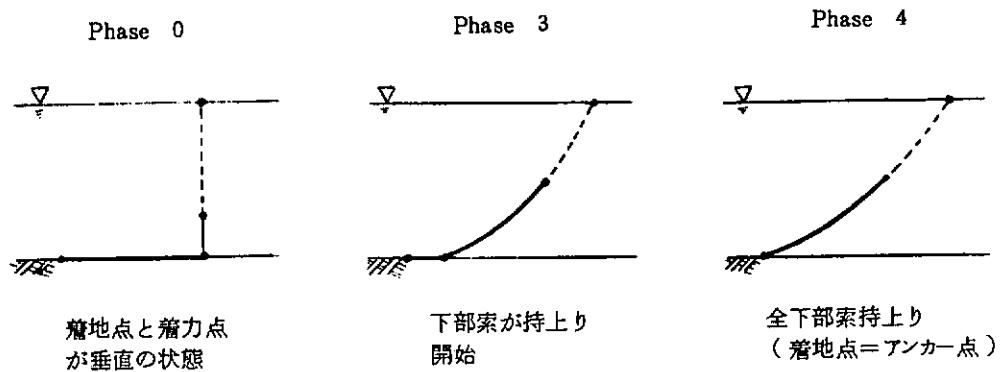
表 2.2.2 変数一覧表

変数	説明	無次元化	電算記号
T_H	水平張力	$\bar{T}_H = T_H / (w_2 h)$	TH
T_V	垂直張力(top)	$\bar{T}_V = T_V / (w_2 h)$	TV
T_{V2}	" (中間) 	$\bar{T}_{V2} = T_{V2} / (w_2 h)$	TV2
T_{V1}	" (bottom)	$\bar{T}_{V1} = T_{V1} / (w_2 h)$	TV1
θ_3	ライン傾斜(top)	θ_3	P3
θ_2	" (中間) 	θ_2	P2
θ_1	" (bottom)	θ_1	P1
y_2	連結部(着地点)～着力点の垂直距離	$\bar{y}_2 = y_2 / h$	Y2
y_1	" (")～アンカーの垂直距離	$\bar{y}_1 = y_1 / h$	Y1
x_3	連結部(着地点)～着力点の水平距離	$\bar{x}_3 = x_3 / h$	X3
x_2	" (")～着地点(連結部)の水平距離	$\bar{x}_2 = x_2 / h$	X2
x_1	着地点(連結部)～アンカーの水平距離	$\bar{x}_1 = x_1 / h$	X1
ℓ	アンカー～着力点の水平距離	$\bar{\ell} = \ell / h$	XL
w_2	上部ライン水中重量(単位長)	$\bar{w} = w_2 / w_1$	W
w_1	下部 "	1	-
s_2	上部ライン長さ	$\bar{s}_2 = s_2 / h$	S2B
s_1	下部 "	$\bar{s}_1 = s_1 / h$	-
$s_1 + s_2$	ライン全長	$\bar{s} = (s_1 + s_2) / h$	SB
h	アンカー～着力点の垂直距離(水深)	1	-
δ	水平変位	$\bar{\delta} = \delta / h$	D
T_A	張力 $T_A = \sqrt{T_H^2 + T_{Hi}^2}$	$\bar{T}_A = T_A / (w_2 h)$	TA
P	中間シンカー、ブイの水中重量	$\bar{P} = P / (w_2 h)$	P
S	持上り長さ	$\bar{S} = S / h$	SLB

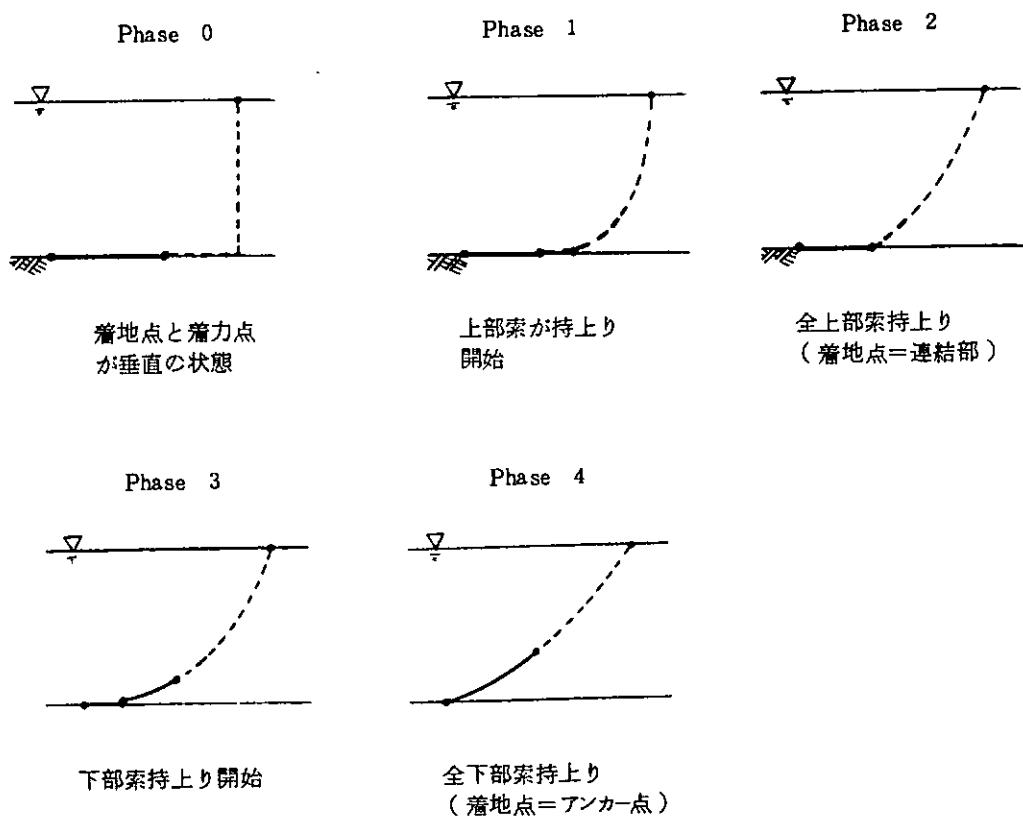
(3) 理論式

各Phaseを次の様に定義する。

- ① 上部索長が水深以下の場合 ($\bar{s}_2 \leq 1$)



- ② 上部索長が水深より長い場合 ($\bar{s}_2 > 1$)



(a) 単一ライン特性計算式

- (i) $\bar{s}_2 > 1$ の場合

① Phase 0

$$\begin{aligned} \bar{T}_H &= 0, & \bar{T}_V &= 1, & \bar{T}_{V2} &= 0, & \bar{T}_{V1} &= 0, & \bar{T}_A &= 1, & \bar{y}_2 &= 1, & \bar{y}_1 &= 0 \\ \theta_1 &= 0, & \theta_2 &= 0, & \theta_3 &= 90^\circ, & \bar{x}_1 &= \bar{s} - \bar{s}_2, & \bar{x}_2 &= \bar{s}_2 - 1, & \bar{x}_3 &= 0, \\ \bar{z} &= \bar{s} - 1, & \bar{s} &= 1, & \delta &= 0 \end{aligned}$$

④ Phase 1, 2

$\bar{T}_H \leq \frac{1}{2} (\bar{s}_2^2 - 1)$ の範囲内において、 $x = \sqrt{1 + 2\bar{T}_H/\bar{T}_H}$ とおくと次式が成立する。

$$\bar{x}_3 = \bar{T}_H \ln(x + \sqrt{x^2 + 1}) , \quad \bar{T}_V = \sqrt{1 + 2\bar{T}_H}$$

$$\bar{x}_2 = \bar{s}_2 - \sqrt{1 + 2\bar{T}_H} , \quad \bar{x}_1 = \bar{s} - \bar{s}_2 , \quad \bar{S} = \bar{s} - (\bar{x}_1 + \bar{x}_2)$$

$$\bar{L} = \bar{s}_2 - \sqrt{1 + 2\bar{T}_H} + \bar{T}_H \ln(x + \sqrt{x^2 + 1})$$

$$\theta_1 = \theta_2 = 0 , \quad \theta_3 = \tan^{-1} \left\{ \sqrt{\frac{1}{\bar{T}_H}} \left(\frac{1}{\bar{T}_H} + 2 \right) \right\}$$

$$\bar{y}_2 = 1 , \quad \bar{y}_1 = 0 , \quad \bar{T}_{V1} = \bar{T}_{V2} = 0 , \quad \bar{T}_A = \sqrt{1 + 2\bar{T}_H + \frac{1}{4} (\bar{s}_2^2 - 1)^2}$$

$$\bar{\delta} = \bar{L} - \bar{s} - 1$$

⑤ Phase 3, 4

次の手順による。

1) $1 \geq \bar{y}_2 \geq \bar{s}_2 / \bar{s}$ なる \bar{y}_2 を設定する。

2) $\bar{y}_1 = 1 - \bar{y}_2$

3) $\theta_2 = \sin^{-1} \{ \bar{y}_1 / (\bar{s} - \bar{s}_2) \}$ とする。(初期値)

$$⑥ \bar{T}_{VB} = \bar{T}_H \tan \theta_2 , \quad \bar{T}_H = \frac{1}{2} (\bar{s}_2^2 - \bar{y}_2^2) / (\bar{y}_2 \sec \theta_2 - \bar{s}_2 \tan \theta_2)$$

$$\cdot \sqrt{\bar{y}_1 (\bar{y}_1 + 2\bar{w}\bar{T}_H)} \leq \bar{s} - \bar{s}_2 \text{ のとき (Phase 3)}$$

$$\bar{T}_{V2} = \frac{1}{\bar{w}} \sqrt{\bar{y}_1 (\bar{y}_1 + 2\bar{w}\bar{T}_H)} , \quad \theta_1 = 0$$

$$\cdot \sqrt{\bar{y}_1 (\bar{y}_1 + 2\bar{w}\bar{T}_H)} > \bar{s} - \bar{s}_2 \text{ のとき (Phase 4)}$$

$$\bar{x} = [4(\bar{w}\bar{T}_H)^2 \bar{y}_1 \cdot (\bar{s} - \bar{s}_2) - \{(\bar{s} - \bar{s}_2)^2 - \bar{y}_1^2\} \sqrt{\{(\bar{s} - \bar{s}_2)^2 - \bar{y}_1^2\} \{4(\bar{w}\bar{T}_H)^2 + (\bar{s} - \bar{s}_2)^2 - \bar{y}_1^2\}}] / [4(\bar{w}\bar{T}_H)^2 (\bar{s} - \bar{s}_2) + \{(\bar{s} - \bar{s}_2)^2 - \bar{y}_1^2\}^2]$$

$$\theta_1 = \sin^{-1} x$$

$$\bar{T}_{V2} = (\bar{s} - \bar{s}_2 + \bar{w}\bar{T}_H \tan \theta_1) / \bar{w}$$

$$1 - \varepsilon > |\bar{T}_{VB}/\bar{T}_{V2}| , \quad 1 + \varepsilon > |\bar{T}_{VB}/\bar{T}_{V2}| \text{ のとき } (\varepsilon \text{ は収束判定誤差})$$

$$\theta_2 = \tan^{-1} \left\{ \frac{2\bar{T}_{V2} \bar{y}_2}{\sqrt{(\bar{s}_2^2 - \bar{y}_2^2) + 2\bar{T}_{V2} \bar{s}_2}} \right\} \text{ として ⑥ もどる。}$$

$$1 - \varepsilon \geq |\bar{T}_{VB}/\bar{T}_{V2}| \leq 1 + \varepsilon \text{ のとき}$$

$\bar{y}_2 , \bar{y}_1 , \theta_2 , \bar{T}_H , \bar{T}_{V2} , \theta_1$ は既知となっている。

$$x = (\bar{s}_2^2 - \bar{y}_2^2) / 2 / \bar{T}_H^2 + 1$$

$$\bar{T}_V = \bar{s}_2 + \bar{T}_H \tan \theta_2 , \quad \bar{T}_A = \sqrt{\bar{T}_V^2 + \bar{T}_H^2}$$

$$\theta_3 = \tan^{-1} (\bar{T}_V / \bar{T}_H) , \quad \bar{x}_3 = \bar{T}_H \ln(x + \sqrt{x^2 - 1})$$

• Phase 3 のとき

$$x = \sqrt{\bar{y}_1 (\bar{y}_1 + 2\bar{w}\bar{T}_H)} / (\bar{w}\bar{T}_H)$$

$$\bar{x}_2 = \bar{w}\bar{T}_H \ln(x + \sqrt{x^2 + 1})$$

$$\bar{x}_1 = \bar{s} - \bar{s}_2 - \sqrt{\bar{y}_1 (\bar{y}_1 + 2\bar{w}\bar{T}_H)}$$

$$\bar{L} = \bar{x}_1 + \bar{x}_2 + \bar{x}_3 , \quad \bar{\delta} = \bar{L} - \bar{s} + 1$$

$$T_{V1} = 0, \quad \bar{S} = \bar{s} - \bar{x}_1$$

• Phase 4 のとき

$$a_2/h = \frac{(\bar{s}-\bar{s}_2)^2 - y_1^2}{2} \left\{ \frac{1}{\bar{y}_1 \sec \theta_1 - (\bar{s}-\bar{s}_2) \tan \theta_1} \right\}$$

$$x = \frac{(\bar{s}-\bar{s}_2)^2 - y_1^2}{2} + 1$$

$$\bar{x}_2 = \frac{a_2}{h} \ln (x + \sqrt{x^2 - 1})$$

$$\bar{x}_1 = 0, \quad \bar{l} = \bar{x}_1 + \bar{x}_2 + \bar{x}_3, \quad \delta = \bar{l} - \bar{s} + 1$$

$$\bar{S} = \bar{s} - \bar{x}_1, \quad \bar{T}_{V1} = \bar{T}_H \tan \theta_1$$

(ii) $\bar{s}_2 \leq 1$ の場合

① Phase 0

$$\bar{T}_H = 0, \quad \bar{T}_V = \bar{s}_2 + \frac{1}{w} (1 - \bar{s}_2), \quad \bar{y}_2 = \bar{s}_2, \quad \bar{T}_A = \bar{T}_V$$

$$\bar{y}_1 = 1 - \bar{s}_2, \quad \theta_1 = 0, \quad \theta_2 = 90^\circ, \quad \theta_3 = 90^\circ, \quad \bar{x} = \bar{s} - 1$$

$$\bar{x}_2 = \bar{x}_3 = 0, \quad \bar{l} = \bar{x}_1 + \bar{x}_2 + \bar{x}_3, \quad \bar{\delta} = 0, \quad \bar{S} = \bar{s} - \bar{x}_1$$

$$\bar{T}_{V1} = 0, \quad \bar{T}_{V2} = \frac{1}{w} (1 - \bar{s}_2)$$

② Phase 3, 4

$\bar{s}_2 \geq \bar{y}_2 \geq \bar{s}_2 / \bar{s}$ を設定し、あとは(i)①と同様

(b) 中間シンカーの場合

(i) $\bar{s}_2 > 1$ の場合

① Phase 0

(a)(i)①と同じ

② Phase 1

$$\bar{T}_H \leq \frac{1}{2} (\bar{s}_2^2 - 1) \text{までで、(a)(i)②と同じ}$$

③ Phase 2

$$\frac{1}{2} (\bar{s}_2^2 - 1) < \bar{T}_H \leq \bar{P} \sqrt{\left(\frac{\bar{s}_2^2 - 1}{\bar{P}} \right) + 2 \bar{p} \bar{s}_2^2} - 1 \text{ を満足する } T_H \text{について次式を計算する。}$$

$$X = \frac{1}{2} \left\{ \sqrt{\frac{1}{\bar{T}_H} + \frac{4}{(\bar{s}_2^2 - 1)}} - \left(\frac{\bar{s}_2}{\bar{T}_H} \right) \right\}$$

$$\theta_2 = \tan^{-1} X$$

$$x = \frac{\bar{s}_2^2 - 1}{2 \bar{T}_H^2} + 1, \quad \bar{T}_V = \bar{s}_2 + \bar{T}_H \tan \theta_2$$

$$\bar{T}_A = \sqrt{\bar{T}_H^2 + \bar{T}_V^2}, \quad x_3 = \bar{T}_H \ln (x + \sqrt{x^2 - 1})$$

$$\bar{x}_2 = 0, \quad \bar{x}_1 = \bar{s} - \bar{s}_2, \quad \bar{l} = \bar{x} + \bar{x}_2 + \bar{x}_3, \quad \bar{\delta} = \bar{l} - \bar{s} + 1$$

$$\bar{y}_2 = 0, \quad \bar{y}_1 = 1, \quad \bar{S} = \bar{s}_2, \quad \bar{T}_V = 0, \quad \theta_1 = 0, \quad \bar{T}_{V2} = \bar{T}_H \tan \theta_2$$

④ Phase 3, 4

次の手順による

1) $1 < \bar{y}_2 \leq \bar{s}_2 / \bar{s}$ なる \bar{y}_2 を設定する

2) $\bar{y}_1 = 1 - \bar{y}_2$

$$3) \theta_2 = \tan^{-1} \left[\frac{1}{\sqrt{\left(\frac{s_2^2 - y_2^2}{2P} - 1 + 2\bar{P}s_2 \right)^2 - 1}} \right] \text{とする (初期値)}$$

② セグメント 2 側から

$$\bar{T}_H = \frac{\bar{s}_2^2 - \bar{y}_2^2}{2(\bar{y}_2 \sec \theta_2 - \bar{s}_2 \tan \theta_2)}, \quad \bar{T}_{VB} = \bar{T}_H \tan \theta_2$$

• Phase 3 のとき

$$\bar{T}_{V2} = \frac{1}{w} \sqrt{\bar{y}_1 (\bar{y}_1 + 2\bar{w}\bar{T}_H)}$$

• Phase 4 のとき

$$\bar{T}_{V2} = \frac{1}{w} (\bar{s} - \bar{s}_2 + \bar{w}\bar{T}_H \tan \theta_1) + \bar{P}$$

$1 - \varepsilon > |T_{VB}/T_{V2}|, \quad 1 + \varepsilon < |T_{VB}/T_{V1}|$ のとき

$$\theta_2 = \tan^{-1} \left\{ \frac{2\bar{T}_{V2}\bar{y}_2}{\sqrt{\left(\frac{\bar{s}_2^2 - \bar{y}_2^2}{2} + 2\bar{T}_{V2}\bar{s}_2 \right)^2 - 4\bar{T}_{V2}^2\bar{y}_2^2}} \right\}$$

以下 $\bar{P} = 0$ の場合と同じ

$1 - \varepsilon \leq |T_{VB}/T_{V2}| \leq 1 + \varepsilon$ のとき

$\bar{P} = 0$ の場合と同じだが θ_2 は上記による。

(iii) $\bar{s}_2 \leq 1$ の場合

① Phase 0

$$\bar{T}_V = \bar{s}_2 + \frac{1}{w} (1 - \bar{s}_2) + \bar{P}$$

あとは $\bar{P} = 0$ の場合と同じ

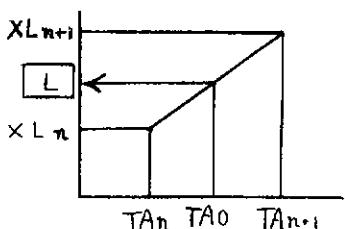
② Phase 3, 4

$\bar{P} = 0$ の場合と同じ

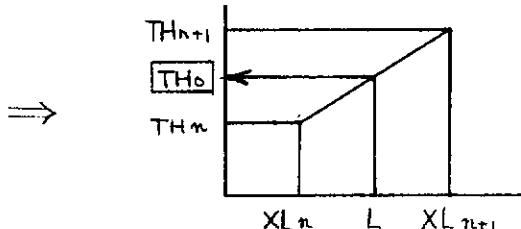
(c) 多点係留特性計算法

(i) 初期状態

初期張力が T_{A0} のときのアンカーポイントから着力点までの水平距離 L を先に求めた単一ライン特性より内挿しアンカーポイントを決定する。次は、この水平距離 L を基準として単一ライン特性から、水平張力 TH_0 、垂直張力 TV_0 、ライン傾斜角 $THETA$ 、ライン持上り長さ SLB 、等の係留特性値を求める。これをラインの数だけ行ない、初期係留状態における係留力 F_x 、 F_y 、 F_z および回転モーメント M_x 、 M_y 、 M_z を求める。



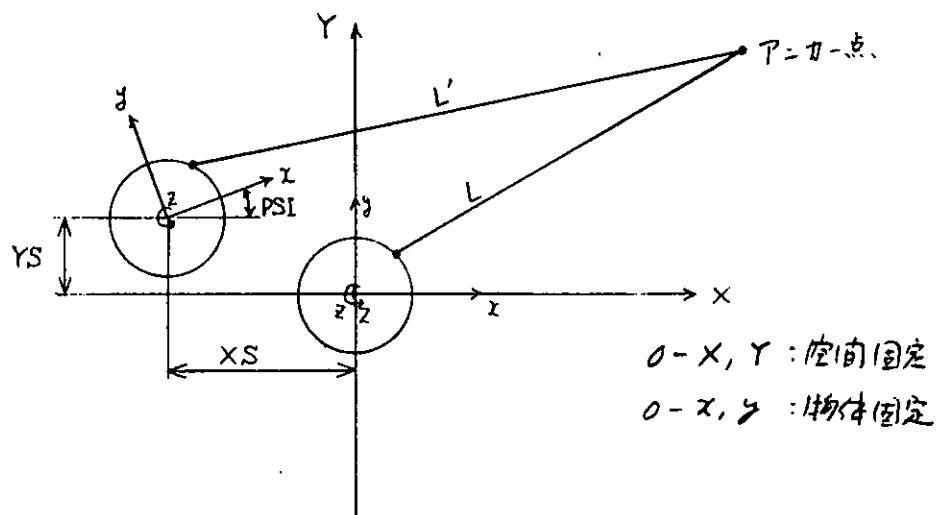
初期張力 T_{A0} より水平距離 L を求める。



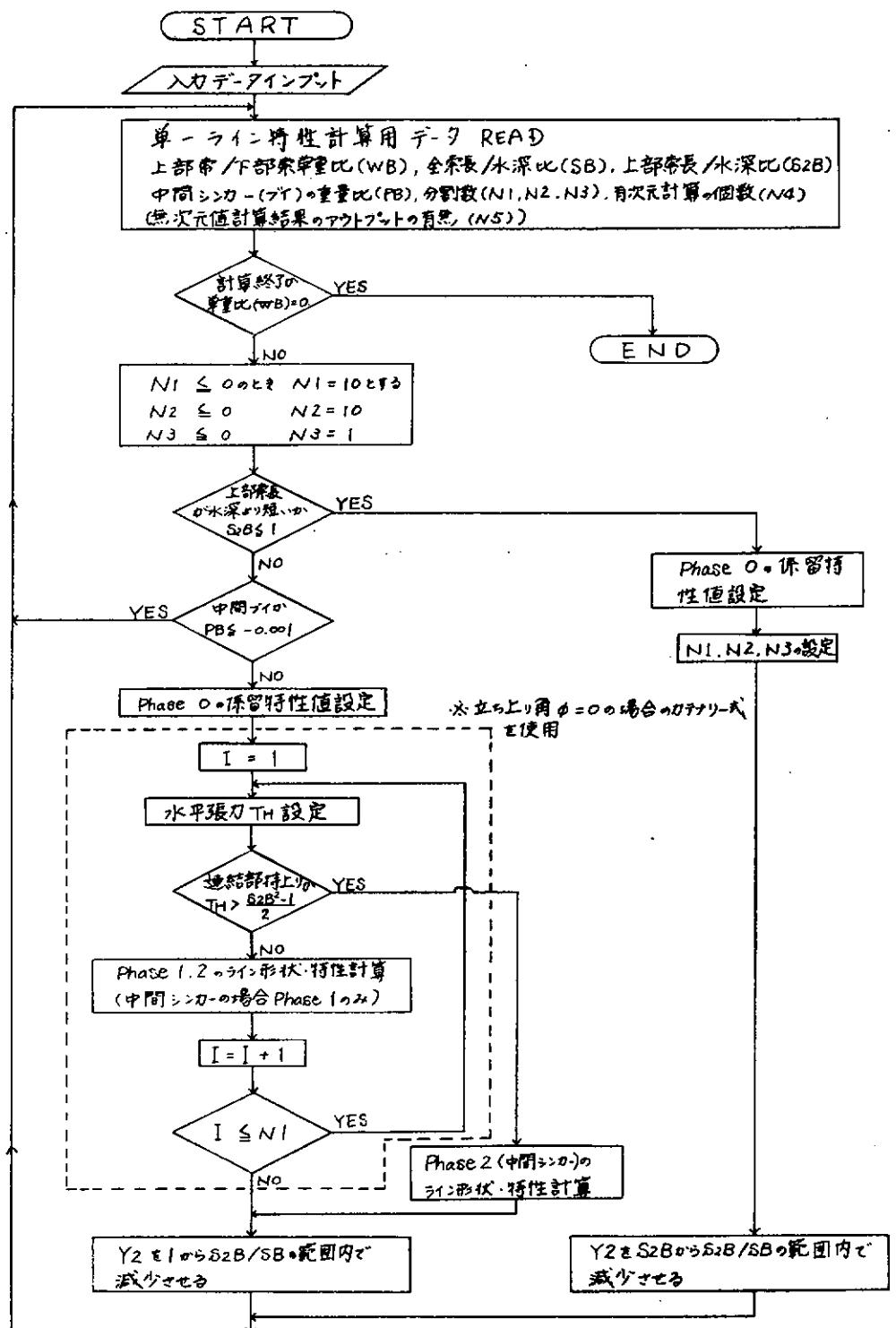
水平距離 L よりライン特性 (TH_0 , TV_0 、等) を求める。

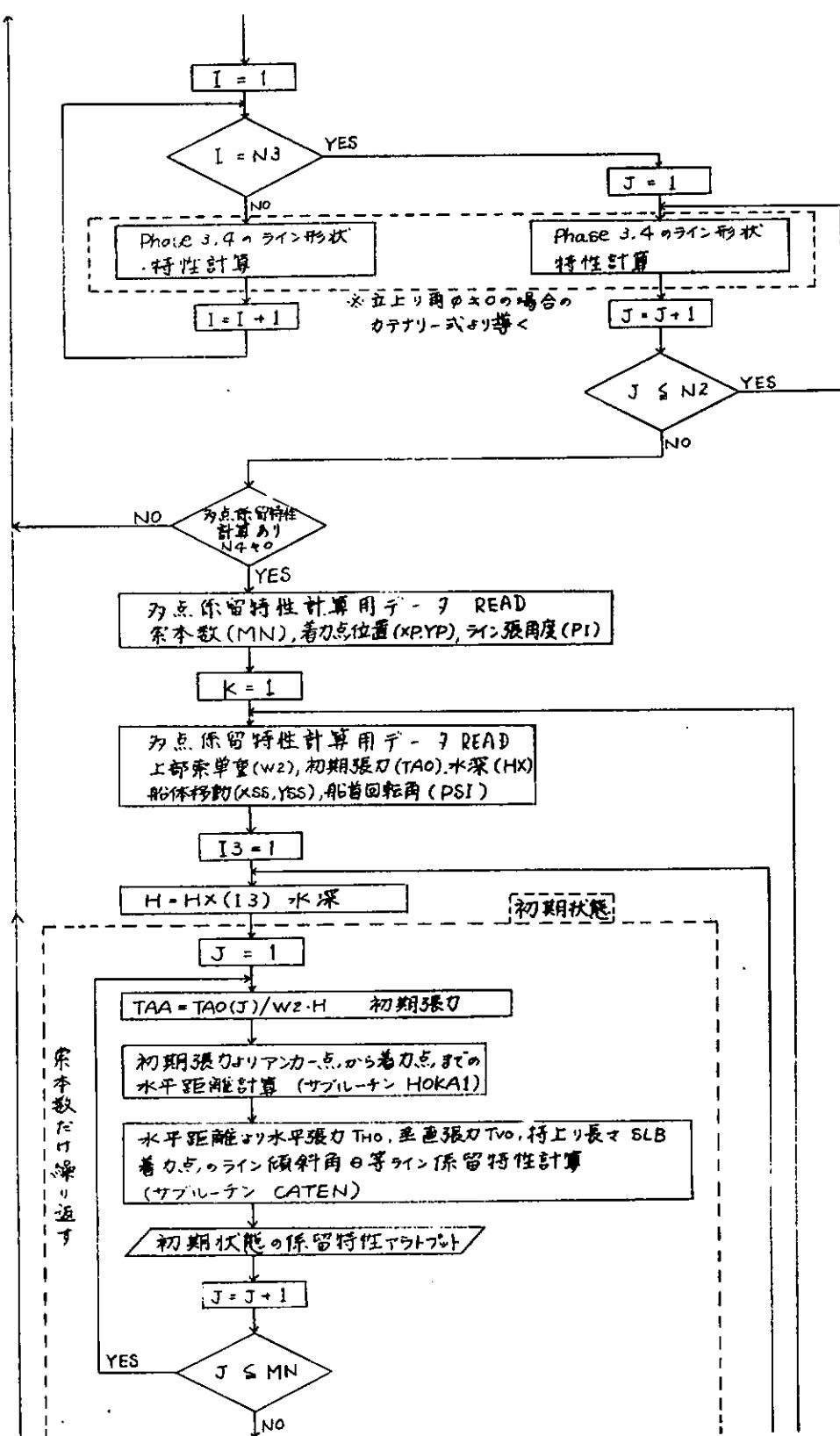
(iii) 船体移動状態

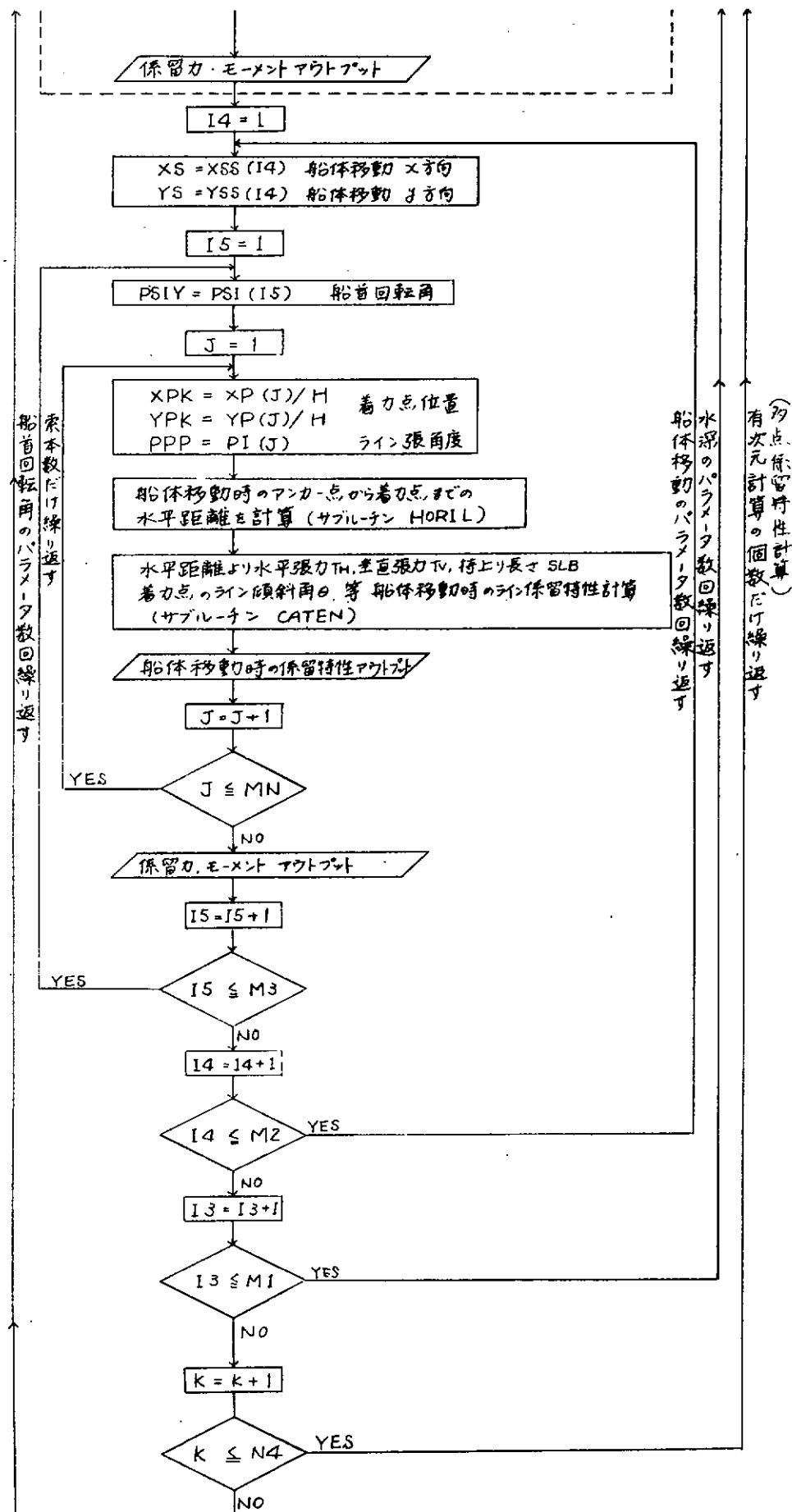
船体移動時のアンカー点から着力点までの水平距離 L' を初期状態の水平距離 L 、船体移動量 XS 、 YS 、船首回転角 PSI から計算する(下図参照)。以下、この水平距離 L' より初期状態のときと同様にして係留特性値を算出し、全体の係留力および回転モーメントを求める。



(4) 計算プログラム・フローチャート







2.2.3 深海係留の選定手法

(1) 係留諸元選定手順

基本計画段階における係留諸元の選定は、次に示す概略手順による。

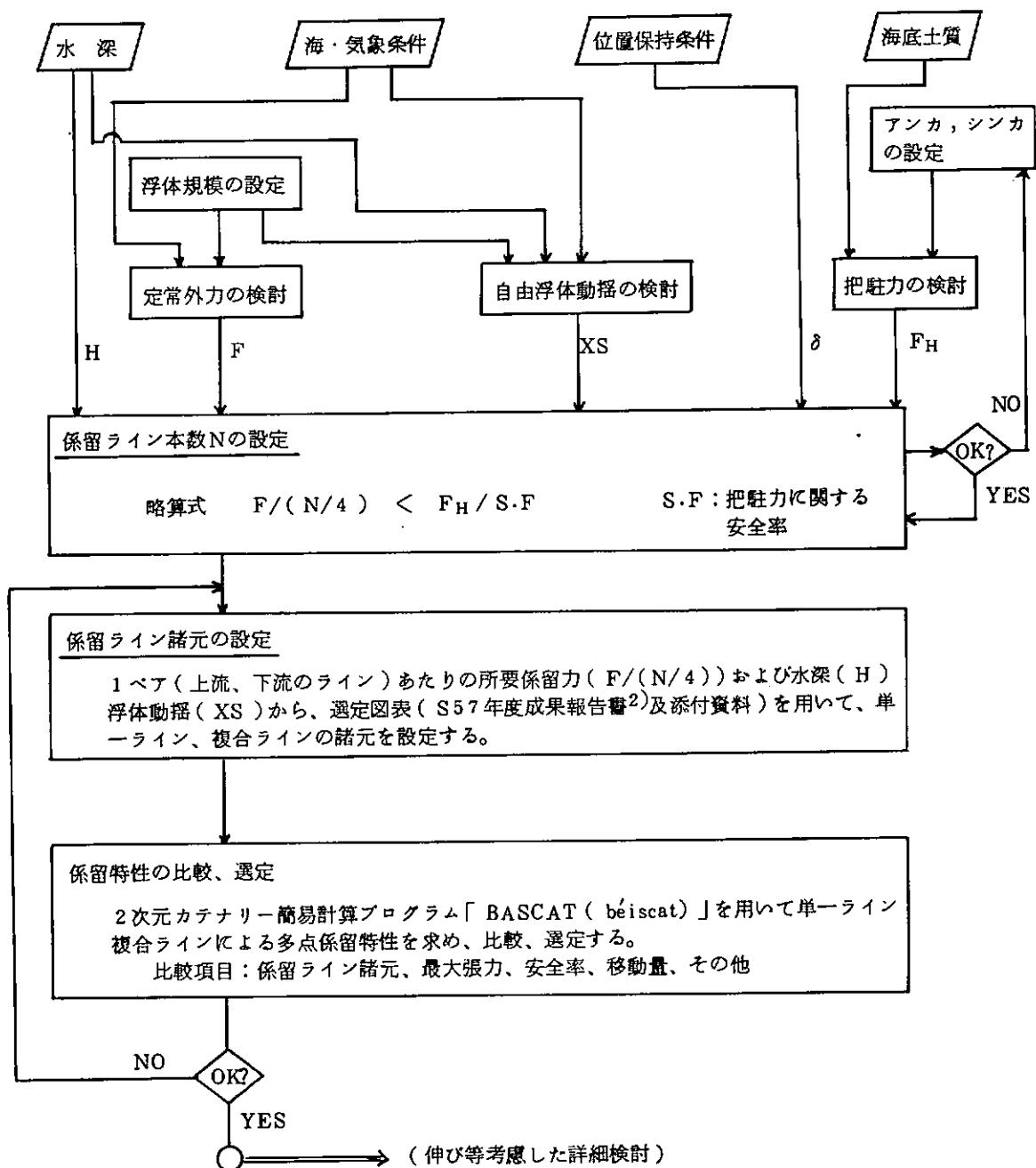


図 2.2.3 係留諸元の概略選定手順

以下に H 、 F 、 XS 、 δ 、 F_H を既知量とし、具体例について述べる。

(2) 検討条件

次に示す条件で適切な係留諸元を選定することとする。

水深 $H = 1,000 \text{ m}$
 所要係留力(定常外力:風圧力、潮流力、波漂流力など) $F = 200 \text{ t}$
 船体水平移動量(波浪による水平動搖) $XS = 5 \text{ m}^*$
 最大水平移動量 $\delta < 100 \text{ m}$ (水深の 10% 以下)
 把駐力 $F_H > 200 \text{ t}^{**}$

(注) * API RP2P³ より、水平動搖を次の要領で設定した。

表 2.2.3 で Class III の半潜水式リグに対し、波周期 20 sec、最大波高 33 m に対する水平動搖(片振幅)は、図 2.2.4 より 5 m 程度と推定される。

表 2.2.3 浮体規模の分類

Type	Drifting Displacement (Long Tons)	Class
Semisubmersible	9000 - 14000	I
	14000 - 24000	II
	24000 - 40000	III
Ship Shape	9000	I
	22000	II

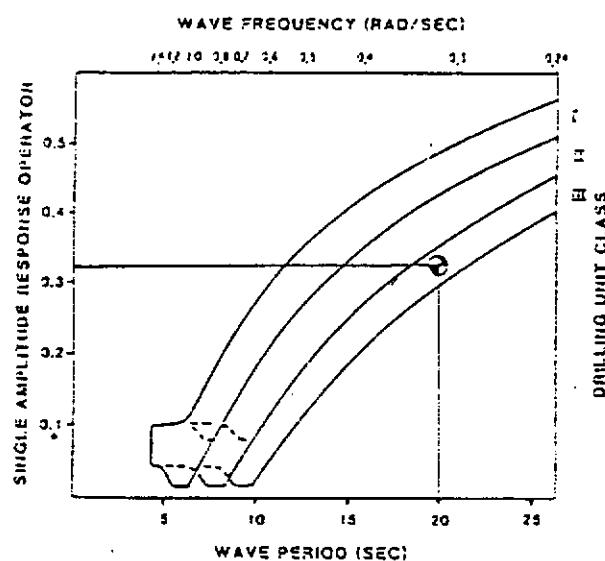


図 2.2.4 セミサブのサーボ / スウェイ量

**) 10 ~ 15 t アンカーに対し把駐力係数 20 程度とする。⁴⁾

(3) 係留ライン本数の設定

次式より、ライン本数 $N = 8$ 本とする。

$$N \geq \frac{4F}{F_H / S.F.} = \frac{4 \times 200}{200/2} = 8$$

但し、把駐力に関する安全率 $S.F. = 2$ とする。

(4) 係留ライン諸元の設定

複合索・鎖の選定図表⁵⁾より、索・鎖、複合索・鎖を用いる三方式に対し、

まず、付図一覧表より、船体動搖 $XS = 5 \text{ m}$ に對し、付図 3、9、10、12、16、28、40、52、22、34、46、58、24、36、48、60 が必要であることがわかる。これらを図 2.2.5 ~ 図 2.2.20 に再録する。
 1 ペア(上流、下流ライン)あたりの所要係留力は、 $F/(N/4)$ より 100 ton となる。したがって付図 3 から、3"ワイヤ又は 3" チェインが適当であると判断することができる。次に複合索・鎖の場合には、付図 16、付図 28、付図 40、付図 52 をみると、付図 40 から 3½" ワイヤと 3" チェインの複合索・鎖が適当であると判断できる(このとき、初期張力が小さいことから上索長/水深比は 2.0 とする)。

表2.2.4 $\bar{s}_2 = 2.0$ (付表5.4.3(1/4))

(注) 記号は表2.2.2の電算記号による。

これら三方式の最大水平移動量は付図10、付図46から3" チェインの場合 230m、3" ワイヤの場合 95m、3½" ワイヤ+3" チェインの場合 79mとなる。したがって3" チェインの場合には初期張力等を再検討する必要がある。本検討には表2.2.4に示す複合索・鎖特性表⁶⁾を用いる。3" チェインの破断強度 $B \cdot S = 474.2 t$ 、水中重量 $w = 0.1155 t/m$ として、次の手順で初期張力の検討を行う。

① $T_{Amax} = B \cdot S / 2$ とすると

$$\frac{T_{Amax}}{wh} = \frac{474.2 / 2}{0.1155 \times 1000} = 2.05$$

より、 $\delta/h = 0.593$ となる。

② $\delta/h = 100 / 1000 = 0.1$ より、最大水平移動量を 100 mに制限すると初期状態の $\delta/h = 0.593 - 0.1 = 0.493$ となる。

③ 次に船体動揺 5 mに対し $\delta/h = 5 / 1000 = 0.005$ となる。したがって上流ラインでは $\delta/h = 0.593 - 0.005 = 0.588$ 、下流ラインでは $\delta/h = 0.493 - (0.588 - 0.493) = 0.398$ に対する水平張力の差△ T_H が 1 ペアあたりの係留力となる。

④ 表2.2.4において各 δ/h に対する内挿を行う。

δ/h	$T_H/(wh)$	$T_A/(wh)$	s/h
0.379	0.300		
0.398	0.341		
0.449	0.450	1.45	
0.493		1.582	
0.499	0.600	1.60	
0.568	0.900		1.67
0.588	1.02		1.742
0.593	1.05	2.05	1.76

$$\Delta T_H = (1.02 - 0.341) \times 0.1155 \times 1000 = 78.4 t$$

即ち、8本係留においては係留力は $78.4 \times 2 = 157 t$ 程度にしかならない。

⑤ 12本係留にすると係留力は $78.4 \times (12/4) = 235 t > 200 t$ となり条件を満足する。したがって3" チェイン の場合は初期張力 $T_{A0} = 1.582 \times 0.1155 \times 1000 = 183 t$ とし、12本係留とする。ライン長さは $s = 1.76 \times 1000 = 1760 m$ となる。

次に3" ワイヤ、3½" ワイヤ+3" チェインの場合の初期張力、ライン長さについて検討する。付図9、付図12より、3" ワイヤの場合、初期張力は 78 t、ライン長さは 3850 mとなる。また、付図40、付図48より、3½" ワイヤ+3" チェインの場合、初期張力は 93 t、ライン長さは 2540 m(うち3½" ワイヤは 2000 m、3" チェインは 540 m)となる。以上の検討結果をまとめると表2.2.5のようになる。

表 2.2.5 選定した 3 方式の主要諸元

	構成	初期張力 T_{A0}	最大係留力 F	最大水平移動量 δ	備考
1	12本-3"チェイン×1760m	183t	235t	100m	
2	8本-3"ワイヤ × 3853m	78t	208t	95m	
3	8本-3½"ワイヤ×2000m+3"チェイン×540m	93t	264t	79m	他方式に比べ余裕あり

VII VIII
200t 100m

(5) BASCATによる係留特性の比較

(4)において選定した3種類の係留方式について、BASCATによる計算を実施した。結果を図2.2.5～図2.2.7にまとめて示す。主要な係留特性を表2.2.6に示すが、先述の表2.2.5との相違は、主として次の理由による。即ちBASCATでは水平移動によるライン張角度(水平面内)の変化を考慮している。(2.2.2.(3)(c)(ii)参照)に対し、表2.2.5では張角度は常に一定として近似的に取扱っている。したがって水平移動量に比較してライン長さの短かいケースほど誤差が大きくなり、本ケースの場合、最大係留力で-6%～+12%、最大水平移動量で-5%～+1%の誤差となっている。

表 2.2.6 BASCATによる3方式の主要係留特性

	構成	初期張力 T_{A0}	最大係留力 F	最大水平移動量 δ	備考
1	12本-3"チェイン×1760m	183t	264t	98.9m	
2	8本-3"ワイヤ×3850m	78t	204t	95.9m	
3	8本-3½"ワイヤ×2000m+3"チェイン×540m	93t	247t	74.9m	

2.2 参考文献

- 日本造船研究協会、第187研究部会 海洋構造物の深海係留に関する調査研究報告書、研究資料第352号、昭和57年3月
- 同上、研究資料第362号、昭和58年3月
- API RP2P, The Analysis of spread Mooring Systems for Floating Drilling Units. (Draft Copy)
1981. 5. 12
- 2)と同じ、P.148
- 2)と同じ、添付資料 3.3 複合索・鎖付録
- 1)と同じ、添付資料 付表5.4.3 (1/4)

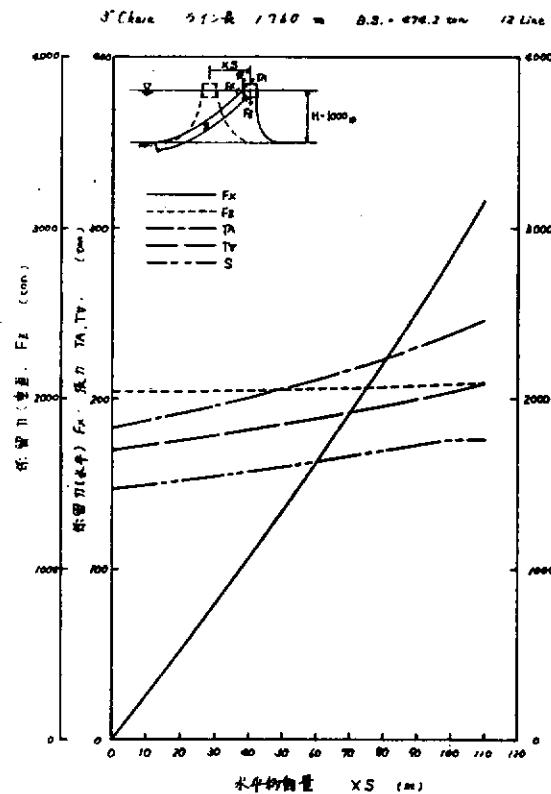


図 2.2.5 係留特性(12本—3"チェイン)

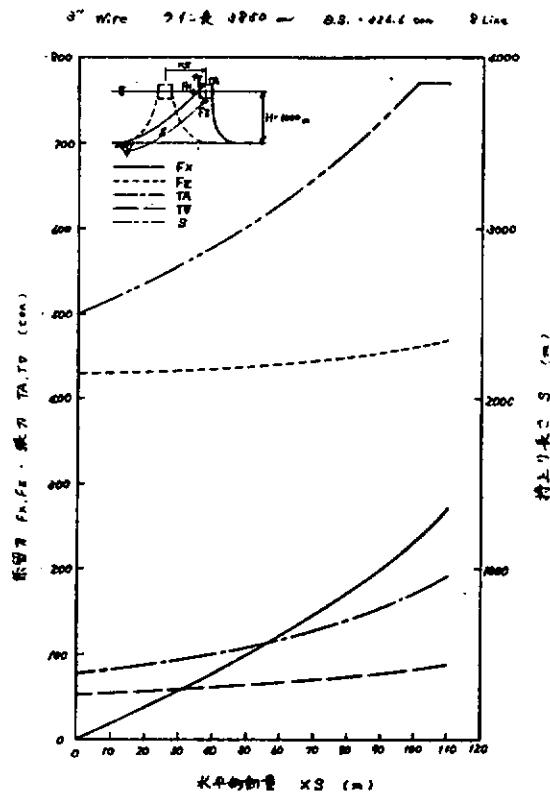


図 2.2.6 係留特性(8本—3"ワイヤー)

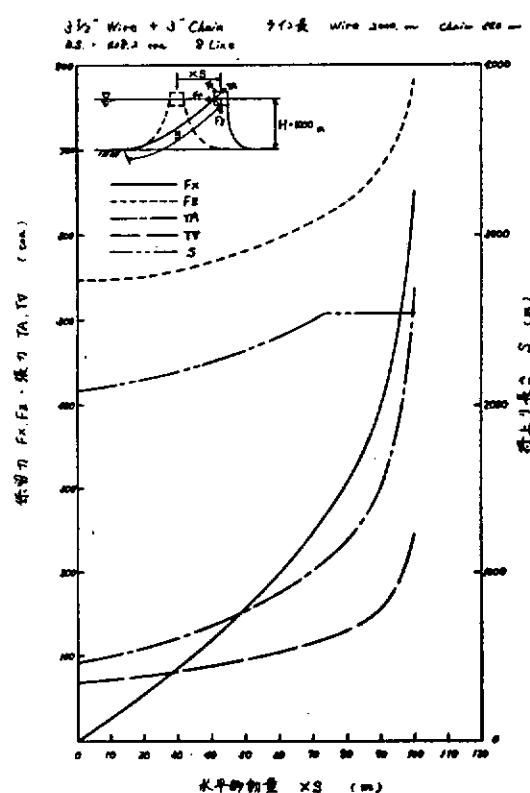


図 2.2.7 係留特性(8本—3 1/2"ワイヤー+3"チェイン)

2.3 潮流による索・鎖の変形及び張力

2.3.1 係留索・鎖の定常問題の研究展望

潮流による係留ラインの変形に関する問題は、一様流中の索の定常問題として昔から研究されてきた。Casarella¹⁾ らによれば、この種の研究は、1857年夏、大西洋においてラインを敷設する際の事故から始まったとされているが、以後、各種の類似した問題に応用されて来た。そして、これらの問題はおよそ次の3種類に大別できる。

- 1) 曳航索
- 2) 船、海洋構造物の係留
- 3) ケーブル等の敷設及び回収

ここでは、Casarellaらの論文の要約を中心に、係留ラインの流れの中での定常問題の研究展望をまとめることとした。

一般に、流れの中での索・鎖の静的解析の手法については確立されており、その数学的取扱いは、曳航索の問題、係留の問題にかかわらず同じである。流れが定常で一様かつ平行である時、すべての力はラインの角度(ϕ)の関数として考える事ができ、以下の様に表わせる(図2.3.1.1参照)。

$$\frac{dT}{ds} = -P(\phi) \quad (2.3.1.1)$$

$$T \frac{d\phi}{ds} = -Q(\phi) \quad (2.3.1.2)$$

一方、

$$\frac{dx}{ds} = \cos\phi \quad (2.3.1.3)$$

$$\frac{dy}{ds} = \sin\phi \quad (2.3.1.4)$$

ここで、 $P(\phi)$ と $Q(\phi)$ は外力である。

この問題を最初に取扱ったのが、Meload(1918)と言われるが、Glauert(1931)は彼の研究をさらに展開させ、無次元化した形で問題を整理した。つまり、張力(T_0)を単位長さ当たりの法線方向の流れによる流体抗力を除した特性長さ(Characteristic length)の考え方を導入し、

$$\frac{x}{\zeta} = \frac{y}{\eta} = \frac{s}{\sigma} = \frac{T_0}{R} \quad (2.3.1.5)$$

とすると、(2.3.1.1)～(2.3.1.4)式は次の様なライン関数(Cable function)に書き換えて問題を整理できる。

$$\tau = \frac{T}{T_0} = \exp \left(\int_{\phi_0}^{\phi} \frac{p}{q} d\phi \right) \quad (2.3.1.6)$$

$$\sigma = \frac{RS}{T_0} = - \int_{\phi_0}^{\phi} \frac{\tau}{q} d\phi \quad (2.3.1.7)$$

$$\zeta = \frac{RX}{T_0} = - \int_{\phi_0}^{\phi} \frac{\tau \cos\phi}{q} d\phi \quad (2.3.1.8)$$

$$\eta = \frac{RY}{T_0} = - \int_{\phi_0}^{\phi} \frac{\tau \sin\phi}{q} d\phi \quad (2.3.1.9)$$

ここで、 $p \equiv P(\phi)/R$ ， $q = Q(\phi)/R$ である。

この様に無次化された形で整理してゆく方法は、ほとんどの索・鎖の解析法の基礎となっている。上式からも分かる様に、 $P(\phi)$ と $Q(\phi)$ が一度決定されれば、直ちに、係留ラインに働く張力や形状が計算できる。

Thews と Landweber (1936) は、この方法によって、曳航索の問題を研究した。この研究では、索の接線方向の流体力も考慮している。第2次世界大戦中、Richtmyer (1941) と Reb r (1942, 1944) は、さらに研究を進めて、接線方向及び法線方向の流体力のモデルをいろいろ考えて、やはり曳航索の研究をこの方法で研究している。

Landweber と Protter (1944) は、接線方向の流体力を一定の値として考慮し、この方法をもとに無次元化したライン関数の表を作成した。一方、O'Hara (1945) は、空中での曳航の問題について、ラインの伸びや接線方向の力を考慮する等、この方法を拡張した。航空の分野では、この時期、ナイロン索によって曳航するグライダーの問題で、ラインの伸びを考慮する必要性が出ていたのである。

Landweber (1947) は、さらにこの方法を、係留ラインの問題に用い、一様流中での問題を研究したが、Pode (1948) は、これを発展させ、各種の問題に対応できる様に幾つかのライン関数を示した。この論文の中で、Pode は、あらゆる索・鎖の2次元問題に関し、有名なラインの概念図(図2.3.2)を作成した。

Eames (1956) と Whicker (1957) は、曳航索の解析に、また、Zajac (1957) は、水中電送線の敷設や回収の際の解析に、この2次元解析法を用いた。この中で、Zajac は、ケーブルの落下速度を考慮する2次元モデルの問題を解き、さらに、3次元問題への拡張を計った。

Wilson (1960, 1961) は、深海係留ラインの問題を取り上げ、水深の方向に一様でない流れの中での問題を取り扱った。Wilson は、ラインの曲率を考え、これを(2.3.1.2)式に代入して張力 T をこの式から消去した。

Clark (1963) と Eames (1967) は、この2次元定常問題の研究をさらに押し進めたが、この中で、ラインに加わる流体力のモデル化で新しい方法を示した。

一方、3次元定常問題の方は、Zajac (1957) 以後、Schneider と Nickels (1966) が研究しているが、ラインの伸びは無視し、また、ラインに加わる流体力についても同一平面内のものについてのみ取扱っている。

何本かのラインが3次元的に組合わざった問題を初めて取扱ったのは Skop と O'Hara (1969) である。彼らは仮想反力法(Method of Imaginary Reaction)を用いて係留ラインの変形問題の解析法を示した。

1970年代に入ると、研究の多くは係留問題に移ってくる。係留ラインも、チェーンとワイヤーを組合せたものやラインの途中にブイやシンカーを備えたいわゆる特殊係留ラインと呼ばれるもの等、形式も複雑化して来る。Korkut と Herbert (1970) は、カテナリー解法によって、シンカー付係留ラインの解析を行った。

係留ラインが複雑なものになると、従来の解析的方法に比べて数値解法の方が便利である。Chang と Pilkey (1971) は、Pode の式を離散化させた形にして解析する方法を示した。

Wang と Moran (1971) は、係留されたブイの問題を取り上げ、中間ブイ付係留ラインの場合や、また、上端の係留されたブイの浮き沈みも考慮する実用的解法を示した。

Leonard (1972) は、係留ラインの解析に有限要素法を用いたが、曲率を持ったライン要素を用いる事により、少ない要素数で精度を高めた。Webster (1975) も同じく有限要素法による解法を曳航索の問題に用いている。

Watson と Kuneman (1975) は、Skop の方法を用いて、潮流による係留ラインの3次元的解析を行った。

索と鎖から成る複合ラインの解析にカテナリー解法を用いたのは、Niedzwiecki と Casarella (1976) であった。また、庄司 (1975) は、係留ラインの伸びを考慮したカテナリー解を示すと共に、中間シンカー付係留ラインについても同様にカテナリー曲線を用いて解析を行った。

井上 (1976) は、係留ライン要素の平衡条件を差分で近似する汎用性のある解法を示し、各種の複雑な係留ライ

ンの解析を行なう場合、井上の方法の様な数値解法とカテナリー曲線を幾つか組み合わせて解く方法が多く利用されている様である。

Niedzwecki (1978)は、後者の方法で複合索・鎖の解析を行っている。

以上、係留ラインの静的及び準静的解析に関する研究を概略的に展望してみた。一般に、潮流による係留ラインの変形及び張力に関する定常問題は、準静的解析の問題として考えられるが、近年、数多く見られる動的解析の研究の中でも取上げられている。

NuckollsとDominguez (1977)は、その1例で、過渡状態での動的解法による結果と準静的なものとの比較を示している。また、吉田ら(1978)は、曳航索の変形を同様に解析によって求めている。

以上の研究及び取り扱いの概要を一覧表にして示したものが表2.3.1.1である。

参考文献

- 1) Casarella, M.J. and Parsons, M. "Cable Systems Under Hydrodynamic Loading", MTS Journal, vol.4 No.4, 1970
- 2) 宮崎芳夫、小池幸知、佐藤要、高溝廉 "一様な流れの中に置かれた錨鎖の形状と張力に関する研究Ⅱ" 日本航海学会論文集, 第65号, 1981
- 3) 小寺山亘、長浜智基、石井秀夫: "海洋計測用ブイシステムの運動の数値計算法について", 九州大学応用力学研究所所報, 第53号, 1980
- 4) Niedzwecki, J.M. and Casarella, M.J. "On the Design of Mooring Lines for Deep Water Applications" ASME, JEI, 1976
- 5) Watson, T.U. and Kuneman, J.E. "Determination of the Static Equilibrium Configuration of Externally Redundant Submerged Cable Anays" OTC Paper 2323, 1975
- 6) Nuckolls, C.E. and Dominguez, R.E. "Large Displacement Mooring Dynamics", OTC Paper 2880 1977
- 7) Wang, H.T. and Moran, L.T. "Analysis of the Two-Dimensional Steady-State Behavior of Extensible Free-Floating Cable Systems", Naval Ship Research and Development Center, Report 3721, 1971
- 8) Cang, P.Y., and Pilkey, W.D. "The Analysis of Mooring Lines", OTC Paper 1502, 1971
- 9) 庄司邦昭, "係留浮体の運動と係留索の張力に関する研究", 日本造船学会論文集, 第138号, 1975
- 10) Korkut, M.D. and Herbert, E.J. "Some Notes on Static Anchor Chain Curve", OTC Paper 1160, 1970
- 11) 片山正敏, 則松康文, 三和英一, "浮遊式海洋構造物の係留解析法", 三菱重工技報, vol. 13, No.4, 1976
- 12) 井上義行, "任意係留ラインの静的特性計算", 石川島播磨技報, 第16巻, 第5号, 1976
- 13) Webster, R.L. "Nonlinear Static and Dynamic Response of Underwater Cable Structures Using The Finite Element Method" OTC Paper 2322, 1975
- 14) Niedzwecki, J.M. "A Comparison of Non-metallic Ropes with Wire Rope and Chain Mooring Lines for Deep Water Applications", OTC Paper 3207, 1978
- 15) 吉田宏一郎, 米冢卓也, 飯田国広, "有限要素法による水中線状構造の応答解析", 日本造船学会論文集, 第144号, 1978

- 16) Skop , R.A. and O'Hara , G.J. " The Method of Imaginary Reactions – A New Technique for Analyzing Structural Cable Systems , MTS Journal , Vol . 4 , No. 1 , 1970
- 17) Leonard , J.W. " Curved Finite Element Approximation to Nonlinear Cables , OTC Paper 1533 , 1972

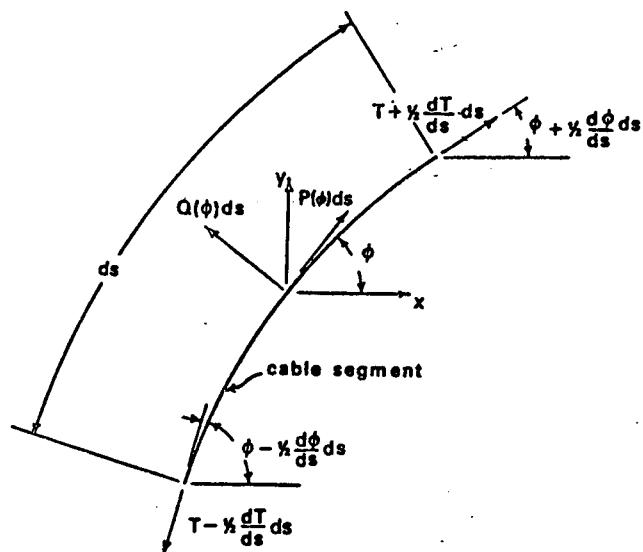


図 2.3.1.1 2次元定常解析モデル

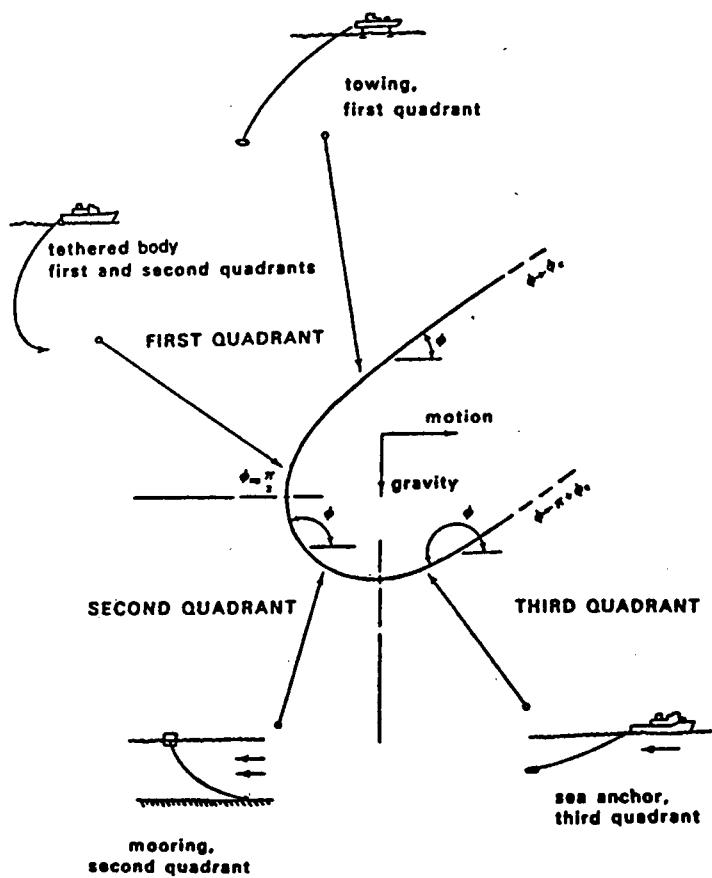


図 2.3.1.2 Podeの係留ラインの概念図

表 2.3.1.1 索・鎖の定常問題に関する研究の一覧表

Year	Author	Environment	Application of Interest	Gravity Forces Considered	Cable Stretching Allowed	Normal Hydrodynamic Loading	Tangential Hydrodynamic Loading	Cable Bending Resistance Considered	Cable Section Shape(s) Considered	Tables of Cable Functions	Dimensions
1918	McLend	air	towing & mooring	yes	no	$R\sin^2\theta$	0	no	round	no	2
1934	Glaert	air	towing	yes	no	$R\sin^2\theta$	0	no	round	yes	2
1936	Thews & Landweber	water	towing	no	no	$R\sin^2\theta$	KR	no	round	no	2
1936	Thews & Landweber	water	general	no	no	$R\sin^2\theta$	KR	no	round	no	2
1941	Richtmyer	water	towing	no	no	$R\sin^2\theta$	$KR\cos^2\theta$	no	round	no	2
1942	Reber	water	towing	no	no	$R\sin^2\theta$	$\theta \& KR\cos^2\theta$	no	round	no	2
1944	Reber	water	towing	no	no	$R\sin^2\theta + KR\sin\theta$	$KR\cos\theta$	no	round	no	2
1944/1947	Landweber & Protter	water	towing	no	no	$R\sin^2\theta$	KR	no	round	yes	2
1945	O'Hara	air	towing	yes	yes	$R\sin^2\theta$	$KR\cos\theta$	no	round	no	2
1947	Landweber	water	mooring	yes	no	$R\sin^2\theta$	0	no	round	no	2
1948	Pode	water	towing	yes	no	$R\sin^2\theta$	KR	no	round	no	2
1951	Pode	water	general	yes	no	$R\sin^2\theta$	KR	no	round	yes	2
1955	Pode	water	general	yes	no	$R\sin^2\theta$	$K= .01, .02, .03$	no	round & faired	yes	2
1956	Eames	water	towing	yes	no	$(1-u)R\sin^2\theta + uR\sin\theta$	$K= .01, .02, .03, 10$	no	faired	yes	2
1957	Whicker	water	towing	yes	no	$\sin^2\theta + b\sin\theta$	$d\cos^2\theta + e\cos\theta$	no	round & faired	no	2
1957	Zajac	water	cable laying & recovery	yes	no	$R\sin^2\theta$	0	no	round	no	2
1957	Zajac	water	cable laying	yes	no	$R\sin^2\theta$	neglect -ed	no	round	no	3
1960	Wilson	water	mooring	yes	no	$R\sin^2\theta$	$KR\cos^2\theta$	no	round	yes	2
1963	Clark	water	towing	yes	no	calculated from series section data	no	faired	no	2	2
1963	Strandhagen & Thomas	water	towing	yes	no	$R\sin^2\theta$	constant	no	round	no	3
1966	Schneider & Nickels	water	mooring & towing	yes	no	$R\sin^2\theta$	$RK\cos^2\theta$	no	round or faired	no	3
1967	Eames	water	general	yes	no	$(1-u)R\sin^2\theta + uR\sin\theta$	$uR\cos\theta + uR\cos\sin\theta$	no	round & faired	no	2
1969	Huang	air	towing	yes	no	$R\sin^2\theta$	$uR\cos\theta + uR\cos\sin\theta$	no	round	no	2
1970	Choo	air or water	towing	yes	yes	$C_R(R_e \sin\theta) \sin^2\theta / C_R(R_e)$	$uR\cos\theta + uR\cos\sin\theta$	no	round & faired	no	2
1970	Korkut & Hebert	water	mooring	yes	yes	$R\sin^2\theta$	$R\sin^2\theta$	no	round & faired	no	2
1971	Wang & Moran	water	mooring	yes	yes	$R\sin^2\theta$	$KR\cos^2\theta$	no	round	no	2
1971	Wang	water	mooring	yes	yes	$Ao + I(Ancos\theta + Bnsin\theta)$	$Ao + I(Ancos\theta + Bnsin\theta)$	no	round & faired	no	3
1971	Chang & Pilkey	water	mooring	yes	yes	$R\sin^2\theta$	KR	no	round	no	2
1972	Leonard	water	towing & mooring	yes	yes	NA	NA	yes	faired	no	2
1975	Watson & Kuneman	water	mooring	yes	yes	$R\sin^2\theta$	KR	no	faired	no	3
1975	Shoji	water	mooring	yes	yes	$R\sin^2\theta$	0	no	faired	no	2
1975	Webster	water	mooring	yes	yes	$R\sin^2\theta$	$KR\cos^2\theta$	yes	faired	no	3
1976	Niedzwecki & Casarella	water	mooring	yes	no	NA	NA	no	faired	yes	2
1976	Katayama	water	mooring	yes	yes	$R\sin^2\theta$	0	no	faired	no	3
1976	Inoue	water	mooring	yes	yes	$R\sin^2\theta$	0	no	faired	no	2
1977	Huckolls & Domingues	water	mooring	yes	yes	NA	NA	no	round	no	3
1978	Niedzwecki	water	mooring	yes	yes	0	0	no	faired	yes	2
1978	Yoshida et.al	water	towing	yes	yes	$R\sin^2\theta$	$KR\cos^2\theta$	yes	faired	no	3
1980	Miyazaki et.al	water	towing & mooring	yes	no	NA	NA	no	faired	no	2 & 3

2.3.2 係留ラインの変形に関する実用推定法

係留ラインが流れの中での変形及びその際に働く張力の実用計算法について以下に述べる。係留ラインは、下端が固定のものを考え、潮流の方向及び速度は任意とする。

(1) 実用推定法の定式化

まず、係留ラインを有限個の質点と重さのない線型バネとしてモデル化を行なう。従って、係留ラインに加わる潮流力等も各質点に集中させる。今、ある質点 j における釣合い式は、図 2.3.2.1 から次式で表わせることになる。

$$T_j \cdot \cos r_j \cdot \cos \chi_j = T_{j-1} \cdot \cos r_{j-1} \cdot \cos \chi_{j-1} - F_{1j} \quad (2.3.2.1)$$

$$T_j \cdot \cos r_j \cdot \sin \chi_j = T_{j-1} \cdot \cos r_{j-1} \cdot \sin \chi_{j-1} - F_{2j} \quad (2.3.2.2)$$

$$T_j \cdot \sin r_j = T_{j-1} \cdot \sin r_{j-1} + W_j \quad (2.3.2.3)$$

$$(j > Z)$$

(2.3.2.1)～(2.3.2.3)式は漸化式の形をしているので、これらの式は以下の様に書き換えることができる。

$$T_j \cdot \cos r_j \cdot \cos \chi_j = f_1 - \sum_{k=2}^j F_{1k} \quad (2.3.2.4)$$

$$T_j \cdot \cos r_j \cdot \sin \chi_j = f_2 - \sum_{k=2}^j F_{2k} \quad (2.3.2.5)$$

$$T_j \cdot \sin r_j = \sum_{k=2}^j W_k \quad (2.3.2.6)$$

ここで、 $W_1 \equiv T_1 \sin r_1$ ， $f_1 = T_1 \cdot \cos r_1 \cdot \cos \chi_1$ ， $f_2 = T_2 \cdot \cos r_1 \cdot \sin \chi_1$ である。(2.3.2.4)～(2.3.2.6)式より T_j を求める式が得られる。

$$T_j = \sqrt{[f_1 - \sum_{k=2}^j F_{1k}]^2 + [f_2 - \sum_{k=2}^j F_{2k}]^2 + [\sum_{k=1}^j W_k]^2} \quad (2.3.2.7)$$

いま、係留ラインの座標系を図 2.3.2.2 に示すように定める。

そして、係留ラインの上端の点 P は水面上にあるとすると、次の拘束条件式が得られる。

$$\begin{aligned} x_{3P} &= \sum_{j=1}^N \ell_j \cdot \sin r_j \\ &= \sum_{j=1}^N \ell_j \cdot T_j^{-1} \cdot \sum_{k=1}^j W_k \end{aligned} \quad (2.3.2.8)$$

ここで、 x_{3p} は水深、 ℓ_j は伸びを考慮した時の係留ライン要素長さで、伸びる前の長さ $\bar{\ell}$ との間には、Aをラインの断面積、Eを弾性係数とすると次の関係がある。

$$\ell_j = \bar{\ell} (1 + T_j / A \cdot E) \quad (2.3.2.9)$$

一方、各質点の位置($x_{1,j}$, $x_{2,j}$, $x_{3,j}$)は次式で得られる。

$$x_{1,j+1} = \sum_{k=1}^j \ell_k \cdot \cos r_k \cdot \cos \chi_k \\ = \sum_{k=1}^j \ell_k \cdot T_k^{-1} \cdot [f_1 - \sum_{l=2}^k F_{1,l}] \quad (2.3.2.10)$$

$$x_{2,j+1} = \sum_{k=1}^j \ell_k \cdot \cos r_k \cdot \sin \chi_k \\ = \sum_{k=1}^j \ell_k \cdot T_k^{-1} \cdot [f_1 - \sum_{l=2}^k F_{2,l}] \quad (2.3.2.11)$$

$$x_{3,j+1} = \sum_{k=1}^j \ell_k \cdot \sin r_k \\ = \sum_{k=1}^j \ell_k \cdot T_k^{-1} \cdot \sum_{l=1}^k W_l \quad (2.3.2.12)$$

今、係留ライン上端Pに $F_{1,p}$, $F_{2,p}$ なる力がそれぞれ x_1 及び x_2 方向に働くとすると、2.3.2.4式及び2.3.2.5式より次の様に f_1 , f_2 が与えられる。

$$f_1 = F_{1,p} + \sum_{k=2}^N F_{1,k} \quad (2.3.2.13)$$

$$f_2 = F_{2,p} + \sum_{k=2}^N F_{2,k} \quad (2.3.2.14)$$

(2) 計算の手順

1) まず、係留ラインをN分割し、各質点の水中重量 W_j を計算する。この時、全体の重量を合わせる為に、 $j=2$ 及びNの質点を他の1.5倍にする。

2) 質点j付近の x_1 方向、 x_2 方向の潮流力を求めて質点jに集中させる($F_{1,j}$, $F_{2,j}$)。

3) (2.4.2.7)～(2.4.2.9)式より繰返し演算によって W_1 を計算する。

4) (2.3.2.7)式より各質点間張力が求まる。

5) (2.3.2.10)～(2.3.2.12)式より各質点の座標が求まる。

a) 係留ラインがSlackな場合

W_1 を求めた際に、 W_1 が負になる場合は、質点2が水底より下に来る事を意味するので、 $W_1 = 0$ とし、

アンカーポイントを移動し、 W_j が正になるまで計算を繰り返す。

b) 上端の点Pが潮流で流されない場合

上端の点が固定されている場合は、新たに次に示す2つの拘束条件式ができる、この時、 x_{1p} と x_{2p} は分つ

ているものとする。

$$x_{1P} = \sum_{j=1}^N \zeta_j \cdot T_j^{-1} \cdot \left(f_1 - \sum_{l=2}^j F_{1l} \right) \quad (2.3.2.15)$$

$$x_{2P} = \sum_{j=1}^N \zeta_j \cdot T_j^{-1} \cdot \left(f_2 - \sum_{l=2}^j F_{2l} \right) \quad (2.3.2.16)$$

計算は、まず、 f_1 と f_2 を適当に仮定し、前述の手順に従って張力及び各質点間の距離を求める。つぎに、
(2.3.2.16) 式を用いて f_1 と f_2 が求まるまで繰り返し計算を行う。

(3) 計算例

まず、ここで示した計算手法の精度を確認するため、通常のカテナリー曲線と分割数が 3 と 4 の場合のランプドマスモデルによる形状とを比較した図を図 2.3.2.3 に示す。この図から、分割数が少なくともカテナリー曲線に近いことが判る。つぎに同じ曲線について、分割数を変化させて係数ラインの上端 (P) における水平方向張力の負値に対する誤差を調べた結果を図 2.3.2.4 に示す。この図から、誤差を 10% 以下にするには分割数を 8 以上にする必要があることが判る。

また、本研究部会の昭和 57 年度報告書において、図 2.3.2.5 に示す 3 種類の潮流 (D.N.V と G.L. の船級協会及び H.O.Berteaux) に対して係留ラインに働く張力を図 2.3.2.6 に示す実線のように示されている。それに対して本計算法で分割数を 20 にして求めた結果を図中に黒丸印及び黒四角印で示した。この図から、両計算ともよく一致していることが判る。

以上の検証を行った後に、水深 1,000m の海域に全長 2,000m のワイヤーラインを張り、流れの中におけるラインの変形する様子を本計算法にて求めた結果を図 2.3.2.7 ~ 図 2.3.2.9 に示す。

なお、図中の実線は流れがない場合、点線が矢印の方向から流れのある場合のラインの形状である。流れの方向及び流速は、図中の右下に示すように水深によって流向と流速とが変化している場合である。これらの図から、水面付近の流れが x 方向 (図 2.3.2.7) から来る場合、形状変化が最も大きい質点 10 における変位量は、 x 方向に -9.5 m、 y 方向に 12.3 m であり、水面付近の流れが $-x$ 方向 (図 2.3.2.8) から来る場合、質点 10 における変位量は、 x 方向に 9.3 m、 y 方向に -12.8 m である。そして、水面付近の流れが y 方向 (図 2.3.2.9) から来る場合、形状変化が最も大きい質点 14 における変位量は、 x 方向に -10.2 m、 y 方向に 13.4 m である。

(4) むすび

本研究部会としては、昨年度に引き続いて潮流中における索・鎖係留ラインの変形及び張力に関して調査研究を行って来たが、比較的簡便なる実用推定手法が確立できたといえる。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会，“第 187 研究部会・海洋構造物の深海係留に関する調査研究報告書”研究資料 No.362, 1983.
- 2) 中嶋俊夫，“ランプドマス法による係留ラインの静的及び動的解析法”，住友重機械技報, Vol. 31, No. 93, 1983.

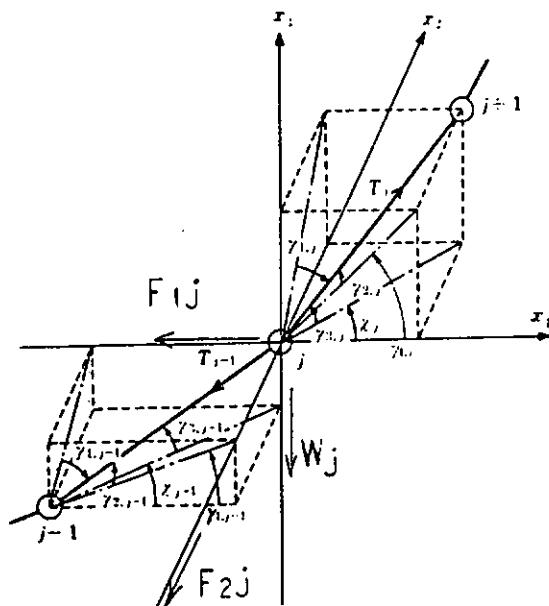


図 2.3.2.1 質点 j の座標系

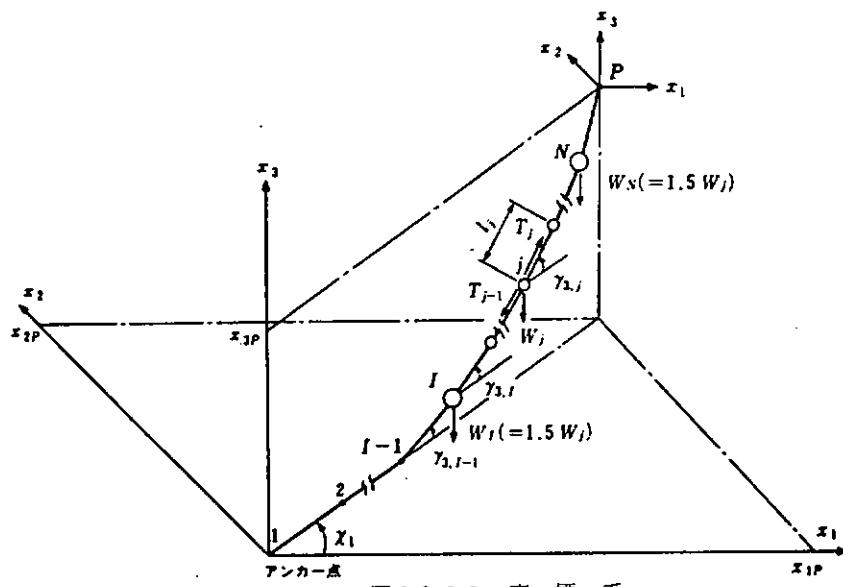


図 2.3.2.2 座標系

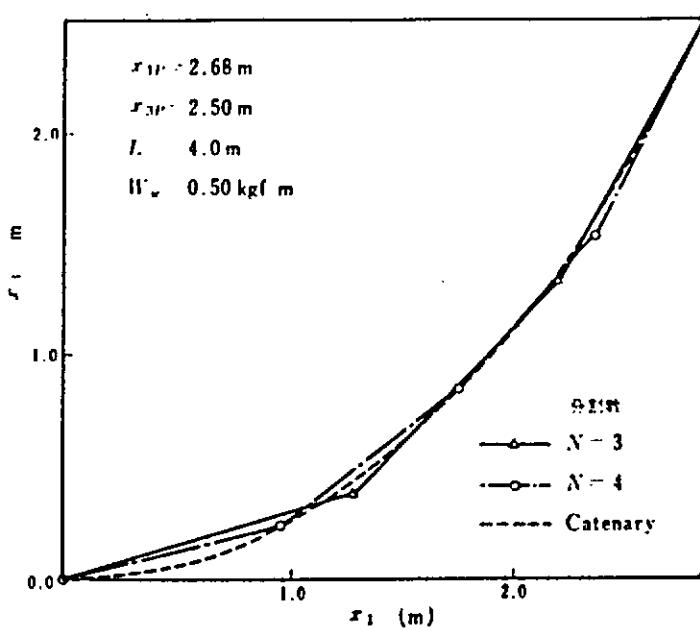


図 2.3.2.3 質点系モデルとカテナリーカーブの比較

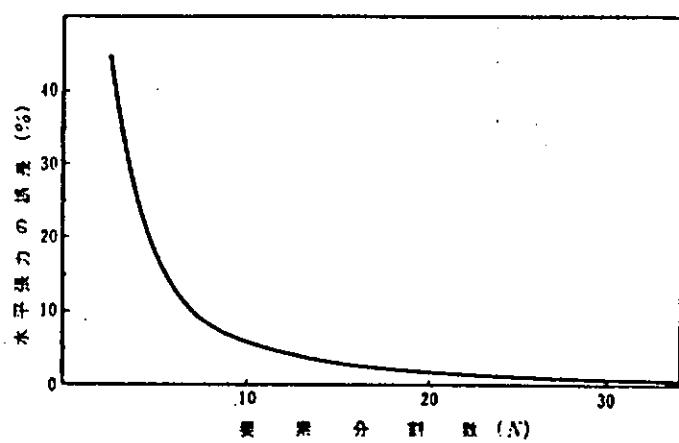


図 2.3.2.4 分割数 (N) による水平張力誤差

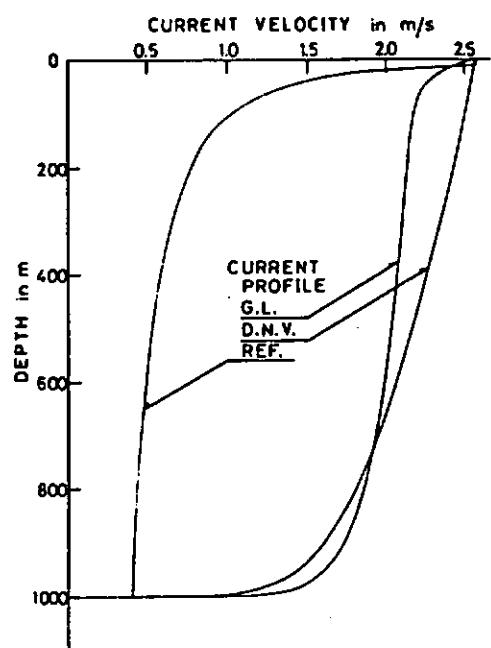


図 2.3.2.5 流れの鉛直分布

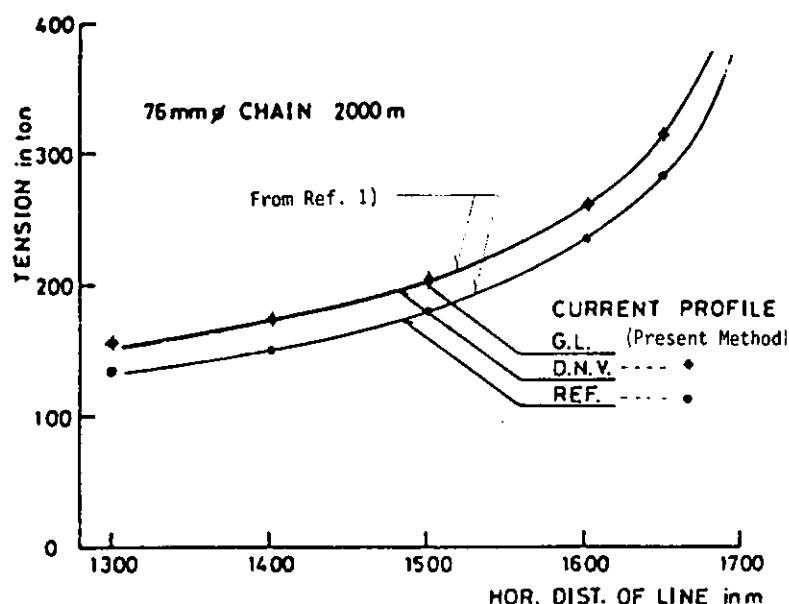


図 2.3.2.6 係留ラインに働く張力の推算値の比較

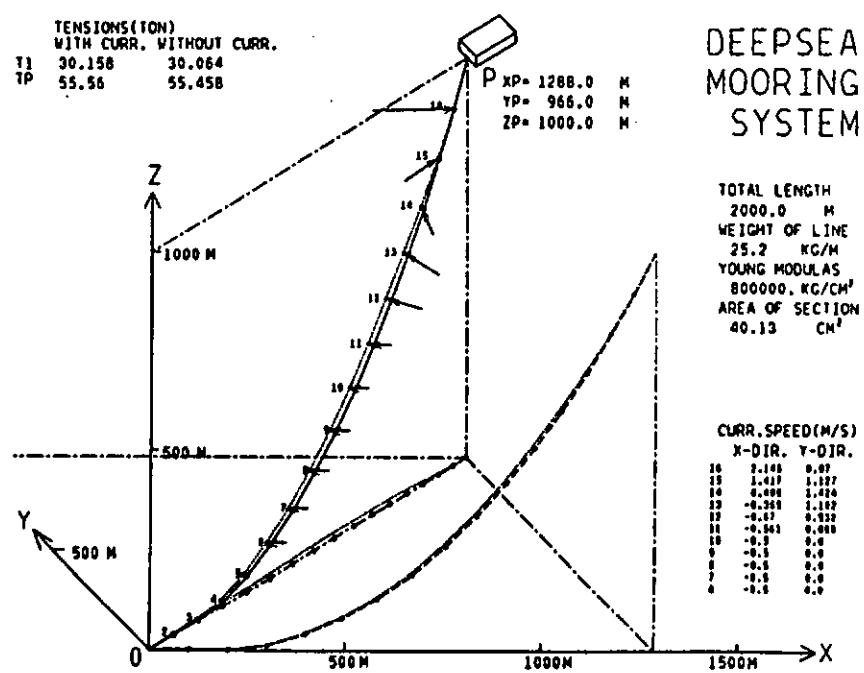
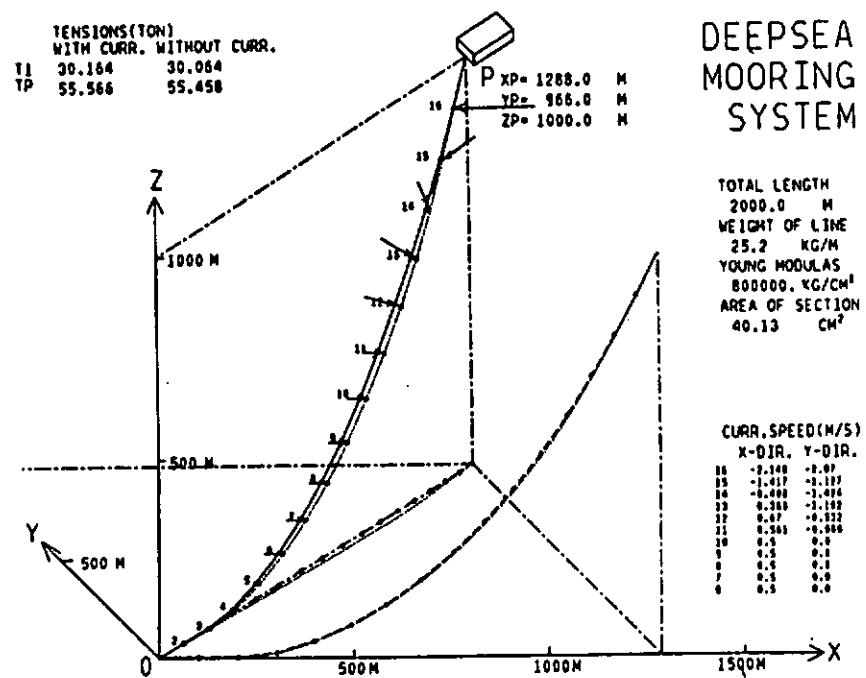


図 2.3.2.7 x 軸方向の流れに対する係留ラインの変形



2.4 索・鎖係留ラインの動的変動張力特性の実用計算法

2.4.1 係留ラインの動的解析法

(1) 係留ラインの3次元運動方程式

ランプドマス法による係留ラインの3次元動的解析法について簡単に説明する。まず、係留ラインの座標系を図2.4.1.1に示す。係留ラインをN個に分割し、係留ラインの自重を各質点に分散させ、各質点は重さのない線型の直線バネで結ぶ。今、質点jに着目(図2.4.1.2参照)すると、質点jの運動は次式で表わせる。

$$[I_{\ell k}]_j \cdot [\ddot{x}_k]_j = [F_\ell]_j \quad (2.4.1.1)$$

$$(\ell = 1, 2, 3)$$

$$(j = 2, 3, \dots, N)$$

ここで、 $[I_{\ell,k}]_j$ は、質点jの質量マトリックスで $[\ddot{x}_k]_j$ は、質点jのk方向加速度である。

一方、 $[F_\ell]_j$ は、質点jに加わる外力等を表わし、図2.4.1.2から、次の様に書き表わすことができる。

$$F_{\ell,j} = T_j \cdot \sin(r_{\ell,j}) - T_{j-1} \cdot \sin(r_{\ell,j-1}) + f_{\ell,j} \quad (2.4.1.2)$$

$$(\ell = 1, 2, 3)$$

$$(j = 2, 3, \dots, N)$$

ここで、 T_j は質点j+1とjの間に働く張力、 $f_{\ell,j}$ は質点jに加わる ℓ 方向の流体抗力(ただし、垂直方向については、質点jの水中重量 δ_j を含む)である。

なお、係留ラインの3次元運動方程式に関しては、昭和57年度の本研究部会報告書に詳述されている。

(2) 運動方程式の計算法

運動方程式の解法についても、昨年度の報告書で示されているが、ここではより詳細な計算の手順について説明する事にする。まず、計算のフローを図2.4.1.3に示す。

計算は、まずBlock 1及びBlock 2においてラインの諸元を入力する事から始まる。この時、別に静的計算によって、各質点の位置及び各質点間の初期状態での張力を求める。その他の入力すべきものとしては、

- 1) ラインの流体力係数(抗力係数、付加質量係数)
- 2) ラインの断面積及び弾性率
- 3) ラインの単位長さ当たりの水中重量及び体積
- 4) ライン上端における運動(振幅、周期)
- 5) 潮流の速度分布及び方向
- 6) 計算の時間刻み幅及び打切り時間

などである。次に、Block 3では、次の時間ステップにおける上端Pの位置($x_{1,p}^{n+1}$, $x_{2,p}^{n+1}$, $x_{3,p}^{n+1}$)を次式で与える。

$$x_{\ell,p}^{n+1} = x_{\ell,p}^0 + \{1 - \exp(-\nu t)\} \cdot \bar{\eta}_\ell \cdot \sin(wt + \epsilon_\ell) \quad (2.4.1.3)$$

$$(\ell = 1, 2, 3)$$

ここで、 w は運動周波数、 ϵ_ℓ は運動の位相差、 $\bar{\eta}_\ell$ は、運動の振幅、 ν は任意の適当な値である。

ランプドマス法による計算では、質点が水底に接するか、あるいは持ち上る際に、ショックロード発生する。この様な計算上の不都合を取り除く為に、水底に近い質点の重量 (δ_I , δ_{I+1}) を人为的に次式により修正を加える (Block 4)。

$$\left. \begin{array}{l} \delta_I = 1.5 W_c (1 - A l_{I-1} / l_{I-1}) \\ \delta_{I+1} = W_c (1 - 0.5 \cdot \Delta l_{I-1} / l_{I-1}) \end{array} \right\} \quad (2.4.1.4)$$

ここで、 δ_I は立ち上っている最初の質点 I の水中重量 (W_c)、 l_{I-1} はそれぞれのライン単位長さ当りの水中重量及び質点 I と I + 1 の間のライン長さである。一方、 Δl_{I-1} は、質点 I と I + 1 の間で、通常のラインの場合、水底を走っていると考えられる長さで、詳細については文献(4)を参照されたい。

Block 5 では、ラインの質量マトリックス及び次に示す $R_{\ell,j}$, $P_{\ell,j}$ を求める。

$$\left. \begin{array}{l} R_{\ell,j} = \Delta t^2 \sum_{k=1}^3 M_{\ell,k,j} \cdot \sin \gamma_{k,j} \\ P_{\ell,j} = \Delta t^2 \sum_{k=1}^3 M_{\ell,k,j} \cdot \sin \gamma_{k,j-1} \end{array} \right\} \quad (2.4.1.5)$$

($\ell = 1, 2, 3$)
($j = 2, 3, \dots, N$)

ここで、 $M_{\ell,k,j}$ は質量マトリックスの逆マトリックス ($(M_{\ell,k})_j \equiv (I_{\ell,k})_j^{-1}$) の要素である。一方、(2.4.1.1) 式は、 $R_{\ell,j}$, $P_{\ell,j}$ を用いて次の様に書き直せる。

$$\ddot{x}_{\ell,j} = [R_{\ell,j} \cdot T_j - P_{\ell,j} \cdot T_{j-1} + U_{\ell,j}] / \Delta t^2 \quad (2.4.1.6)$$

($\ell = 1, 2, 3$)
($j = 2, 3, \dots, N$)

$$\text{ただし}, \quad U_{\ell,j} = \Delta t^2 \sum_{k=1}^3 M_{\ell,k,j} \cdot f_{k,j} \quad (2.4.1.7)$$

次に、Block 6において、ラインに加わる抗力 $f_{k,j}$ 及び $U_{\ell,j}$ を計算する。ラインに加わる法線方向抗力 f_{dnj} 及び接線方向抗力 f_{dtj} は、それぞれの方向の速度 U_{nj} 及び U_{tj} で次の様に表わせる。

$$\begin{aligned} f_{dnj} &= -\frac{1}{2} \rho C_{dn} \cdot D_c \cdot \bar{l} \cdot |U_{nj}| U_{nj} \\ f_{dtj} &= -\frac{1}{2} \rho C_{dt} \cdot D_c \cdot \bar{l} \cdot |U_{tj}| U_{tj} \end{aligned} \quad (2.4.1.8)$$

($j = 2, 3, \dots, N$)

ここで、 ρ は液体密度、 D_c 及び \bar{l} はそれぞれラインの等価円断面の直径及び要素長さ、又 C_{dn} , C_{dt} はそれぞれ法線方向及び接線方向のラインの抗力係数である。 f_{dnj} 及び f_{dtj} より $f_{k,j}$ を求める方法については、昨年度の報告書の (3.1.3.4.4) 式を参照されたい。

ラインに加わる抗力等が求まると、次の時間ステップにおける各質点の位置が求まる。この時、張力等の初期値は、初期状態の値又は時間ステップの値を用いる (Block 7)

$$x_{\ell,j}^{n+1} = \frac{5}{2} x_{\ell,j}^n - 2 x_{\ell,j}^{n-1} + \frac{1}{2} x_{\ell,j}^{n-2} + \frac{1}{2} (R_{\ell,k}^{n+1} \cdot T_j^{n+1} - P_{\ell,j}^{n+1} \cdot T_{j-1}^{n+1}) \quad (2.4.1.9)$$

($\ell = 1, 2, 3$)
($j = 2, 3, \dots, N$)

次の時間ステップにおける各質点の位置が求まると、次式により張力 \tilde{T}_j^{n+1} の補正値 ΔT_j^{n+1} を求める（Block 8）。

$$\begin{bmatrix} \Delta T_1^{n+1} \\ \Delta T_2^{n+1} \\ \vdots \\ \vdots \\ \Delta T_N^{n+1} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\tilde{F}_2^{n+1} & \tilde{G}_2^{n+1} \\ \tilde{E}_3^{n+1} - \tilde{F}_3^{n+1} & \tilde{G}_3^{n+1} \\ \ddots & \ddots \\ \tilde{E}_{N+1}^{n+1} - \tilde{F}_{N+1}^{n+1} \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} -\tilde{\psi}_2^{n+1} \\ -\tilde{\psi}_3^{n+1} \\ \vdots \\ \vdots \\ -\tilde{\psi}_{N+1}^{n+1} \end{bmatrix} \quad (2.4.1.10)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \tilde{E}_j^{n+1} &= \sum_{\ell=1}^3 \tilde{P}_{\ell,j-1}^{n+1} (\tilde{x}_{\ell,j}^{n+1} - \tilde{x}_{\ell,j-1}^{n+1}) \\ \tilde{F}_j^{n+1} &= \sum_{\ell=1}^3 (\tilde{P}_{\ell,j}^{n+1} + \tilde{R}_{\ell,j-1}^{n+1}) (\tilde{x}_{\ell,j}^{n+1} - \tilde{x}_{\ell,j-1}^{n+1}) + 2\bar{z}^2 (1 + \tilde{T}_j^{n+1}/A \cdot E) / A \cdot E \\ \tilde{G}_j^{n+1} &= \sum_{\ell=1}^3 \tilde{R}_{\ell,j}^{n+1} (\tilde{x}_{\ell,j}^{n+1} - \tilde{x}_{\ell,j-1}^{n+1}) \\ \tilde{\psi}_j^{n+1} &= \sum_{\ell=1}^3 (\tilde{x}_{\ell,j}^{n+1} - \tilde{x}_{\ell,j-1}^{n+1}) - \bar{z}^2 (1 + \tilde{T}_j^{n+1}/A \cdot E)^2 \quad (j = 2, 3, \dots, N+1) \end{aligned}$$

張力の補正値 ΔT_j^{n+1} が求まると、張力 \tilde{T}_j^{n+1} と加算する事によってより正確な張力の値 T_j^{n+1} が得られる。

Block 8は、繰返し演算を行うことにより充分な精度で張力を求める必要がある。

一度、張力が分かると、修正された各質点が求められる（2.4.1.9式）と共に、各質点の速度が得られる。

$$\dot{x}_{\ell,j}^{n+1} = (11x_{\ell,j}^{n+1} - 18x_{\ell,j}^n + 9x_{\ell,j}^{n-1} - 2x_{\ell,j}^{n-2}) / 6 \Delta t \quad (2.4.1.11)$$

(j = 2, 3, \dots, N)

Block 9における各質点の速度についても、図 2.4.1.3 に示す様に繰返し計算を行なう。

(3) 索・鎖係留ラインの2次元動的解析計算プログラム開発

ここでは、索・鎖係留ラインの動的解析用計算プログラム開発として、(1)項及び 2.3.2 項並びに本研究部会の昭和 57 年度調査研究報告書の 3.1.3 項に示す手法に基づいてランブドマス法による 2 次元素・鎖係留ラインに関する動的変動張力を推算できるプログラムを作成した。

なお、開発した計算プログラムは、次に示す前提条件がある。

- イ) 使用する計算機は、中型以上の電子計算機であるため、実用的な推算手法ではない。
- ロ) 本計算プログラムは、2.4.2において示す実用計算法の検証用として用いる。
- ハ) 係留ラインは 2 次元の单一索・鎖係留方式で、係留ラインの伸び及び流れを考えない場合である。
- ニ) 係留ラインの静的形状及び張力は、予め求めておく必要がある。
- ホ) 係留ラインの上端（図 2.4.1.1 の P 点）に浮体の変位の規則または不規則的な時系列を与えることである。

開発した計算プログラムの手順は、大略図 2.4.1.3 に示す流れに沿っている。

なお、紙面の関係上、計算プログラムの解説、入力データ、出力データ並びにソースプログラム等は、本調査報告書の付録 III に掲載した。

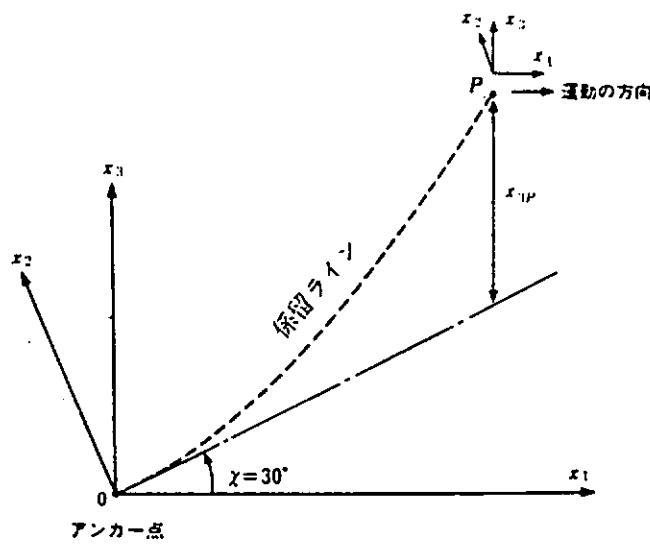


図 2.4.1.1 係留ラインの座標系

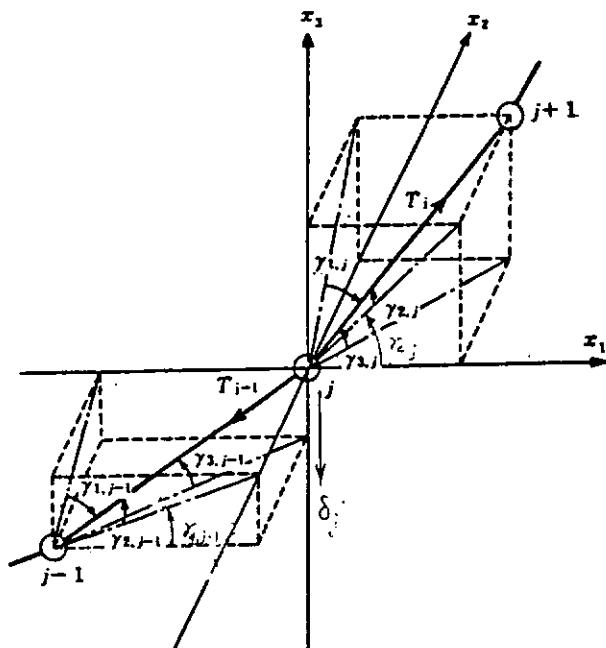


図 2.4.1.2 質点 j の座標系

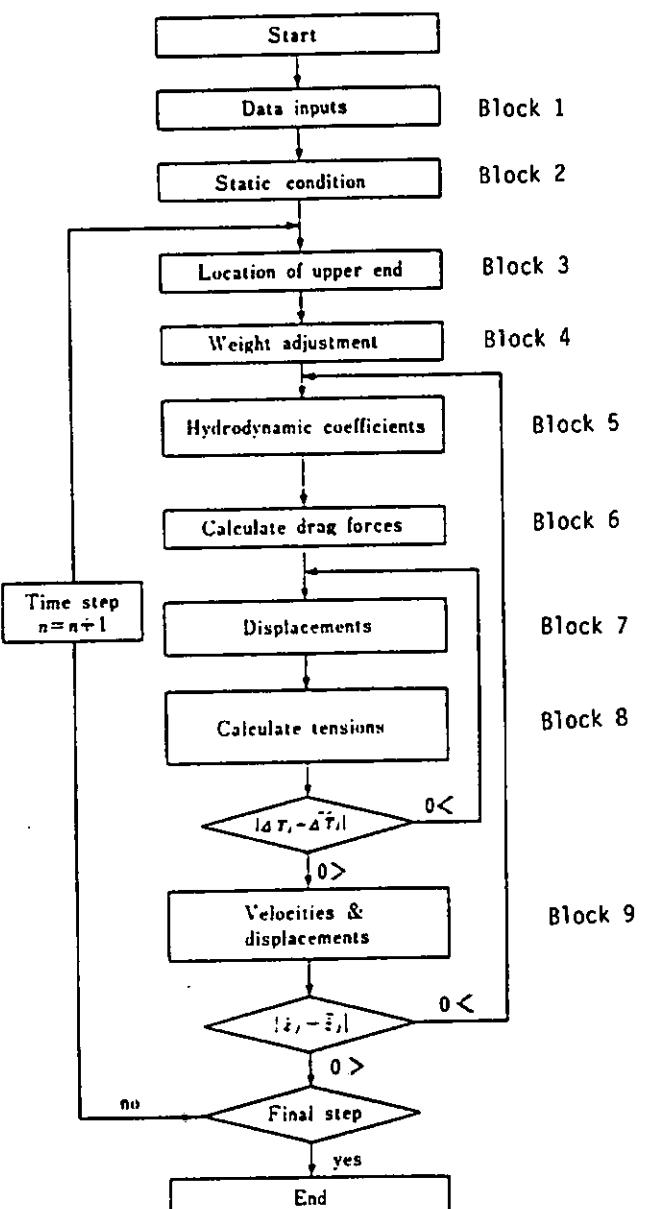


図 2.4.1.3 計算のフローチャート

(4) 深海係留ラインの3次元動的解析

ここでは、深海係留ラインの幾つかを取上げて、ランプドマス法による解析を行ってみる。係留ラインとしては、ワイヤーのみのラインと、ワイヤーとチェーンから成る合成ラインのものの2種類を考えた。用いたワイヤー及びチェーンの主要目を表2.4.1.1に示す。

a) ワイヤー係留ラインの解析

i) 概要

まず、ワイヤー係留ラインの上端を x 方向又は垂直方向に正弦運動させた場合に生じる変動張力の解析を行なう。水深は1000mとし、全長3000mのワイヤーがアンカーの位置からちょうど立上り始める様なややtautな係留ラインを想定する。この時の水平距離は、2,780m、係留ライン上端での張力(T_{po})は約126.8ton(垂直方向成分は75ton)である。図2.4.1.4に、ワイヤー係留ラインの概要を示す。

一方、ライン上端の点(P)での強制変位については、波振幅と同じ振幅で運動する浮体によって引越されると考える。波は、波高が波長の10分1を越えない値で、また、10mを越えないとする。最終的計算に用いた運動の周期及び振幅を表2.4.1.2にまとめる。数値計算に用いたラインの分割数(N)は20、計算の時間刻み幅(Δt)は、0.01秒とした。

ii) 解析結果

ライン上端の点(P)を水平方向または垂直方向に±2m及び±10m静的に移動させた際に生ずるP点での張力の結果を表2.4.1.3に示す。これらの値は、前節で示したランプドマス法による静的計算値で、図中のカッコで示す値は、ラインの伸びを考慮しない時のものである。

次に、表2.4.1.2に示した強制変位により引起される変動張力の理論解析結果を、図2.4.1.5及び図2.4.1.6に示す。同図においては、変動張力の両振幅(\tilde{T}_j)を初期張力(T_{j0})の2倍の値で割った値で示している。双方の図共、無次元周波数0.04付近(周期約8秒)で変動張力のピークが現われる。これらの計算では、ラインの伸びを考慮しているが、仮りにラインの伸びを無視して解析すると、図2.4.1.7に示す様に、変動張力は極めて大きくなる。このことは、深海係留ラインの解析では、ラインの伸びを考慮しないと良い解析結果が得られない事を示す。図2.4.1.8は、図2.4.1.5と同じ様にP点を水平方向に強制運動させた場合のP点での張力であるが、運動の方向を変化させている。また、図中に示されている塗りつぶした点は、 $\chi=0^\circ$ の値を単に $\cos(\chi)$ を乗じて得られた値である。これらの点は、3次元解析結果より得られた値と大差はない事が分かるが、運動周波数が小さいところでは多少高い値を示す傾向がある。

b) ワイヤー・チェーン係留ラインの解析

i) 概要

ワイヤー・チェーン係留ラインについても、ワイヤー係留ラインの時と同様の解析を行った。ラインの張り方については、ワイヤー係留ラインとの比較を考慮して、アンカーの位置から立ち上っているややtautなものと、その時の上端の点(P)をアンカー側に50m移動させたSlackな状態のものの2種類を考える。図2.4.1.9に、これらの静的解析結果を示す。ラインの全長は、ワイヤー係留ラインの重量とほぼ合わせる事から、1,500m(ワイヤー:1,000m、チェーン:500m)とした。水平距離は、tautな方が1,093m、Slackな方が1,043mまた、上端(P)での初期張力は、tautの状態が、ワイヤー係留ラインとほぼ同じ約127.7ton、Slackの状態が約92.7tonである。

ii) 解析結果

ワイヤー係留ラインと同様に、強制変位を与えた場合に引起される変動張力の解析を行なう。図 2.4.1.10 及び図 2.4.1.11 に taut を場合のものを、図 2.4.1.12 及び図 2.4.1.13 に slack な場合のものを示す。また、taut な場合について考えると、ワイヤー係留ラインの場合よりワイヤー・チェーン係留ラインの変動張力が大きくなる事が分かる。そして、興味のある点としては、ワイヤー係留ラインの場合は、水平方向変位によるものの方が垂直方向変位のものより変動張力が大きいのに対し、ワイヤー・チェーン係留ラインの方はその逆の傾向を示す事である。

ワイヤー・チェーン係留ラインの slack 状態と、taut 状態を比較してみると、変動張力は水平方向変位によるものについては前者が小さくなっているが、垂直方向変位による変動張力は、逆に後者が小さい傾向がある。通常の単一ラインの場合は、水平方向運動、垂直方向運動にかかわらず、slack な場合の方が変動張力が小さいので、ワイヤー・チェーン係留ラインのこの結果は興味深い。しかしながら、これらの変動張力はそれぞれの初期状態の張力で無次元化しているので、実際に係留ラインに働く変動張力に換算すると slack 状態の場合が小さい値になる。

c) 潮流が存在する場合の係留ラインの変動張力

深海係留の場合、係留ラインに潮流がどの様な効果を与えるかは興味のある事である。潮流の方向、速度は水深によって異なる事が予想され、浅海中と比べて大きくラインは変形する筈である。ここでは、深海域における代表的な潮流を想定し、その潮流の中で、係留ラインの変動張力に及ぼす影響について調べてみる。図 2.4.1.14 に計算に用いる潮流の水深による分布図に示す。潮流の水深による流向の変化については、同図の(B)に示す様に 100 m までが同じ方向に、それから 600 m までがラセン状に水深によって変化し、600 m 以下は、表面の流れと正反対の流れとなるようにしたものとある。今、表面の流れの方向が、アンカーポイントから係留ラインの上端の方向に流れる場合を 0° の潮流とし、0°, 90°, 180° の 3 潮流を考える(図 2.4.1.15 参照)。この時の張力の変化及び質点 $j = 1, 10, 20$ の x_1, x_2, x_3 方向の流される距離を、ランプドマス法により計算した結果を、表 2.4.1.4 に示す。この比較計算から、張力が増加する潮流の方向は 0° の時である事がわかる。

次に、この様な流れの中で、先に示したワイヤー係留ラインの上端を振動させた場合、変動張力は流れのない状態と比べてどの様に変化するかを流向が 0° だけについて図 2.4.1.16 ~ 図 2.4.1.17 に示す。これらの図で、白抜きに示されているものが潮流のある状態での結果であるが、流れのない状態と比較して差がそれ程生じていない事が判る。また、係留ラインの変動張力の周波数特性に潮流が及ぼす影響はそれ程大きくなない様である。

d) まとめ

以上、幾つかの深海係留ラインの 3 次元動的解析を行なう事によって得られた結果から、深海係留システムを設計する場合の留意点を以下にまとめる。

- 1) 深海係留ラインにおいては、変動張力が初期張力の 1 ~ 2 倍程度に大きくなる周波数が存在することが予想される。
- 2) 深海係留ラインの張力を求める場合、ラインの伸びを考慮する必要がある。特に、動的解析を行なう場合は、ラインの伸びを無視してはかなりの誤差を生じる。
- 3) ワイヤー・チェーン係留ラインの変動張力は、均一なラインと比較して大きいので注意する必要がある。特に、上端の点が上下方向に動搖する場合は、ワイヤー・チェーン係留ラインには大きな変動張力が発生する。
- 4) 潮流による張力変化は顕著に現われない、また、変動張力の大きさに与える効果も少ないと見える。

参考文献

1. 安藤定雄・加藤俊司，“鎖係留ラインの静的・動的特性について”，船舶技術研究所研究発表会議演集，第38回，1981
2. 井上義行“任意係留ラインの静的特性計算”，石川島播磨技報，第16巻，第5号，1976
3. 中嶋俊夫，“ランプドマス法による係留ラインの静的及び動的解析法”，住友重機械技報，vol.31, No.93, 1983
4. 中嶋俊夫，元良誠三，藤野正隆，“質点系モデルによる係留ラインの3次元動的解析法”日本造船学会論文集，第154号、1983
5. 日本造船研究協会，“海洋構造物の深海係留に関する調査研究報告書”第187号研究部会，1983

表 2.4.1.1 ワイヤー及びチェーン主要目

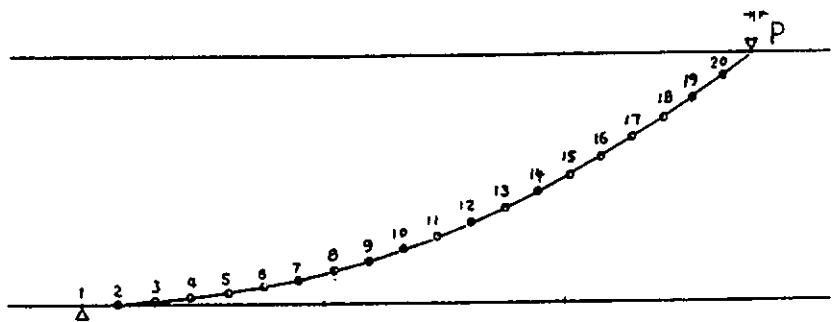
	WIRE	CHAIN
Diameter (mm)	83	76
Area of Section (cm ²)	40.13	162.18
Weight per Length (kg/m) (in Air)	29.0	126.5
(in Water)	25.2	109.9
Breaking Tension (ton)	446.	438.
Young Modulus (kg/cm ²)	800,000.	600,000.

表 2.4.1.2 強制運動の種類

Period (sec)	30.0	16.67	10.0	7.14	5.56	4.55	3.41
Frequency(rad/s)	0.209	0.377	0.628	0.880	1.131	1.382	1.843
Amplitude (m)	10.0	10.0	7.80	3.98	2.41	1.61	0.91
Non-dim. Freq. ($\omega/\sqrt{D_c}/2g$)	0.136	0.245	0.409	0.573	0.736	0.9	1.20
	10	10	10	10	10	10	10

表 2.4.1.3 上端の点の移動による張力変化(静的解析結果)

Horizontal Movement		Vertical Movement	
X ₂₁ (m)	Tension (ton)	Z ₂₁ (m)	Tension (ton)
+2	128.60 (137.80)	+2	127.43 (136.19)
-2	125.80 (132.98)	-2	126.08 (134.47)
+10	136.83 (149.62)	+10	130.12 (139.89)
-10	118.49 (125.75)	-10	124.04 (131.25)



SEGMENT LENGTH (M)	TENSION (TON)	HORIZ. DISPLACEMENT (M)	VERT. DISPLACEMENT (M)
0(1)=150.3523303	T(1)=101.6180000	X(1)= 0.0	Z(1)= 0.0
0(2)=150.3523316	T(2)=101.7880000	X(2)=150.3520000	Z(2)= 0.315134
0(3)=150.3541976	T(3)=102.0740000	X(3)= 300.453000	Z(3)= 9.054080
0(4)=150.3546285	T(4)=102.5030000	X(4)= 450.132000	Z(4)= 23.239100
0(5)=150.3571507	T(5)=103.6700000	X(5)= 599.185000	Z(5)= 42.956740
0(6)=150.3602200	T(6)=103.7660000	X(6)= 747.431000	Z(6)= 68.032100
0(7)=150.3627005	T(7)=104.5660000	X(7)= 894.679000	Z(7)= 98.516000
0(8)=150.3694482	T(8)=105.5560000	X(8)=104.760000	Z(8)= 134.143000
0(9)=150.3625093	T(9)=106.6410000	X(9)=1185.520000	Z(9)= 174.831000
0(10)=150.3758318	T(10)=107.8480000	X(10)=1323.870000	Z(10)= 220.436000
0(11)=150.3753707	T(11)=109.1720000	X(11)=1473.490000	Z(11)= 270.933000
0(12)=150.3844291	T(12)=110.6000000	X(12)=1610.440000	Z(12)= 325.769000
0(13)=150.3897994	T(13)=112.1540000	X(13)=1749.620000	Z(13)= 385.159000
0(14)=150.3974637	T(14)=113.8070000	X(14)=1884.880000	Z(14)= 445.801000
0(15)=150.3944293	T(15)=115.5580000	X(15)=2019.170000	Z(15)= 516.518000
0(16)=150.4139167	T(16)=117.4050000	X(16)=2151.420000	Z(16)= 589.131000
0(17)=150.4105989	T(17)=119.3430000	X(17)=2281.610000	Z(17)= 663.463000
0(18)=150.4181409	T(18)=121.3640000	X(18)=2499.680000	Z(18)= 742.339000
0(19)=150.4258075	T(19)=123.4750000	X(19)=2535.620000	Z(19)= 824.587000
0(20)=150.4398810	T(20)=126.7830000	X(20)=2659.420000	Z(20)= 919.361000
0(21)= 0.0	T(21)= 0.0	X(21)=2780.000000	Z(21)=1000.000000

図 2.4.1.4 ワイヤー係留ライン

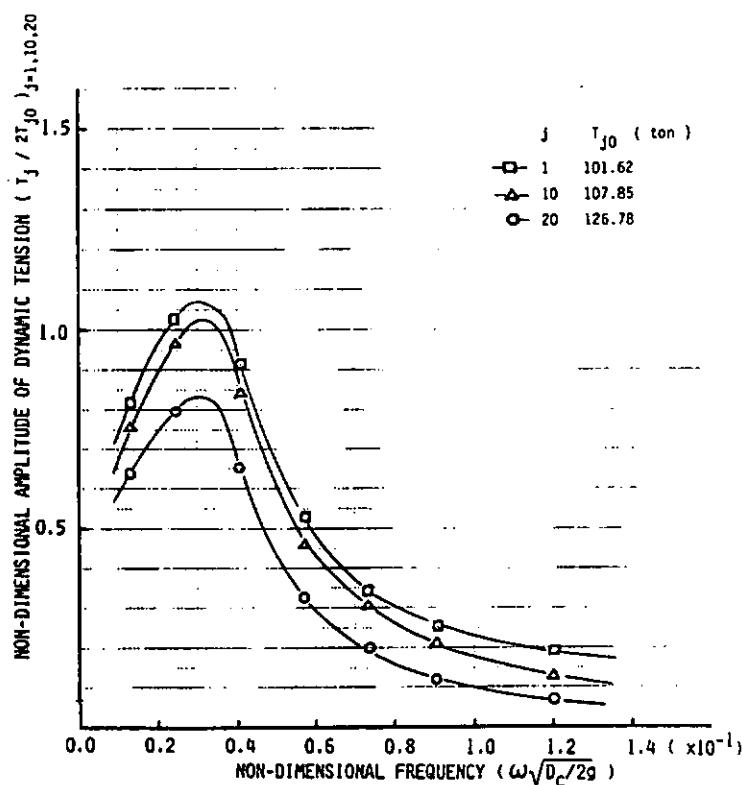


図 2.4.1.5 ワイヤー係留ラインの変動張力 (x₁ 方向変位)

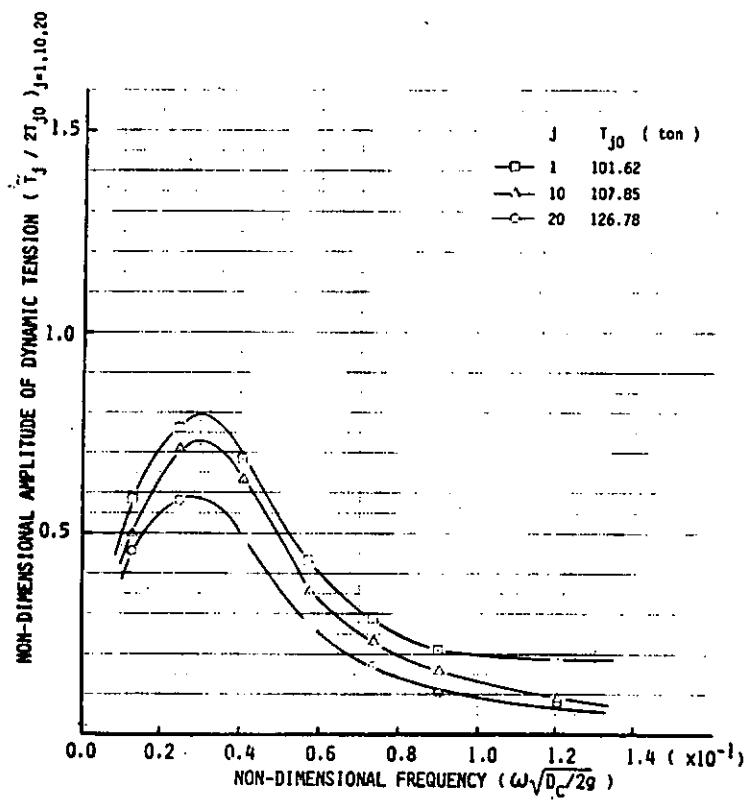


図 2.4.1.6 ワイヤー係留ラインの変動張力 (x_3 方向変位)

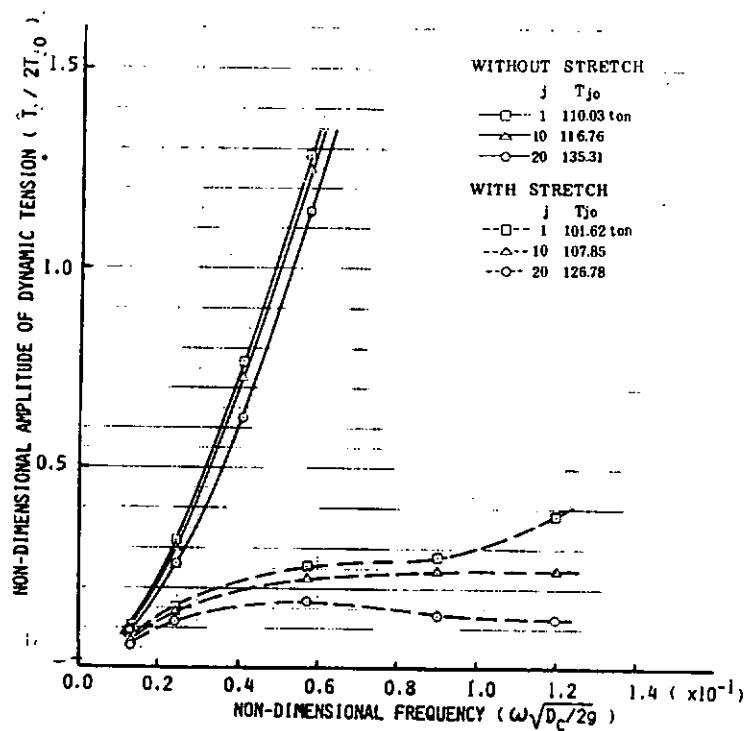


図 2.4.1.7 ワイヤー係留ラインの変動張力 (水平運動片 幅 2m)
(ラインの伸びを無視した場合)

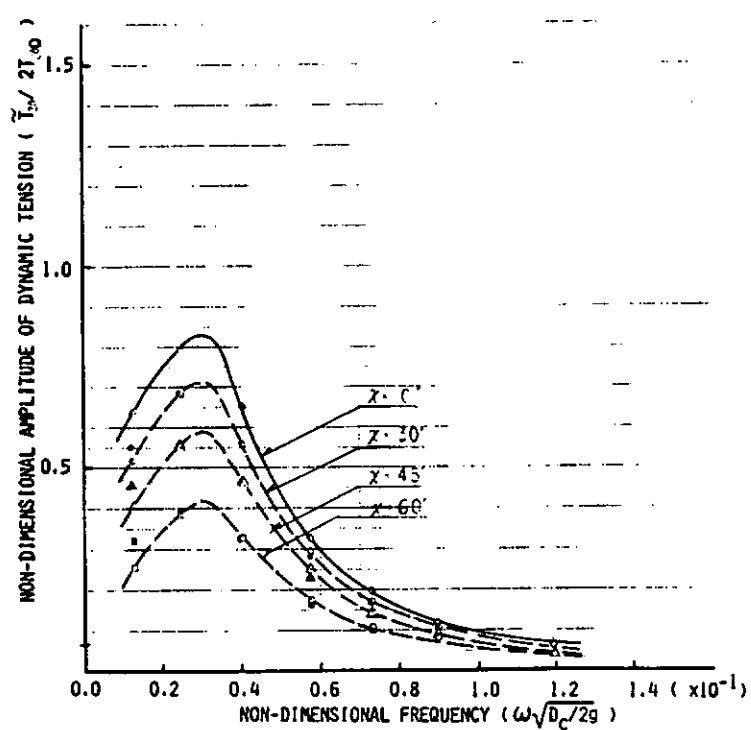


図 2.4.1.8 水平方向変位 ($\chi = 0^\circ, 30^\circ, 45^\circ, 60^\circ$) を与える時の張力変動 (P 点での張力)

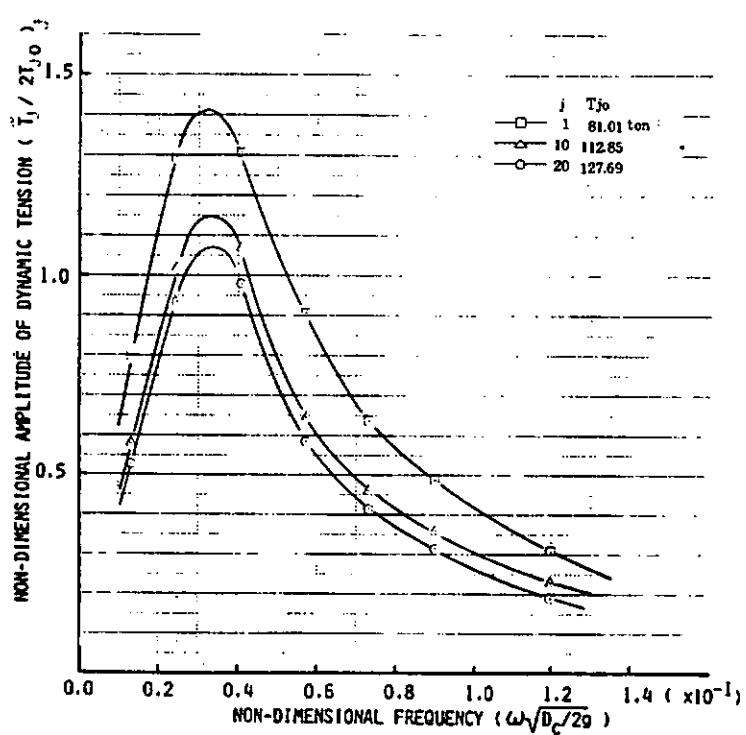
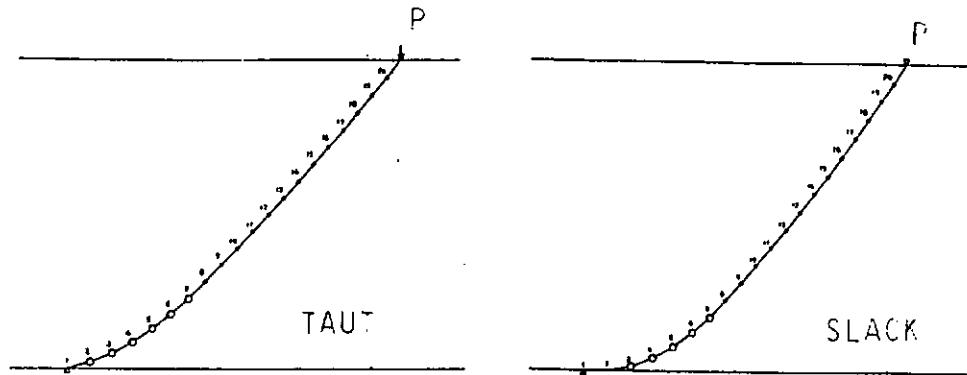


図 2.4.1.10 ワイヤー・チェーン係留ラインの変動張力 (x_1 方向変位)
(TAUT)



SEGMENT LENGTH (M)	TENSION (TON)	MORT. DISPLACEMENT (M)	VERT. DISPLACEMENT (M)
(TAUT)			
01 1)= 77.01144398	T(1)= 87.00996000	XX(1)= -0.0	ZZ(1)= 0.0
01 2)= 77.0207021	T(2)= 85.1374000	XX(2)= 74.4554000	ZZ(2)= 10.638000
01 3)= 77.0253470	T(3)= 88.7925000	XX(3)= 725.367000	ZZ(3)= 49.897300
01 4)= 77.0315002	T(4)= 93.0737000	XX(4)= 213.246000	ZZ(4)= 86.184500
01 5)= 77.0384000	T(5)= 97.8987000	XX(5)= 278.065000	ZZ(5)= 127.806000
01 6)= 77.0450295	T(6)= 107.1910000	XX(6)= 339.695000	ZZ(6)= 174.037000
01 7)= 77.0537510	T(7)= 109.8839000	XX(7)= 398.169000	ZZ(7)= 224.197000
01 8)= 74.2500369	T(8)= 110.1890000	XX(8)= 453.593000	ZZ(8)= 277.727000
01 9)= 74.2521320	T(9)= 111.5100000	XX(9)= 506.367000	ZZ(9)= 320.957000
01 10)= 74.2537395	T(10)= 112.8470000	XX(10)= 558.517000	ZZ(10)= 382.813000
01 11)= 74.2549092	T(11)= 114.1990000	XX(11)= 610.051000	ZZ(11)= 436.272000
01 12)= 74.2564983	T(12)= 115.5650000	XX(12)= 660.975000	ZZ(12)= 490.314000
01 13)= 74.2601750	T(13)= 116.9650000	XX(13)= 711.299000	ZZ(13)= 544.918000
01 14)= 74.2609463	T(14)= 118.3390000	XX(14)= 761.031000	ZZ(14)= 607.066000
01 15)= 74.2622718	T(15)= 119.4440000	XX(15)= 810.478000	ZZ(15)= 655.737000
01 16)= 74.2651078	T(16)= 121.1630000	XX(16)= 858.749000	ZZ(16)= 711.913000
01 17)= 74.2675218	T(17)= 122.5960000	XX(17)= 906.753000	ZZ(17)= 768.578000
01 18)= 74.2669708	T(18)= 124.0250000	XX(18)= 954.198000	ZZ(18)= 825.715000
01 19)= 74.2692363	T(19)= 125.4900000	XX(19)= 1001.090000	ZZ(19)= 887.306000
01 20)= 74.2769222	T(20)= 127.6900000	XX(20)= 1047.440000	ZZ(20)= 941.337000
01 21)= 0.0	T(21)= 0.0	XX(21)= 1093.000000	ZZ(21)= 1000.000000

SEGMENT LENGTH (M)	TENSION (TON)	MORT. DISPLACEMENT (M)	VERT. DISPLACEMENT (M)
(SLACK)			
01 1)= 76.9699000	T(1)= 40.5215000	XX(1)= 0.0	ZZ(1)= 0.0
01 2)= 76.9706725	T(2)= 50.6335000	XX(2)= 76.069900	ZZ(2)= 0.0
01 3)= 76.9750326	T(3)= 53.1693000	XX(3)= 153.153000	ZZ(3)= 10.932700
01 4)= 76.9831943	T(4)= 56.7939000	XX(4)= 224.847000	ZZ(4)= 30.052900
01 5)= 76.9870981	T(5)= 61.3756000	XX(5)= 291.070000	ZZ(5)= 76.691700
01 6)= 76.9938454	T(6)= 66.7175000	XX(6)= 354.088000	ZZ(6)= 122.171000
01 7)= 77.0277195	T(7)= 72.6522000	XX(7)= 411.237000	ZZ(7)= 173.766700
01 8)= 78.203788	T(8)= 76.0294000	XX(8)= 463.724000	ZZ(8)= 230.109000
01 9)= 78.2038925	T(9)= 75.4278000	XX(9)= 513.280000	ZZ(9)= 285.267000
01 10)= 78.2644034	T(10)= 76.8461000	XX(10)= 542.077000	ZZ(10)= 341.234000
01 11)= 78.2663484	T(11)= 78.2832000	XX(11)= 599.807000	ZZ(11)= 397.975000
01 12)= 78.2094229	T(12)= 79.7351000	XX(12)= 656.839000	ZZ(12)= 455.447000
01 13)= 78.2120214	T(13)= 81.2100000	XX(13)= 702.027000	ZZ(13)= 513.510000
01 14)= 78.2129301	T(14)= 82.6975000	XX(14)= 748.180000	ZZ(14)= 572.426000
01 15)= 78.2150637	T(15)= 84.2077000	XX(15)= 792.620000	ZZ(15)= 631.361000
01 16)= 78.2167953	T(16)= 85.7170000	XX(16)= 836.269000	ZZ(16)= 691.383700
01 17)= 78.2197369	T(17)= 87.2455000	XX(17)= 879.166000	ZZ(17)= 752.461000
01 18)= 78.2210370	T(18)= 89.7925000	XX(18)= 921.272000	ZZ(18)= 813.566000
01 19)= 78.2236077	T(19)= 90.3646000	XX(19)= 952.666000	ZZ(19)= 875.172000
01 20)= 78.2255617	T(20)= 92.7030000	XX(20)= 1033.253000	ZZ(20)= 937.252000
01 21)= 0.0	T(21)= 0.0	XX(21)= 1093.000000	ZZ(21)= 1000.000000

図 2.4.1.9 ワイヤー・チェーン係留ライン

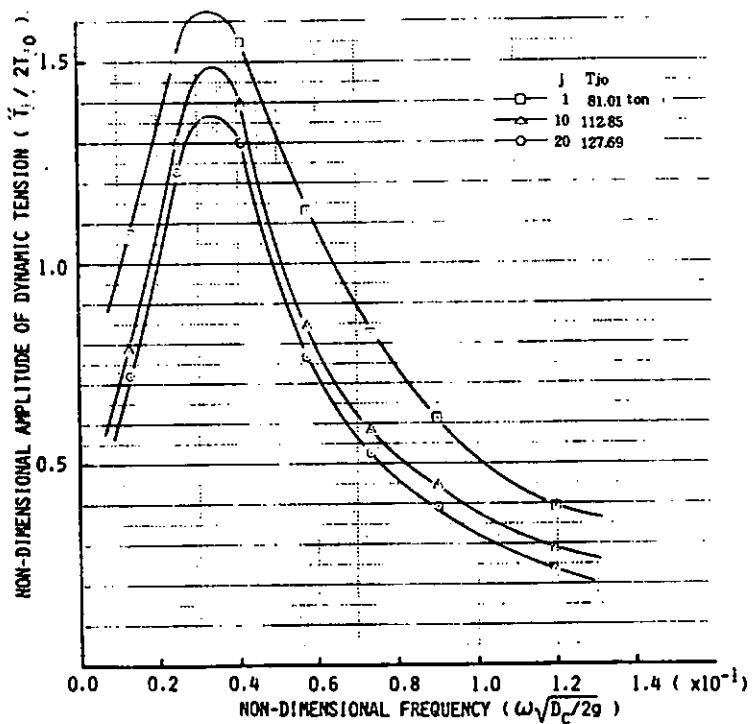


図 2.4.1.11 ワイヤー・チェーン係留ラインの変動張力(x_3 方向変位)
(TAUT)

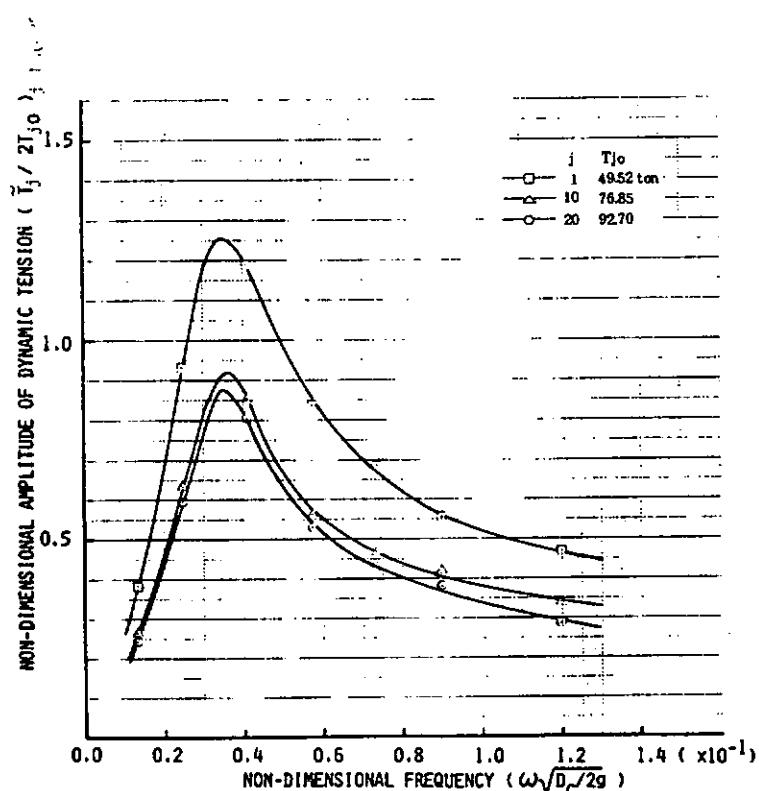


図 2.4.1.12 ワイヤー・チェーン係留ラインの変動張力(x_1 方向変位)
(SLACK)

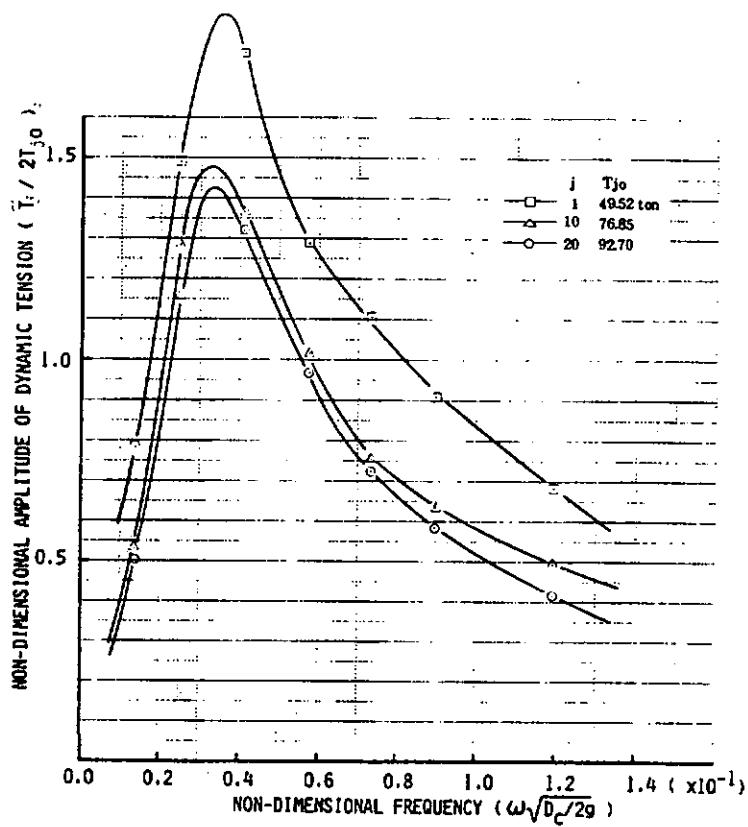


図 2.4.1.13 ワイヤー・チェーン係留ラインの変動張力 (x_3 方向変位)
(SLACK)

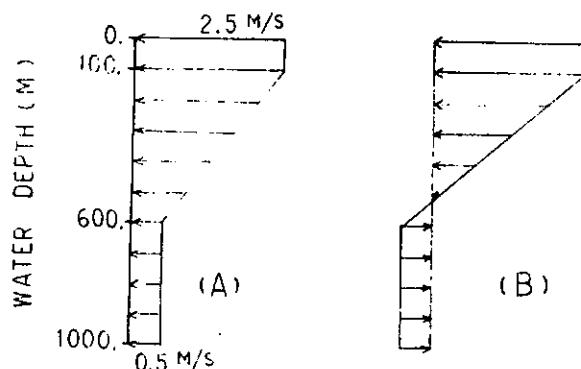


図 2.4.1.14 潮流の水深方向分布

表 2.4.1.4 潮流による張力変化及び移動

Current Direction	j	Tension (ton)	Displacements (m)		
			x_1	x_2	x_3
0°	1	102.6 (101.62)	-0.05	5.2	1.89
	10	108.9 (107.85)	0.12	10.4	1.32
	20	127.7 (126.78)	1.27	15.2	-1.0
90°	1	100.6	0.10	-6.2	-1.05
	10	105.4	-0.30	-5.3	0.06
	20	124.4	-1.87	2.9	3.18
180°	1	100.8	0.12	-5.1	-0.59
	10	107.0	0.07	-10.1	-0.61
	20	126.1	-0.91	-15.0	1.33

0 DEG.		90 DEG.		180 DEG.		180 DEG. MOORING, LINE	
CURRENT VELOCITIES X-DIREC. (CM/S.)		CURRENT VELOCITIES Y-DIREC. (CM/S.)		CURRENT VELOCITIES X-DIREC. (CM/S.)		CURRENT VELOCITIES Y-DIREC. (CM/S.)	
CX(1)= -0.500000	CY(1)= 0.0	CX(1)= -0.500000	CY(1)= 0.500000	CX(1)= -0.500000	CY(1)= 0.500000	CX(1)= -0.500000	CY(1)= 0.500000
CX(-2)= -0.500000	CY(-2)= 0.0	CX(-2)= -0.500000	CY(-2)= 0.500000	CX(-2)= -0.500000	CY(-2)= 0.500000	CX(-2)= -0.500000	CY(-2)= 0.500000
CX(3)= -0.500000	CY(3)= 0.0	CX(3)= -0.500000	CY(3)= 0.500000	CX(3)= -0.500000	CY(3)= 0.500000	CX(3)= -0.500000	CY(3)= 0.500000
CX(-4)= -0.500000	CY(-4)= 0.0	CX(-4)= -0.500000	CY(-4)= 0.500000	CX(-4)= -0.500000	CY(-4)= 0.500000	CX(-4)= -0.500000	CY(-4)= 0.500000
CX(5)= -0.500000	CY(5)= 0.0	CX(5)= -0.500000	CY(5)= 0.500000	CX(5)= -0.500000	CY(5)= 0.500000	CX(5)= -0.500000	CY(5)= 0.500000
CX(-6)= -0.500000	CY(-6)= 0.0	CX(-6)= -0.500000	CY(-6)= 0.500000	CX(-6)= -0.500000	CY(-6)= 0.500000	CX(-6)= -0.500000	CY(-6)= 0.500000
CX(7)= -0.500000	CY(7)= 0.0	CX(7)= -0.500000	CY(7)= 0.500000	CX(7)= -0.500000	CY(7)= 0.500000	CX(7)= -0.500000	CY(7)= 0.500000
CX(-8)= -0.500000	CY(-8)= 0.0	CX(-8)= -0.500000	CY(-8)= 0.500000	CX(-8)= -0.500000	CY(-8)= 0.500000	CX(-8)= -0.500000	CY(-8)= 0.500000
CX(9)= -0.500000	CY(9)= 0.0	CX(9)= -0.500000	CY(9)= 0.500000	CX(9)= -0.500000	CY(9)= 0.500000	CX(9)= -0.500000	CY(9)= 0.500000
CX(-10)= -0.500000	CY(-10)= 0.0	CX(-10)= -0.500000	CY(-10)= 0.500000	CX(-10)= -0.500000	CY(-10)= 0.500000	CX(-10)= -0.500000	CY(-10)= 0.500000
CX(11)= -0.500000	CY(11)= 0.0	CX(11)= -0.500000	CY(11)= 0.500000	CX(11)= -0.500000	CY(11)= 0.500000	CX(11)= -0.500000	CY(11)= 0.500000
CX(-12)= -0.500000	CY(-12)= 0.0	CX(-12)= -0.500000	CY(-12)= 0.500000	CX(-12)= -0.500000	CY(-12)= 0.500000	CX(-12)= -0.500000	CY(-12)= 0.500000
CX(13)= -0.500000	CY(13)= 0.0	CX(13)= -0.500000	CY(13)= 0.500000	CX(13)= -0.500000	CY(13)= 0.500000	CX(13)= -0.500000	CY(13)= 0.500000
CX(-14)= -0.631761	CY(-14)= -0.20022						
CX(15)= -0.660767	CY(15)= 0.593936						
CX(-16)= -0.427123	CY(-16)= 1.043009						
CX(17)= 0.116453	CY(17)= 1.373282						
CX(-18)= 0.809627	CY(-18)= -1.372519						
CX(19)= 1.704272	CY(19)= 0.873953						
CX(-20)= 2.500000	CY(-20)= 0.0						
CX(21)= 0.0	CY(21)= 0.0						

図 2.4.1.15 各質点における潮流速度

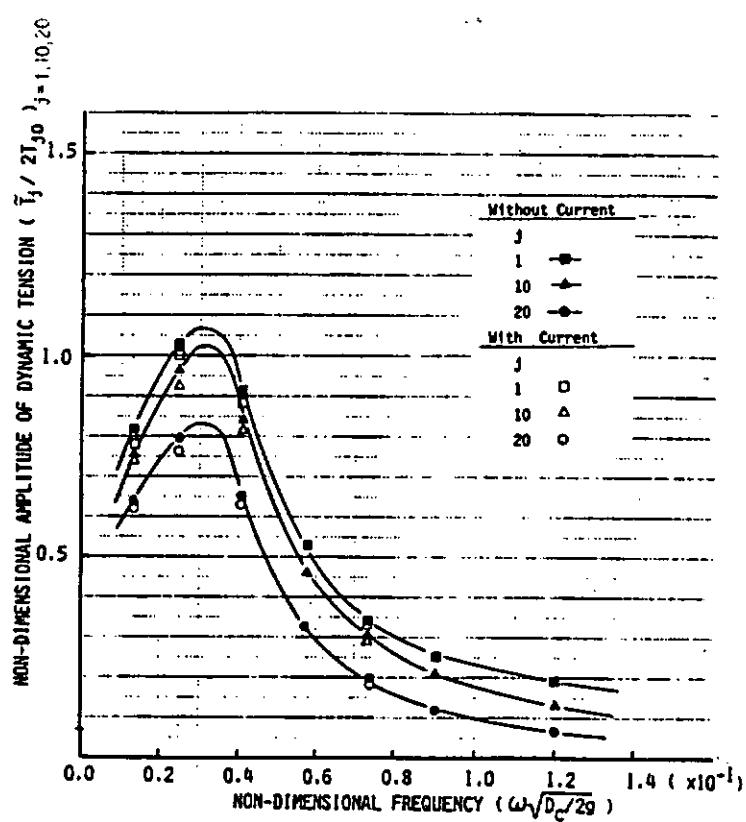


図 2.4.1.16 x_1 方向運動による変動張力の潮流影響 ($\theta_c = 0^\circ$)

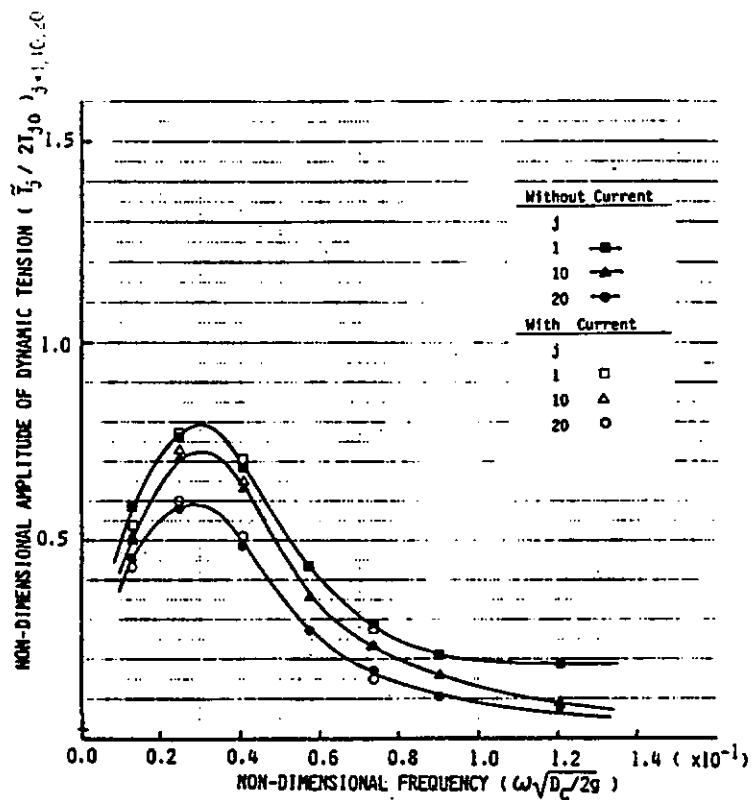


図 2.4.1.17 x_3 方向運動による変動張力の潮流影響 ($\theta_c = 0^\circ$)

2.4.2 深海係留ラインの実用計算法(ノーマルモード法を利用した実用計算法)

(1) 概要

単一索又は複合索の動的張力を簡単に計算することを目的として、ノーマルモード法を利用した実用計算法を検討するとともに、計算プログラムを作成した。計算対象、計算条件および計算方法の概要は以下に示す通りである。

1) 計算対象

- (a) 索鎖は単一索および複合索を考える。但しブイやシンカーは考えない。
- (b) 係留浮体の変位を与えて係留ラインの張力を求める。
- (c) 周波数応答を求ることとし、過渡応答は考えない。

2) 計算条件

- (a) 索鎖の初期形状は2次元のカテナリー形状とする。
- (b) 端点の条件は図2.4.2.1に示すように下端(A点)で固定、上端(B点)で強制動揺を与えるものとする。
- (c) 運動は2次元とする。
- (d) 潮流は考えない。

3) 計算方法

- (a) 索鎖の変形モードを仮定し、仮定したモードに対して応答を求める、いわゆるノーマルモード法を用いる。
- (b) 変形モードとして数値の振動モードの和を考え、振動モードは固有振動解析を行い、別途求めておく。また振動数範囲は波スペクトルの周波数範囲を考える。
- (c) 粘性減衰(非線形流体力)は等価線形化を行う。
- (d) 計算是有限要素法を用いて行う。

以下に理論計算式および計算プログラムについて示す。

(2) 理論計算式

1) 基礎式

係留ラインの運動方程式は次のようになる。座標系は、図2.4.2.1に示すように、A点を原点とり水平方向にX軸鉛直方向にZ軸をとる。

$$\ddot{M}\dot{\gamma} + \bar{C}_D\dot{\gamma} + K\gamma = P \quad (2.4.2.1)$$

ここで M : 質量行列

\bar{C}_D : 等価線形化された抗力係数行列

K : 剛性行列

γ : 変位ベクトル

P : 外力ベクトル

(2.4.2.1)式で減衰項および外力項を0とおいた次式を解く。

$$\ddot{M}\dot{\gamma} + K\gamma = 0 \quad (2.4.2.2)$$

その固有値を ω_n 固有振動モードを ϕ_n とする。変位 γ を S 個の固有モード ϕ で次式のように表わす。

$$\gamma = \phi\xi \quad (2.4.2.3)$$

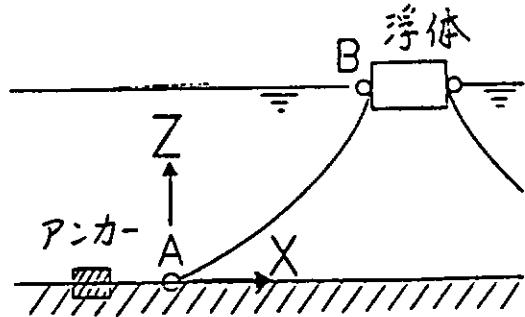


図 2.4.2.1

ここで ξ : 一般化座標

(2.4.2.3)式を(2.4.2.1)式に代入して左から ϕ^T をかけ合わせると次式を得る。

$$M^* \ddot{\xi} + C^* \dot{\xi} + K^* \xi = P^* \quad (2.4.2.4)$$

ここで $M^* = \phi^T M \phi$

$$C^* = \phi^T \bar{C}_D \phi$$

$$K^* = \phi^T K \phi$$

$$P^* = \phi^T P$$

(2.4.2.4)式を周波数域に変換すると次式となる。

$$(K^* + iwC^* - w^2 M^*) \xi(iw) = P^*(iw) \quad (2.4.2.5)$$

(2.4.2.5)式の解は

$$\xi(iw) = H_\xi(iw) P^*(iw) \quad (2.4.2.6)$$

ここで $H_\xi(iw) = A(w) + iB(w)$

$$A(w) = -(wC^*)^{-1} Z(w) B(w)$$

$$B(w) = -(Zw)(wC^*)^{-1} Z(w) + (wC^*)^{-1}$$

$$Z(w) = K^* - w^2 M^*$$

$\xi(iw)$ が求まると r は(2.4.2.3)式より次のように求まる。

$$r(iw) = \phi \xi(iw) \quad (2.4.2.7)$$

2) 抗力の等価線形化

抗力は係留ラインと流体との相対速度の2乗に比例する次式のものを考える。

$$f_D = C_D V_n^2 \quad (2.4.2.8)$$

ここで $C_D = \frac{1}{2} P A_D K_D$

A_D = 係留ラインの投影面積

K_D = 抗力係数

V_n = 係留ラインと流体との相対速度の直交成分

ρ = 流体密度

(2.4.2.8)式の力 f_D を田才等の方法¹⁾²⁾で等価線形化すると

$$f_D = \bar{C}_D V_n \quad (2.4.2.9)$$

ここで $\bar{C}_D = \frac{8}{3\pi} \bar{V}_n C_D$

\bar{V}_n = V_n の振幅

3) 係留ラインの取扱い

係留ラインでは伸び剛性のみを考慮し、曲げ剛性は考慮しなくても良いと考えられるので、トラス要素を用いる。この時、初期張力による剛性は大きな復元力となるので、この張力による剛性を考慮する。

4) 固有モードの計算

固有値および固有モードを求める計算は、複雑で、計算時間もかかると考えられる。そこでここでは、固有モードを予め代表的な係留系について計算しておきファイル等に保存しておく。プログラムではそれを読み込んで計算するものとする。

5) プログラムの制限事項その他

(a) 索鎖を自動分割して番号付けを行うが、分割は 20 分割（節点数は 21）と一定である。

(b) 固有モードは、後述の単一索および複合索（表 2.4.2.1）に対するものをプログラム内に内蔵している。鎖部の長さにより、この 2 種のモードから適したモードを自動的に選んで使用する。

(c) 本プログラムはミニコンで計算可能である。

(3) 計算プログラムフローチャート

計算プログラムのフローチャートを図 2.4.2.2 に示す。

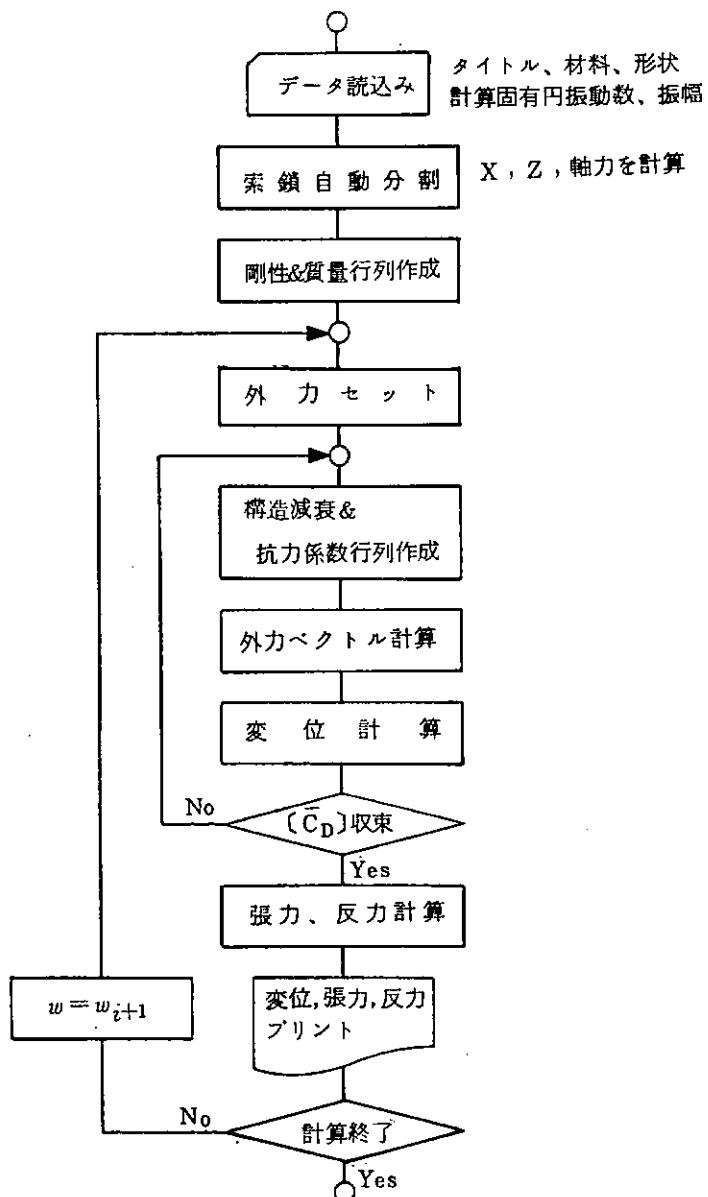


図 2.4.2.2 計算プログラム フローチャート

(4) 計算例

表2.4.2.1に示す単一索および複合索の2種の係留ラインについて、上端にx方向に片振幅2mの強制変位によるくり返し荷重を与えた。係留ラインの分割は20分割で節点数が21の一定である。計算結果のうち、x方向変位、Z方向変位および動的張力の分布を図2.4.2.3～8に示す。図中には3次元非線形プログラム³⁾(ランプドマス法、時刻歴応答)による結果も○印で示す。

单一索の場合、X方向変位、Z方向変位および動的張力ともに両者は良い一致を示している。複合索の場合、x方向変位、Z方向変位については両者は良く一致しているが、張力分布についてはやや差が見られる。しかし、オーダー的には良く一致しており、実用上は本解析法は充分な精度を有していると考えられる。なお、本例では、固有モードとして、曲げ変形に対応するものを低次から5ヶと、伸び縮みに対応するものを低次から2ヶ合計7ヶのモードを使用した。このモードの組み合せは、使用モードを種々に変化させて計算を行った結果から決定した。

(5) まとめ

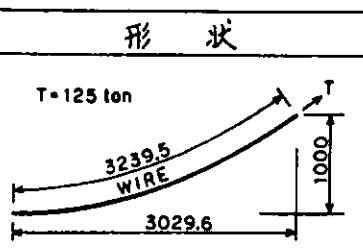
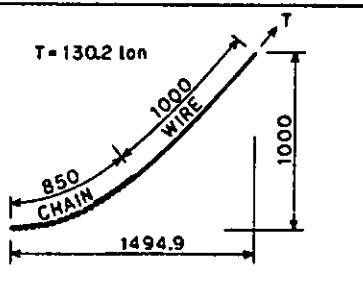
以上、係留ラインの動的張力を求める実用計算法として、ノーマルモード法を利用した解析法を示した。さらに、その解析法を用いた計算プログラムを作成し、いくつかの例について、3次元非線形プログラムによる結果と比較したところ良好な一致が見られ、本解析法の有用性が確認できた。

なお、本解析プログラムは、海底と索との接触問題は考慮していないのでこの影響が大きい問題は取り扱えない。また、実用計算という観点から、使用モードの個数を限定しているので、計算対象の索の種類によっては精度が問題となる場合があると考えられる。この点については引続いて検討してゆく予定である。

参考文献

- 1) 田才福造：波浪に対する浮遊式構造物の動的応答、日本造船学会第1回海洋工学シンポジウム（昭和49年11月）
- 2) 安川度、川上謙、大西登喜夫、山上順雄、根間清、池淵哲郎：海洋温度差発電プラントの動的挙動、日本造船学会論文集第154号（昭和58年12月）
- 3) 中嶋俊夫、元良誠三、藤野正隆：質点系モデルによる係留ラインの3次元動的解析法、日本造船学会論文集第154号（昭和58年12月）

表2.4.2.1 計算対象

CASE	形 状
1	 <p>T = 125 ton</p> <p>3239.5 WIRE</p> <p>3029.6</p> <p>1000</p>
2	 <p>T = 130.2 ton</p> <p>850 CHAIN</p> <p>1000 WIRE</p> <p>1494.9</p> <p>1000</p>

— present study (freq. anal.)
 ○ lumped mass method (time simul.)

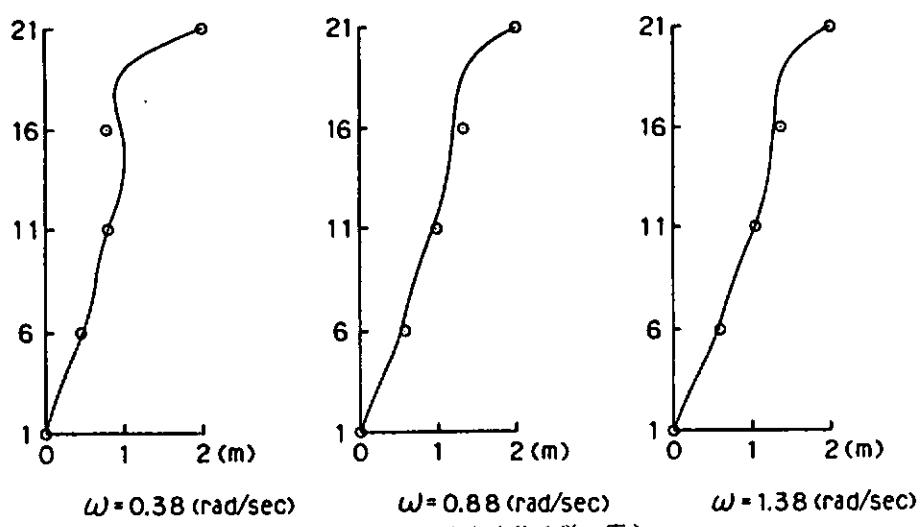


図 2.4.2.3 X 方向変位 (単一索)

— Present study (freq. anal.)
 ○ lumped mass method (time simul.)

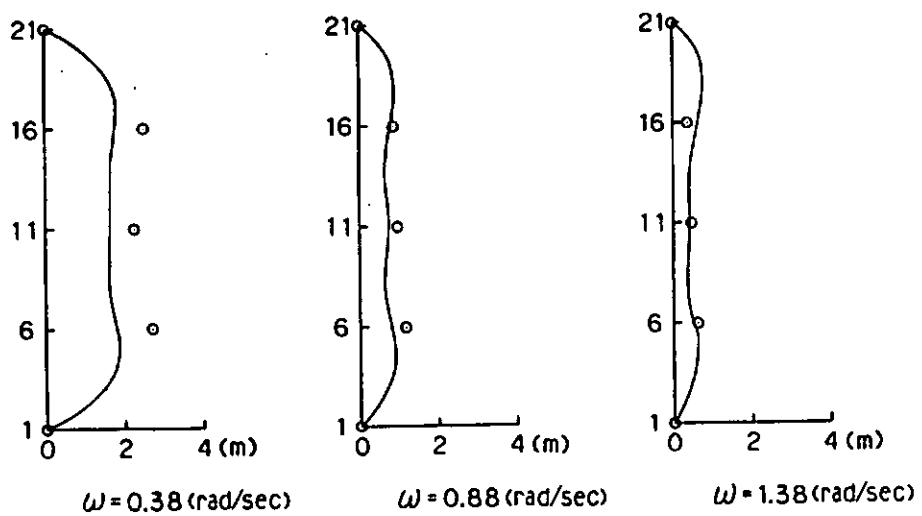


図 2.4.2.4 Z 方向変位 (単一索)

— Present study (freq. anal.)
 ○ lumped mass method (time simul.)

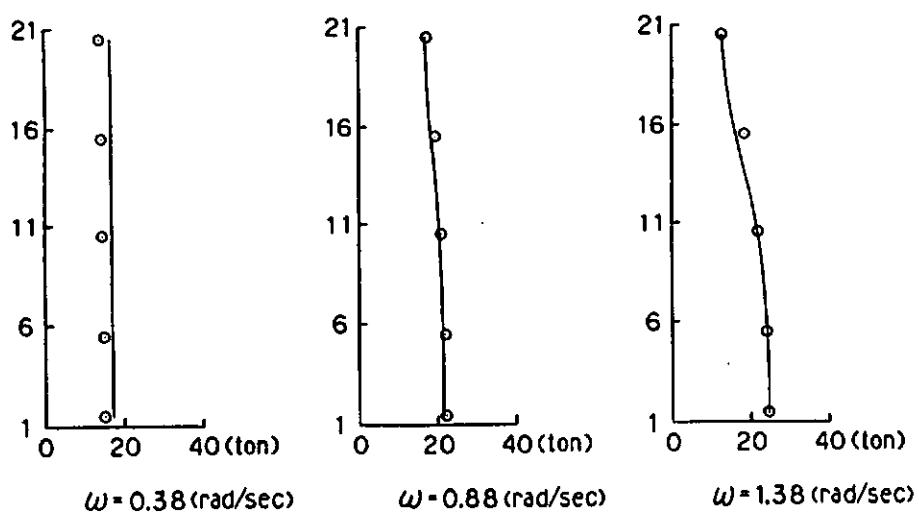


図 2.4.2.5 張力分布 (単一索)

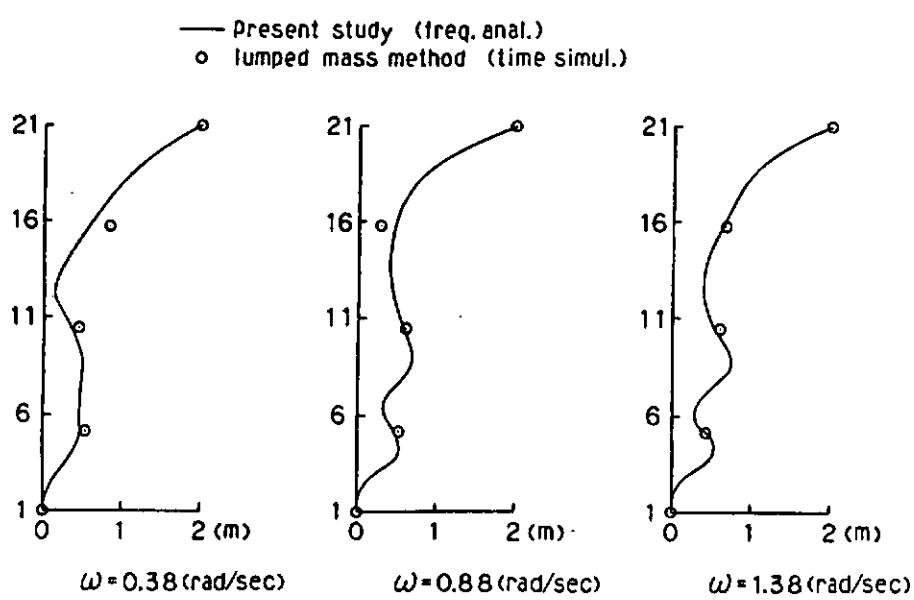


図 2.4.2.6 X 方向変位 (複合索)

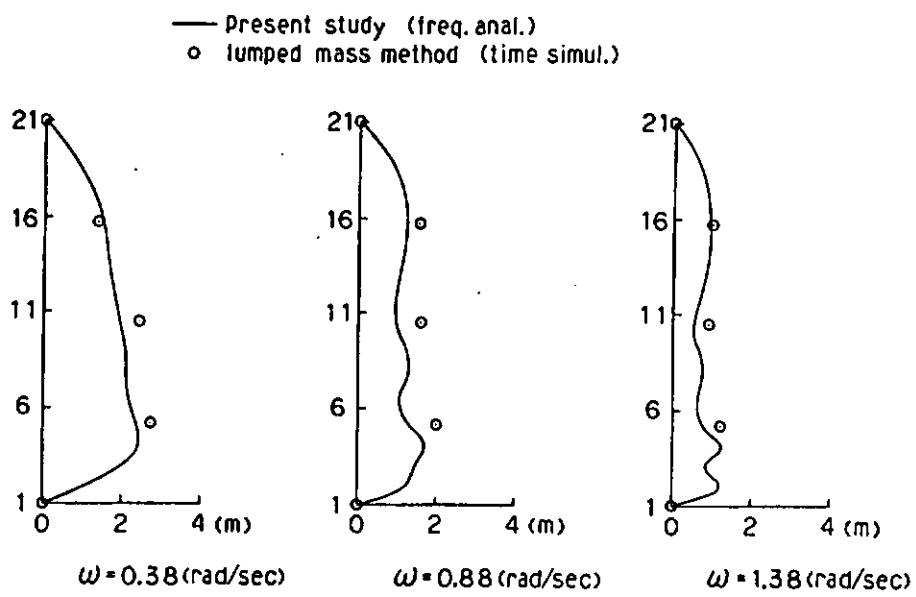


図 2.4.2.7 Z 方向変位 (複合索)

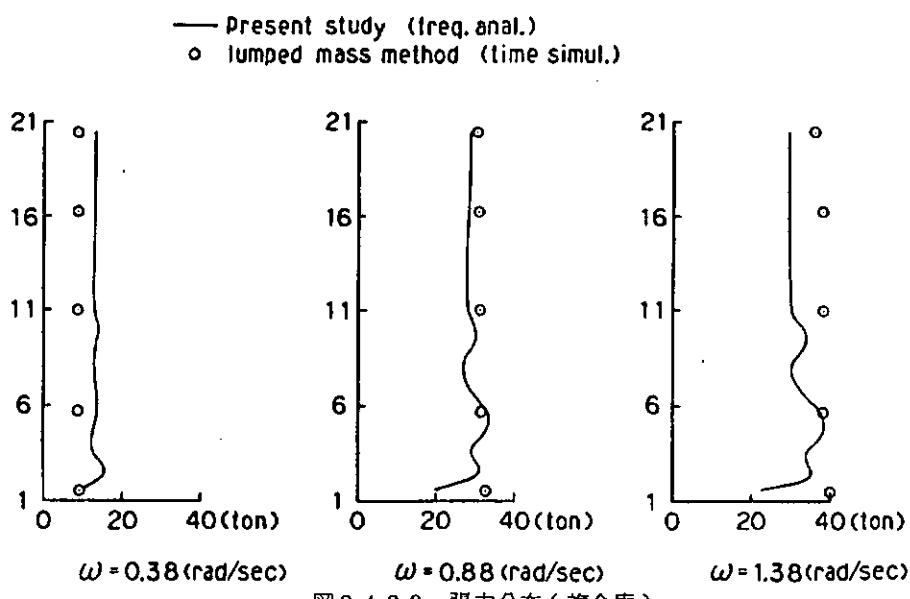


図 2.4.2.8 張力分布 (複合索)

2.5 長周期運動と係留浮体の数値シミュレーション法

2.5.1 長周期運動時の流体力特性に関する水槽模型実験

(1) 目的

係留浮体の長周期運動をより精度良く推定するために、長周期運動時の浮体の流体力特性を水槽模型実験によって把握する。

(2) 実験方法及び状態

実験に供した浮体模型はアクリル製で、図 2.5.1.1 に示す水中振動台の中央において 2 次元的な横波中の実験とするために表 2.5.1.1 に記す要目とし、形状は図 2.5.1.2 に示す円柱及び角柱とした。

同模型を水中振動台中央に横向に設置し、図 2.5.1.3 に示す要領にてロードセル（3 分力計）を介して強制振動を与えるようにした。強制振動を与えるアクチュエータの制御装置にはデータレコーダから予め作製しておいた単弦振動の信号や短周期と長周期のそれを重ねて係留浮体の長周期運動に相当する信号等を入力した。それによる浮体の変位はポテンショメータで、また浮体の受ける力は歪ゲージ式の 3 分力計にて検出し、容量式波高計で波を測定した。それらの計測信号はデータレコーダに収録し、A/D 変換やフーリエ解析等のデータ処理はパソコンを利用して行なった。これらの計測及び解析システムを図 2.5.1.4 に示す。また、水槽実験は静水中で浮体に上述の強制振動を与えて、付加質量係数、減衰力係数及び発散波振幅比を求めるいわゆる強制動搖実験¹⁾と、波浪中で浮体を静止させた時と長周期運動（単弦振動）させた時の波強制力を求める実験を行なった。これらの実験によって長周期運動時の流体力特性と長周期運動を起していない時のそれとを比較できるようにした。そのための実験状態及びそれに付した番号を表 2.5.1.2 に示す。同表で、水槽実験番号の A シリーズは長周期運動時の流体力特性に関する実験で、B シリーズは長周期運動を起していない通常の浮体運動時のそれに対応するものである。短周期の振動は周波数範囲を 0.5 ~ 2.0 Hz ($\xi_d = \omega^2 d / g = 0.151 \sim 2.417$) とし、静水中強制振動実験でのアクチュエータの振動振幅を 7.0 mm にし、また、波浪中波強制力実験での入射波振幅を 15 mm に設定した。長周期の振動は周波数で 0.1, 0.2 及び 0.3 Hz の 3 種とし、振幅は静水中実験で 56 mm、波浪中実験で 50 mm をそれぞれ設定した。

(3) 実験結果及び考察

円柱浮体に対して行なった静水中強制振動実験の記録の一例を図 2.5.1.5 に示す。同図は短周期の振動が 1.7 Hz で、長周期の 0.1 Hz の振動が加重された時と加重されていない時の例（実験番号で A 1 と B 1）である。これはデータレコーダの記録をパソコンを利用して A/D 変換し、キャリブレーション値で実測値に戻したもの X-Y プロッターで描かせたものである。この様な時刻歴データを高速フーリエ変換（FFT）して短周期成分（上述の例では 1.7 Hz）の値を取り出し、それが長周期運動のある時とない時でどの様な差違があるかに着眼してデータ整理をした。

上述の方法で求めた円柱浮体の付加質量係数、減衰力係数及び発散波振幅比、並びに波浪中実験から求めた波強制力の結果を長周期運動の周波数 3 種に対しても図 2.5.1.6 から図 2.5.1.8 に示す。これらの図には長周期運動時のそれを併記し比較すると共に、Ursell 法²⁾による理論値を示した。また、長周期運動時の流体力が通常のそれに対してどの様に変化するかを見るために、両者の比を取ったものを長周期運動の周波数 3 種をまとめて図 2.5.1.9 に示す。

同図によると、長周期運動の周波数には余り関係なく、その存在によって付加質量は僅かに減少するが、減衰力は、特に低周波数領域で、顕著に増大する。一方、減衰力と密接な関係にある発散波振幅比は本来の関係とは逆で、減衰力の増加する低周波数領域で減少している。これは長周期運動時に、特に低周波数領域において、粘性影響による減衰力の増大と、2 成分波となる発散波の波崩れが生じることなどが考えられる。また発散波と比例関係にあ

る波強制力を見ると、長周期運動の存在によって特筆すべき変化は生じていない。

付加質量係数及び減衰力係数に整理する元のデータとしての円柱浮体の強制振動時の反力特性を図 2.5.1.10 と図 2.5.1.11 に示す。同図より長周期運動時であっても、振幅特性は余り変わらないが、位相特性は可成り変化することが分る。この為に付加質量係数と減衰力係数に分けた時に両者の傾向が逆に現われたことになる。

上述と同様のことを角柱浮体に対して行なった結果を図 2.5.1.12 から図 2.5.1.17 に示す。これらの図から、角柱浮体に対しても円柱浮体と同様の結果が得られていることが分る。したがって、長周期運動時の流体力は浮体形状には大きく支配されることなく、前述のことがいえようである。なお、角柱浮体の流体力の理論値は領域分割法（固有関数展開法）³⁾による値を用いた。

(4) 結論

長周期運動時の流体力特性に関する水槽模型実験を行なった結果、長周期運動の存在によって短周期における浮体の付加質量及び減衰力が変化することが認められた。

この様な実験結果に対する理論的考察は今後の研究を待たねばならないが、少なくともある程度懸念されていた現象に対する一つの実験結果が得られたものと考える。

参考文献

- 1) 竹沢誠二ほか：耐航性に関する動的船型試験法，第2回耐航性に関するシンポジウム（1977）
- 2) 田才福造，高木又男：規則波中の応答理論及び計算法，耐航性に関するシンポジウム（1969）
- 3) 野尻信弘，村山敬一：規則波中の2次元浮体に働く漂流力に関する研究，西部造船協会会報第51号（1976）

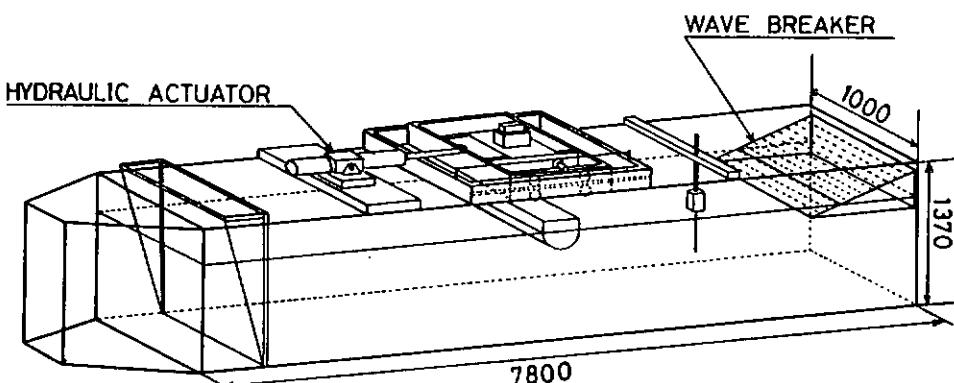


図 2.5.1.1 水中振動台概略図

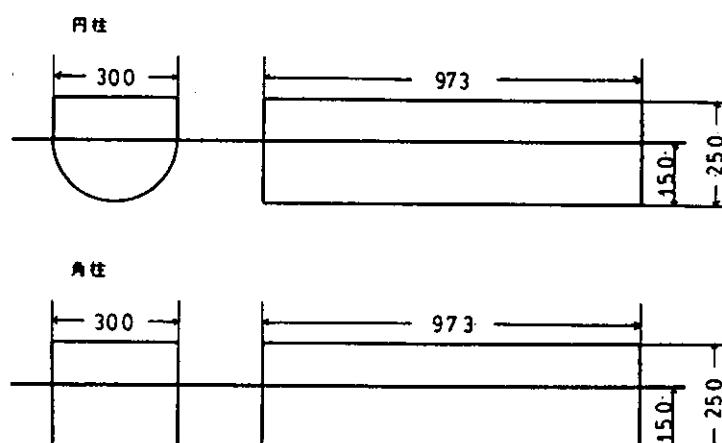


図 2.5.1.2 模型外形図

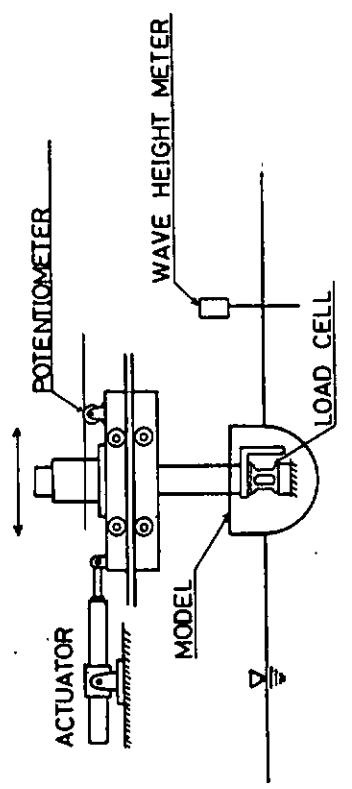


図 2.5.1.3 浮体模型の水中振動台への取付要領

表 2.5.1.1 模型要目

	円柱	角柱
L (mm)	973	973
B (mm)	300	300
D (mm)	250	250
d (mm)	150	150
△ (kg)	34.389	43.785
KG (mm)	132	119
K _θ (mm)	69.5	127.8

表 2.5.1.2 模型実験の状態と実験番号

初期変位の波形	実験番号
短周期	B1
短周期+長周期(0.1Hz)	A1
短周期	B2
短周期+長周期(0.2Hz)	A2
短周期	B3
短周期+長周期(0.3Hz)	A3

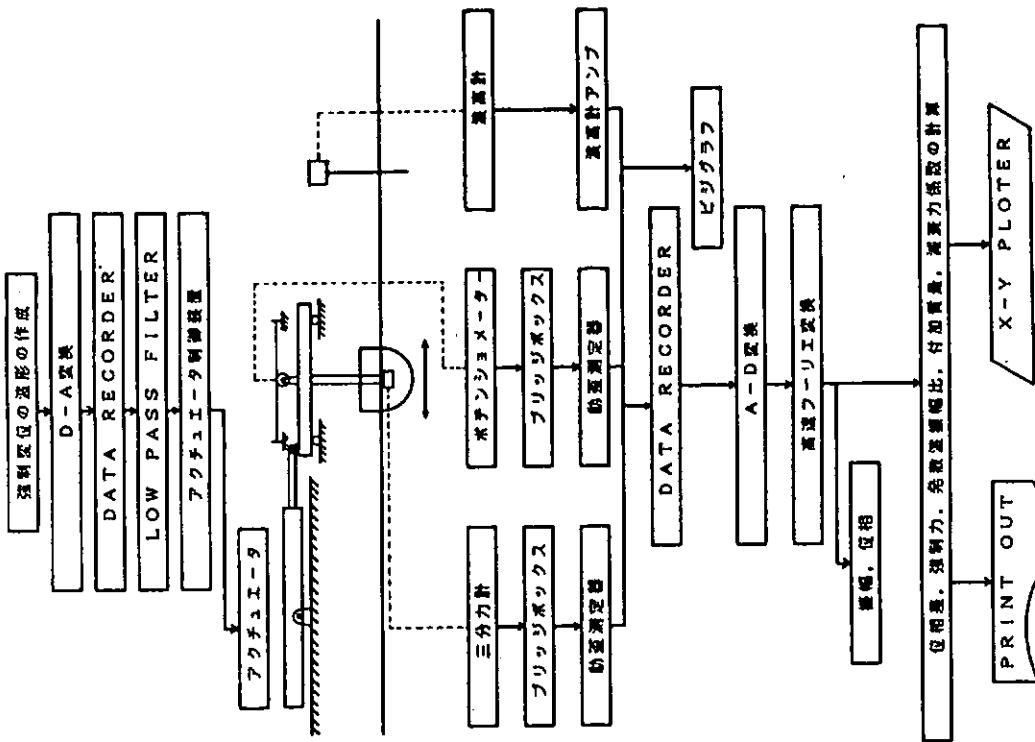
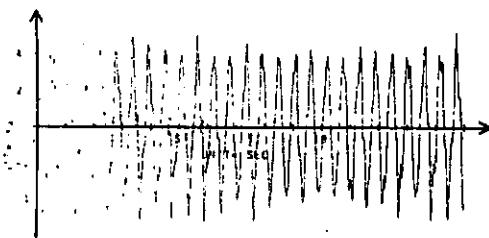


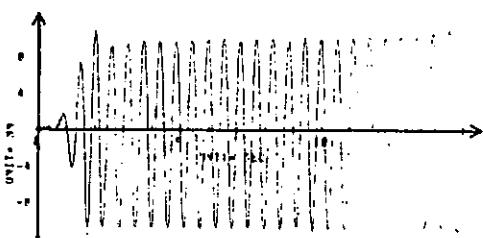
図 2.5.1.4 模型実験の計測及び解析システム

Test No. B1

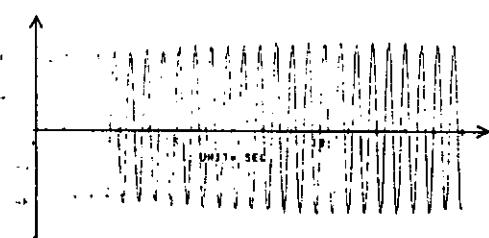
Time History (SANBUNRYOKUKEI) (SWAY)
FILE NAME G13S HEAVE FIX :ROLL FIX
NUMBER OF DATA= 750
SAMPLING TIME= .02 sec



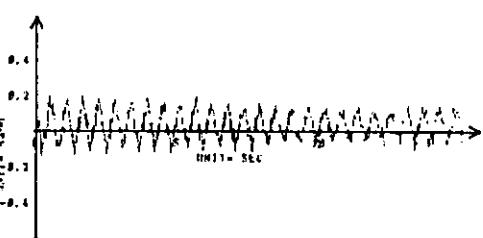
Time History (WAVE)
FILE NAME G13W HEAVE FIX :ROLL FIX
NUMBER OF DATA= 750
SAMPLING TIME= .02 sec



Time History (POTENTIOMETER) (SWAY)
FILE NAME G13P HEAVE FIX :ROLL FIX
NUMBER OF DATA= 750 Tran.FRE.=0.1Hz
SAMPLING TIME=.02 sec FREQUENCY=1.2Hz

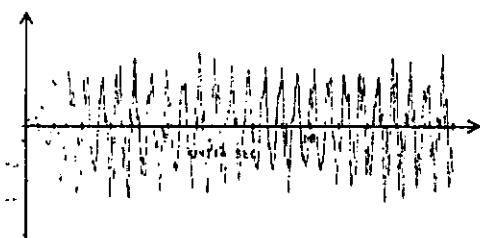


Time History (SANBUNRYOKUKEI) (ROLL)
FILE NAME G13R HEAVE FIX :ROLL FIX
NUMBER OF DATA= 750
SAMPLING TIME=.02 sec

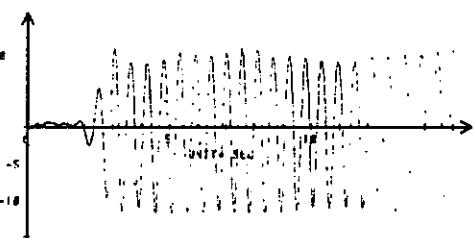


Test No. A1

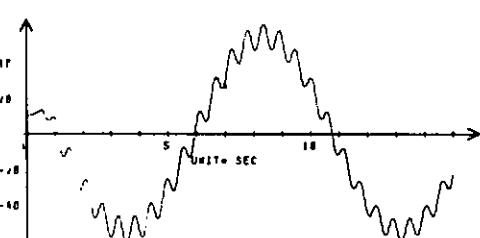
Time History (SANBUNRYOKUKEI) (SWAY)
FILE NAME H13S HEAVE FIX :ROLL FIX
NUMBER OF DATA= 750
SAMPLING TIME=.02 sec



Time History (WAVE)
FILE NAME H13W HEAVE FIX :ROLL FIX
NUMBER OF DATA= 750
SAMPLING TIME=.02 sec



Time History (POTENTIOMETER) (SWAY)
FILE NAME H13P HEAVE FIX :ROLL FIX
NUMBER OF DATA= 750 Tran.FRE.=0.1Hz
SAMPLING TIME=.02 sec FREQUENCY=1.2Hz



Time History (SANBUNRYOKUKEI) (ROLL)
FILE NAME H13R HEAVE FIX :ROLL FIX
NUMBER OF DATA= 750
SAMPLING TIME=.02 sec



図 2.5.1.5 円柱浮体の静水中強制振動実験記録の例
(実験番号B1(上段)及びA1(下段))

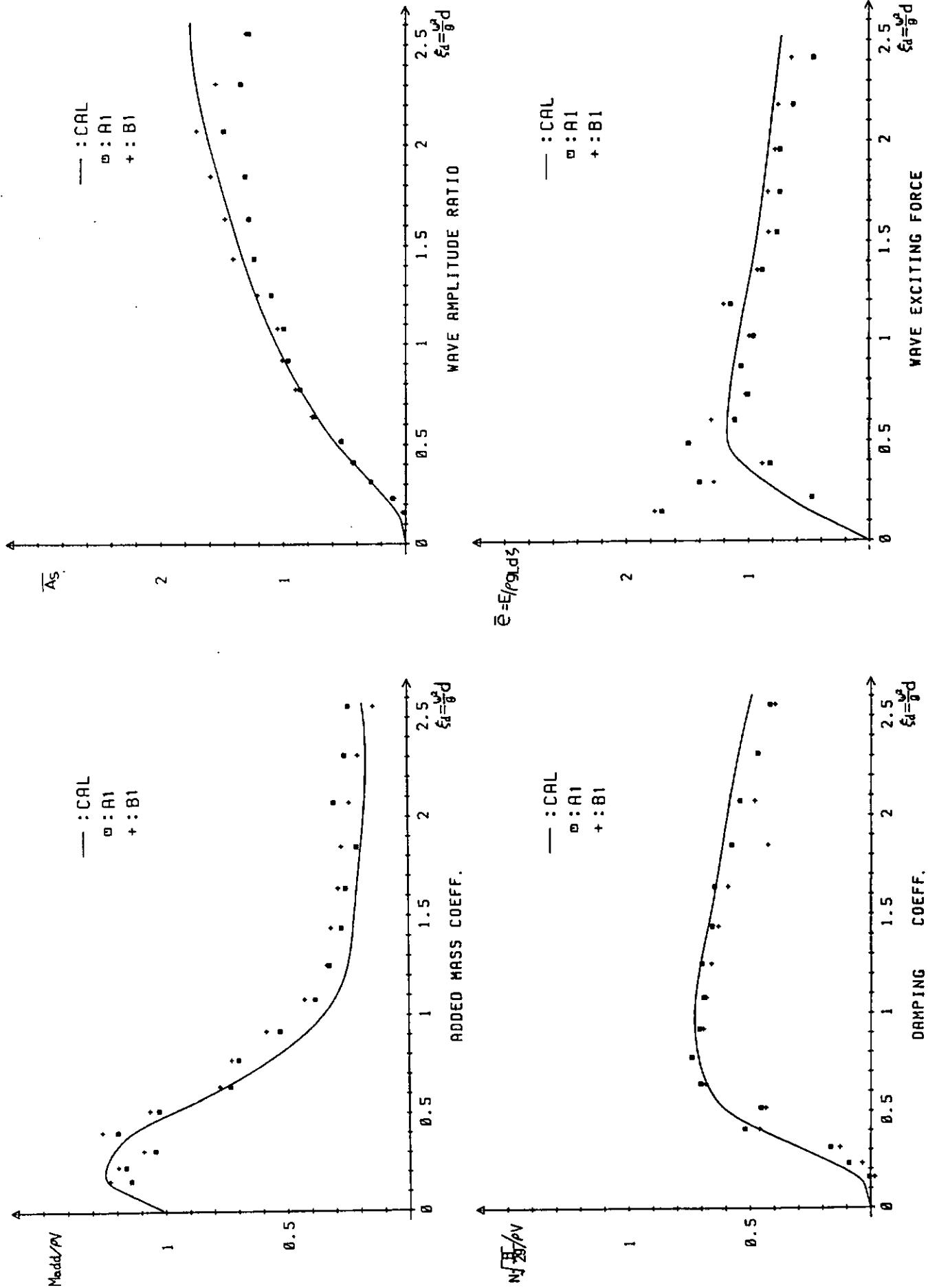


図 2.5.1.6 円柱浮体の流体力（長周期運動, $\xi_d = 0.006$ ）

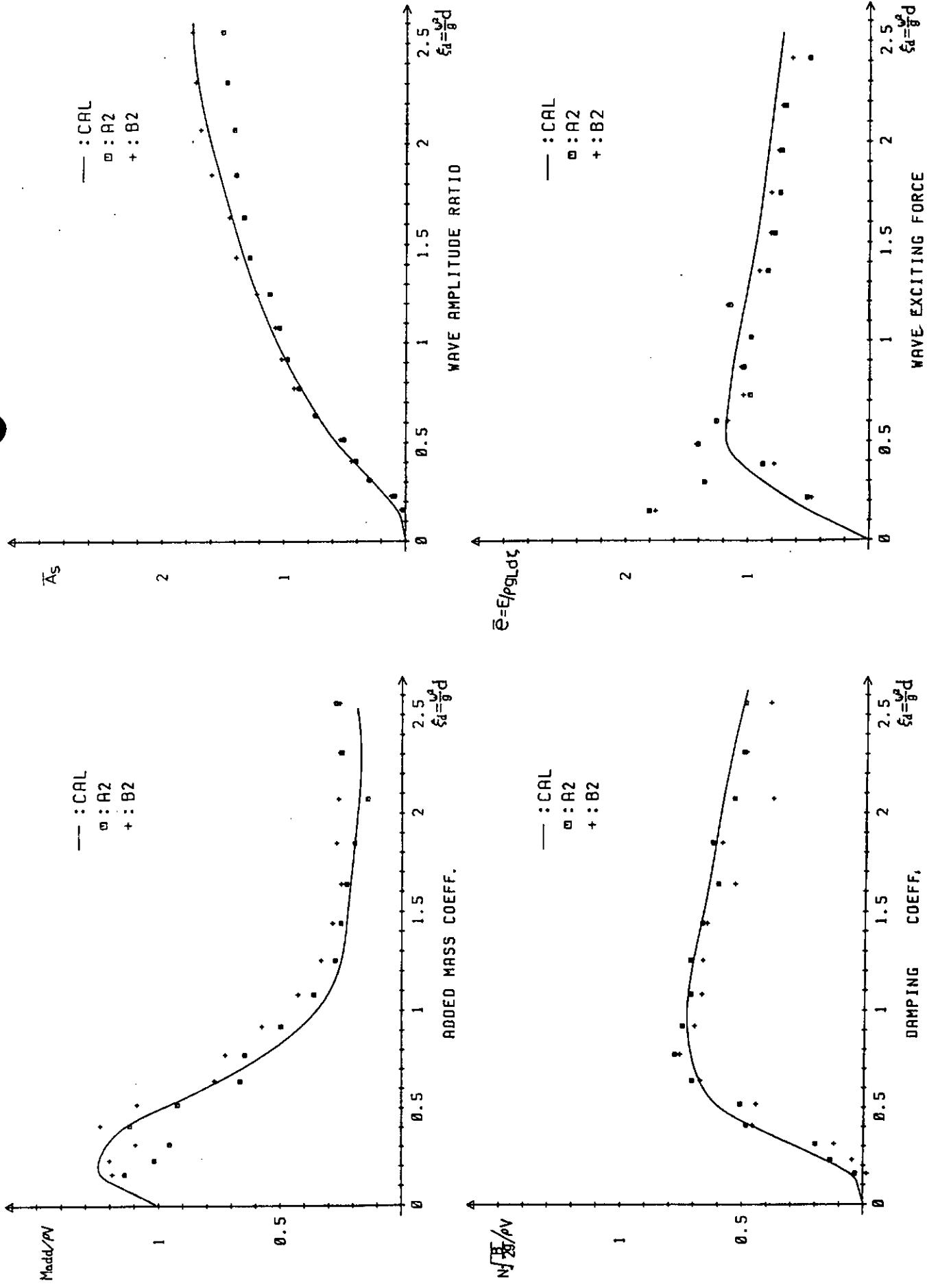


図 2.5.1.7 円柱浮体の流体力 (長周期運動, $\xi_d = 0.0242$)

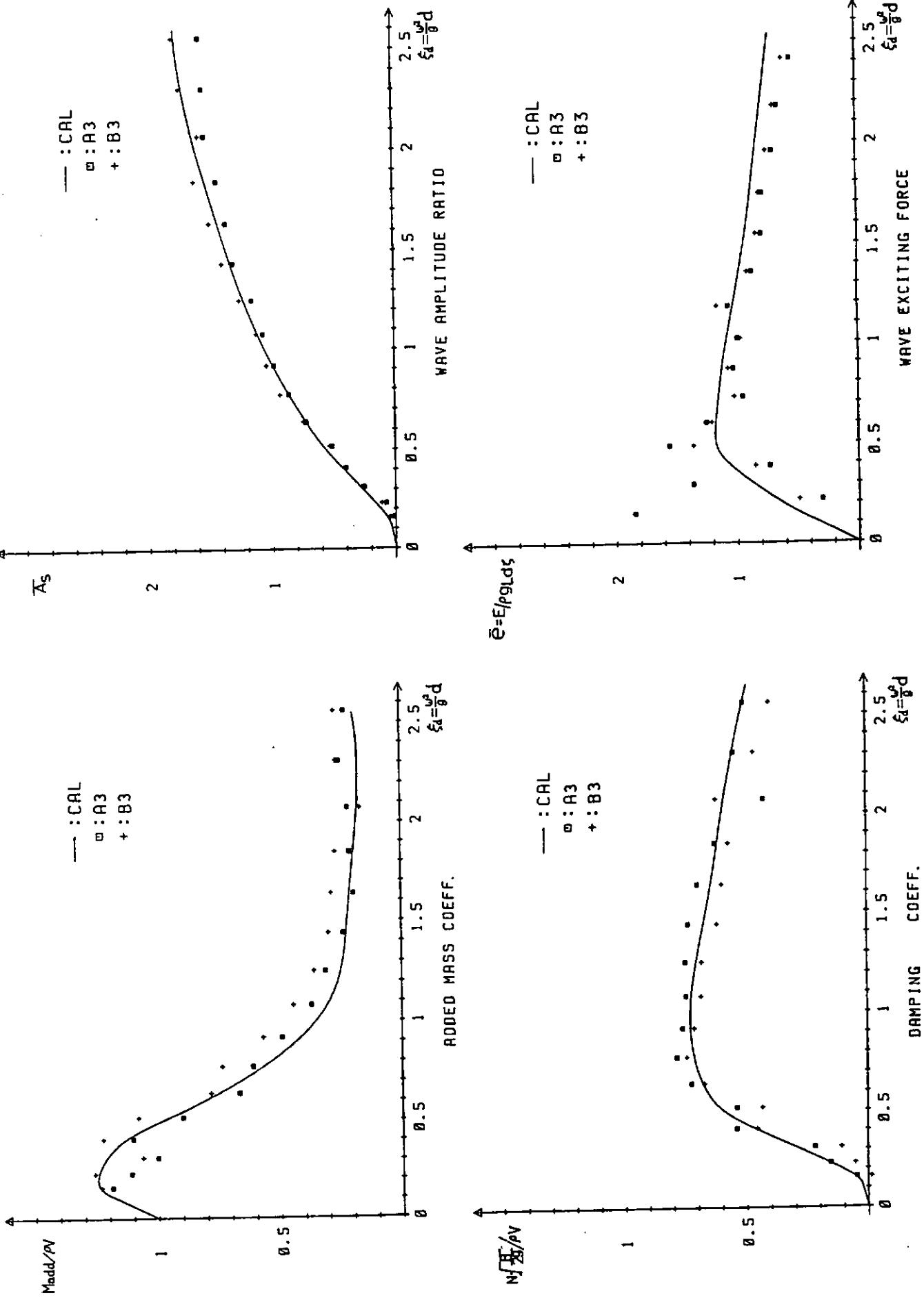


図 2.5.1.8 円柱浮体の流体力(長周期運動, $\xi_d = 0.0544$)

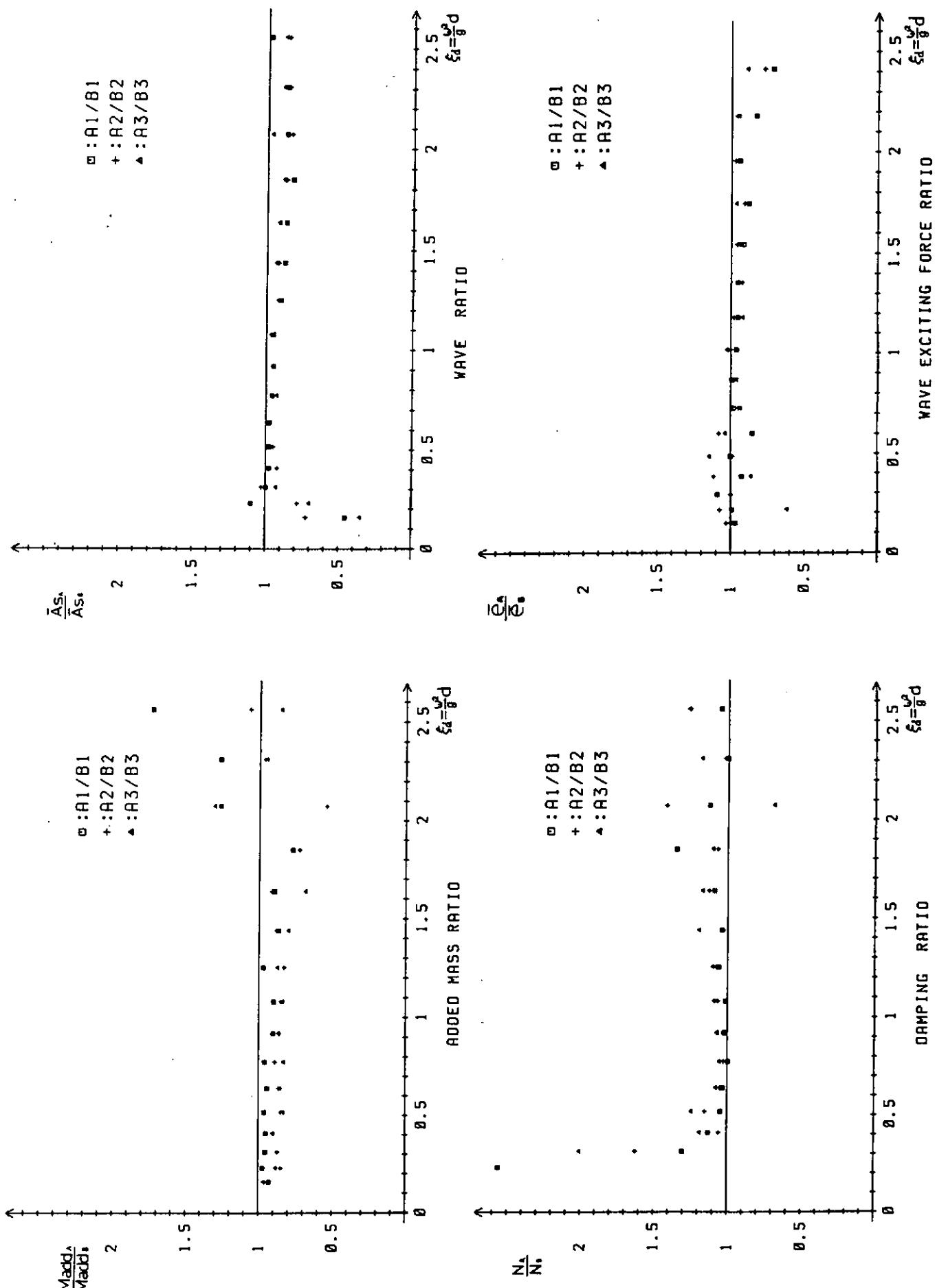


図 2.5.1.9 長周期運動時の流体力変化(円柱浮体)

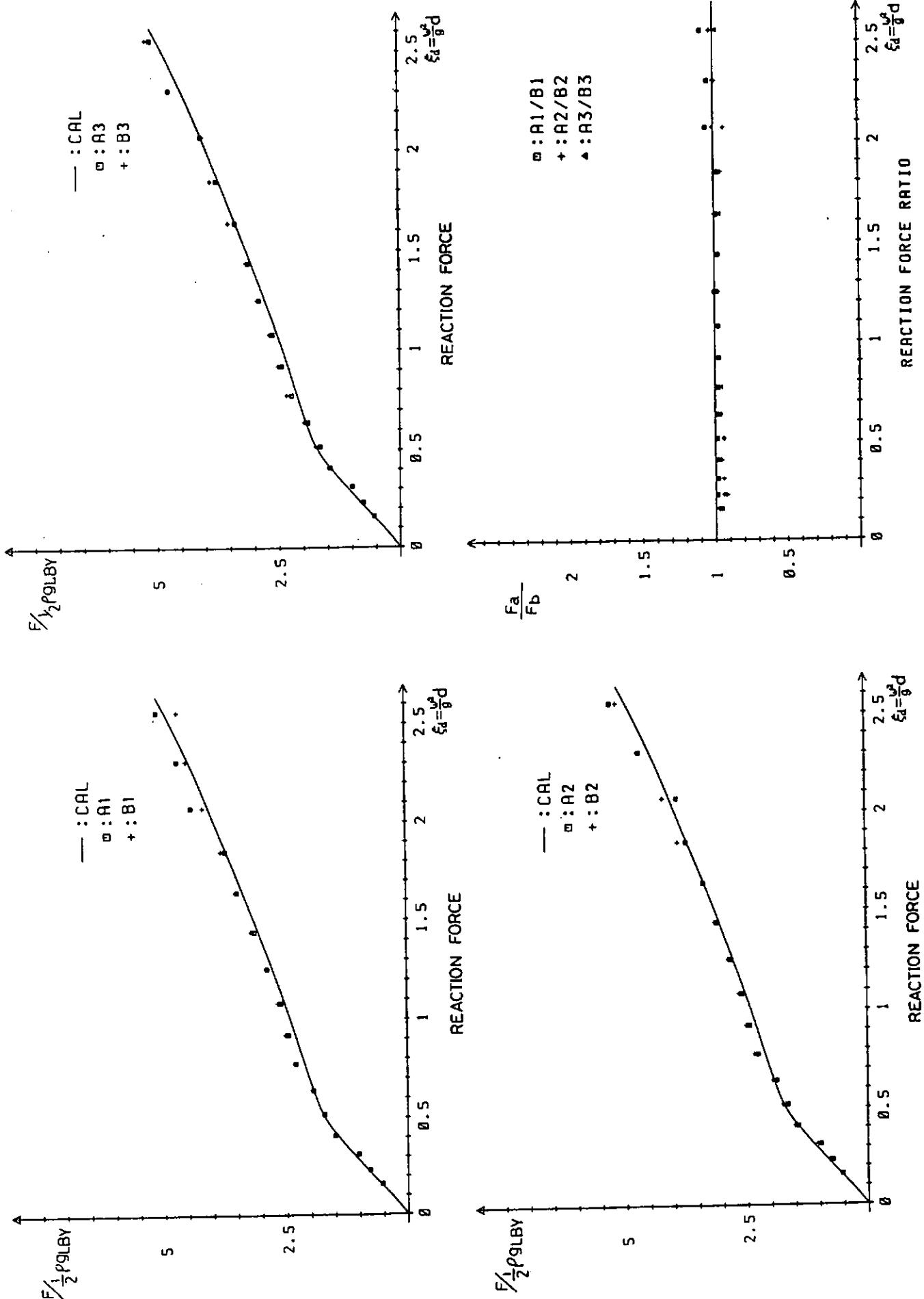


図 2.5.1.10 円柱浮体の強制振動時の反力特性(振幅部分)

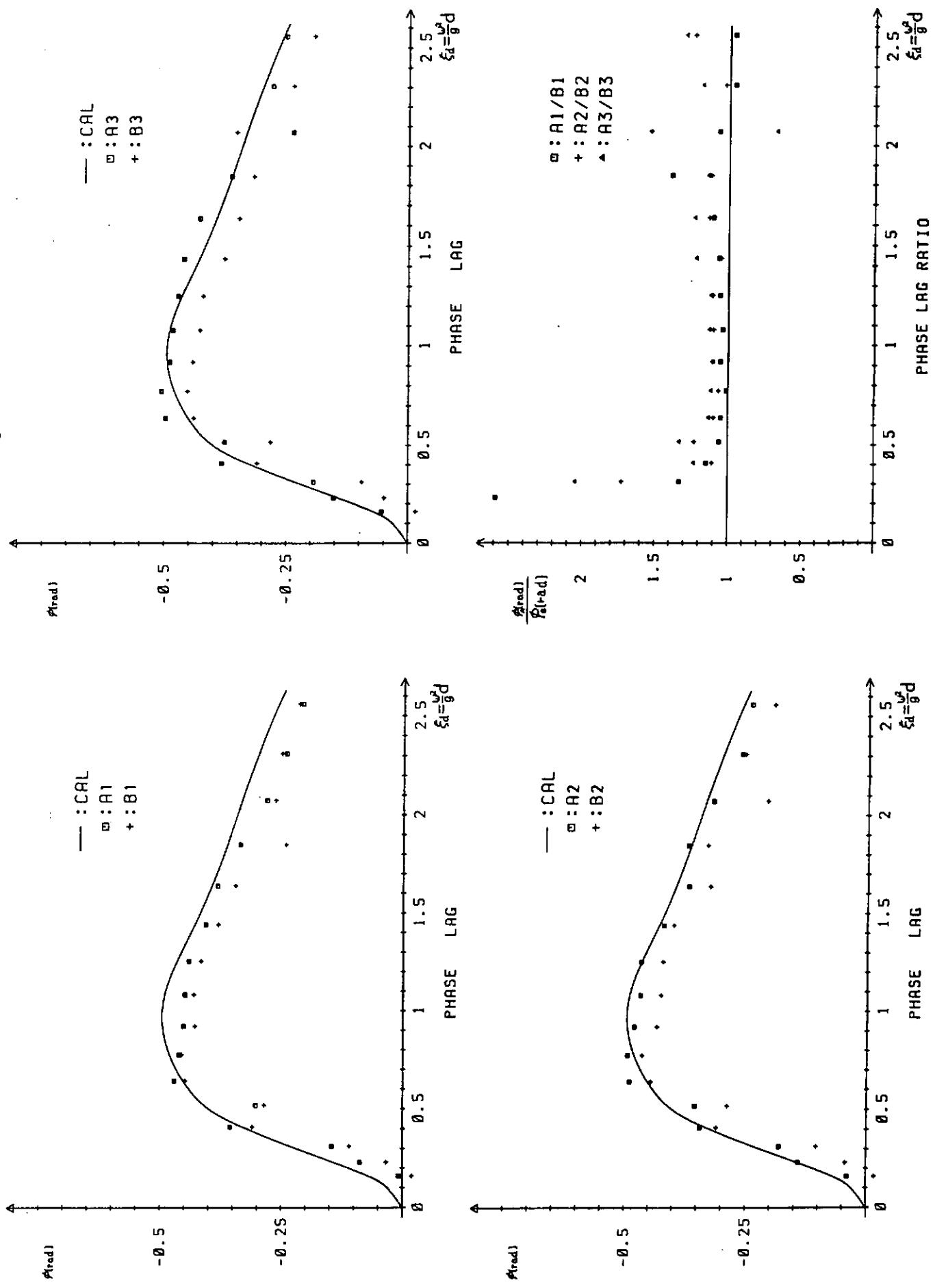


図 2.5.1.11 円柱浮体の強制振動時の反力特性(位相部分)

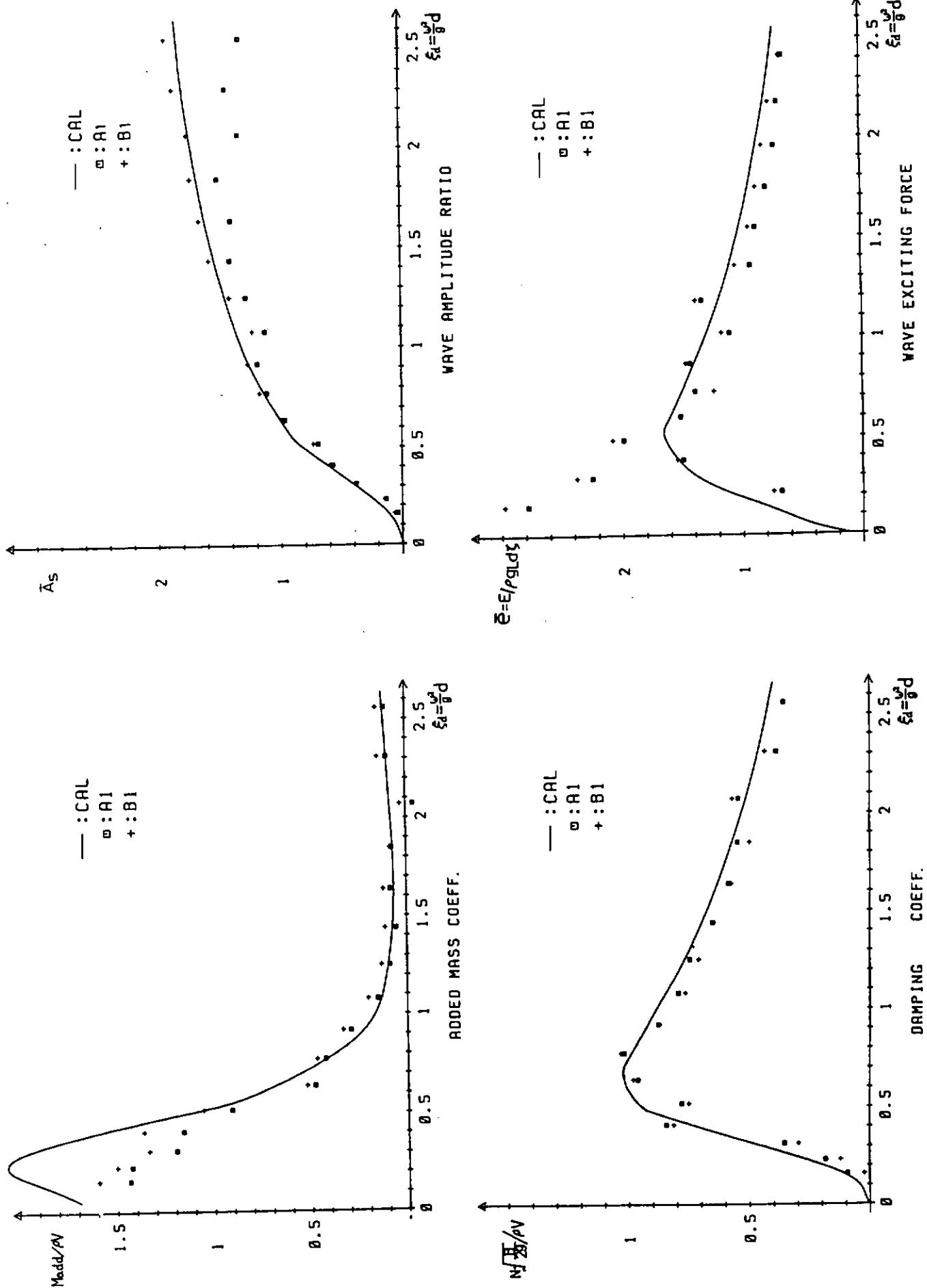


図 2.5.1.12 角柱浮体の流体力 (長周期運動, $\xi_d = 0.006$)

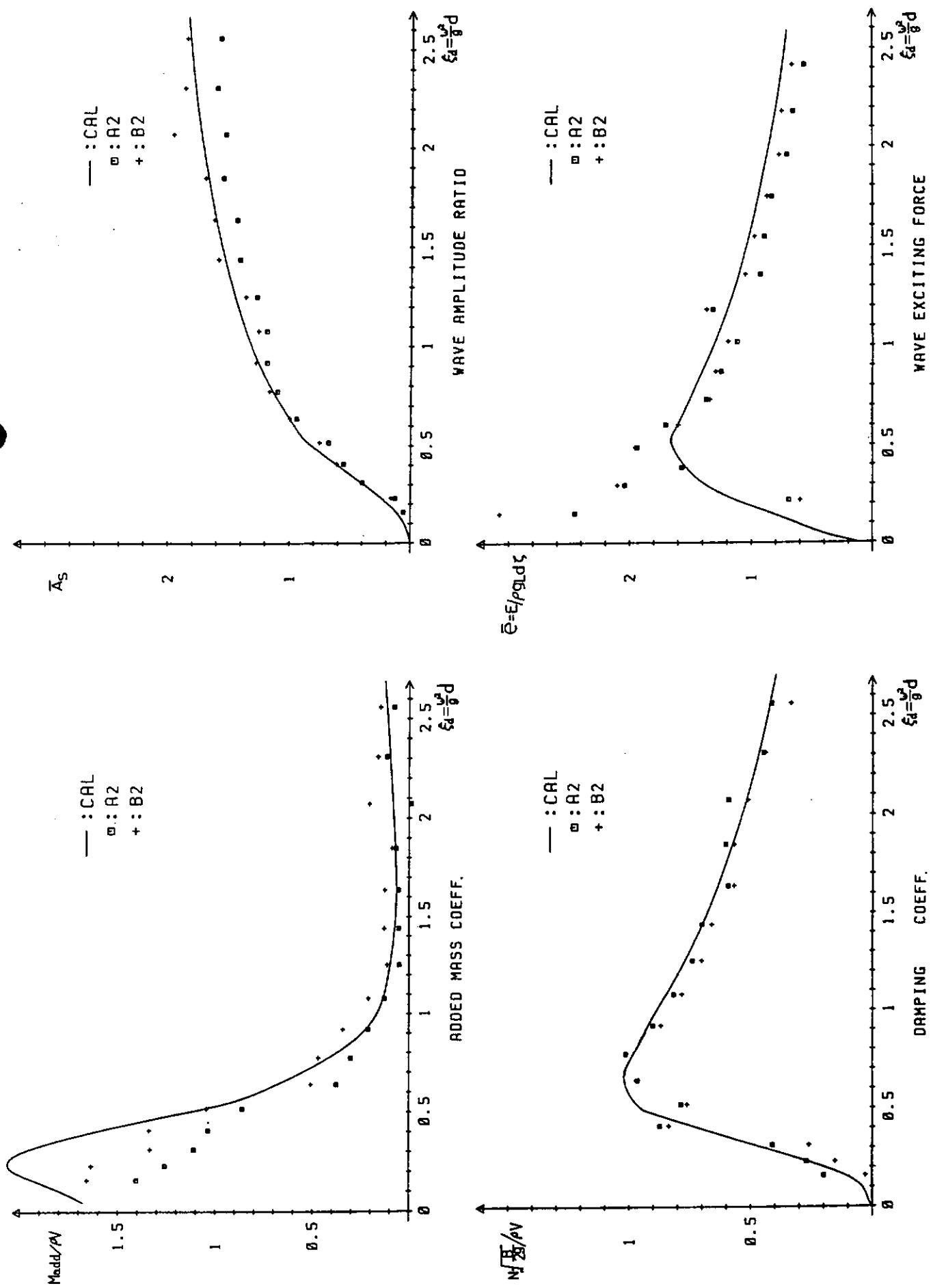


図 2.5.1.13 角柱浮体の流体力 (長周期運動, $\xi_d = 0.0242$)

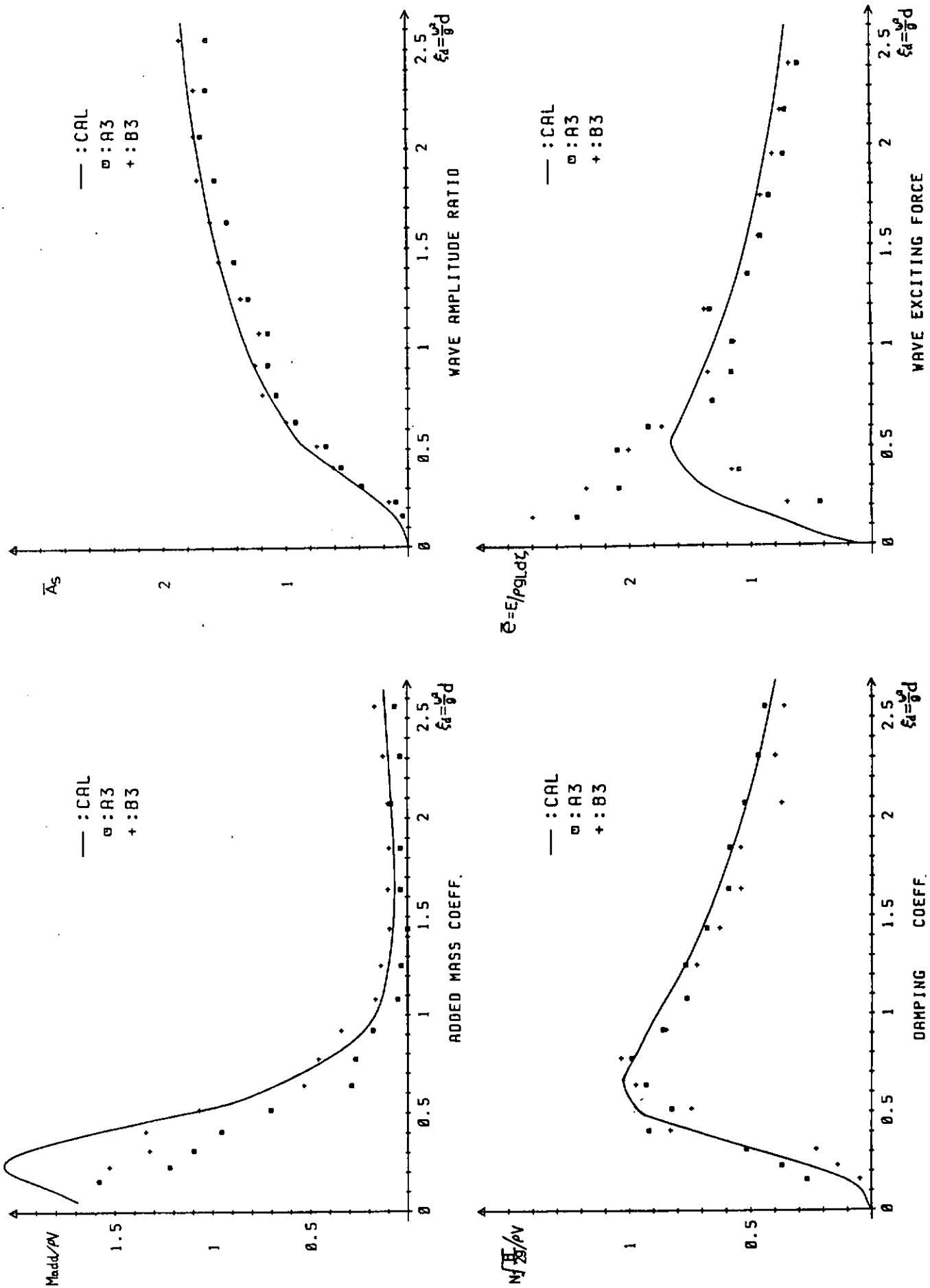


図 2.5.1.14 角柱浮体の流体力 (長周期運動, $\xi_d = 0.0544$)

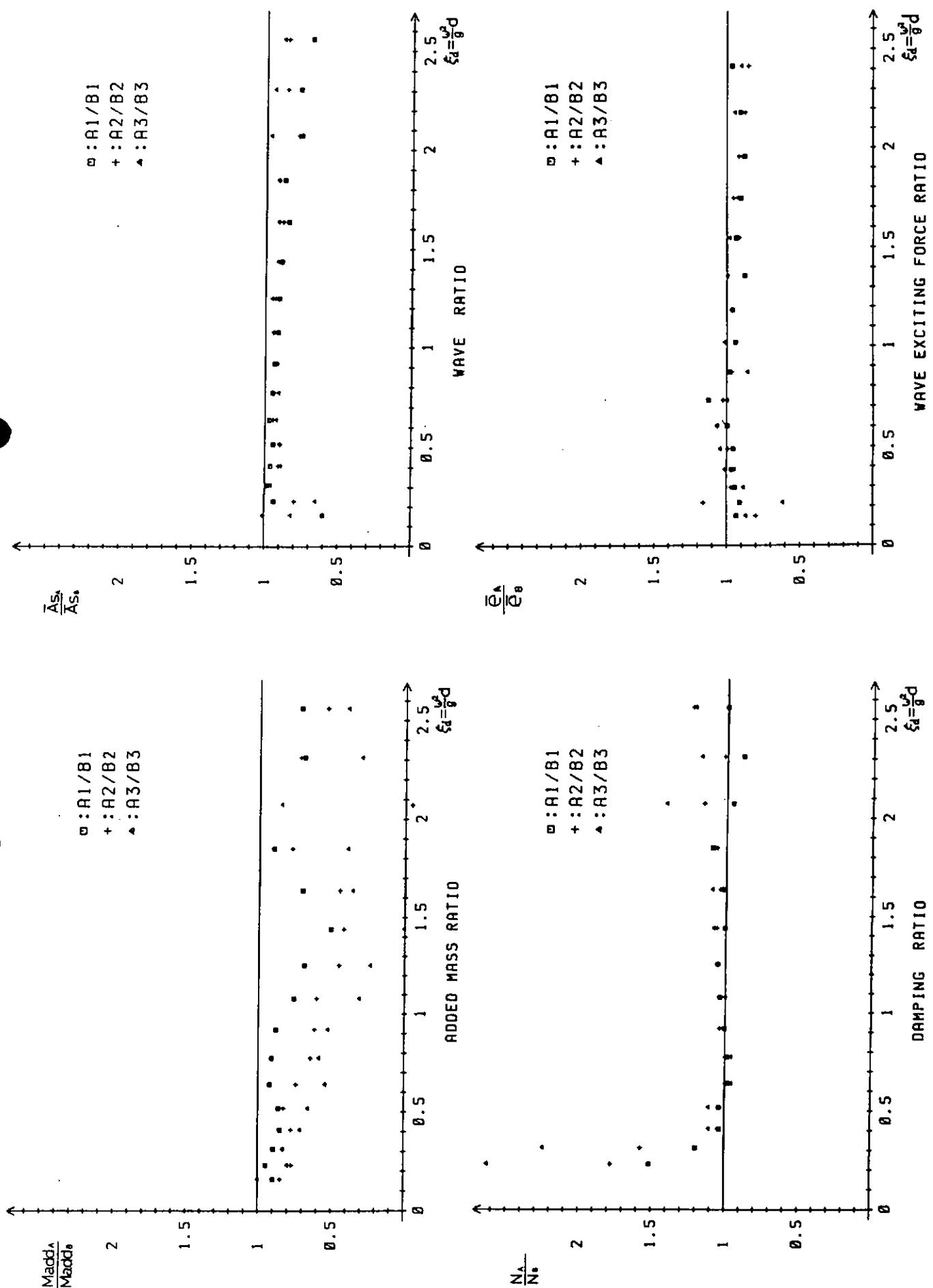


図 2.5.1.15 長周期運動時の流体力変化(角柱浮体)

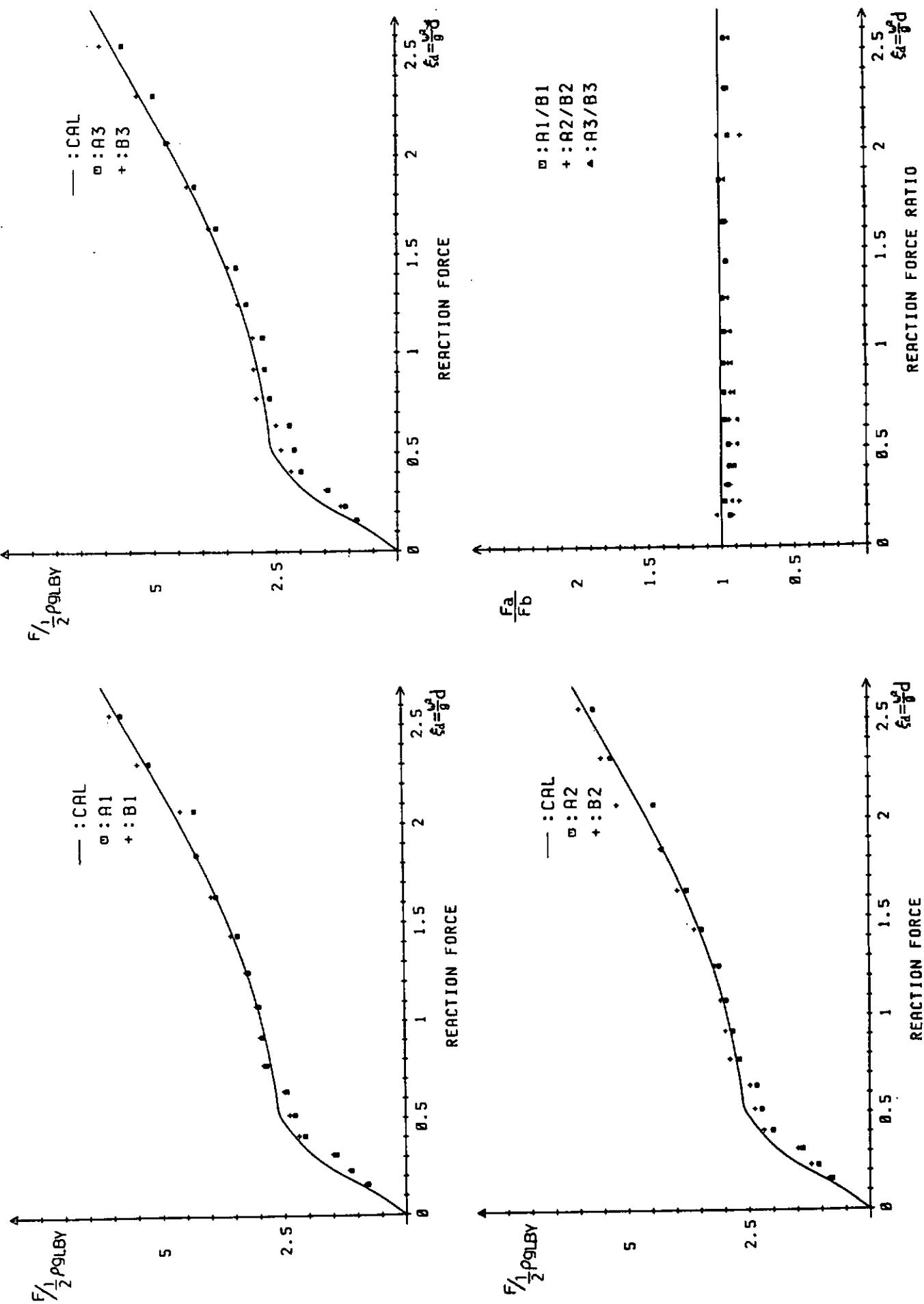


図 2.5.1.16 角柱浮体の強制振動時の反力特性(振幅部分)

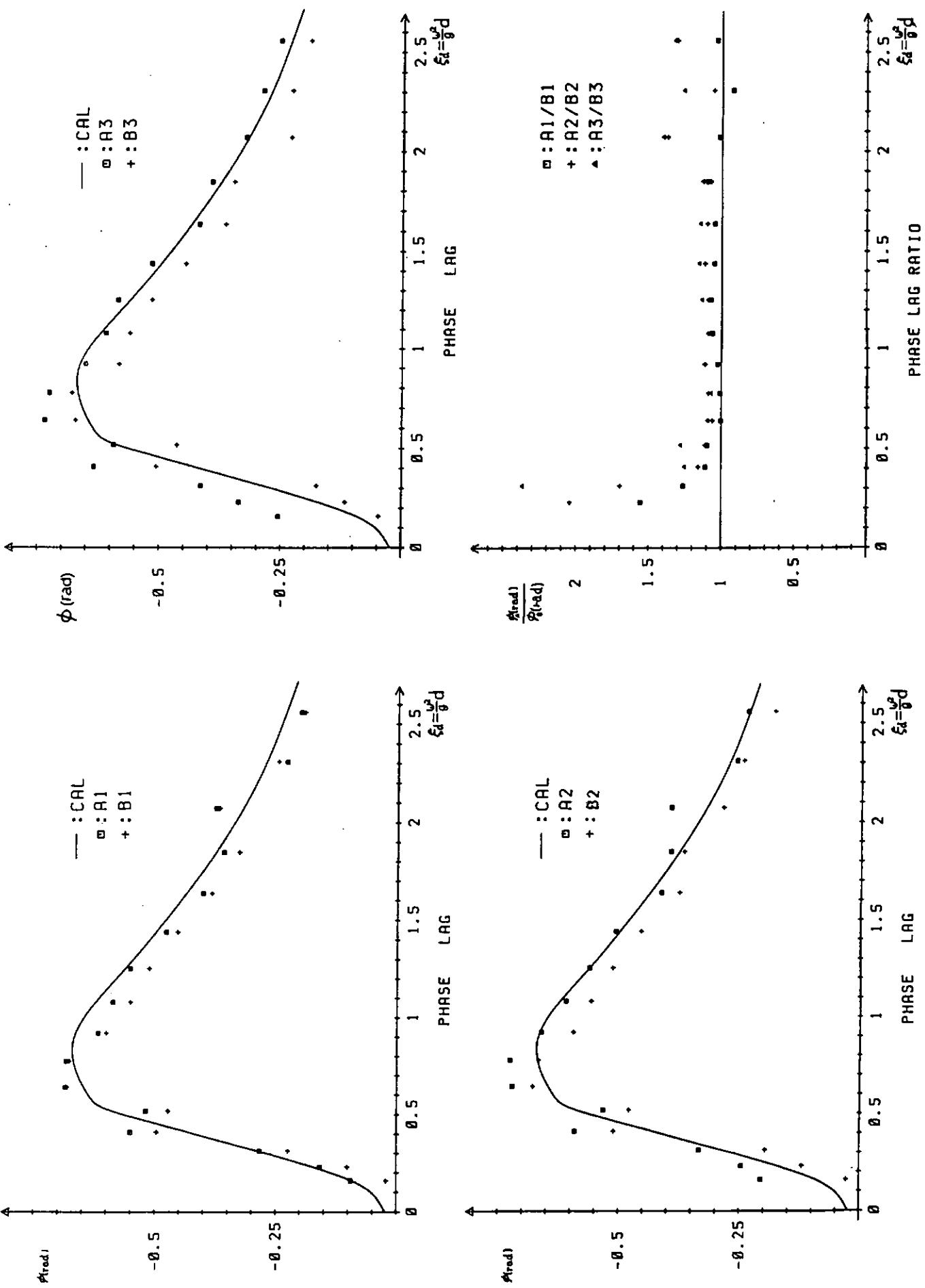


図 2.5.1.17 角柱浮体の強制振動時の反力特性(位相部分)

2.5.2 不規則波中における長周期運動の統計量

不規則波中におかれた係留浮体に作用する変動波力は、1次のオーダーである波周期外力と2次のオーダーである長周期外力からなる。長周期外力に比べると小さい力であるが、係留浮体の固有周期が長いとこの長周期外力に同調して有意な大きさの長周期運動が出現する。箱型船の場合は、この現象が水平方向運動に現われる。そして、このような運動の統計的性質は未だ解明されていない。

ここでは、線形バネで係留された浮体の運動の時系列を前年度に開発した手法¹⁾を用いて求め、その統計量を調べてみる。

(1) 運動計算手法

a) 変動波力 入射波が次式のように成分波の重ね合せで与えられるとする。ただし、 ϵ_m はランダムな位相とする。

$$\zeta_1(t) = \sum_{m=1}^{m_0} \zeta_m \cos(\omega_m t + \epsilon_m) \quad (2.5.2.1)$$

すると、波周期外力は、

$$F^{(1)}(t) = \sum_{m=1}^{m_0} \zeta_m F_{am}^{(1)} \cos(\omega_m t + \omega_m + E_{Fm}) \quad (2.5.2.2)$$

また、長周期外力は、

$$\begin{aligned} F^{(2)}(t) &= \sum_{m=1}^{m_0} \sum_{n=1}^{m_0} \zeta_m \zeta_n T_{mn}^c \cos((\omega_m - \omega_n)t + (\epsilon_m - \epsilon_n)) \\ &+ \sum_{m=1}^{m_0} \sum_{n=1}^{m_0} \zeta_m \zeta_n T_{mn}^s \sin((\omega_m - \omega_n)t + (\epsilon_m - \epsilon_n)) \end{aligned} \quad (2.5.2.3)$$

と与えられる。ここに、 $F_{am}^{(1)}$ と E_{Fm} はそれぞれ、 ω_m の単位振幅規則波による波周期外力の振幅と位相である。

また、 T_{mn}^c と T_{mn}^s は ω_m と ω_n の波による漂流力係数である。

b) 浮体の運動 角周波数 ω の単位振幅規則波に対する浮体の運動方程式は、周知のごとく

$$\begin{aligned} \sum_{j=1}^3 \{ [(\delta_{ij} M_j + A_{ij}(\omega)) \frac{d^2}{dt^2} X_j + B_{ij}(\omega) \frac{d}{dt} X_j] + (C_{ij} + K_{ij}) X_j \} \\ = F_{ai}(\omega) \cos(\omega t + E_{Fi}(\omega)); \end{aligned} \quad (2.5.2.4)$$

$$i = 1, 2, 3$$

と書ける。ここに、 i (又は j) = 1, 2, 3 は順に Sway, Heave, Roll のモードを意味する。また、 δ_{ij} はクロネッカーデルタ、 M_j は浮体の質量、 A_{ij} は付加質量、 B_{ij} は減衰係数、 C_{ij} は流体による復原力係数 K_{ij} は係留バネ定数である。

これを解くことにより単位振幅規則波中の浮体の運動が

$$X_i = X_{ai}(\omega) \cos(\omega t + E_{xi}(\omega)); i = 1, 2, 3 \quad (2.5.2.5)$$

と求まる。従って、不規則波中の波周期運動は

$$X_i(t) = \sum_{m=1}^{m_0} \zeta_m X_{aim} \cos(\omega_m t + E_{xim} + \epsilon_m); i = 1, 2, 3 \quad (2.5.2.6)$$

で計算することができる。ここで Sway を次のようにおきかえる。

$$y_G^{(1)}(t) \equiv X_1(t) \quad (2.5.2.7)$$

長周期外力による運動は Sway のみ求めれば十分であり、さらに、計算の簡単化のため運動方程式を

$$[M_1 + A_{11}(\omega_p)] \frac{d^2}{dt^2} y_G^{(2)} + B_{11}(\omega_p) \frac{d}{dt} y_G^{(2)} + K_{11} y_G^{(2)} = F^{(2)}(t) \quad (2.5.2.8)$$

と簡素化して、長周期運動 $y_G^{(2)}$ を求ることとした。ここに ω_p は Sway の固有角周波数である。

以上により $y_G^{(1)}$ と $y_G^{(2)}$ が求まるので、トータルの Sway は

$$y_G = y_G^{(1)} + y_G^{(2)} \quad (2.5.2.9)$$

と求めることができる。

(2) 計算モデルと計算ケース

計算モデルは前年度と同じものとし、その概要を図 2.5.2.1 に示す。Sway 方向にのみ係留バネがついている。

不規則波のスペクトルは、有義波高 $H_s = 8 \text{ m}$ 、平均波周期 $T_v = 11 \text{ sec}$ の ISSC スペクトルとし、図 2.5.2.2.1 に示すように 20 成分に分割して (2.5.2.1) 式により不規則波を発生させた。また、一部ではあるが、スペクトルが JONSWAP の場合も調べてみた。(2.5.2.1) 式のランダム位相 ϵ_m の与え方で波の時系列が変わる。なるべく長い時系列を得るために、ここでは ϵ_m として 5 種類のランダム位相を用意し、同一スペクトルに対しても 5 種類の波時系列を発生させた。

計算ケースは表 2.5.2.1 に示すとおり、バネ力を変えた 4 ケース (K_1, K_2, K_3, K_4) と付加減衰力を変えた 4 ケース (B_1, B_2, B_3, B_4) である。バネ力あるいは付加減衰力を変えると長周期運動の大きさが変化する。

(3) 計算結果

図 2.5.2.3 に示すごとく、運動 y_G の極値を極大値と極小値と定義し、極値を y_p で表わす。また、以後に述べる y_G 、 y_p はともに y_G の平均値からの値である。

$y_G^{(1)}, y_G^{(2)}, y_G$ のそれぞれの運動の時系列を求め、各々の運動の標準偏差 σ 、運動の最大値 $y_{G,\max}$ と最小値 $y_{G,\min}$ 、極値の 1/3 最大平均と 1/10 最大平均および運動と極値の分布図を調べてみた。

計算の 1 時系列の長さは 4,242 秒であり、サンプリング時間間隔は 1.41 秒である。波の時系列を 5 種類用意しているので、表 2.5.2.1 の 1 ケースにつき 5 種類の結果が得られる。その 1 例を図 2.5.2.4～6 に示す。1 ケースの結果としては、図中の実線および破線のごとく、5 種類の計算結果の算術平均をとることとした。従って、以下の結果は 4,242 秒の時系列の 5 回平均値の意味をもつ。

a) 係留バネ力を変えた場合。表 2.5.2.2 は極大値（または極小値）の発生回数 N と運動の標準偏差 σ および最小値 $y_{G,\min}$ を示したものである。図 2.5.2.7 は標準偏差の変化を示したもので、 $\sigma_1, \sigma_2, \sigma$ は順に $y_G^{(1)}, y_G^{(2)}, y_G$ の標準偏差を意味する。K が小さくなり、従って $\hat{\omega}_p$ が小さくなるに従い σ_2 は大きくなる。一方、 σ_1 はほとんど変化しない。この時の $y_{G,\min}$ を示したのが図 2.5.2.8 の白星印であるが、 $y_{G,\min}$ はほぼ σ に対応して変化している。

今ここで、表 2.5.2.2 の標準偏差と発生回数を用い、従来の最大期待値推定手法を利用して $y_{G,\min}$ を算出してみる。極値発生回数 N_1, N_2, N に対して Longuet-Higgins²⁾ による最大期待値係数を順に $\alpha_1, \alpha_2, \alpha$ とする。すると次の 2 種類の算出法が考えられる。

$$(A) \quad y_{G,\min} = \alpha_1 \cdot \sigma_1 + \alpha_2 \cdot \sigma_2$$

$$(B) \quad y_{G,\min} = \alpha \cdot \sigma$$

これを図 2.5.2.8 にプロットしてみると黒星印と菱形印を得る。(B)は、 σ_2 が小さい場合に良い結果を与えるが、それが大きくなると y_{G-min} を過大評価する傾向がみられる。(A)は常に過大評価の値を与える。

図 2.5.2.9 と 10 は y_G と $y_G^{(2)}$ の最大値と最小値および y_p と $y_p^{(2)}$ の 1/3 最大平均と 1/10 最大平均をそれぞれの標準偏差で除したもの示している。図には、波に押される側(黒印)と引かれる側(白印)の間には非対称性がみられ、しかもその程度は $y_G^{(2)}$ のみよりも y_G の方が大きくなっている点は興味深い。また、その非対称性は $y_G^{(2)}$ が大きくなると消滅してしまう。

図 2.5.2.11 ~ 14 には K_1 と K_4 の場合の運動の極値と運動の時系列の分布を示す。 K_4, K_3, K_2, K_1 の順に $y_G^{(2)}$ が大きくなり、それにつれて y_G の分布形状が変化していることがわかる。

b) 付加減衰係数を変えた場合。周知のごとく、減衰係数には、流体の粘性に起因する抵抗成分を加味するため、付加減衰係数を加える必要がある。ここではそれを表 2.5.2.1 に示す無次元化で考えて \bar{B} を 0.0 ~ 0.1 まで変えてみた。

その結果を、バネ力を変えた場合と同様に整理し、表 2.5.2.3 および図 2.5.2.15 ~ 22 に示す。付加減衰係数を大きくしていくと、長周期運動 $y_G^{(2)}$ が小さくなっていくが、それに対応して、バネを変えた場合とほぼ同様の傾向が得られていることがわかる。

なお、以上は全て ISSC のスペクトルを使用した結果であるが、図 2.5.2.15, 17, 18 にはケース B 4 に対して JONSWAP スペクトルを用いた場合の結果を()で示した。JONSWAP の場合も、ISSC のスペクトルの場合とほぼ同じ結果が得られている。

(4) まとめ

不規則波中の運動の時系列をもとめ、その統計値を調べてみた。その結果、最小値(波に押される側の最大値)を推定する際に、ガウス過程に対する従来の期待値係数を用いる方法は、長周期運動が大きい場合には過大評価してしまうことがわかった。また、前年度の結果に認められた Sway の非対称性が、今回の結果にさらに明確に確認できた。そして、それは長周期運動の大きさに関係する現象であることがわかった。

今回は、ISSC 波スペクトルの他に JONSWAP 波スペクトルの場合の運動を 1 例調べてみた。その結果は、波スペクトルによって運動の統計値はあまり変わらないことを示しているようであるが、もう少し計算例を増やしてみる必要がある。

参考文献

- 1) SR187, "継続における長周期運動", SR187 海洋構造物の深海係留に関する調査研究報告書, 16362, 3-2 節, 昭和 58 年 3 月
- 2) M. S. Longuet-Higgins, "On the Statistical Distribution of the Height of Sea Waves", J. of Marine Research, Vol. 11, 1952

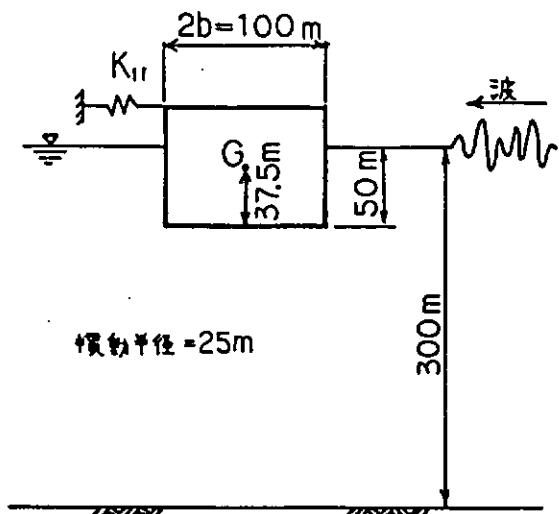


図 2.5.2.1 計算モデル

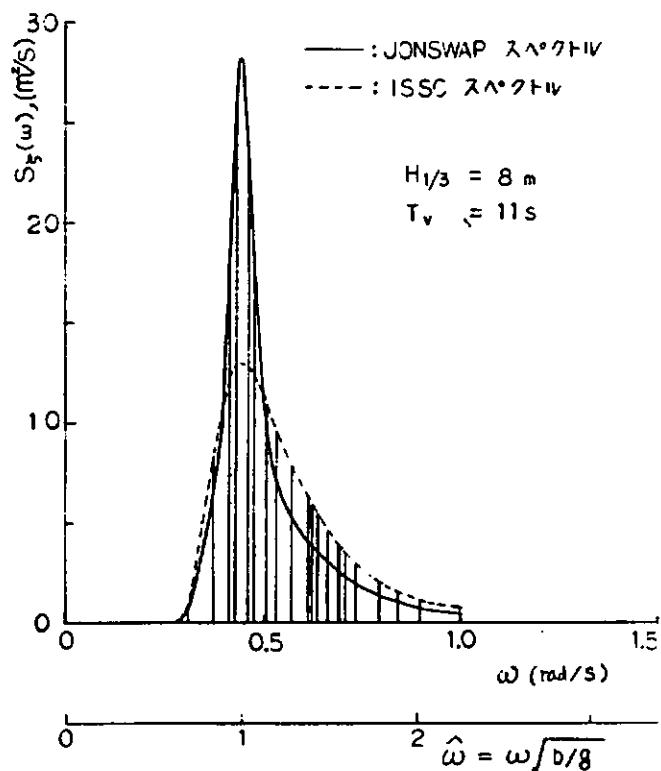


図 2.5.2.2 計算波スペクトル

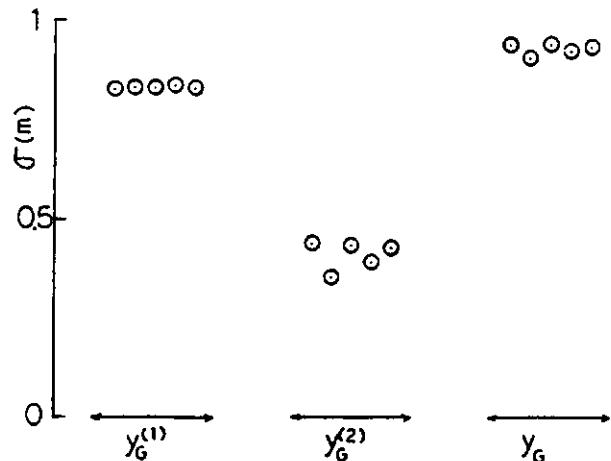
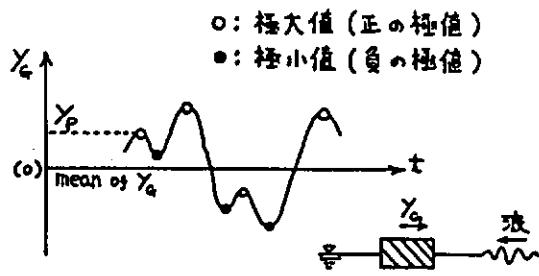


図 2.5.2.4 標準偏差の例 (K3)

表 2.5.2.1 計算ケース

ケース	$K_{11}(tf/m)$	$\begin{pmatrix} \hat{\omega}_p \\ =\omega_p \cdot T^* \end{pmatrix}$	$\bar{\Delta}B$	$\begin{pmatrix} \bar{N} \\ =\Delta B/B^* = (B+\Delta B)/B^* \end{pmatrix}$
K1	200	[0.123]	0.0	[0.007]
K2	450	[0.197]	0.0	[0.007]
K3	800	[0.261]	0.0	[0.007]
K4	1800	[0.380]	0.0	[0.007]
B1	200	[0.132]	0.0	[0.007]
B2	200	[0.132]	0.02	[0.027]
B3	200	[0.132]	0.05	[0.057]
B4	200	[0.132]	0.10	[0.107]

注) $(M+A)\ddot{y}_G + (B + \Delta B)\dot{y}_G + K_{11}y_G = F$

K_{11} : 係留バネ力係数
 ΔB : 付加減衰力係数

$\omega_p = \sqrt{K_{11}(M+A)}$: 固有角周波数
 $T^* = \sqrt{b/g}$
 $B^* = M / T^*$

表 2.5.2.2 標準偏差と極値の発生回数及び $y_{G,\min}$ ($\bar{\Delta}B = 0$)

ケース ($\hat{\omega}_p$)	$y_G^{(1)}$		$y_G^{(2)}$		y_G		
	N_1	$\sigma_1(m)$	N_2	$\sigma_2(m)$	N	$\sigma(m)$	$y_{G,\min}(m)$
K1 (0.132)	314	0.774	40	4.517	230~270	4.584	-10.06
K2 (0.197)	314	0.797	62	0.706	310	1.067	-3.59
K3 (0.261)	313	0.831	82	0.410	312	0.928	-3.33
K4 (0.380)	313	0.937	120	0.170	313	0.953	-3.28

表 2.5.2.3 標準偏差と極値の発生回数及び $y_{G,\min}$ ($\hat{\omega}_p = 0.132$)

ケース ($\bar{\Delta}B$)	$y_G^{(1)}$		$y_G^{(2)}$		y_G		
	N_1	$\sigma_1(m)$	N_2	$\sigma_2(m)$	N	$\sigma(m)$	$y_{G,\min}(m)$
B1 (0.0)	314	0.774	40	4.517	230~270	4.584	-10.06
B2 (0.02)	314	0.768	42	1.619	302	1.798	-5.51
B3 (0.05)	314	0.759	45	1.071	310	1.312	-4.58
B4 (0.10)	314	0.743	47	0.764	313	1.066	-3.90

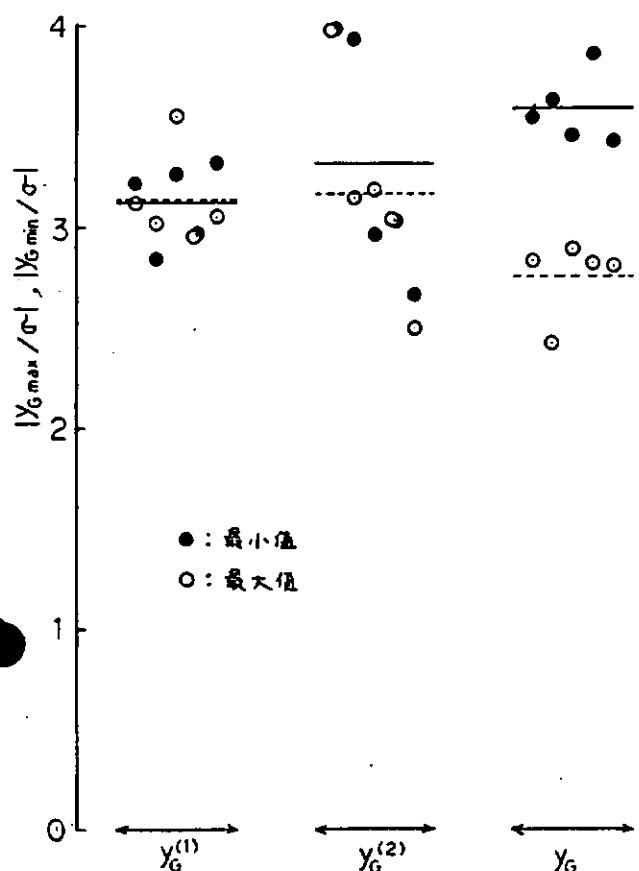


図 2.5.2.6 最大値, 最小値の例 (K 3)

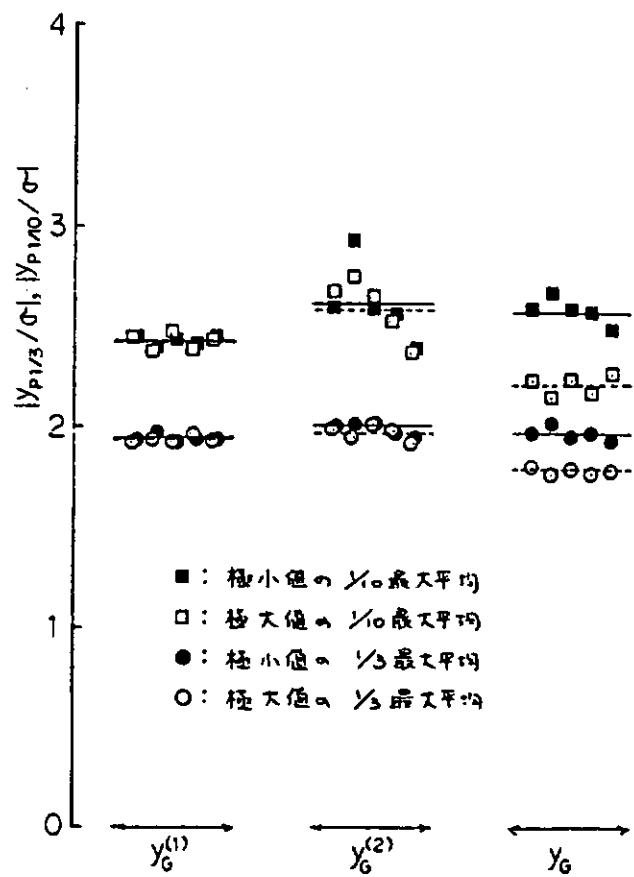


図 2.5.2.5 極値の $Y_{P,1/3}, Y_{P,10}$ 最大平均の例 (K 3)

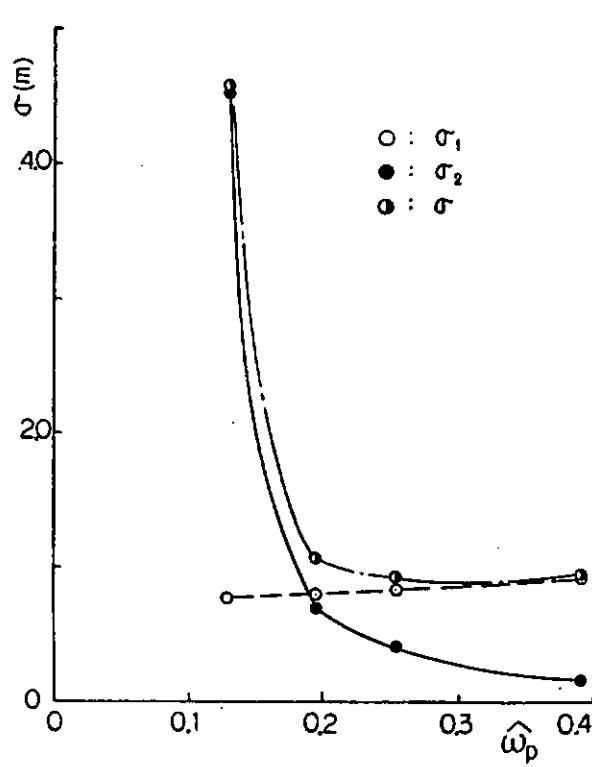


図 2.5.2.7 $\hat{\omega}_p$ 対運動の標準偏差 ($\bar{B} = 0.0$)

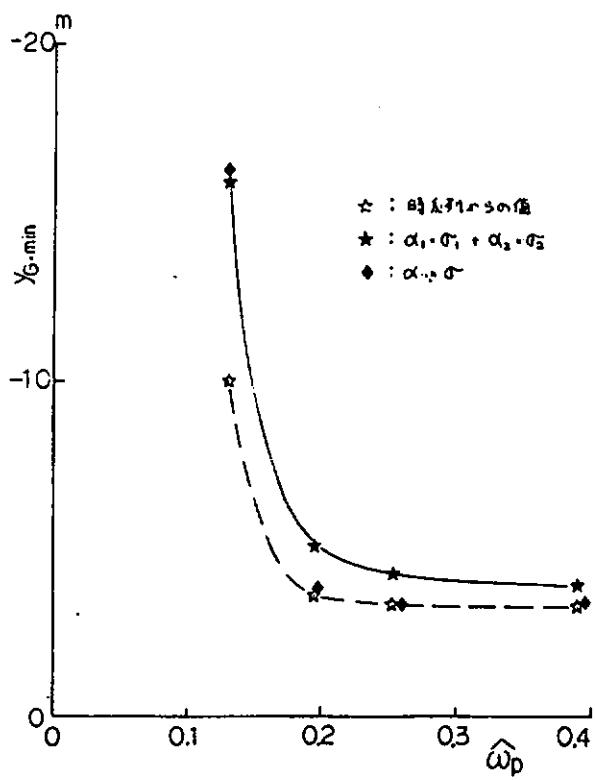


図 2.5.2.8 $\hat{\omega}_p$ 対 $y_{G,min}$

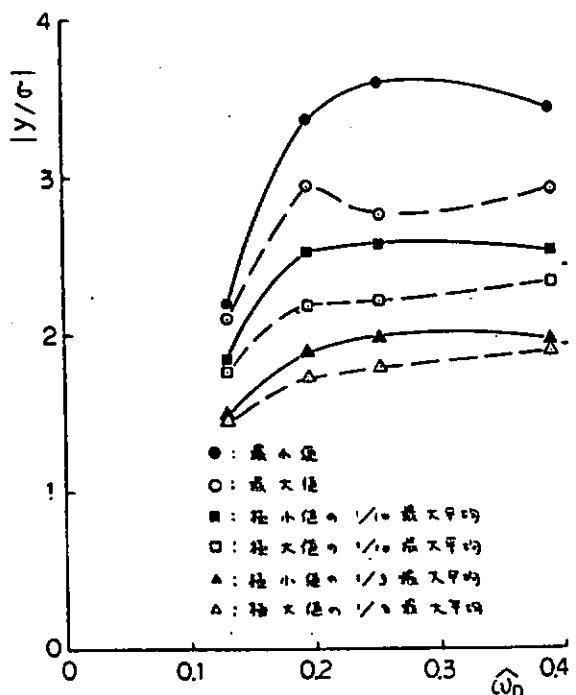


図 2.5.2.9 $\hat{\omega}_p$ 対 y_G の極値

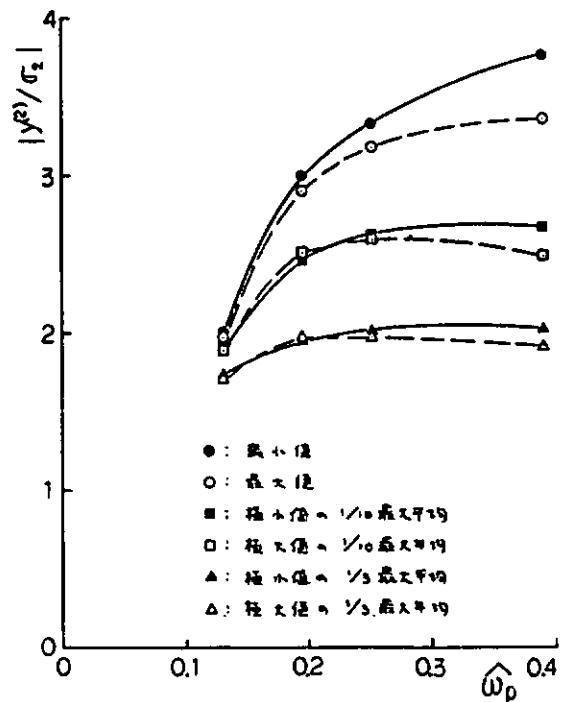


図 2.5.2.10 $\hat{\omega}$ 対 $y_G^{(2)}$ の極値

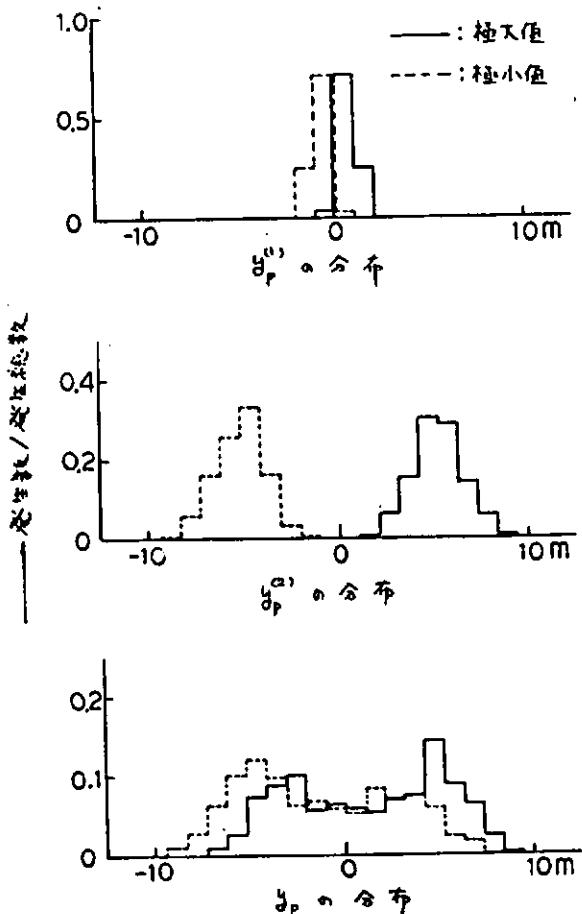


図 2.5.2.11 運動の極値の分布 (K1)

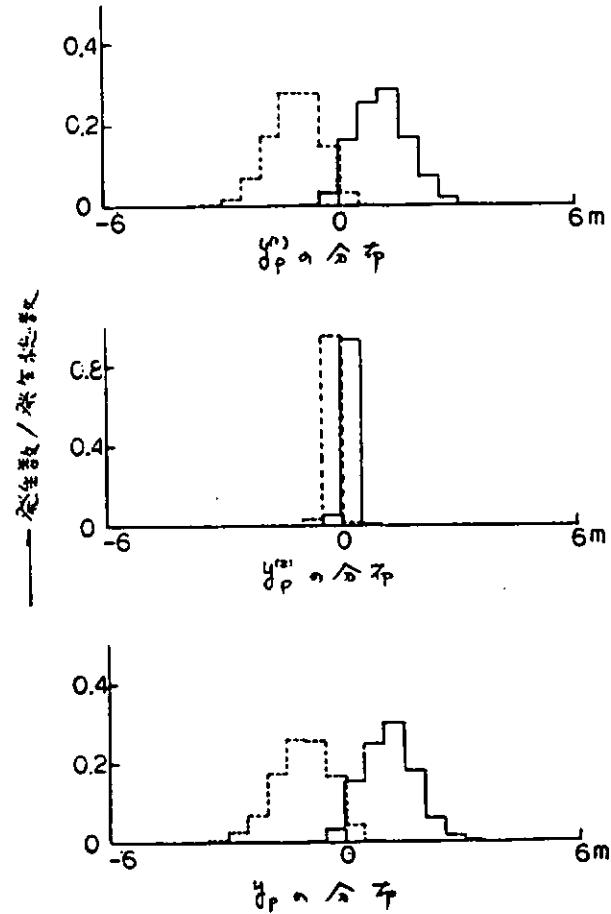


図 2.5.2.12 運動の極値の分布 (K4)

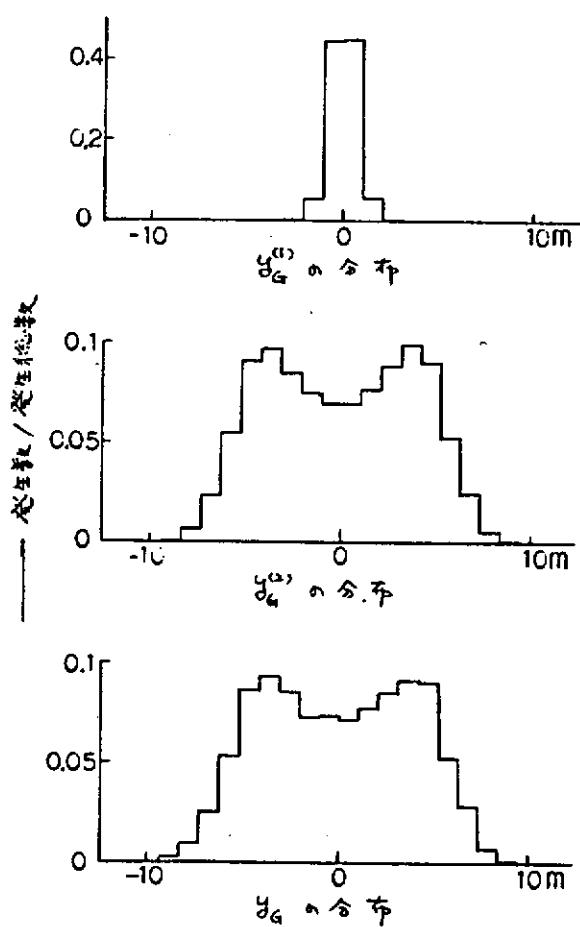


図 2.5.2.13 運動の時系列の分布 (K 1)

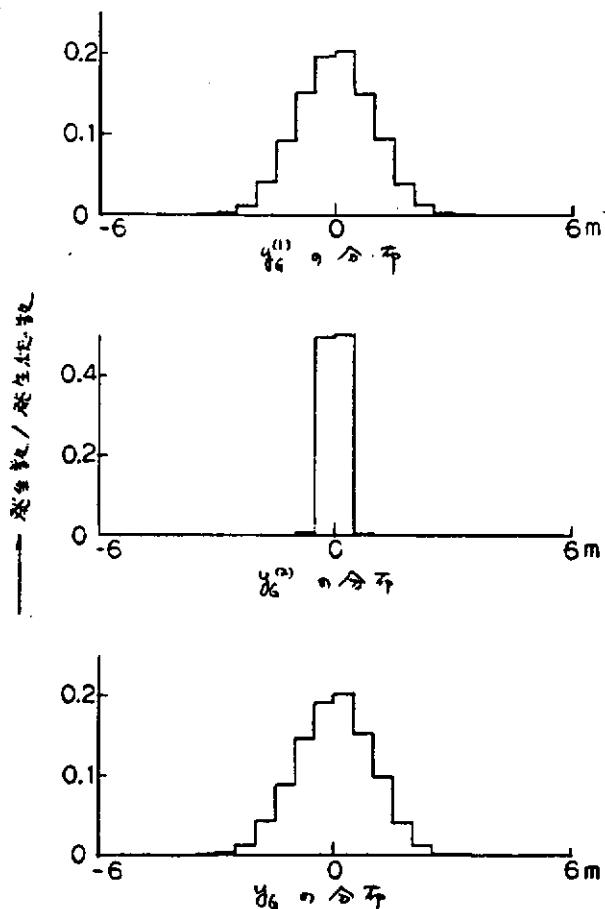


図 2.5.2.14 運動の時系列の分布 (K 4)

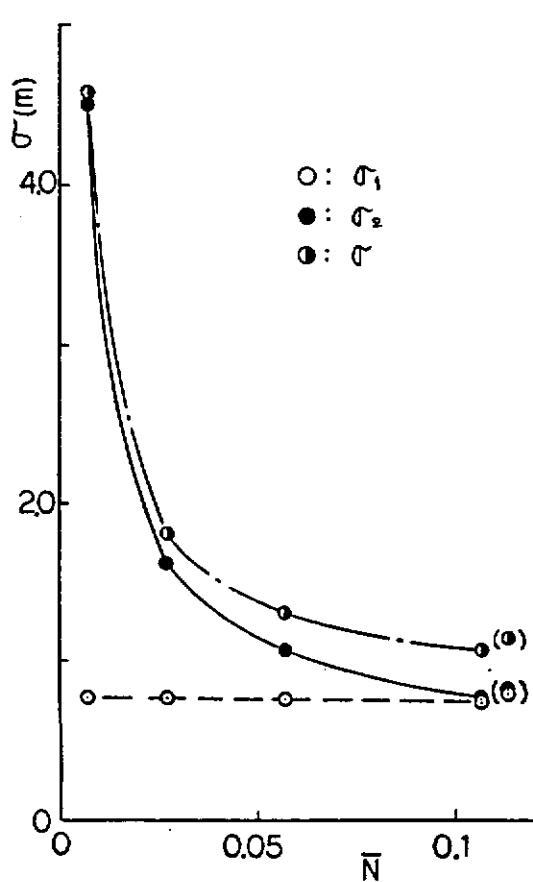


図 2.5.2.15 \bar{N} 対運動の標準偏差

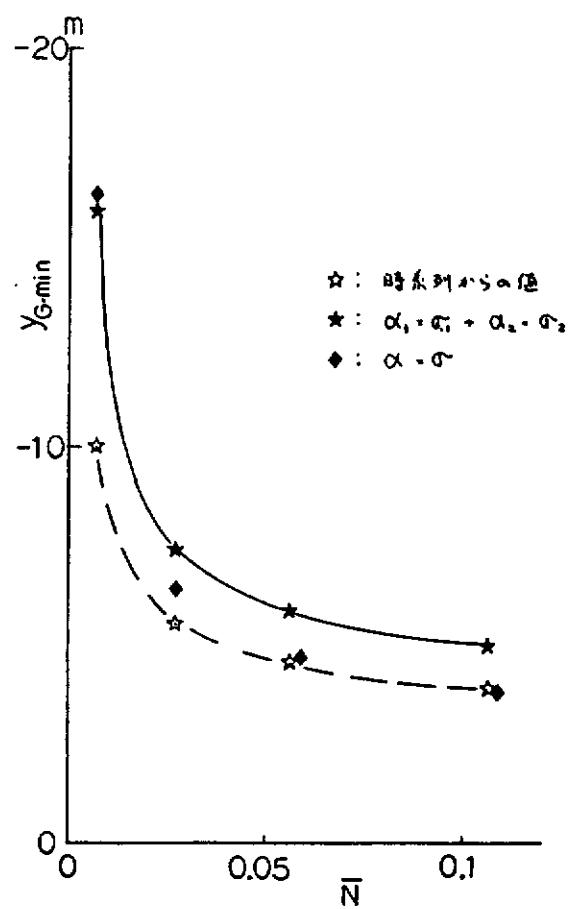


図 2.5.2.16 \bar{N} 対 y_{G-min}

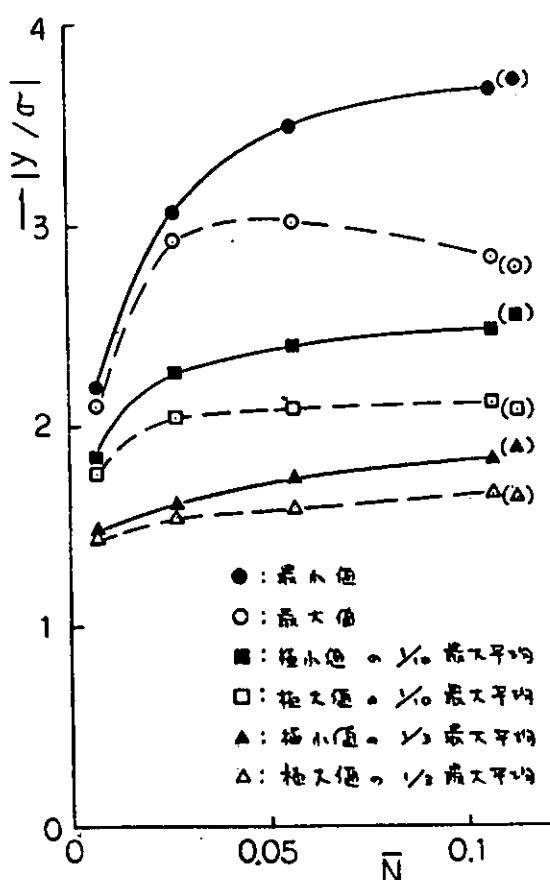


図 2.5.2.17 \bar{N} 対 y_G 極値

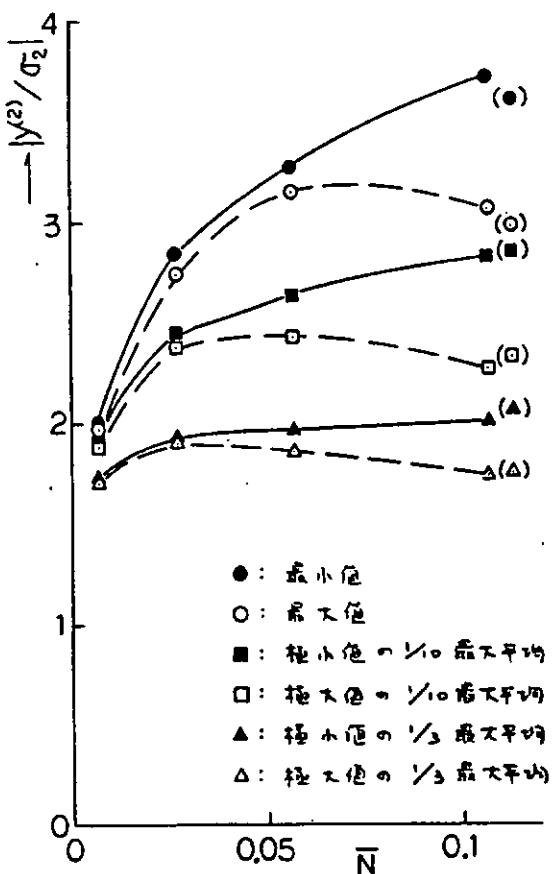


図 2.5.2.18 \bar{N} 対 $y_G^{(2)}$ の極値

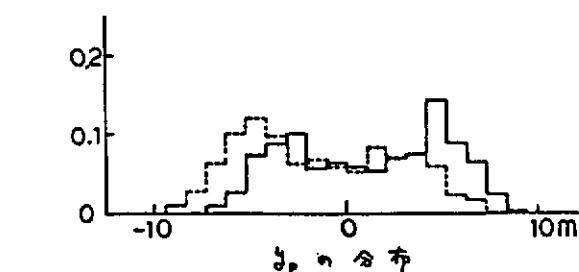
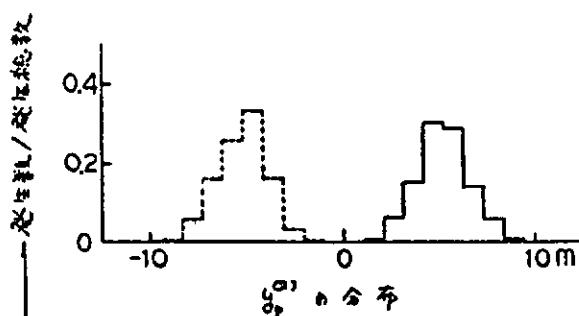
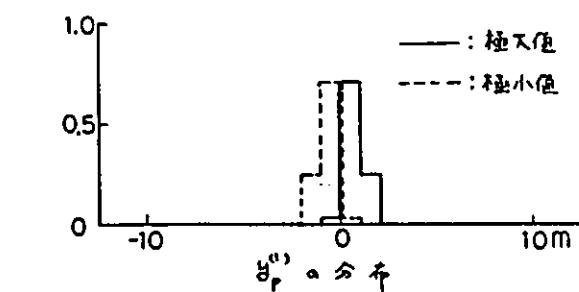


図 2.5.2.19 運動の極値の分布 (B 1)

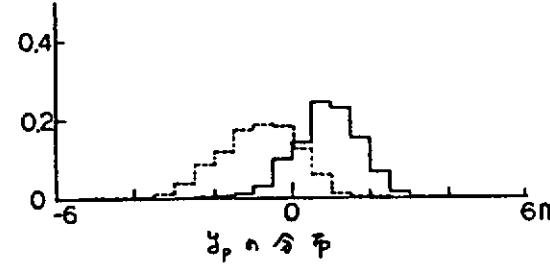
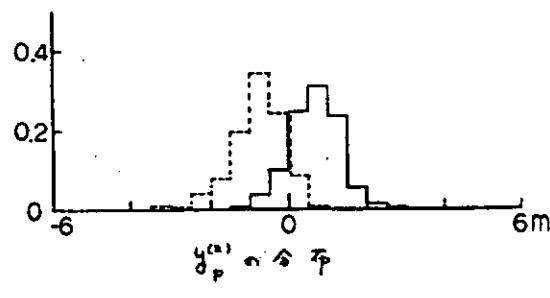
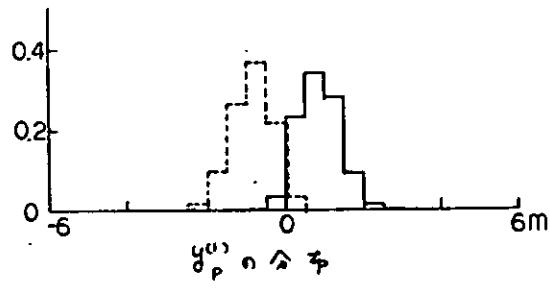


図 2.5.2.20 運動の極値の分布 (B 4)

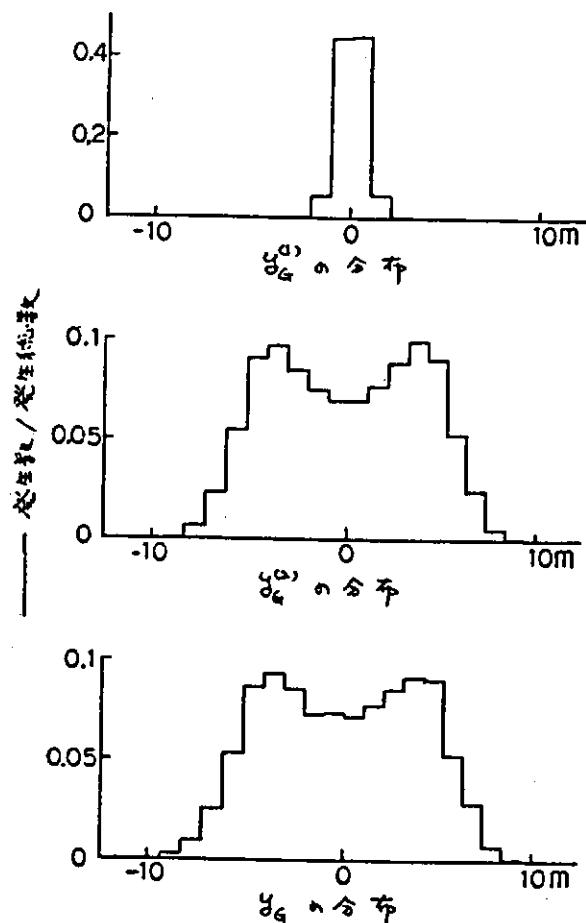


図 2.5.2.21 運動の時系列の分布 (B1)

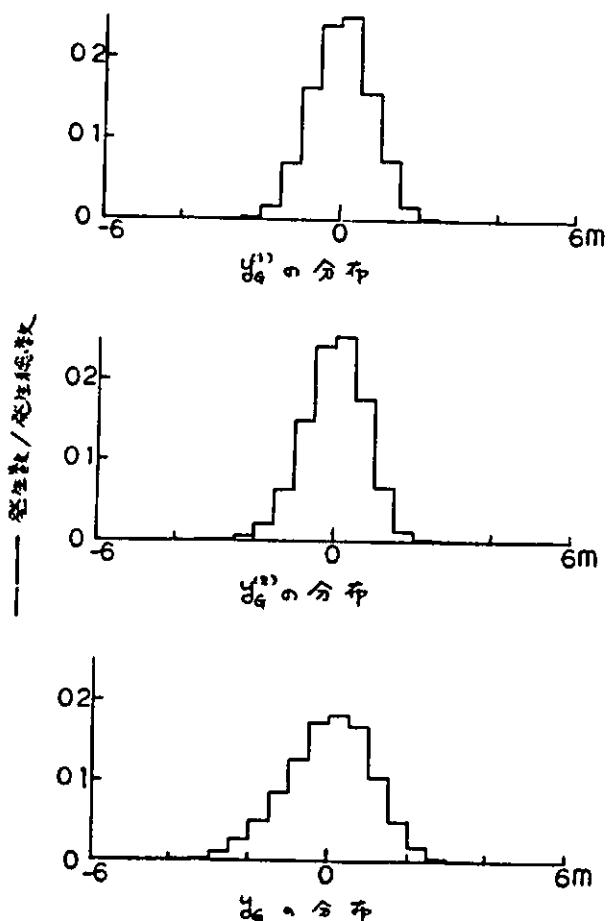


図 2.5.2.22 運動の時系列の分布 (B4)

2.5.3 数値シミュレーション手法の確立

(1) 運動計算式

係留系は通常非線形で表わされる場合が多く、このとき浮体の運動は非線形微分方程式を数値的に解くことによって求められる。ここでは簡単な浮体及び係留系をとり上げ、規則波中及び不規則波中運動シミュレーション結果と模型実験結果との比較検討を行っている。この場合の運動方程式は前年度報告書に記しているが再掲すると次式となる。

a) 流体力係数を固定した線形 2 階微分運動方程式 (以下 C.C. 法)

$$\{ M_1 + a_{11}(\omega_0) \} \ddot{x}_1(t) + b_{11}(\omega_0) \dot{x}_1(t) + f_{11}\{ x_1(t) \} = F_{1w}(t) \quad (2.5.3.1)$$

ただし、

M_1 : 2 次元浮体の質量 $x_1(t)$: 左右揺れ

$a_{11}(\omega_0)$, $b_{11}(\omega_0)$: 代表周波数 ω_0 における流体力係数

$f_{11}\{ x_1(t) \}$: 係留系に基づく復原力で変位 $x_1(t)$ の関数として与えられる。

$F_{1w}(t) = F_{1w1}(t) + F_{1w2}(t)$: 波に基づく外力で、波浪強制力 $F_{1w1}(t)$ と波漂流力 $F_{1w2}(t)$ の和として表わされるものとする。

b) 動搖速度とメモリー影響関数との重量積分により表わされた微積分運動方程式(以下C.I.法)

$$\{ M_1 + a_{11}(\infty) \} \ddot{x}_1(t) + \int_0^t K_{11}(t-\tau) \dot{x}_1(\tau) d\tau + f_{11}\{ x_1(t) \} = F_{1w}(t) \quad (2.5.3.2)$$

ただし、

$a_{11}(\infty)$: $\omega = \infty$ における付加質量係数

$K_{11}(t)$: 左右揺れに対するメモリー影響関数(図2.5.3.1)

(2) 模型実験

計算法の妥当性を検討するため模型実験を大阪大学水槽($L \times B \times D = 14m \times 0.3m \times 0.75m$)において実施した。実験に用いた模型は幅0.240mの矩形断面形状(半幅吃水比 $H_b = 1.0$ 、断面積係数 $\sigma = 1.0$)の浮体で、非線形係留反力を受ける場合の波浪中左右揺れを計測した。ここでは、問題を簡単にするため横揺れは拘束している。

計測システムの概略図2.5.3.2に係留装置の変位～反力特性を図2.5.3.3に示す。

(3) 実験結果と計算結果の比較

a) 入射波とそれに基づく波浪外力

解析に用いる入射波は模型設定位置において模型のない状態で計測した値である。計測された入射波は規則波不規則波を問わずフーリエ解析し

$$\zeta(t) = \sum_{i=1}^N a_i \cos(\omega_i t + \varphi_i) \quad , \quad (N=90 \sim 120) \quad (2.5.3.3)$$

と表わした。これより波浪強制力は各成分波に基づくものを合成して

$$F_{1w1}(t) = \rho g^2 \sum_{i=1}^N \frac{\bar{A}_i(\omega_i)}{\omega_i^2} a_i \cos(\omega_i t + \varphi_i + \epsilon_i(\omega_i)) \quad (2.5.3.4)$$

となる。ここで、 $\bar{A}_i(\omega_i)$ 、 $\epsilon_i(\omega_i)$ はそれぞれ左右揺れによって生じる。進行波振幅比とその位相である。

波漂流力についても、 H_{su} の仮定によりPinksterが導いたものと同じ表現を用いると、

$$F_{1w2}(t) = \frac{1}{2} \rho g \sum_i \sum_j R_{ij} a_i a_j \cos((\omega_i - \omega_j)t + (\varphi_i - \varphi_j)) \quad (2.5.3.5)$$

と書くことができる。ただし、 R_{ij} は成分波の平均周波数における定常漂流力係数である。

b) 浮体の粘性力及びPulleyの機械摩擦に対する修正

計算結果と実験結果を比較する上で左右揺れに及ぼす上記の影響を考慮するため、両運動方程式の左辺に

$$C_{D1}^* \dot{x}_1 + \dot{x}_1 + C_{M1}^* \ddot{x}_1 \quad (2.5.3.6)$$

を加えることによりその影響を考慮している。係数 C_{D1}^* 、 C_{M1}^* は自由左右揺れ実験によって計測された時系列より推定している。

c) 実験結果と計算結果の比較

模型実験により計測された浮体の波浪中左右揺れ及びC.C法とC.I法による数値計算結果の比較を図2.5.3.4～図2.5.3.7に示す。図中、横軸及び縦軸はいずれも模型実験に対応した時間、左右揺れ及び係留反力を表している。図2.5.3.4の ω' ($\equiv \omega \sqrt{B/2g}$) = 0.6 の規則波中実験に対しては計算上波漂流力が零となり、C.C法C.I法による計算結果はほぼ一致している。一方、図2.5.3.5の $\omega' = 1.0$ の規則波中及び図2.5.3.6の不規則波中実験においては、C.C法、C.I法による計算結果には係留反力が作用する位置までの浮体の挙動に大きな差の

あることが認められる。特に、C.C法による計算結果では、模型実験の計測時間内で係留反力の作用する位置まで到達せず、従って係留反力を受けないことになり実験結果と大きく異っている。一方、C.I法による計算結果は、定量的には実験結果に比べ左右揺れ及び係留反力が少し低目になっているが定性的にはほぼ対応がとれている。

図2.5.3.7は $\omega' = 0.7$ の規則波中実験において、仮想的風圧力として定常力(100 g)を加えた場合の結果を示しており、左右揺れに分数調波が認められる。この実験に対応した数値シミュレーション計算を上述と同様に粘性影響を含めて行うと分数調波が現われなかつた。そこで試みに $t = 15$ 秒以後粘性力をゼロにするとC.C法は変化しないがC.I法において分数調波が見られるようになった。

以上のことから動揺初期や運動振幅に分数調波が現われる場合のC.I法とC.C法との計算結果に差異を生じ、C.I法が模型実験により近いなどの有用性が認められた。このような差異の生じる原因については前年度報告書において次のように考察した。すなわち、C.I法では瞬時瞬時の運動に応じた流体力係数を自動的に選定できるため過渡時及び同調時に現われる固有周期に対応した運動をも表現できるが、C.C法では流体力係数を固定しているためにこのような場合に差が生じると思われる。一方、C.C法においても流代力係数を首尾良く選ぶことができれば、計算結果がかなり改善できる。例えば、バネ定数の弱い線形係留系を持つ浮体の運動を求める場合には、波周波数に対応した流体力係数ではなく、固有周期における流体力係数を用いて計算した結果はほぼC.I法と一致する。しかし、図2.5.3.2に示されるような歪～反力特性を持つ係留系の場合においてはC.C法に対する修正計算法は、一般的にかなり複雑な試行を必要とする。

(4) 波漂流力推定法の差異と波浪中左右揺れの比較

a) 規則波中における浮体の運動と波漂流力

本項で行った模型実験結果と2.5.2の波漂流力を用いた場合のC.I法による計算結果との比較を試みた。ただし模型実験は(2)で述べたように横揺れを拘束している。一方、2.5.2の計算法では上下揺れ、左右揺れ及び横揺れをしている場合の浮体に働く波漂流力が求められる。そこで、ここでは横揺れを極力小さくするように模型状態を設定した。すなわち、 $\bar{OG}/d = 0.2$ (静水面下)、環動半径 $\chi r/B = 0.4$ である。計算された規則波中浮体の運動及び波漂流力を図2.5.3.8に示す。

b) 不規則波に対する波漂流力

入射波を(2.5.3.3)式で表わした場合、2.5.2による波漂流力は次式で与えられる。すなわち、

$$\begin{aligned} F_{\text{lw}i}(t) &= \frac{1}{2} \rho g \sum_i \sum_j R_{ij}^c a_i a_j \cos\{(\omega_i - \omega_j)t + (\varphi_i - \varphi_j)\} \\ &\quad + \frac{1}{2} \rho g \sum_i \sum_j R_{ij}^s a_i a_j \sin\{(\omega_i - \omega_j)t + (\varphi_i - \varphi_j)\} \end{aligned} \quad (2.5.3.6)$$

ただし、 R_{ij}^c R_{ij}^s はそれぞれ \cos 成分波、 \sin 成分波に対する定常漂流力係数でありその値を表2.5.3.1及び表2.5.3.2に示す。

表2.5.3.3は、いわゆるHsuの仮定によって計算した成分波の平均周波数における定常漂流係数である。

図2.5.3.9は図2.5.3.6で用いた不規則波について(2.5.3.5)式と(2.5.3.7)式による波漂流力の計算結果である。さらに、図2.5.3.10では不規則波中浮体の左右揺れ及び係留反力のC.I法による計算結果を示しており、過渡時の浮体の左右揺れに関して(2.5.3.7)式の波漂流力を用いた方が実験値との対応が少し改善されるように見受けられる。しかし、一般的結論を得るためにさらにはさらに検証が必要である。

参考文献

- 1) Oortmerssen, G. Van : The Motions of a Moored Ship in Waves , Publication 16510 , Netherland Ship Model Basin , (1976) .
- 2) Hsu , F.A. : Analysis of Peak Mooring Forces by Slow
- 3) Pinkster , J.A. : Low Frequency Phenomena Associated with Vessels Moored at Sea , Soc . of Petroleum Engineers of AIME , SPE Paper 164837 , (1974)
- 4) 田才福造：規則波中の2次元物体に働く漂流力について，関西造船協会誌，第152号，(1974)
- 5) 高木又男：漂流力について，日本造船学会，第2回海洋工学シンポジウム，(1976)
- 6) 高木又男，斎藤公男：非周期的造波問題の周波数領域での取扱い(第1報)，関西造船協会誌，第182号，(1981)
- 7) 庄司邦昭：係留浮体の運動と係留索の張力に関する研究，日本造船学会論文集 第138号，(1975)
- 8) 小林正典，藤平徹：係留構造物の不規則波中の応答について、日本造船学会海洋工学委員会性能分科会資料(1982)
- 9) 日本造船研究協会 第187研究部会報告書，研究資料16362，(1983)

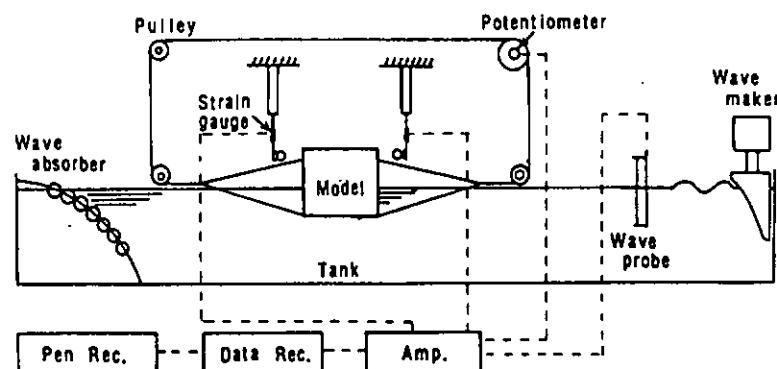


図 2.5.3.2 計測システムの概略図

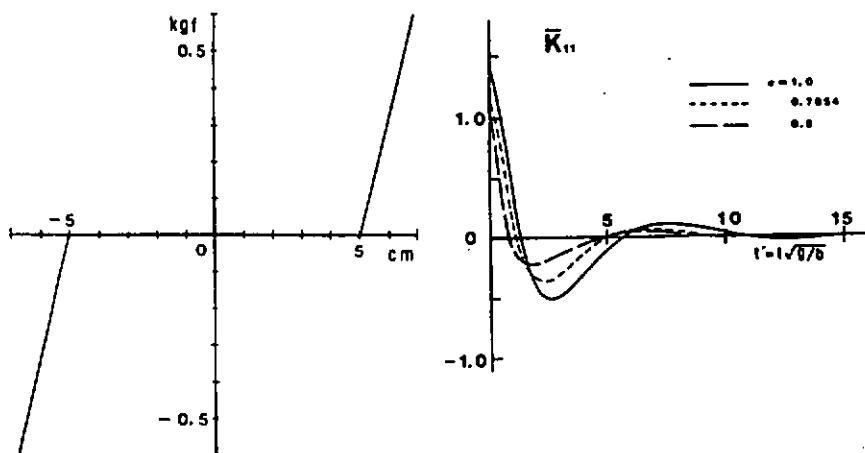


図 2.5.3.3 係留装置の変位
～反力特性

図 2.5.3.1 メモリー影響関数

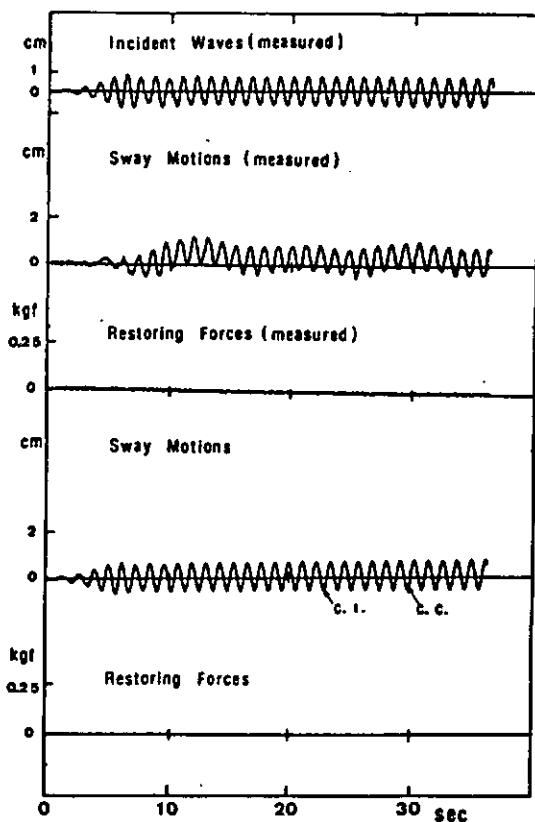


図 2.5.3.4 規則波中浮体の左右揺れ及び係留反力 ($\omega' = 0.6$)

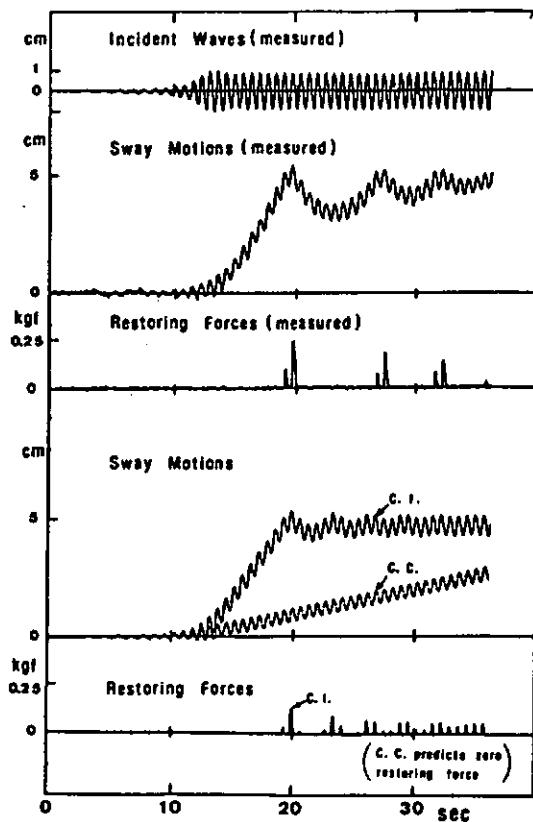


図 2.5.3.5 規則波中浮体の左右揺れ及び係留反力 ($\omega' = 1.0$)

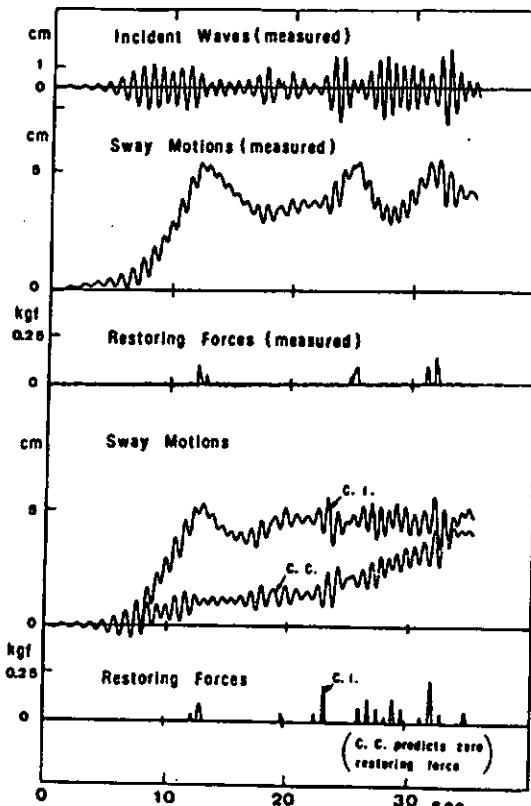


図 2.5.3.6 不規則波中浮体の左右揺れ及び係留反力

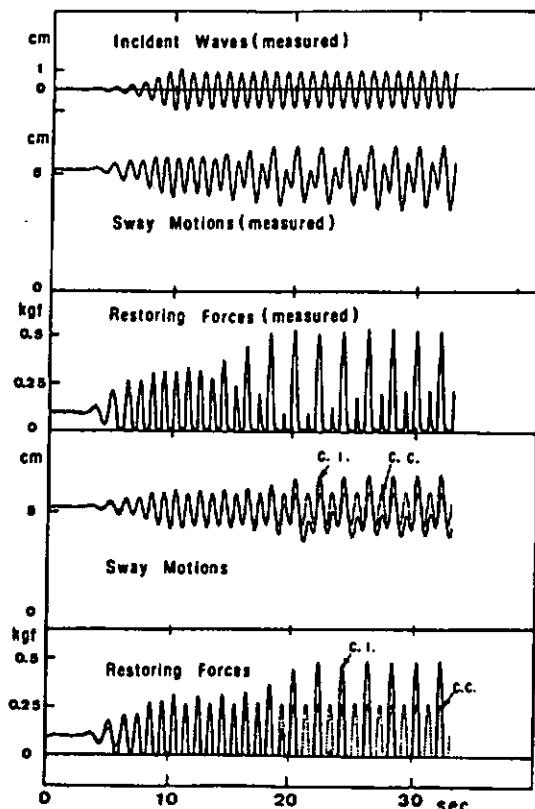


図 2.5.3.7 定常力を加えた場合の規則波中浮体の左右揺れ及び係留反力
(定常力 = 100 g, $\omega' = 0.7$)

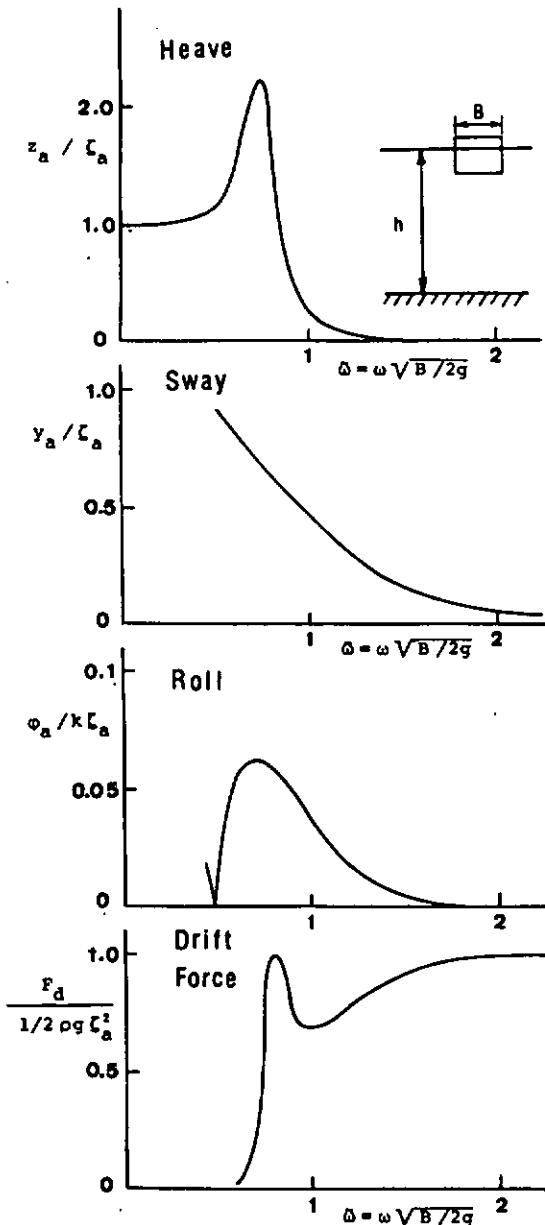


図 2.5.3.8 規則波中浮体の運動及び波漂流力
($H = 1.0$, $\sigma = 1.0$, $h/B = 3.0$)

表 2.5.3.1 R_{ij}

ω_i	0.200	0.600	1.000	1.500	2.000	2.500	3.000
0.200	0.014-0.047	0.084-0.642	-0.600	0.927-0.806			
0.600	-0.047-0.144	0.085-0.419	-0.394	0.460-0.576			
1.000	0.084	0.045	0.686	0.436-0.892	0.194	0.296	
1.500	-0.642-0.419	0.436	0.919-0.083	-0.791	1.117		
2.000	-0.600-0.394	-0.892-0.083	0.989	0.181-0.566			
2.500	0.927	0.660	0.194-0.791	0.181	0.958-0.902		
3.000	-0.806-0.576	0.296	1.117-0.566	-0.902	0.971		

表 2.5.3.2 R_{ij}

ω_i	0.200	0.600	1.000	1.500	2.000	2.500	3.000
0.200	-0.001	0.284	0.389	0.548-0.728	-0.055	0.425	
0.600	0.284	0.098	0.023	0.315-0.529	-0.010	0.278	
1.000	0.389	0.023	0.000	0.720	0.462-1.093	1.187	
1.500	0.548	0.315	0.720	0.126	0.998-0.726	0.378	
2.000	-0.728-0.529	0.462	0.998	0.000	0.791-1.037		
2.500	-0.055-0.010	-1.093-0.726	0.791	0.285	0.393		
3.000	0.425	0.278	1.187	0.378-1.037	0.393	0.000	

表 2.5.3.3 R_{ij}

ω_i	0.200	0.600	1.000	1.500	2.000	2.500	3.000
0.200	0.014-0.279	-0.144	0.350	0.783	0.902	0.944	
0.600	-0.279-0.144	0.237	0.739	0.889	0.932	0.977	
1.000	0.144	0.237	0.686	0.872	0.919	0.971	0.989
1.500	0.350	0.739	0.872	0.919	0.971	0.989	0.977
2.000	0.783	0.889	0.919	0.971	0.989	0.977	0.958
2.500	0.902	0.932	0.971	0.989	0.977	0.958	0.950
3.000	0.944	0.977	0.989	0.977	0.958	0.950	0.971

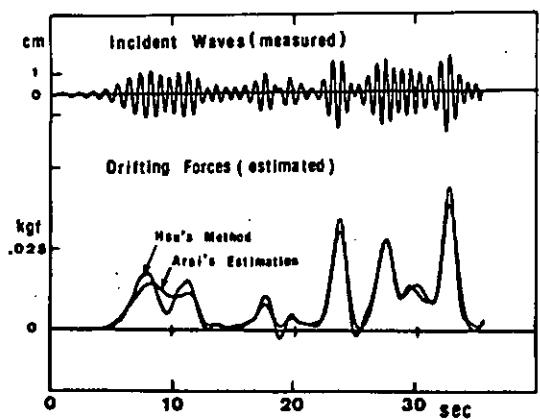


図 2.5.3.9 Hsu の仮定による波漂流力と新井による浮体表面の圧力積分から求められた波漂流力の比較

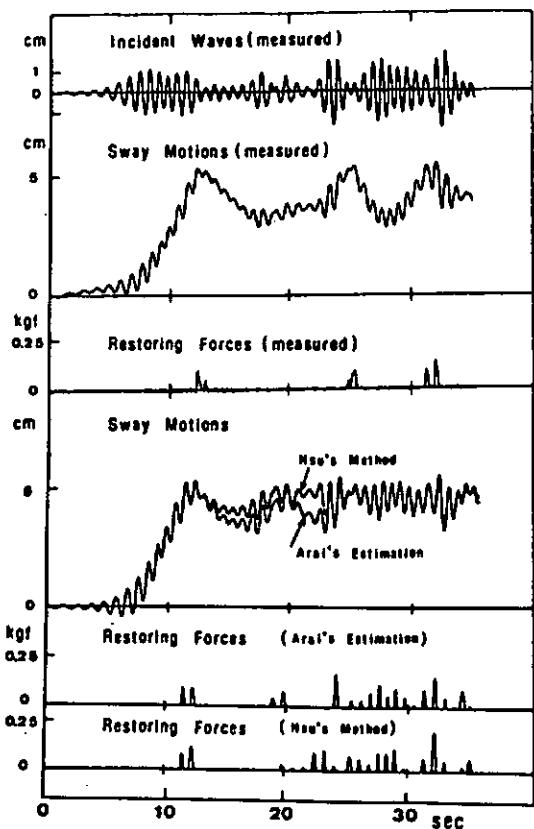


図 2.5.3.10 波漂流力推定法の差異による不規則波中浮体の左右揺れ及び係留反力の比較

第3章 係留用要素機器

3.1 現況調査

3.1.1 深海係留用機器の検討

浅海係留と深海係留とで係留用要素機器に相違が見られるのは多点係留方式である。このうちウインチ、ウインドラスと複合索鎖用係留機器については昨年度調査を行ったので今回は水深の増加に対しても問題となる係留の安全性とアンカーリングの操作性の観点から高把駐力アンカー、アンカー離脱装置、張力緩衝装置、ムアリングブイとチャーンチェーサーについて調査を行った。

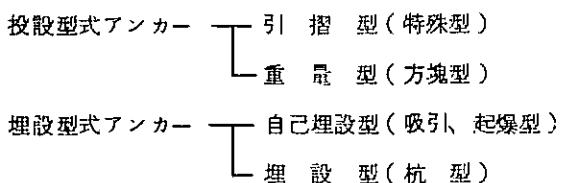
尚、深海係留用に開発されたTLPやガイドタワー方式の特殊機器については昨年度報告書「4.2.2 索鎖、アンカー以外の係留用要素機器」を参照のこと。

(1) 高把駐力アンカー

一般にアンカーに要求される性能と条件は

- (i) 底質に関係なく常に把駐性能(把駐力、安定性)が良いこと。
- (ii) 取扱い、据え付けが容易であること。
- (iii) 製造コストが安いこと。

などであり、基本的には浅海係留と深海係留とで相違はない。しかし深海では構造物の用途に応じて据え付けの難易がより重要な要素となる。ここでは高把駐力の点から深海係留に最も適すると考えられるタイプのアンカーを次のように分類する。



これらの型式に属するアンカーのうち現状で使用されているものを以下に示す。

(a) 投設型式アンカー

投設型式アンカーのうち引摺型はセミサブリグのように比較的短期間で移動する機動性の構造物の係留方式に適しており、例えば次の型式に細分できる。

- the standard fluked type (Stato, Danforth, LWT)
- the pick type (Bruce, Bruce TS, Hook)
- the mud type (Doris, Paravane)
- the Stevin group (Stevin, Stevin MKIII, Stevfix, Stevshark)

ここで各種引摺型アンカーの構造や把駐力については、昨年度報告書「4.1.4 海底土質及び把駐力」を参照のこと。引摺型アンカーは製造しやすく、据え付けも容易に思われるため長期係留の場合でもしばしば使用が計画されている。

長期係留用の特殊型アンカーとしては、例えばHook anchor, Delta Triple anchor, Doris anchorが挙げられるが、大型のものになると大容量のデリックバージによるオペレーションが必要となるため、据え付けコストの点でpile anchorやpile template systemのような埋設型に比して必ずしも有利とはいえないくなる。一方、重量型は海洋無線中継用ブイやOTECのテストプラントまたTLP(但し概念設計)のアンカーとして用

いられている。

しかし Serrated base 付きの大型のものでは重量も増大するため従来の装置で据え付けることは非常に難しく、特に傾斜面や地震多発地帯にあっては信頼性の点で疑問が残ると考えられる。

(b) 埋設型式アンカー

埋設型式アンカーは、主に長期係留や半永久的係留方式に適しており、埋設方法によって自己埋設型と埋設型に分けられる。これらの型式に属するアンカーの例を次に示す。

自己埋設型 — Suction anchor pile, Suction anchor, Explosive anchor

埋設型 — Pile anchor

Combination pile / fluke anchor

5)

(i) Suction anchor pile

これまで北海における長期係留用としては、商船用アンカー、コンクリートブロック、アンカーバイルが用いられてきたが、それぞれ次のような問題があった。

商船用アンカー………… 斜め方向の力に対しては把駐力が低下するため深海では係留ラインの長さが非常に長くなる。

コンクリートブロック………… 最大係留力の少くとも2倍の水中重量が必要であり、そのためブロック重量の増加によって荒い深海では特に据え付けが困難となる。

アンカーバイル………… 大水深ではバイルの打ち込みが困難となる。

文献5)によれば比較研究の結果、pump suction 方式によるバイルの据え付けが最も有望と考えられ、直径3.8 m、長さ5.0 mのバイルを用いた実物試験の結果、最大200 tonの把駐力が測定されている。

テストバイルの横方向最大把駐力および垂直方向抵抗力の測定値と計算値を表3.1.1.1と表3.1.1.2に示す。suction anchor pileは取り扱い、据え付けが容易でありその上全方向に対して高い把駐力が得られるので、浅海の場合でも従来の埋設式アンカーの代りに用いることができるし、大水深ではさらに有利になるとを考えられている。但し海底土質がロックの場合には適用できない。suction anchor pileの据え付けの要領を図3.1.1.1に示す。

(ii) Suction anchor
6)、7)

suction anchor pileと同じpump suction 方式を適用した型式であるが、suction anchor の埋設深さがanchor の径の何倍かの深さに達するという点で異なる。図3.1.1.2にsuction anchor の形状を示す。尚、suction anchor は未だ実験段階にあるが、モデルテストの結果から全方向に高い把駐力をもつこと、また構造が簡単(コンクリート製)で据え付けも容易であることから今後実用化が期待できると思われる。直径2.0 mのsuction anchor に対する埋設深さと引き抜き力の関係を図3.1.1.3に示す。図中 $\triangle p$ はanchor 内部のsuction pressure である。この図から12 mの埋設深さで $\triangle p = 250 \text{ KN/m}^2$ (約2.5 kg/cm²)とする時、引き抜き力が10 MN(約1000 ton)にも達することがわかる。

さらに、より大型のアンカー開発のため4ヶのsuction anchor をもつ脚を組み合せた構造の例を図3.1.1.4に示す。

(iii) Explosive anchor
8)

元来サンゴの海底に対する salvage operation 用のアンカーとして設計されたもので適用水深も500 ft(150 m)までとなっているが、硬い海底土質でも据え付けることができる。また任意の方向からの力に対応できる(水平方向の最大把駐力=7.2 ton)ため、係留ラインを長くとる必要がない。また砂質や泥質用の

anchor も設計されている。図 3.1.1.5 に explosive anchor の全体構造を示す。しかし構造が複雑で取り扱いが面倒なため、必ずしも実用的ではないが、硬い海底土質で速やかに係留作業を行う必要がある場合に利用できると思われる。

3)、4)、9)、10)

IV Pile anchor (基礎テンブレート方式を含む)

大型のバイル打設による係留方式は引摺型アンカーよりも信頼性が高いため Guyed Tower や TLP のような深海用の構造物に適用されている。バイル打設は海底土質が非常に柔らかい場合にはジェット水を、それ以外の場合には水中ハンマーを使用して行うが、ハンマーのオペレーションに必要なコントロールおよび油圧用ボースの取り扱いの点から限界水深は約 1500 ft (450 m) と考えられている。

またバイルの寸法や重量は打設用機器の能力に依るため深海での大型バイルの打設には現存のデリックバー ジやドリリングベッセルの大がかりな改造が必要である。

Guyed Tower と TLP への適用例をそれぞれ図 3.1.1.6 と図 3.1.1.7 に示す。

3)

IV Combination pile / fluke anchor

バイル打設後、爪をアンロックして把駐力特性を向上させたもので代表例として英国 QMC 社が開発した QMC anchor がある。QMC anchor の形状を図 3.1.1.8 に、据え付け手順を図 3.1.1.9 に示す。

把駐力は海底土質にもよるが 0.5 ton のアンカー重量に対して 50 ton (把駐力係数 = 100) にも達する。

また繰り返し荷重時の把駐特性にもすぐれているので、この点からも長期係留に適していると思われる。

(2) アンカー離脱装置¹¹⁾

1970 年代の初期に米国の Inter Ocean Systems, Inc. は、係留ラインを切断することなくアンカーを離脱する Rig Anchor Release (RAR) システムを開発した。これは元来ボーフォート海での掘削作業に従事するドリリングベッセルが油井の暴噴時や氷山の接近時などの非常時に速やかにアンカーを離脱できるシステムをカナダ政府の規則によって要求されたことに始まるもので 1976 年來同海域での Dome Petroleum 社による使用や北海での実績を通じてその信頼性、安全性が実証されている。図 3.1.1.10 に RAR の外形を、また図 3.1.1.11 に RAR を装備した係留ラインの配置例を示す。

RAR は海中部の係留ラインに接続され音波による遠隔操作によって切り離される他、避難したセミサブなどが原位置に戻りアンカーに接続するのも容易であるといわれているため、操業度の向上にもつながるものである。

離脱機構はロッキングシューをアクチュエータの油圧で開閉する方式であり、水深 1000 m で使用可能である。

図 3.1.1.12 に離脱機構の断面を示す。

本装置は使用荷重により 5 t から最大 1130 t まで各種のものがあり、自重は荷重 550 t のタイプで 1.8 t である。表 3.1.1.3 に各種のモデルタイプを示す。

次に海洋構造物の甲板上に設置し、これに係留ラインを接続して使用するタイプの緊急離脱装置の例を図 3.1.1.13 に示す。作動原理は有線或いは無線信号により固体燃料を加熱し窒素ガスを発生させ、アンロッキングシリンダを作動してクランプを外すもので離脱機構は RAR と同様である。

本装置の場合、まだ実績はないが甲板上に設置されていることからメステナンスがし易いため、高い信頼性および耐久性が期待できると思われる。

(3) 張力緩衝装置

厳しい自然環境或いは構造物の大型化による係留力の増大に対して、係留システムの軽量化や係留範囲の制限などの要求を満足することを目的として開発された張力緩衝装置の一例を図 3.1.1.14 に示す。これは係留ライン間に挿入した円筒形状のゴム弾性体の圧縮変形を利用してライン張力を緩和するものである。まだオフショアでの使

用実績はないが係留力の大容量化や係留の安全性向上の点から大水深で大型構造物を長期係留する場合などに適用できると思われる。

尚、張力緩衝装置としては他にも同様の弾性体による緩衝材を用いた型式や流体力学的緩衝材を用いた型式などが公表されているがそれらについては昨年度報告書「4.1.1 新係留索・鎖」を参照のこと。

(4) ムアリングブイとチェーンチェーサー¹²⁾

通常セミサブリグなどのように比較的短期間で移動する海洋構造物のアンカーリングの作業はアンカーハンドリング用のタグボートやサブライボートによって行われる。従来アンカーを海底に降下したり揚げたりするためにベンダントラインとアンカー回収時の目印とするためのムアリングブイが使用されていたが最近ではアンカーリングの操作性を容易にするためチェーンチェーサーが用いられつつある。

300m 以深ではムアリングブイの取り扱いが難しくなること、ブイの大型化により航行船舶の妨げとなること、さらにコスト比較の結果からチェーンチェーサー方式がムアリングブイ方式に対してかなり経済的であることから、大水深でのアンカーハンドリングシステムとしてチェーンチェーサーの使用は今後増加すると思われる。図 3.1.1.1. 15 にムアリングブイの一例を、図 3.1.1.1. 6 にチェーンチェーサーの一例を示す。

表 3.1.1.1 サクションアンカーパイルの横方向
最大把駐力(文献 5)による)

Test No.	Distance from pulling lug to sand strata (m)	Penetration depth below mud (m)	Pulling angle (°)	Max. allowable holding capacity MN	
				measured	according to Bram's theory
1	+ 1.9	3.6	6	0.73	0.63
2	+ 0.3	5.0	1	1.53	1.42
3	+ 0.3	5.0	1	1.51	1.42
4	- 0.5	5.0	7	1.70	1.70
5	- 0.5	5.0	1	1.65	1.70

表 3.1.1.2 サクションアンカーパイルの垂直方向
抵抗力(文献 5)による)

Test site (in the Netherlands)	Penetration depth (m)	Pull-out resistance MN	
		measured	calculated
Noordland	7	1.2 0.98 1.0 1.05	0.9
Scharendijke	7	1.75 1.82	1.6
Delfzijl	5	1.64 2.0 1.7	1.5

I. lowering phase II. touch-down III. suction phase IV. recovery of suction unit

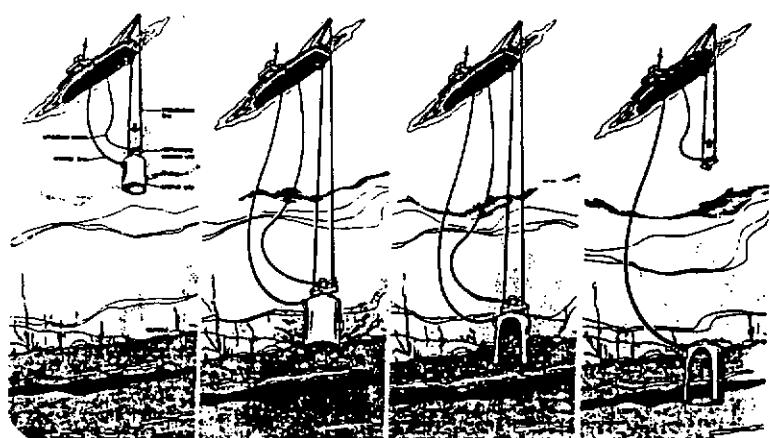


図 3.1.1.1 サクションアンカーパイルの据え付け
要領(文献 5)による)

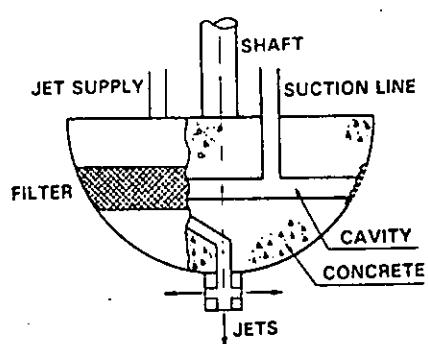


図 3.1.1.2 サクションアンカーの形状
(文献 6) による

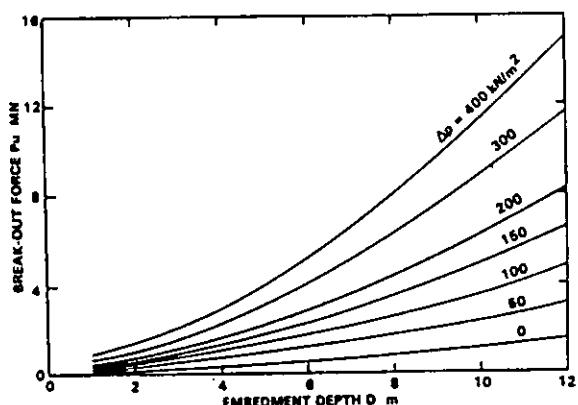


図 3.1.1.3 直径 2m のサクションアンカーの埋設深さと引き抜き力の関係 (文献 6) による

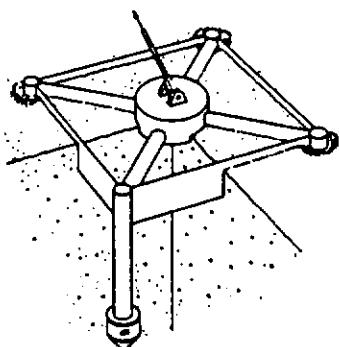


図 3.1.1.4 サクションアンカーの応用例
(文献 7) による



図 3.1.1.5 起爆型アンカーの全体構造
(文献 8) による

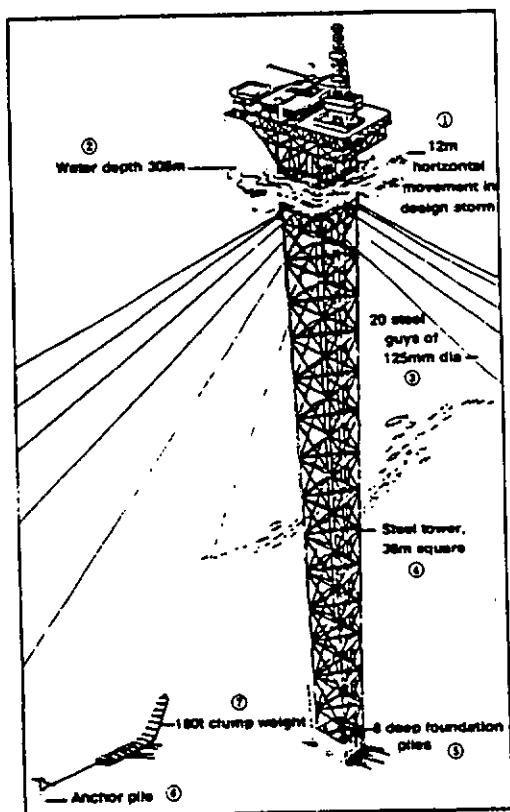


図 3.1.1.6 Exxon 社のガイドタワー概要図
(文献 9) による

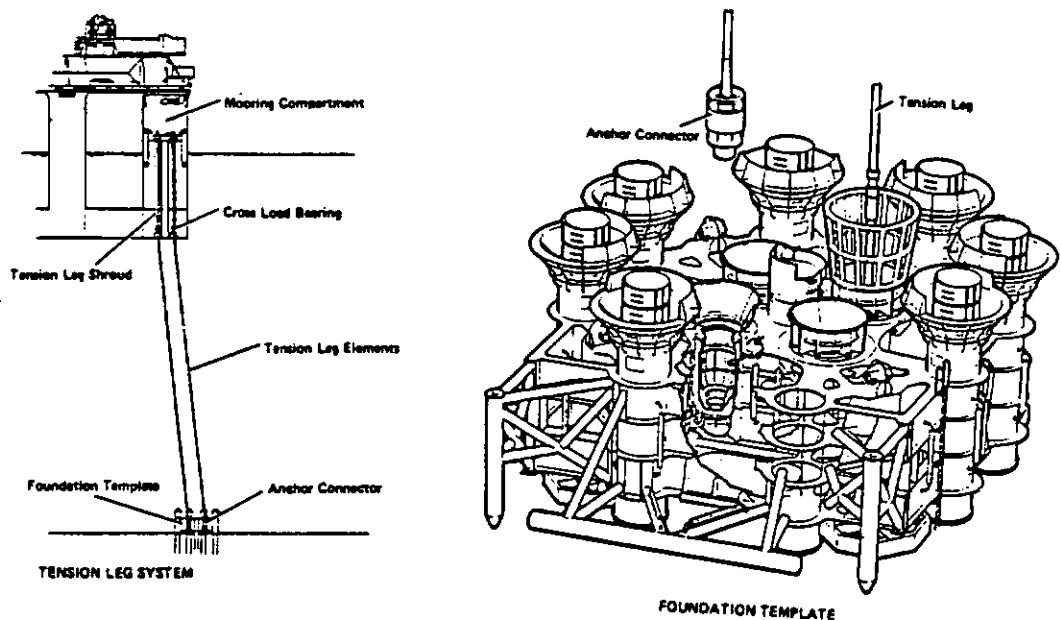


図 3.1.1.7 CONOCO社のHutton Field TLPの
係留システム(文献 10)による)

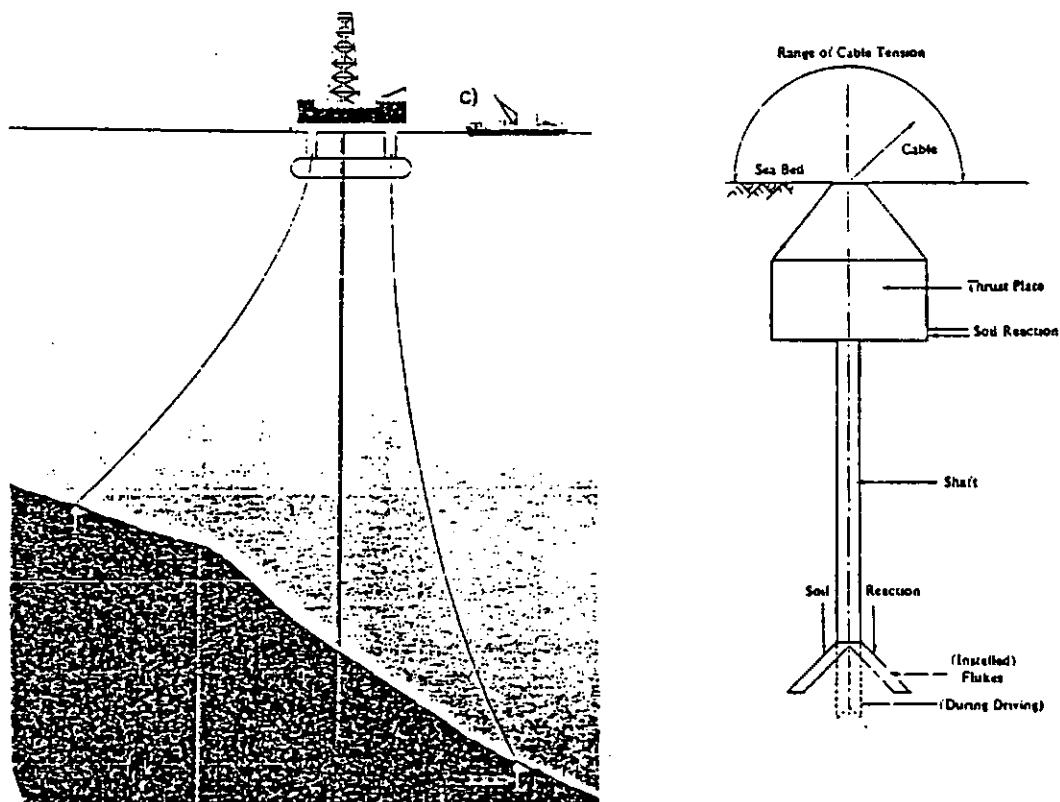


図 3.1.1.8 QMCアンカーの形状(カタログによる)

Installation Sequence

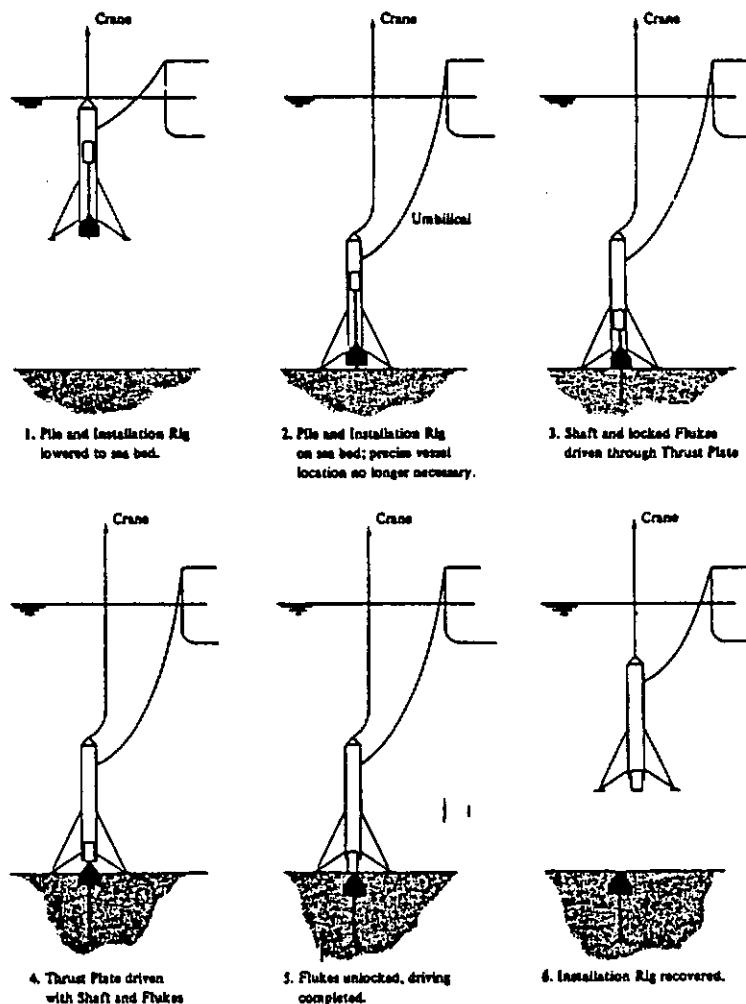


図 3.1.1.9 QMC アンカーの据え付け手順(カタログによる)

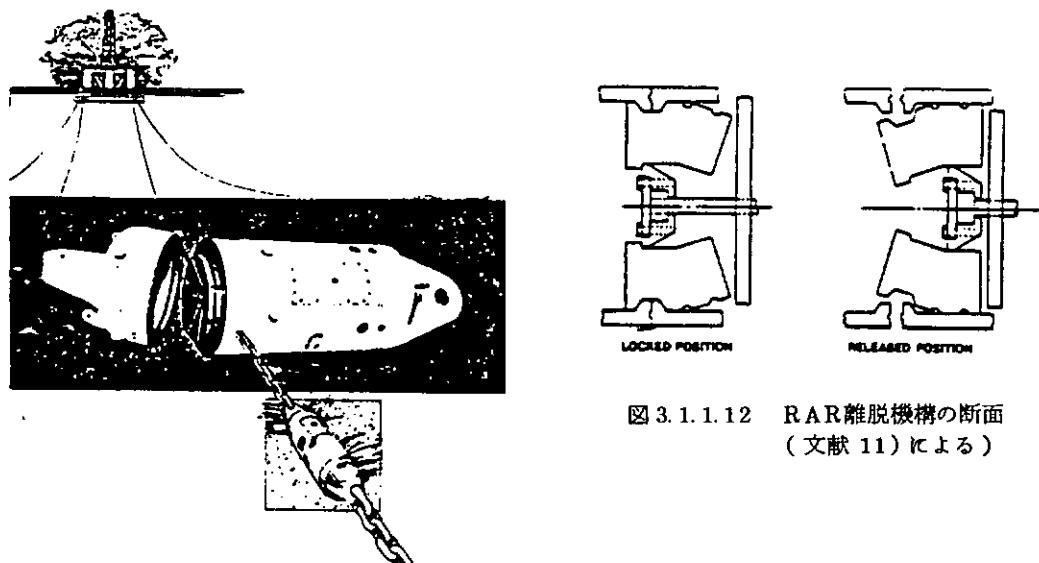


図 3.1.1.12 RAR離脱機構の断面
(文献 11)による)

図 3.1.1.10 RARの外形(カタログによる)

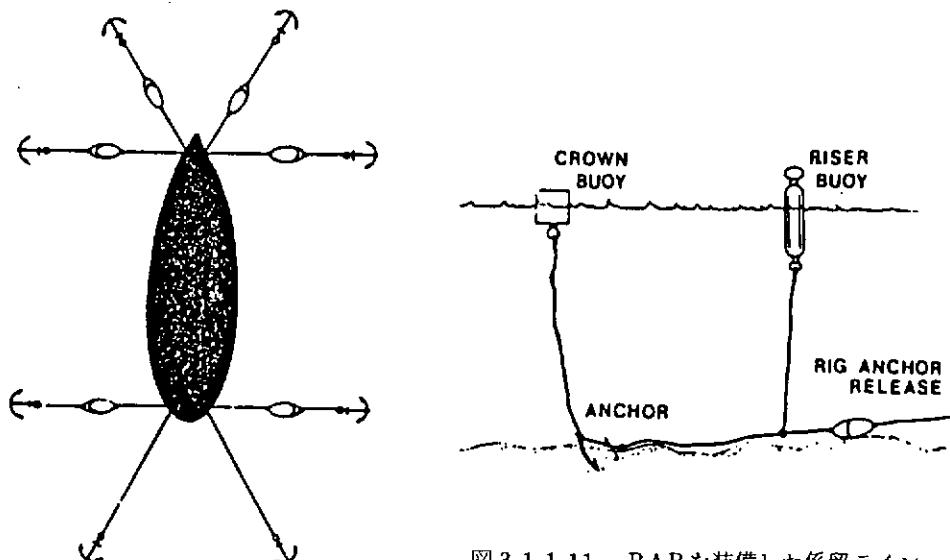
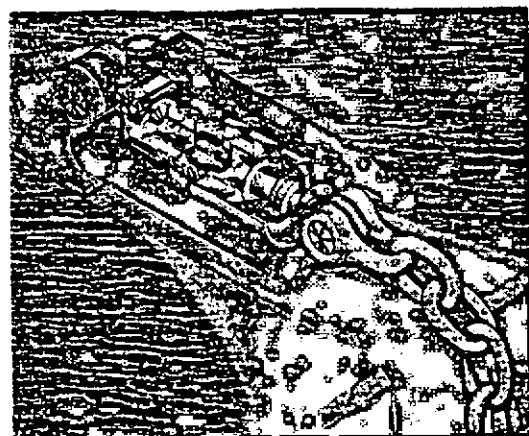


図 3.1.1.11 RARを装備した係留ライン
(文献 11)による)

表 3.1.1.3 RARの各種モデルタイプ(カタログによる)

Model No.	Ultimate Load	Proof Load	Release Load	Actuation	Control	Wt. in Air	Operating Depth	Key Features
6600	1,130,000 Kg 2,500,000 lbs	690,000 Kg 1,500,000 lbs	255,000 Kg 500,000 lbs	Hydraulic	Acoustic	3989 Kg 8750 lbs	1000 M (Std) Other Available	Remote, Selective Quick Disconnect Fully Reusable High Load Cap.
6500	550,000 Kg 1,200,000 lbs	365,000 Kg 800,000 lbs	183,000 Kg 400,000 lbs	Hydraulic	Acoustic	1780 Kg 3925 lbs	1000 M (Std) Other Available	Remote, Selective Quick Disconnect Reusable, High Security Control
5000E	183,000 Kg 400,000 lbs	113,000 Kg 250,000 lbs	46,000 Kg 100,000 lbs	Electric	Acoustic	317 Kg 700 lbs	Unlimited	Acoustic Controlled
5000D	69,000 Kg 150,000 lbs	46,000 lbs 100,000 lbs	46,000 Kg 100,000 lbs	Electric	Hardwire	95 Kg 210 lbs	Unlimited	Remote, Cable Controlled High Axial Loads
MR5000B	13,600 Kg 30,000 lbs 6,800 Kg 15,000 lbs 25,000 Kg 4,536 Kg 20,000 lbs	11,340 Kg 25,000 lbs 9,072 Kg 20,000 lbs 4,536 Kg 10,000 lbs	4,536 Kg 10,000 lbs 4,536 Kg 10,000 lbs 2,268 Kg 5,000 lbs	Electric	Hardwire	20 Kg 44 lbs 17 Kg 38 lbs 4.8 Kg 10.5 lbs	Unlimited	Reusable Remote Operation Multiple Uses
1095	11,340 Kg 35,000 lbs	11,340 Kg 25,000 lbs	4,536 Kg 10,000 lbs	Electric	Acoustic	85 Kg 120 lbs	2500 M (Std) 8000 M (Avail)	Rugged Heavy Duty Operation High Load
1090 1090D	6,800 Kg 15,000 lbs	4,536 Kg 10,000 lbs	2,268 Kg 5,000 lbs	Electric	Acoustic	16.3 Kg 35 lbs 20 Kg 44 lbs	2500 M 8000 M	Transponding Release Command Rearm.
2090 2090D	6,800 Kg 15,000 lbs	4,536 Kg 10,000 lbs	2,268 Kg 5,000 lbs	Electric	Acoustic	16 Kg 35 lbs 19 Kg 42 lbs	2500 M 8000 M	Small size and weight Low Current Drain
5000T	6,800 Kg 15,000 lbs	4,536 Kg 10,000 lbs	2,268 Kg 5,000 lbs	Electric	Timer	11.2 Kg 24 lbs	8100 M	All Digital Circuitry High Accuracy Timer



構造.....アンロッキングシリンダ付クランプ
 接続方式
 駆動源.....固体燃料加熱による窒素ガス使用
 制御方式.....一次：有線、二次：無線
 作動時間.....離脱指令後約4秒
 最大保留荷重.....650トン
 主要寸法.....エンドピース中心間：約3,000mm
 直径（防熱材含む）：約1,350mm

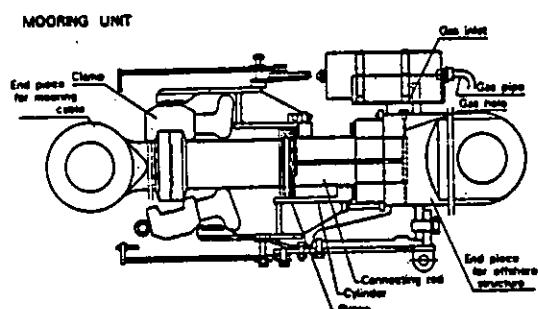


図3.1.1.13 アンカー離脱装置（カタログによる）（IHI製）

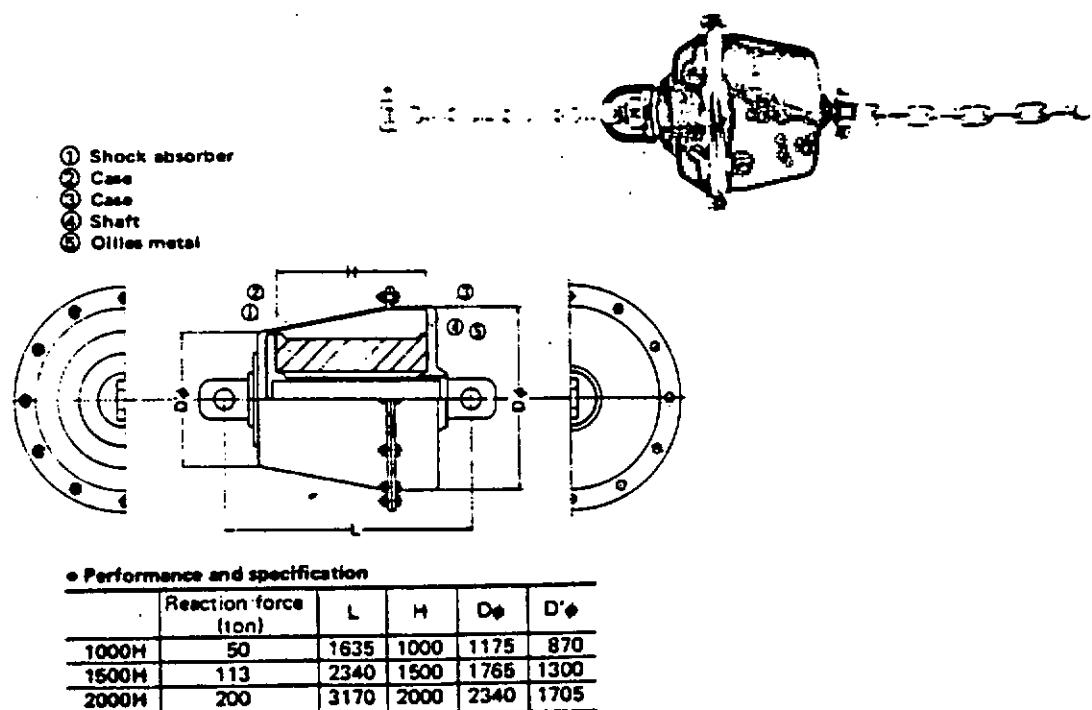


図3.1.1.14 張力緩衝装置（カタログによる）
(Cell Shock Absorber: ブリヂストン社製)

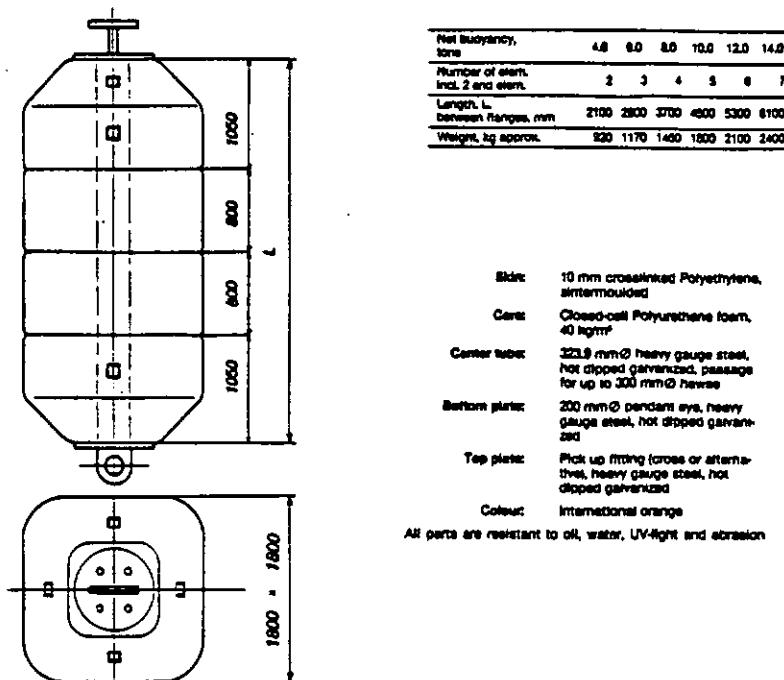


図 3.1.1.15 ムアリングブイ（カタログによる）
(SCANMARIN社製)

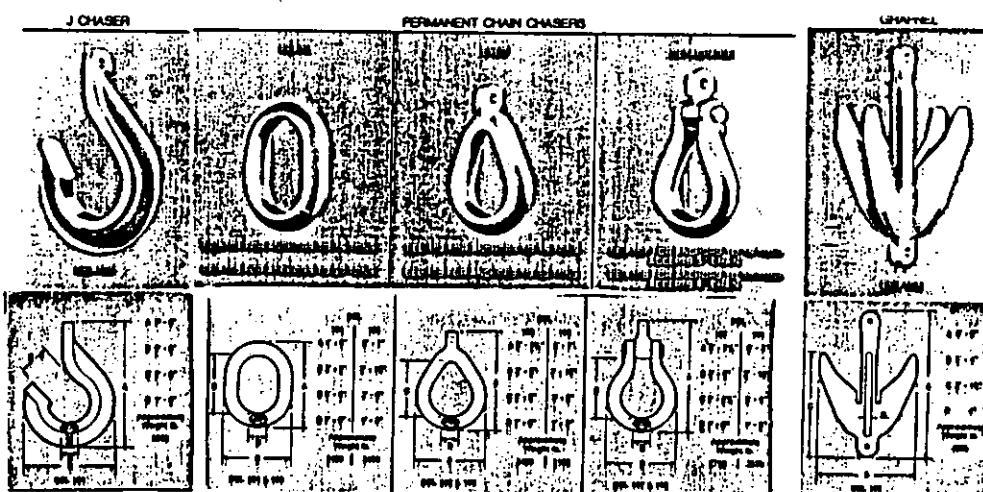


図 3.1.1.16 チェーンチェーサー（カタログによる）
(B.E.L. 社製)

参考文献

- 1) 大津留喬久 : 海洋開発用アンカーについて、船舶 vol. 49 No. 9, 1976
- 2) 長崎作治 : 海洋浮遊構造物の係留設計、山海堂、昭和56年6月
- 3) Peter G. S. Dove et. al : DEEPWATER HIGH CAPACITY MOORINGS, OTC 4050, 1981
- 4) Tobin R. McNatt : Deep Ocean Mooring Design Technology - Present Status and Future Development, OTC 4177, 1982
- 5) J. R. Hogervorst : FIELD TRAILS WITH LARGE DIAMETER SUCTION PILES, OTC 3817, 1980
- 6) Baldev S. Sabota et. al : The Break-Out Behavior of Suction Anchors Embedded in Submerged Sands, OTC 4175, 1982
- 7) Quentin Wilson et. al : Pull-Out Parameters for Buried Suction Anchors, OTC 3816, 1980
- 8) J. Eugene Smith : Explosive Anchor for Salvage Operations - Progress and Status, OTC 1504, 1971
- 9) 両期的なプラットフォームプロジェクト、OCEAN AGE 1981年11月(GUYED TOWER FOR GULF OF MEXICO, OFFSHORE ENGINEER, April 1980)
- 10) Jeff Tetlow : Hutton TLP Mooring System, OTC 4428, 1982
- 11) J. E. Lasch et. al : SPECIAL MOORING SYSTEMS USING REMOTE CONTROLLED QUICK DISCONNECTS FOR BEAUFORT SEA DRILLING OPERATIONS, OTC 3888, 1980
- 12) P. G. S. Dove : Methods in Anchor Handling, Offshore, March 1980

3.1.2 深海施工法の検討

5、6、5、7年度報告では深海域での一時係留、半永久係留される海洋構造物にかかる施工技術の調査を行い、収集した代表的施工手順例を示した。同時に、これらの手順や浅海域構造物である固定式構造物で実施されている施工法を勘案し、深海施工法の包括的な整理を試み、標準的施工フローと施工過程で必要となる要素技術の概略を報告した。今年度は施工法の具体案を次の2つに絞り提案する。

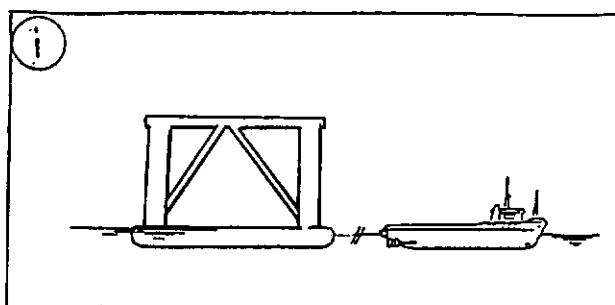
- a) ドラッグアンカの沈設施工
- b) TLP の施工

尚、a)については重力アンカー、サンクション杭等の特殊アンカーも深海用アンカーとしてあるが、ここではアンカー施工の基本をなすドラッグアンカーの沈設施工について述べる。

一方、b)に関しては係留力の大きい杭を用いると想定し、TLPの施工にあっては掘削・グラウト杭を使用するという前提で施工法案をまとめる。

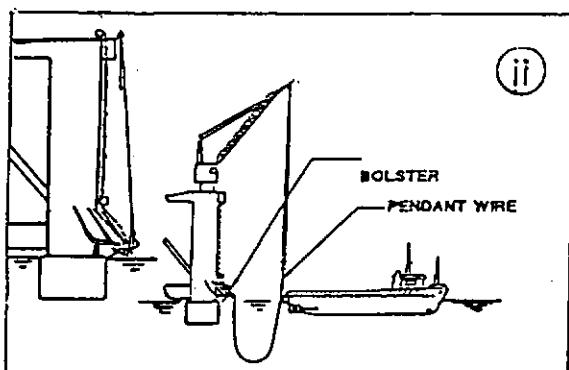
(1) ドラッグアンカの沈設施工

ドラッグアンカから構成されるセミサブ式浮体の係留ラインの施工手順を以下に示す。



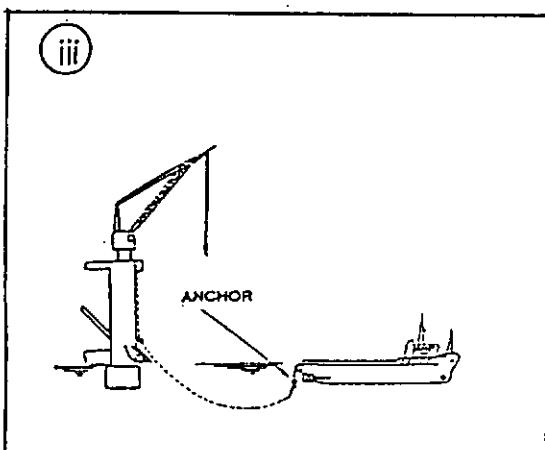
i) 浮体の到着・位置決め

曳航され現地に到着した浮体は設置予定位置に所定の方向に向けて保持する。



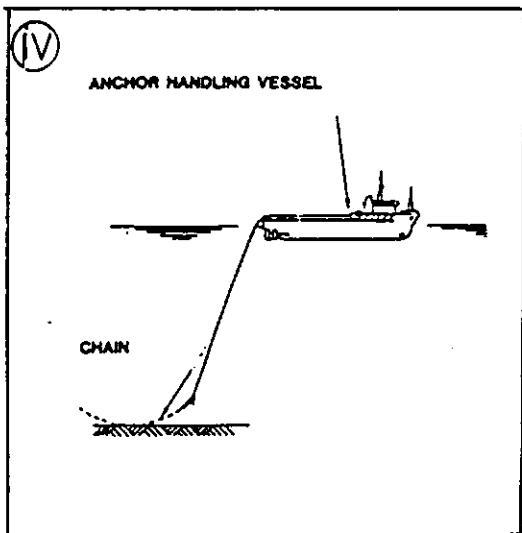
ii) ペンダントワイヤのタグへの取り込み

ペンドントワイヤをクレーンによりアンカータグに取り込み、ファースト・アンカーの設置作業にかかる。



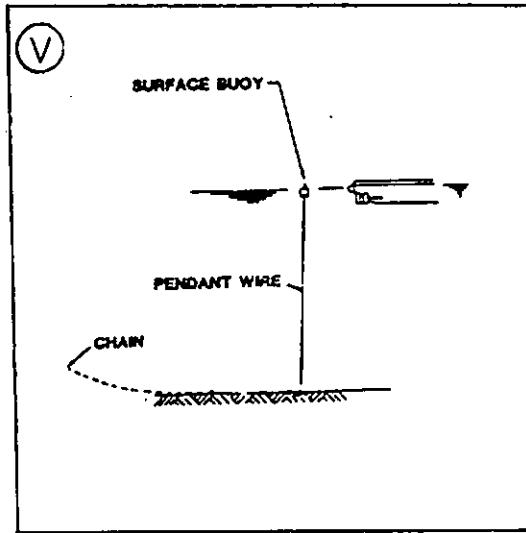
iii) アンカーラインの引き出し

アンカーを船尾にぶらさげた状態のままアンカータグは前進し、所定の沈設位置まで移動する。この際、浮体側はタグボートの移動に相応してアンカーラインを繰り出す。



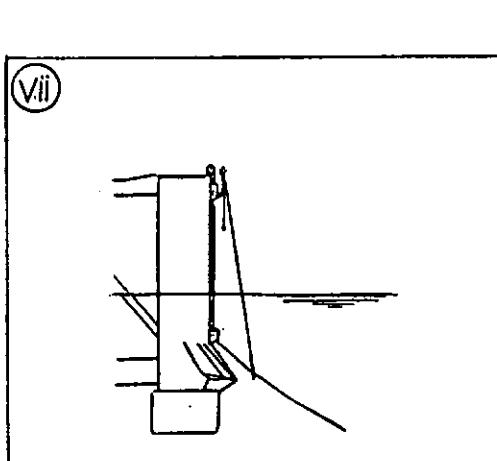
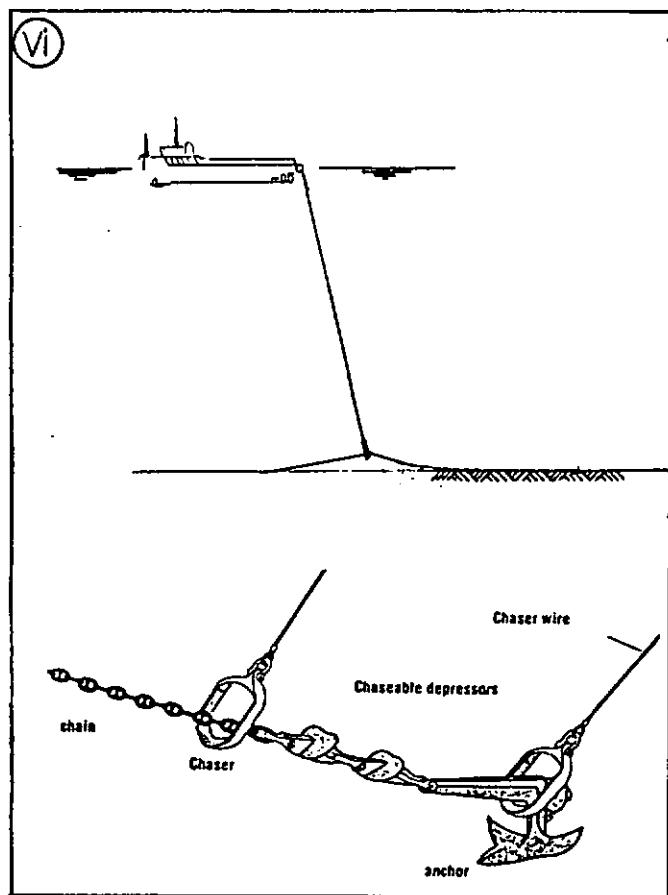
IV) アンカーの落し込み

あらかじめ、タグボートのドラムに巻いてあるアンカーハンドリングワイヤとペンドントワイヤーを結んでおく。
つづいて、土質条件によって異なるがアンカーが海底からある高さまで達するまでワイヤーを繰り出し、その後アンカーを落し込む。



V) ブイの取り付け

アンカーハンドリングワイヤーをペンドントワイヤーから取りはずし、ブイをペンドントワイヤーに取り付け水面上に浮遊させる。



VII) チェーサーの戻し

チェーサーは浮体にあづけ次のアンカー設置作業に入る。

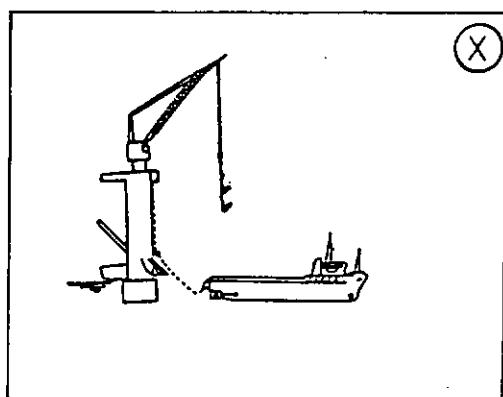
以下、II) ~ VII) の手順を繰り返す。

viii) 把駐力テスト

係留ラインの張力を増やし、設置されたアンカーが所定の把駐力があるかを確認する。十分であれば所定の張力に保持する。

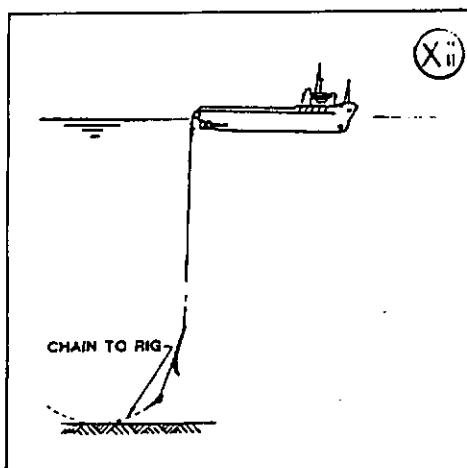
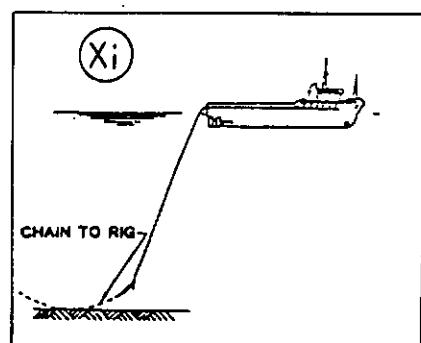
ix) 把駐力が得られない場合

アンカーがすべて所定の把駐力が得られない場合、打ち替えるか2次アンカーを加え打ちする。ここでは打ち替えは前述の手順で行なえるので省略する。



X) 2次アンカーの取り込み

浮体から2次アンカー（ピギーバック）をアンカータグにてとり込みベンダントブイ位置までタグボートは移動する。



Xii) アンカーアセンブリーの落し込み

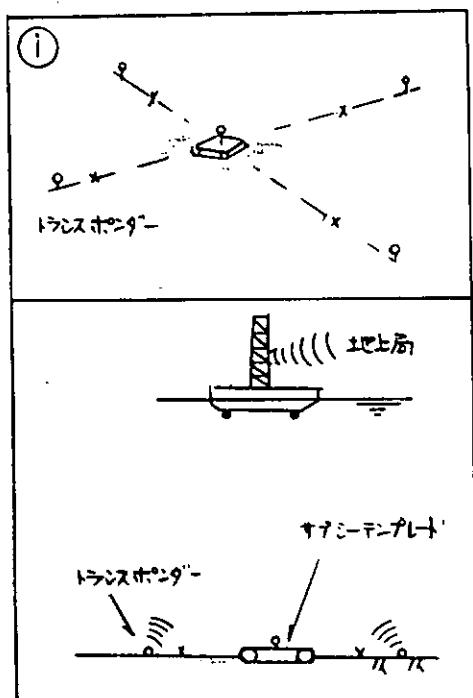
2次アンカー付きのアンカーを落し込み設置する。

以下vii) のステップに戻る。

(2) TLP の施工

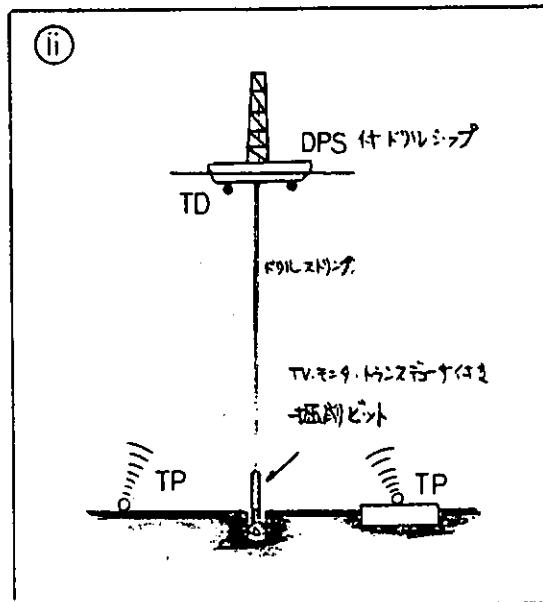
TLP の施工は海底基礎構造の設置、これとプラットフォーム間をテザーでつなぐという手順を踏んで行われる。ここでは海底地盤が硬質なため掘削・グラウト杭を用いて海底基礎構造を設置する場合を想定した。またサブシーテンプレートが既に設置されており、TLP はその上に建設することとした。

a) 海底基礎構造の設置



i) トランスポンダーの設置

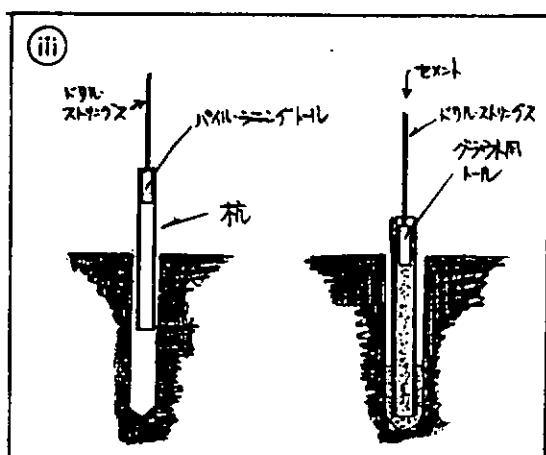
トランスポンダー等の位置出しユニットを R C V、作業船や掘削船により、事前に海底に設置する。つづいて、トランスポンダー位置とサブシーテンプレートとの相対的座標を計測する。絶対座標は地上局との交信（エレクトロ、ポジック、デッカ、ロラン他）により決定する。



ii) ガイド杭の施工

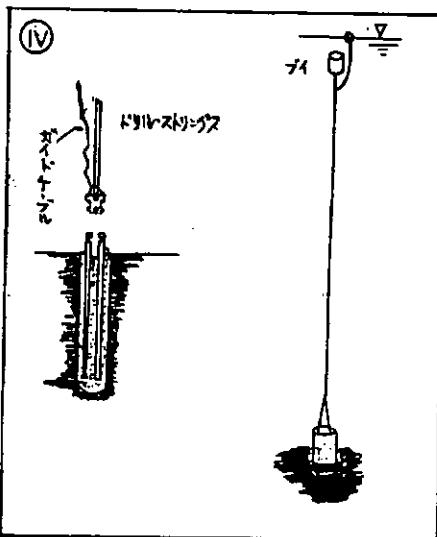
DPS付ドリルシップから、ドリルストリングスを降ろし地盤の掘削作業を行う。

尚、ストリングス先端のビット部は TVモニターとトランスポンダーが取り付いた多目的ラニングツールから構成されており、これにより目標位置に接近する。



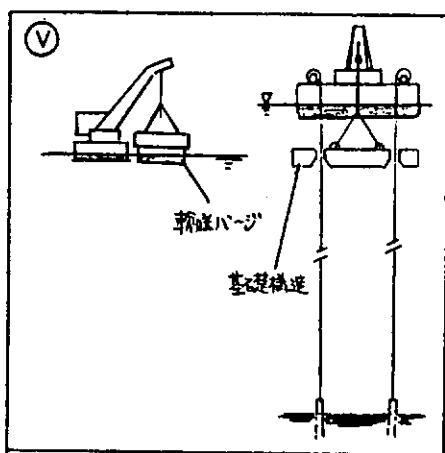
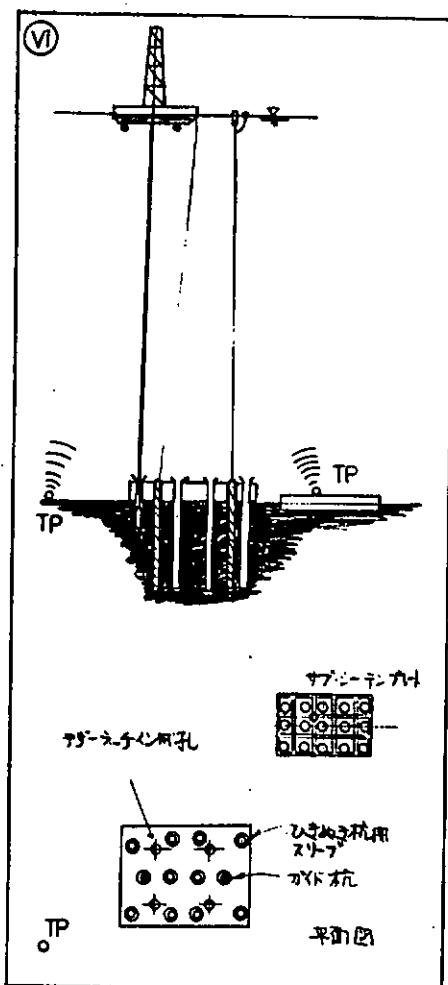
iii) 杭の挿入・グラウト

ランニングツールにより杭をグリップし、掘削孔へ挿入する。挿入された杭と孔壁間をグラウト作業によりセメントィングする。



VI) ガイドケーブルの接続

はじめ、ドリリングストリングスを用いて、ガイドケーブル付きキャップを杭頭にねじ込む。つづいて、ガイドケーブルにブイを取り付け浮上させておく。こうして全ての杭を施工しておく。



V) 基礎構造の吊り降ろし

輸送バージから基礎構造を吊り上げる。次に、ガイドケーブルをピックアップし基礎構造に通し、更に作業船に繋ぐ、つづいて、基礎構造をガイドケーブルを介して吊り降ろしていく。

VI) ひきぬき杭の施工

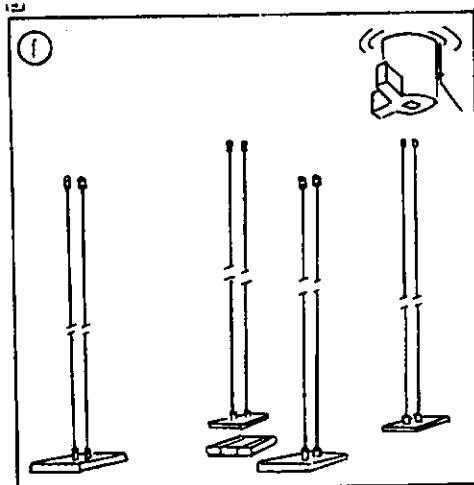
II) ~ III) と同様の手段を繰り返して、ひきぬき杭の施工を行う。即ち、ひきぬき杭用孔を掘削し杭孔へ杭を挿入する。次に、スリーブと杭間および杭と地盤間のアンニア・スペースをグラウトし、これら群杭と基礎構造・地盤間の一体化をはかる。

b) テザーの繋ぎ込み作業

i) プラットフォームの仮係留

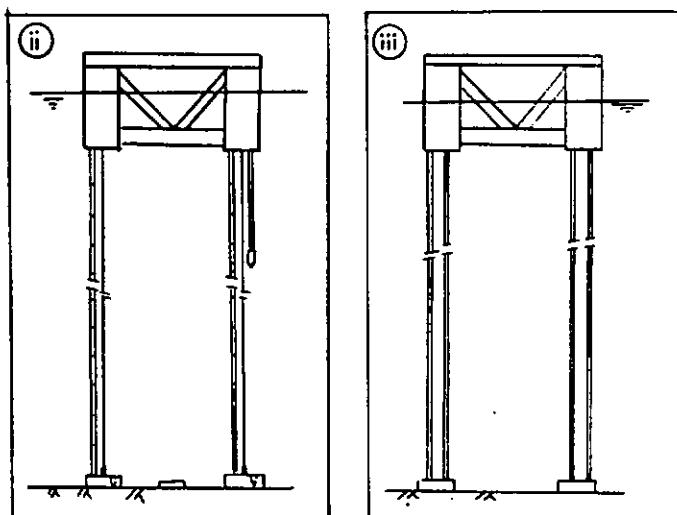
プラットフォーム到着後、ガイドラインをコラムに取り込みプラットフォームを仮係留する。

ガイドラインだけでは係留力が不足する場合はカテナリ係留も同時に行う。



ii) テザーの接続

鋼管テザーという前提のもとに示すこととする。テザーはプラットフォーム上で接続しながら降ろしていく。潮流がはやい場合はガイドケーブルを案内にして降ろしていく。テザーが海底基礎構造に達するとテザ先端をテザーラッチング孔に挿入し機械的に基礎構造と接続する。これを各コラムについて繰り返し全テザーを海底基礎構造へ繋ぎ込む。



iii) 緊張・撤去作業

テザーの緊張作業は次の手順で行う。はじめ、ガイドケーブルの遠隔離脱を行ない、つづいて仮係留ラインの撤去を行う。この状態でデバラスティングによりプラットフォームに浮力を与え、テザーに張力を与える。こうして所要のテザーの耐力があるかを確認する。また初期張力はテンショナーにより調整する。

最後に海底にあるトランスポンダー等の撤去を行う。

3.1.3 係留用要素機器の維持補修の検討

最近の各国・各船級協会規則における海洋構造物係留装置の検査・維持補修に関する要求内容及び動向、海中係留ラインの検査・維持補修法及び海洋生物付着防止法について主として文献・資料を中心に調査・検討を行った。

3.1.3.1 規則に基づく検査・維持補修

海洋構造物係留装置の稼動中の検査・維持補修に関し、設計・製造者側又はオペレーター側でその基準マニアルを設け、実施しているが、国及び船級協会規則として、NMD (Norwegian Maritime Directorate) が1982年2月3日に発行したAmendment Section 9 「Anchoring and Anchoring Systems」があり、一方DnV (Det Norske Veritas)はRule Proposal 「POSITION MOORING」にて現在準備中としているが、ニュースとしてその考え方を記している資料があるので、それぞれの要約を以下に示す。

なお、他の国・船級協会は、現在一部検討又は準備中と考えられるが詳細不明である。

(1) NMD規則の要訳

- (a) 1回／年のプラットフォームの調査に関連して、少くとも1回／年ケーブル、フェアリーダーについて徹底的な検査を行うこと。全ての係留ラインは1回／2年徹底的な検査を受けること。検査は、Ship Controlの立会いの下に行う。
- (b) 4年以上経過した係留ラインからテストサンプルを探ってガイドラインに従い、必要な材料試験を行うこと。このことはアンカーチェーンについては2年毎、ワイヤーロープについては毎年行うこと。
- (c) 次の検査、調整、機能試験はアンカーウインチ、アンカーチェーン、ワイヤーロープ、ストッパー、スラスター、計器等について1回／年 Ship Control が必要と認めた程度まで行うこと。
 - (i) アンカーウィンドラス、ストッパー等の機能試験、計器の調整、油圧システムの圧力試験
 - (ii) ウインチの静的・動的ブレーキ容量試験
 - (iii) ストッパーの機能試験と開放
 - (iv) 予備ブレーキ力による係留ラインの繰出し試験
 - (v) アンカーウインチの最大引込力のコントロール
 - (vi) 供給動力故障後における残りのブレーキ力のコントロール
 - (vii) フェアリーダー上のアンカーチェーンの張力測定
 - (viii) スラスターがある場合、スラスター容量と、ステアリング装置の検査
- (d) 破損又は他の過使用状態が認められた場合には、Maritime Directorate の規定に従い、係留ラインについて試験を実施すること。
- (e) 係留システムの検査と、維持補修のプログラムを用意すること。これには、アンカーハンドリングの前に行うべき検査、機能試験及び定期的検査と維持補修を含むこと。
さらに、摩耗の激しい個所の補修に関し、必要なインフォメーションを示しておくこと。
- (f) 係留ラインの使用記録等をログに記載すること。

(2) DnVニュース資料の要訳 (VERITAS MAY/JUNE 1983より)

- (a) 有効な防食を施した場合でも係留ラインは、隨時、検査せねばならないし、エレメントの交換が理想的に行えるようにしておかねばならない。
しかし現在のところ、ワイヤーロープの交換に関して確とした基準はない。
- (b) 現在の水中検査は、ダイバー及び、有人又は遠隔操縦の水中ロボットの併用による目視検査により行われて

いる。

- (c) アンカーチェーンに関しては、製造中の検査により、可能な限り初期欠陥を取除くべく努力すべきである。
この様にすれば、クリープ疲労クラックが稼動期間の後期に発生したとしても、破損の可能性は低い。
- (d) チェーンの稼動中検査が要求されているが、表面の検査のみが考慮されるべきである。これは、一般に内部より表面の欠陥の方がより問題となるということと、信頼性の高い内部欠陥の検査方法がないためである。
- (e) チェーンリンク表面の汚れがひどく、清掃が困難な場合表面欠陥を見出すのは非常にむずかしい。
又、通常、土に覆われているチェーン下部の水中検査は、一般に不可能である。
- (f) 以上、適切な疲労強度データ、確実な防食システム及び係留ラインの稼動中検査手順要領が緊急に必要である。

3.1.3.2 検査・維持補修法

係留装置の維持補修法として、水中にある機器に関するものが、技術上特に問題となる。

前年度に報告した各種水中検査法・水中清掃法・水中溶接法、水中切断法及び水中塗装法は、海洋構造物本体没水部、海底パイプライン、ライザー等一旦設置後、空中で検査・維持補修を行うのが困難なものに対しては、一部使用されているが、水中の係留ラインに応用されたという実績報告は、水中モニターによる検査法以外にはない。

一方、水中にある係留ラインの欠陥・腐食・摩耗・変形・生物付着状況の検査・点検は、現在、ダイバー及び水中モニターにより、ある程度の水深までは行われているが、大水深域での係留ライン全体及び海底の土に覆われている部分について行うのは困難である。

このため、全係留ラインの検査・点検は、定期検査時期に順次海中又は海底より引き上げ、船上又は陸上にて行うのが一般的である。

ここで係留ラインアンカーの引き上げ方法として、
(i) アンカーの後部に設けたパッドアイに取付けられているペナントワイヤを引き上げる。
(ii) 係留ラインに沿ってチェイサーをアンカーシャンクの所まで通しアンカーを引き上げる。
の2通りがあるが、(i) の方法が一般的であり、(ii) の方法は、アンカーが海底下深く潜っている場合困難となる事がある。

以上、現在、係留ラインの水中検査法は、目視検査による方法以外は採られていないが、TLP(Tension Leg Platform)の係留ラインの水中検査法として、図3.1.3.1に示すように、ロープに沿って重りを下し、これに取付けられたブレイドにより付着生物を清掃した後に、電磁探傷計測装置を通して、ワイヤーロープの欠陥・腐食を検出する方法が考案されているが、実用化までは至っていないようである。

アンカーチェーンは、電磁探傷法、超音波探傷法により、陸上では、検査可能であるが、水中で可能

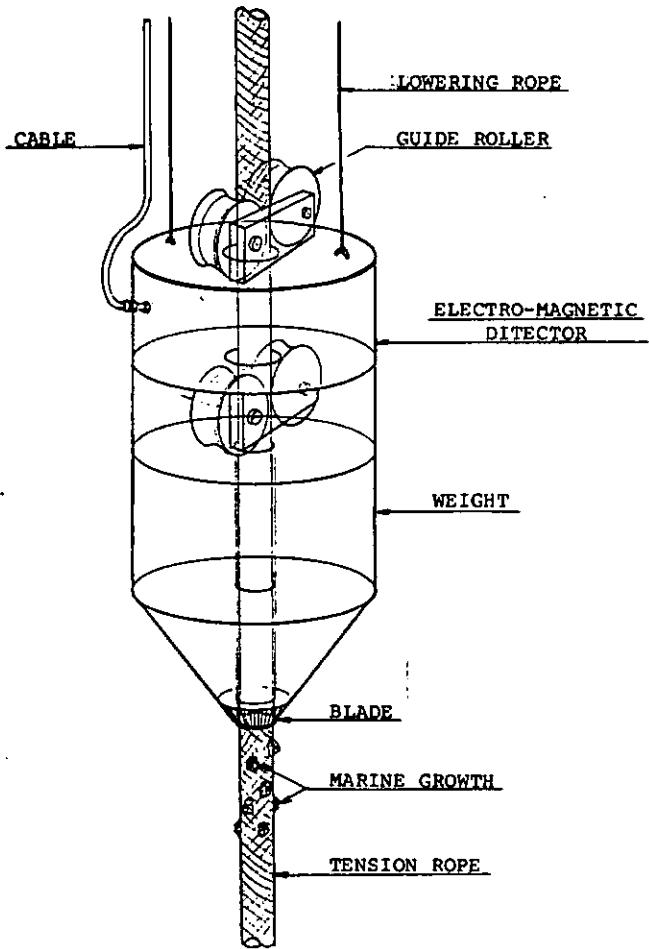


図3.1.3.1 ロープ水中検査装置

なこの種検査法は、現在のところまだない。

従って、係留ラインの維持補修も、一般に、水中では行われず、引き上げ後船上又は陸上で行われる。

なお、アンカーチェーン、ワイヤーロープを交換する目安として以下の例がある。

チ ェ ー ン	ワ イ ャ ロ ー プ
(i) クラック等の欠陥がある。	(i) スリーブ又はソケット本体にクラックが生じている。
(ii) ルーズスタッドがリンクの縦方向に1~2mm以上動く。	(ii) 1ピッチ間に5~10%以上の素線が破断又は点蝕している。
(iii) 最も荷重の掛る所のチェーン径が公称径の10%以上減少している。	(iii) キンク又は著しい形くずれがある。

又、新規のものと交換するまでに至らなくとも、疲労・摩耗・腐食等を受けやすい部分と、そうでない部分とをローテーションし、全体として耐用年数を長くするという方法を探る事もある。

3.1.3.3 海洋生物付着防止法

海洋構造物没水部はもとより、海中係留ラインへの生物付着は、その量が多く、厚ければ、重量増加や流体力の増加という問題が生じ、安全性に大きく影響すると同時に、構造物・機器・係留ラインの水中検査上も支障をきたすことになる。

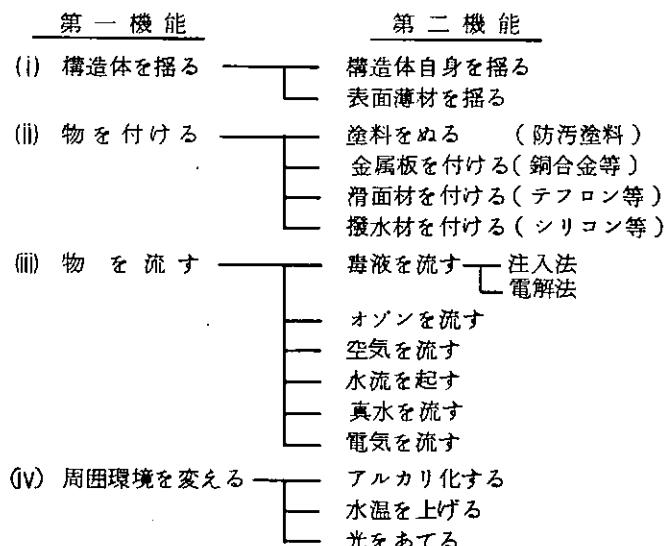
このため、海洋生物付着防止法に關し、関係各方面で性能の向上、新しい方法の開発が行われている。

ここでは、係留ラインに対しての特種な生物付着防止法に關しての報告がないので、一般的な海洋生物付着防止法について記述する。

(I) 機能別生物付着防止法

一般に、海洋生物の付着メカニズムは、先ず、海中のバクテリア等の微生物が表面に付着し、増殖し、粘稠膜を形成し、この上に珪藻類が付着し、スライムと呼ばれるものになり、その後、フジツボ・コケムシなどの大型生物の幼生が好んで付着し、これ等が次第に成体となる。

ここで、この海洋生物の付着や生長を防止・抑制する方法として考えられるものを機能別に分類すると以下のようになる。



以上は、物理的・化学的に海洋生物の付着及び生長を防止・抑制する方法であるが、海洋生物の付着・生長メカニズムに関しては、現在不明な点もあり、これ等の方法がどの生物に対してどの程度効果があり、又どの程度の量で有効かまだ完全に解明されていないものが多い。

(2) 生物付着防止対策

次に現在考えられている生物付着防止対策をあげると表3.1.3.1に示すものがある。

これ等の内、実際に利用されているのは i) の防汚塗料法、 ii) の防汚ライニング法、 iii) の塩素法、及び vi) の水中清掃法である。又、銅・銅合金を構造物表面に張付け、銅イオンを発生する方法や超音波照射によって付着生物の幼生を破壊させる方法の実用化研究も行われている。

これ等実用化されている方法にも一長一短がある。

例えば、現在最も広汎に行われている防汚塗料法（亜酸化銅又は有機錫化合物混入防汚塗料）の場合は、比較的簡単に施工できるが、毒物を溶出する期間が限られていること、塗膜のはく離、劣化などがあることから恒久対策にはなりにくい。防汚ライニング法の場合は、下地への密着性が問題となり、特に複雑な形状のものへの適用が難しく、高価であるなどの欠点はあるが、実用化は進んでいる。

電気分解による塩素法は、海水が閉塞された狭いスペース内の付着防止には適しており、海水取入口、復水器室などに採用され効果を發揮しているが、オープンな海水と接する部分の防汚には必要な塩素量が多くなり、海流の速いところでは効果が上がらない場合もある。

以上の様に、海洋構造物の没水部、海中機器全般に対して、長期間有効に機能し、実用化に十分耐え得る海洋生物付着防止法は現在のところまだないが、水中清掃法・水中塗装法の開発と同時に、従来防汚法の性能向上及び新しい方法の開発が進められている。

参考文献

1) 「SECURE DEEP-WATER ANCHORING」

VERITAS MAY/JUNE 1983

2) John T. Metcalf and Frank Matanzo :

「Wire Rope Terminations, Section and Replacement Criteria」

OTC 3853

3) 「INSPECTION REPAIR AND MAINTENANCE」

The Oilman, May 1983

4) Ralph Mitchell and Peter H. Benson :

「MICRO-AND MACROFOULING IN THE OTEC PROGRAM」

ANL June 1980

5) 平野升造 : 「海洋の付着生物」

日本船用機関学会誌 第16巻 第3号 (昭和56年3月)

6) 宮崎時三 : 「船舶用塗料×I」

航海ジャーナル 1983年5月号

表3.1.3.1 生物付着防止対策

№	生物付着防止対策	記
(i)	防汚塗料法	亜酸化銅又は有機錫化合物混入防汚塗料で、ロジンの溶解拡散と毒物防汚剤自体の汚損に対する生理阻害の相乗作用により効果が決定する。最も広く用いられている方法であるが、長期間防汚効果があるか否かが決め手。 船舶用として自己研磨コポリマーが開発されているが、これは流れのある所で有効。
(ii)	防汚ライニング法	亜酸化銅や有機錫化合物を混入したゴムライニング又は、有機錫エポキシ樹脂ガラス強化膜が開発されている。長期防汚効果はあるが、取付上の問題等がある。
(iii)	塩素発生法	海水の電気分解によるもので陽極・陰極間に通電し、塩素ガスを発生させる。 海水取入口、復水器室等に採用されているが、オープンな海水と接する部分や、海流の速いところでは効果不十分。
(iv)	オゾン法	消毒効果として塩素の約2倍の能力があり、飲料水消毒に用いられることがあるが、海中での残在時間及び製造に要する動力面で塩素より劣る。
(v)	紫外線照射法	紫外線照射による殺菌法があるが、防汚としては最低 $16,000 \mu\text{ws}/\text{cm}^2$ 必要であり、経済的にも問題がある。
(vi)	超音波法	超音波により付着生物の幼生を破壊させる方法。バクテリア成長抑制に有効であるが、 $0.5 \sim 1 \text{kW}/\text{cm}^2$ の動力を要し、強すぎると構造物疲労を引起す。
(vii)	銅合金板法	銅・ニッケル合金薄板を構造物表面に張付け、溶出する銅イオンで生物の付着を防止する。防汚性良好であるが、銅・アルミ材等の構造物への取付方法に工夫を要す。
(viii)	防汚剤流出法	ケロシンに防汚剤（例えば有機錫化合物）を溶解し、構造物底部に設けた穴から流出させる。
(ix)	電導性塗料法	構造体に電導性の特殊塗料を塗装し、微小電流を通じて生物の付着を防止する。
(x)	金属被覆法	亜鉛、カドミウムなどの合金をスプレー被覆させ、この金属被覆に通電する。
(xi)	テフロンシート法	テフロンやシリコンラバーのような、生物が付着しにくい性質の膜で表面を覆う。
(xii)	アイソトープ法	放射線同位元素 ^{61}CO , ^{204}Tl などを用いる。20 rad/h 以上の強さが必要。
(xiii)	水中清掃法	ブラッシュ又はジェットにより構造物や機器の表面に付着した生物を物理的に清掃除去する。 ダイバーが操縦する方法、水面上から直接機器を操作する方法、遠隔操作する方法があり、実用化されているものがある。 以上の他に、配管内部の清掃用として、ゴムボールや珪藻土スラリーを循環させ、付着生物を除去する方法がある。

3.2 索の強度に関する実験

3.2.1 鋼索のコーティングと端末加工法に対する強度

鋼索（以下ワイヤロープという）の疲労強度については種々報告されており、昭和56年度に本部会で文献調査によりデータがまとめられ、また昭和57年度には、疲労試験を実施してワイヤロープの径と疲労強度の関係を調査し報告してきた。

しかし、ワイヤロープを海水中で長期間使用する場合防食対策上被覆加工等を施した耐食ロープが必要であり、また、ワイヤロープを使用する場合その端末加工が不可欠である。従ってこれらの疲労強度を把握する必要があるので、本年度は被覆加工を施したワイヤロープ（以下被覆ロープという）および各種の端末加工品について部分片振り張疲労試験を実施し、それぞれの疲労強度を調査した。

(1) 被覆ロープの強度

(a) 目的

ワイヤロープを海水中で使用すると、亜鉛やアルミニウムによるめっきや、ロープ油の塗布などの防食を施しても、短期間で腐食が進行するため、長期間の使用にはさらに強い防食対策が必要である。ワイヤロープに対する重防食方法には、ポリエチレン等の熱可塑性の樹脂を被覆する方法や、ポリウレタンゴムなどの熱硬化性のゴム等で被覆する方法などが考えられ一部で使用に供されている。

本試験では、2、3の代表的な被覆ロープについて、部分片振り張疲労試験を行い、被覆材の損傷の有無を調査するとともに、ワイヤロープの疲労強度に及ぼす被覆材の影響について調査した。

(b) 供試体

(i) 供試ロープ

供試したワイヤロープの諸元を表3.2.1.1に、またこのワイヤロープの主要素（外層線）の諸元を表3.2.1.2に示す。

表3.2.1.1 ロープの諸元

構成	より方	めっきの有無	ロープ油有無	種別	ロープの径		外層素線径 mm	計算断面積 mm ²	切断荷重 t	
					公称	実際			規格	実際
1WRC (1) 6×WS(36)	普通 Zより	有 (亜鉛) めっき	(2) 無	(3) B種	31.5	33.0	1.85	502.2 (4)	68.4 (5)	77.0

(注) (1) ロープの構成は次のとおり。(断面は右図)

$$7 \times (1 + 6) + 6 \times \{ 1 + 7 + (7 + 7) + 14 \} \\ \delta_0 \quad \delta_1 \quad \delta_2 \quad \delta_{2S} \quad \delta_3$$

(2) ロープ油等潤滑油は全く塗布されていない。

(3) B種は、索線の公称引張強さが180kg/mm²であることを示す。

(4) 計算断面積は、実際索線径より算出した。

(5) 規格切断荷重は、JIS G3525に準拠した。

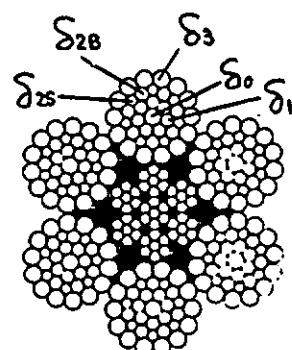


表3.2.1.2 主要素線の諸元

素線径 mm	鋼種	引張強さ kg/mm ²	ねじり回数 (100d)回	亜鉛付着量 g/m ²
1.85	2WRH77B	185.9	35	180

備考 (1) 鋼種は、JIS G3506(硬鋼線材)による。
 (2) 素線は、いずれも溶融亜鉛めっき後、伸線加工を施している。
 (3) 引張強さ、ねじり回数、亜鉛付着量は、外層素線14本の平均値である。
 また、これらの試験方法は、JIS G3525によった。

(ii) 被覆の種類

供試材とした被覆の種類および加工方法を表3.2.1.3に示す。

表3.2.1.3 被覆の種類

被覆材	加工方法	備考
ポリエチレン	押出(肉厚3mm)	熱可塑性、高密度PE
ナイロン12	同上	熱可塑性
ポリウレタンゴム	ポリエチレン管内に注入	熱硬化性(2液混合)

備考 (1) ポリウレタンゴム被覆方法は、図3.2.1.1に示すようにワイヤーロープにポリエチレン管をかぶせ両端を密閉した後、ポリエチレン管内に2液混合したポリウレタンゴムを注入する。



図3.2.1.1 ポリウレタンゴム被覆

(iii) 供試体の形状

供試体の形状を、図3.2.1.2に示す。両端は、支圧型ソケット(材質はS45C)とし、定着のための鋳込み材としては、エポキシ樹脂に亜鉛粉末を混合したものを採用した。また、被覆材は端末加工部内でロープと一緒に定着され、被覆もワイヤーロープの伸びに追随するようにした。

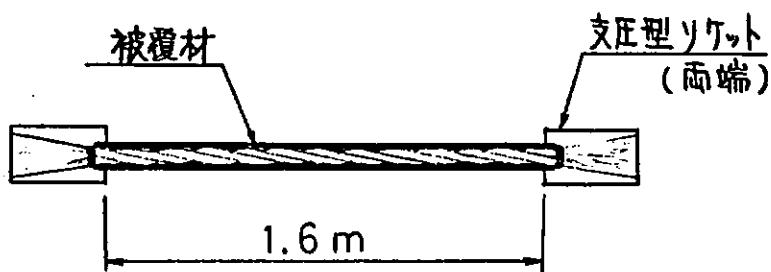


図3.2.1.2 供試体の形状

(c) 試験方法

(i) 試験設備

試験は、50t バルセータ型引張疲労試験機で実施した。

供試体のセット状況等の概要を図3.2.1.3に示す。

なお、両端の支圧型ソケットによりワイヤロープの回転は拘束されている。

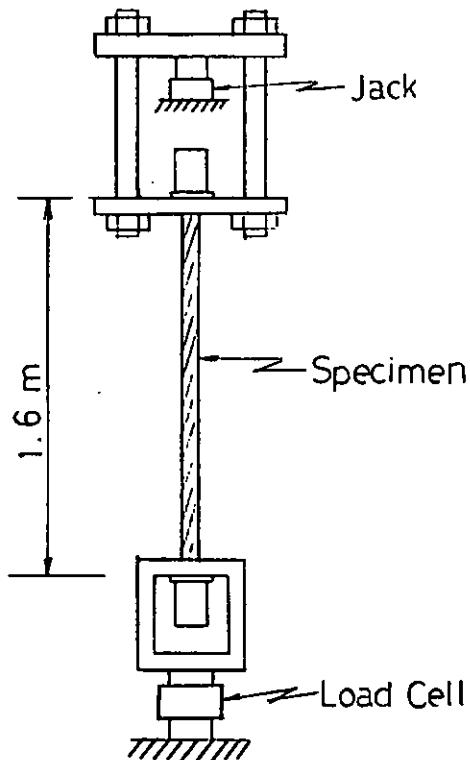


図3.2.1.3 試験設備の概要

(ii) 試験条件

試験条件を表3.2.1.4に示す。本試験では、応力幅は1水準のみとし前年度の試験結果で疲労限度に近いと思われた $\sigma_R \approx 30 \text{ kg/mm}^2$ を採用した。

表3.2.1.4 試験条件

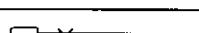
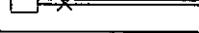
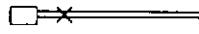
荷重(応力)条件 $t (\text{kg/mm}^2)$			繰返し速度 cpm (Hz)
最大	最小	範囲	
21.5 (42.8)	6.5 (12.7)	15.0 (29.9)	250 (4.2)

備考 (1) 応力は、荷重を供試ロープの計算断面積で除した値である。

(d) 試験結果

試験結果を、表3.2.1.5に示す。

表 3.2.1.5 試験結果

被覆の種類	試験順位	最終繰返し回数 回	試験終了時の状況	被覆材の 損傷の有無
ポリエチレン	1	8.30×10^5	 2ストランド切断	無
	6	6.11×10^5	 "	"
ナイロン12	2	1.50×10^6	 "	"
	3	4.39×10^6	 "	"
ポリウレタンゴム	4	1.26×10^6	 3 "	"
	5	8.61×10^5	 2 "	"

備考 (1) 試験終了図で、×印は切断位置を示す。また、図で左側が試験機の上部側を示す。

試験結果および試験後の状況をまとめると次のとおりである。

- 1本の供試体を除き、他は全て繰返し回数 2×10^6 回以下でワイヤロープが切断した。この結果は、前年度に実施したワイヤロープ単体の試験結果¹⁾に比べると著しく疲労強度が低下していることを示している。
- 被覆材による疲労強度の差異は、最終繰返し回数だけから判断すると ナイロン12 > ポリウレタンゴム > ポリエチレンの順位となるが疲労試験でのバラツキ等を考慮すれば、断定はできない。
- いずれの供試体においても試験終了時、すなわちワイヤロープの切断においても被覆は破れず損傷は全く見られなかった。

(e) 考察

今回の試験では、繰返し回数が小さい場合でも端末加工部以外でワイヤロープが切断した。この結果を前年度に実施した被覆のないワイヤロープ単体での試験結果と比べると、前年度の結果では、 $\sigma_R = 30 \text{ kg/mm}^2$ の場合 4×10^6 回でもワイヤロープは切断しておらず、今回実施した被覆ロープの疲労強度は明らかに低下していると言える。

被覆ロープの疲労強度については、まだ他に報告された文献などはないが、ワイヤロープ単体と変わらないものと考えられるにもかかわらず、今回の結果では差が生じた。その原因については、ワイヤロープに塗布されるロープ油の有無が考えられる。被覆ロープの場合、ワイヤロープと被覆材の密着性をよくするためロープ油等は全く塗布されていない。従って、繰返し引張による素線やストランドの移動に応じておこる素線同士のこすり合いでおいて、接触部の潤滑性がないために素線が摩耗し、劣化が激しくなることが推察される。事実、試験後の供試体の被覆を剥がし切断部付近を観察したところ、素線同士のこすり合いによる摩耗により発生したと思われる金属粉が検出された。このことからも素線同士のこすり合いがかなり激しかったことがうかがわれる。

以上の様に、ロープ油の有無がワイヤロープの疲労強度に影響を与えたことは十分に推察されるが、しかし、このことだけが被覆ロープの疲労強度低下の直接の原因と断定することは難しく、今後さらに原因の究明が必要であろう。

(2) 鋼索の端末加工の強度

(a) 目的

ワイヤロープを使用する場合、必ずその両端に何らかの加工を施す必要がある。端末加工は用途に応じて種々

の方法が用いられているが、その加工によって静的強度が異なることが知られている。^{2), 3)} 従って、ワイヤロープの強度を十分に生かすためには、その端末加工の強度を把握する必要がある。

本調査では、市場でより多く使用されているいくつかの端末加工について、静引張試験および部分片振引張疲労試験を実施し、その静的、動的強度を調査した。

(b) 供試材

(i) 供試ロープ

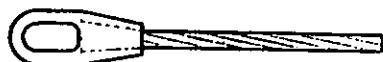
供試したワイヤロープの諸元を表3.2.1.1に、また、このワイヤロープの主要索線（外層線）の諸元を表3.2.1.2に示す。すなわち、前項(1)の被覆ロープの疲労試験に供されたワイヤロープと全く同一のものである。ただし、ロープ油は塗布されている。

(ii) 端末加工の種類

供試体とした端末加工の種類およびその加工方法の概略を表3.2.1.6に示す。

表3.2.1.6 端末加工の種類

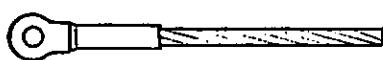
	端末加工の種類	加工方法
1	純亜鉛によるソケット加工 (JIS F3432 C形ソケット)	純亜鉛(JIS H2107による)を約460°Cに溶融し鍛込む。
2	エポキシ樹脂によるソケット加工	エポキシ樹脂に亜鉛粉末を混合し常温で鍛込む。
3	スウェージソケット(C形)	鋼製スリーブをプレス加工により機械的に定着する。
4	アイクランプ加工 (デッドアイシンブル付き)	アイループを形成し、アルミ合金製スリーブを挿入し、プレス加工で定着する。
5	アイスブライス (デッドアイシンブル付き)	アイループを形成し、ロープを縦み込む(巻差して、3回丸差し、2回半差し)



ソケット(純亜鉛)



ソケット(エポキシ樹脂)



スウェージソケット



アイクランプ加工



アイスブライス

(c) 静引張試験

(i) 供試体の形状

供試体の形状を図 3.2.1.4 に示す。片端に供試材の端末加工を施し、他端は全て純亜鉛による定着とし、引張試験機のチャック内に装着できるようにした。

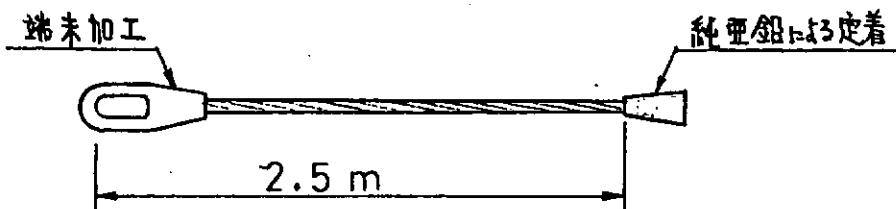


図 3.2.1.4 供試体の形状

(ii) 試験結果

300t アムスラー型引張試験機（横型）で実施した静引張試験の結果を表 3.2.1.7 および図 3.2.1.5 に示す。

表 3.2.1.7 試験結果

加工の種類	No	切断荷重 kg	加工効率 %	切断状況
ソケット加工 (純亜鉛)	1	77.100	100.1	
	2	77.050	100.0	
	3	76.800	99.7	
	×	76.983	99.9	
ソケット加工 (エポキシ樹脂)	1	77.000	—	
	2	77.000	—	
	3	77.100	—	
	×	77.033	100	
スウェージソケット	1	77.000	100.0	
	2	77.200	100.2	
	3	76.800	99.7	
	×	77.000	100.0	
アイクランプ加工	1	73.500	95.4	
	2	74.000	96.1	
	3	73.300	95.2	
	×	73.600	95.5	
アイスブライス	1	65.800	85.4	
	2	75.500	98.0	
	3	67.000	87.0	
	×	69.433	90.1	

備考 (1) 加工効率は、全ての供試体が中央部のワイヤロープ部で切断したエポキシ樹脂によるソケット加工の切断荷重を 100 % とした。

(2) 切断状況の図で × 印は切断位置を示す。また、数字は切断したストランド数を、C は Core (心ロープ) の切断を示す。

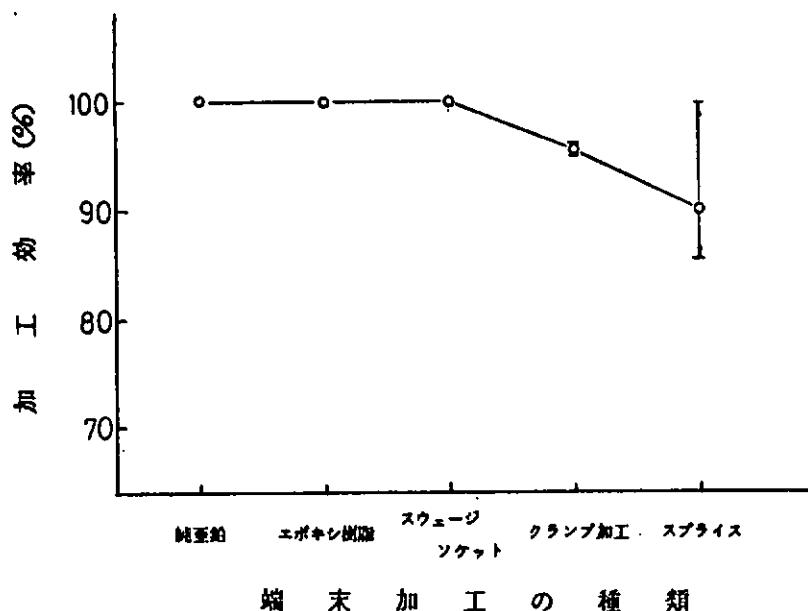


図 3.2.1.5 端末加工の加工効率

これらの試験結果および試験後の状況をまとめると次のとおりである。

- イ) いずれの供試体でもワイヤロープが切断したが、加工部の金具が破壊したり、ワイヤロープが加工部より抜け出したりしたものは全くなかった。
- ロ) エポキシ樹脂によるソケットでは、いずれもワイヤロープが中央部で切断し、切断荷重が最も高かった。
- ハ) 純亜鉛によるソケットおよびスウェージソケットでは、端部またはその付近でのワイヤロープの切断が発生したが、切断荷重は高くエポキシ樹脂の場合と同等で、加工効率は 100 %と言える。
- ニ) クランプ加工およびスプライス加工は、いずれも加工の端部でストランドが切断し、切断荷重も他のものに比べ低くなった。特に、アイスプライスの場合そのバラツキも大きい。

(d) 部分片振り張疲労試験

(i) 供試体の形状

供試体の形状を図 3.2.1.6 に示す。片端に供試材の端末加工を施し、他端は全て支圧型ソケットとし鍛込み材としてはエポキシ樹脂に亜鉛粉末を混合したものを探用した。

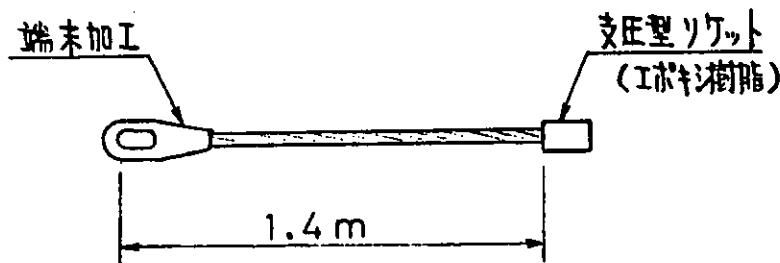


図 3.2.1.6 供試体の形状

(ii) 試験方法

(1) 試験設備

試験は 65 t 電気油圧式サーボ型引張疲労機で実施した。

供試体のセット状況等の概要を、図 3.2.1.7 に示す。

なお、両端とも回転は拘束されワイヤロープは回転しないようになっている。

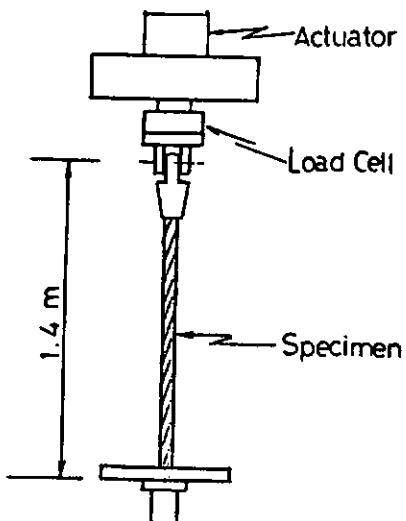


図 3.2.1.7 試験設備の概要

(2) 試験条件

試験条件を表 3.2.1.8 に示す。本試験では、平均荷重を供試ロープの規格切断荷重の約 1/3 で一定にし、荷重振幅を変化させた。

表 3.2.1.8 試験条件

荷重(応力)条件 t (kg/mm ²)				繰返し速度 Hz
最大	最小	平均	範囲	
26.5 (52.8)	1.5 (3.0)	14.0 (27.9)	25.0 (49.8)	1 ~ 4
24.0 (47.8)	4.0 (8.0)		20.0 (39.8)	
21.5 (42.8)	6.5 (12.9)		15.0 (29.9)	

(iii) 試験結果

試験結果を表 3.2.1.9 および図 3.2.1.8 に示す。

試験の結果および試験後の状況をまとめると次のとおりである。

- (1) エポキシ樹脂での加工の一部を除き、他は全て加工端部でストランドが切断した。
- (2) 端末加工の種類によって疲労強度に差が見られ、エポキシ樹脂 > スウェージソケット > クランプ加工 = 純亜鉛 > スプライス加工の順で疲労強度が高くなった。
- (3) 端末加工による最終繰返し回数の差は、低サイクル域(高応力振幅域)で大きく、高サイクル域になるほど小さい。

(4) 図 3.2.8 の S-N 線図より 2×10^6 回での時間強度を求めるときのようになる。

エポキシ樹脂	$\sigma (A2 \times 10^6) = 4.0 \text{ kg/mm}^2$
スウェージソケット	$\sigma (A2 \times 10^6) = 3.7 \text{ kg/mm}^2$
純亜鉛	$\sigma (A2 \times 10^6) = 3.4 \text{ kg/mm}^2$
アイクランプ加工	$\sigma (A2 \times 10^6) = 3.2 \text{ kg/mm}^2$
アイスプライス	$\sigma (A2 \times 10^6) = 3.1 \text{ kg/mm}^2$

表 3.2.1.9 試験結果

加工の種類	試験順位	荷重(応力)範囲 t (kg/mm ²)	荷重比 %	最終繰返し回数 回	終了時の状況
純亜鉛 ソケット加工	1	25.0 (49.8)	32.5	8.84×10^4	○×□ 2ストラント切断
	3	20.0 (39.8)	26.0	7.41×10^5	○×□ 1 "
	2	15.0 (29.9)	19.5	4.00×10^6	切断せず
エポキシ樹脂 ソケット加工	4	25.0 (49.8)	32.5	6.36×10^5	○□× 2ストラント切断
	5	20.0 (39.8)	26.0	3.95×10^6	○□× " "
	15	15.0 (29.9)	19.5	4.25×10^6	切断せず
スウェージソケット	6	25.0 (49.8)	32.5	5.49×10^5	○×□ 2ストラント切断
	7	20.0 (39.8)	26.0	1.48×10^6	○×□ 3 "
	8	15.0 (29.9)	19.5	2.94×10^6	○×□ 2 "
アイクランプ加工	9	25.0 (49.8)	32.5	2.07×10^5	○×□ 1 "
	10	20.0 (39.8)	26.0	8.24×10^5	○□× 2 "
	11	15.0 (29.9)	19.5	7.90×10^5	○×□ 2 "
アイスプライス	12	25.0 (49.8)	32.5	4.07×10^4	○×□ 2 "
	13	20.0 (39.8)	26.0	4.93×10^5	○×□ 断線多発
	14	15.0 (29.9)	19.5	2.29×10^6	○×□ "

備考 (1) 荷重比は、(荷重の範囲 / ロープの実際切断荷重) × 100 で求めた。

(2) 終了時の状況の図で、×印は切断位置を示す。また図で左側(供試材側)が試験機の上側である。

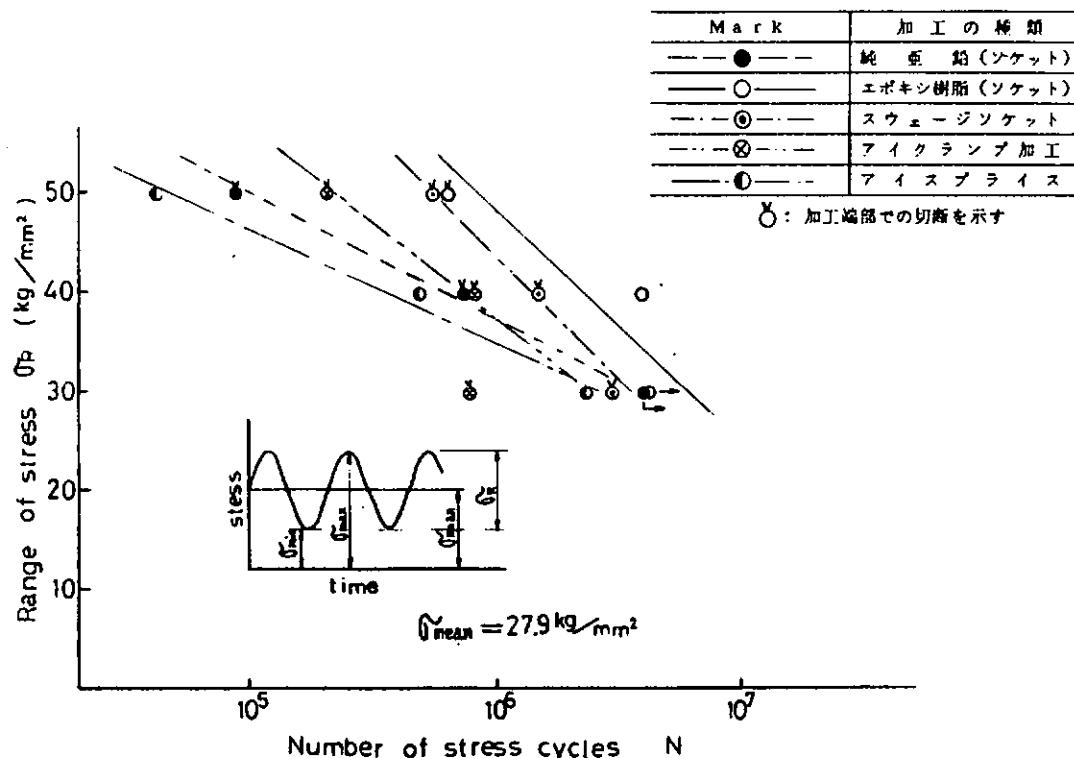


図 3.2.1.8 端末加工品の S-N 線図

(e) 考 察

今回の試験結果では、予想されたとおり端末加工の方法により強度に差異が生じ、静的および動的強度の順位は表 3.2.1.9 のようになつた。

表 3.2.1.9 端末加工品の強度順位

端末加工	静引張	引張疲労
エポキシ樹脂	1	1
スウェージソケット	2	2
純 亜 鉛	2	3
アイクランプ加工	4	3
アイスプライス	5	5

ワイヤロープの疲労試験のための端末加工には、従来は比較的強度の安定した端末加工ということで亜鉛合金によるソケット加工あるいはスウェージ加工による方法が多く用いられたが、最近では、エポキシ樹脂やポリエスチル樹脂による定着も用いられるようになってきた。これらの加工方法でのワイヤロープの疲労強度については、前年度に実施した疲労試験の報告¹⁾においてエポキシ樹脂を使用した場合、亜鉛合金によるソケット加工やスウェージ加工の場合に見られる端末加工部でのワイヤロープの切断が発生しないので、ワイヤロープの疲労強度が高くなつたと報告したが、今回の試験結果は、この前年度の結果を裏づける形にもなつた。前年度および本年度のワイヤロープの試験結果から考えて、ワイヤロープの端末加工としては、エポキシ樹脂（ただし、亜鉛粉末との混合）での定着が最もすぐれていると断定しても良さそうである。

ところでワイヤロープに端末を施すことによりある程度の強度低下が生じる可能性は、理論上でも避けられないことである。純亜鉛のソケット加工では、ワイヤ表面への前処理や鍛込み材による熱影響のためであり、スウェージソケットやクランプ加工は機械的な加工（圧縮加工）によるワイヤへの切欠き効果、またアイスプライスでは編み込みによるワイヤロープの形くずれ現象などのためである。

また、端末加工の場合は前述のような避けられない強度低下の要因の他に、加工部の設計や加工技術の熟練度によってその強度が大きく左右されるという要素がある。例えば、エポキシ樹脂あるいは純亜鉛によるソケット加工や、アイスプライスの場合、一般的な加工に対する標準作業のマニュアルが確立されているが⁴⁾これらの加工は難しく、ソケット加工のときのワイヤロープの解きほぐし方あるいはワイヤの洗浄と前処理の仕方や、アイスプライス加工での編み込み方など加工者の技術熟練度により、その加工の良否が左右されると言われている。さらにソケット加工では、加工者の技術熟練度が高ければその強度が安定しているのに対し、アイスプライス加工では、同じ熟練者の加工のものでもその強度のバラツキが大きいのが特徴である。これらのこととは今回の試験結果にもよく現われている。一方、スウェージソケットやクランプ加工の場合は、機械的に加工されるため加工技術上での差は比較的小さいとみられるが、加工部（圧縮加工部）の設計仕様によってその強度が左右される。スウェージソケットやクランプ加工は、国内でも多量に製作され使用されているにもかかわらず規格化はされておらず、わずかに日本鋼構造協会で設計指針⁵⁾が示されているにすぎない。従ってこれらは製造メーカーで独自に設計・製作されているため、その強度、特に疲労強度は、各製造メーカーによって差が生じることが十分に考えられる。その意味では、スウェージソケットとクランプ加工に関する今回の試験結果も、特定メーカーの供試材によるものであることを認識しておく必要があろう。

Matcalf ら⁶⁾は、各種の端末加工について、本試験と同様の静的・動的試験を実施しているが、その中で加工のできばえに対する加工技術の影響について表 3.2.1.0 の様にランクづけしている。

表 3.2.1.10 TERMINATIONS RANKED IN ORDER OF INCREASING SENSITIVITY TO POOR WORKMANSHIP

Rank	With Skilled Workers or Inspection	With Unskilled Workers or No Inspection
I	7	3
II	8	4
III	4	7
IV	5	1
V	9	2
VI	6	5
VII	3	6
VIII	1	9
IX	2	8

WIRE ROPE TERMINATIONS

- 1 Flemish Loop with Steel Sleeve & Thimble
- 2 Flemish Loop with Steel Sleeve
- 3 Wedge Socket
- 4 Swaged Socket
- 5 Turn Back Loop with Aluminum Sleeve & Thimble
- 6 Thimble Splice with Four Tucks,
- 7 U-Bolt Clip with Thimble
- 8 Zinc Poured Socket
- 9 Epoxy Resin Poured Socket

以上の様にワイヤロープの端末加工の強度は、加工の種類によって異なるとともに、その設計や加工技術によっても影響される可能性があることを述べたが、端末加工方法として適正な設計とある程度の加工技術を有する人の加工によるものであるならば、今回の試験結果の エポキシ樹脂>スウェージソケット>純亜鉛>アイクランプ加工>アイスブライス という強度の順位は、納得できうる結果と考えられ、ワイヤロープの端末加工を選択する場合の資料に十分なりうるものである。

参考文献

- 1) 日本造船研究協会 第187研究部会、研究資料No.362(1983)
- 2) ワイヤロープ便覧編集委員会編：「ワイヤロープ便覧」
- 3) 日本造船研究協会 第187研究部会、研究資料No.352(1982)
- 4) 例えは、全日本ロープ加工組合連合会編：「ロープ加工技士必携」
- 5) 日本鋼構造協会吊構造小委員会、「建築構造ケーブル設計施行指針」
- 6) Matcalf J. T. 他：OTC 3853(1980)

3.2.2 合成繊維索の強度

(1) 試験方法

ケブラー索及びナイロン索の強度について周辺温度の影響をしらべるために破断試験・繰返し荷重試験を行なった。試験装置、供試索、試験条件、試験の種類について以下に示す。

(a) 試験装置

模型引張試験機

最大荷重量 50 ton f

最大試験長 2000 mm

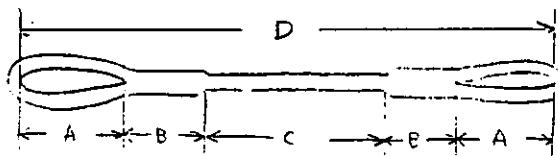
引張ストローク 2000 mm
 引張速度(仕様) 0 ~ 5.0 mm/s
 復帰速度(仕様) 約10.0 mm/s

(b) 供試索

使用したケブラー索及びナイロン索の種類及び寸法を表3.2.2.1に示す。表中のA~Dの記号は図3.2.2.1の部分に対応している。供試索のアイスプライスは熟練者によって加工されている。スプライス部長さがケブラー索とナイロン索でかなり異なるが各々の索に対しては標準的な値と考えられる。

表3.2.2.1 供試索の種類と寸法

種類	ケブラー・ダブルブレイドロープ (ケブラー組紐)	ナイロンダブルブレイドロープ (ナイロンタフレ)
索径(公称)	15 mm	20 mm
アイ部長さ(A)	約400 mm	約400 mm
スプライス部長さ(B)	約200 mm	約600 mm
中間部長さ(C)	約1800 mm	約1000 mm
全長(D)	約3000 mm	約3000 mm



A : アイ部長さ
 B : スプライス部長さ
 C : 中間部長さ
 D : 全長

図3.2.2.1 供試索の形状

(c) 試験条件

気温 (i) 10 ± 2 °C
 (ii) 30 ± 2 °C
 引張速度 (i) 破断試験時 2.5 mm/sec
 (ii) 操返し荷重試験時 可能な範囲で速く
 ケブラー策 7.8 mm/sec
 ナイロン策 5.0 mm/sec
 復帰速度 10.6 mm/sec
 初荷重 平均破断強度(破断試験時)の3%

表3.2.2.2 試験の種類

室温	索種	試験の種類	上限荷重	最大繰返荷重回数	本数
10°C	ケブラー	破断試験	—	—	6
			0.8B*	制限無し	4
		繰返し荷重試験	0.6B	制限無し	4
			0.4B	10000 3000 1000 100	4 4 4 4
			—	—	6
	ナイロン	破断試験	—	—	6
			0.8B	制限無し	4
		繰返し荷重試験	0.7B	制限無し	4
			0.6B	制限無し 1000 300 100	4 4 4
			—	—	6
30°C	ケブラー	破断試験	—	—	6
			0.8B	制限無し	4
		繰返し荷重試験	0.6B	制限無し	4
			0.4B	10000 3000 1000 100	4 4 4 4
			—	—	6
	ナイロン	破断試験	—	—	6
			0.8B	制限無し	4
		繰返し荷重試験	0.7B	制限無し	4
			0.6B	制限無し 1000 300 100	4 4 4
			—	—	6

*B=平均破断強度(破断試験時)

表3.2.2.3 繰返し荷重試験における繰返し周期

索種	上限荷重	周期
ケブラー	0.8B	約25 sec
	0.6B	約20
	0.4B	約15
ナイロン	0.8B	約90
	0.7B	約80
	0.6B	約70

(d) 試験の種類

実施した試験の種類を表 3.2.2.2 に示す。破断試験は初荷重をかけた後 2.5 kN/s の引張速度で破断させた試験である。繰返し荷重試験は初荷重をかけた後、表 3.2.2.2 に示す上限荷重と初荷重の間で繰返し荷重をかけた試験である。表中の B は破断試験における平均破断強度を示している。繰返し荷重試験では一定回数荷重をかけた後に破断試験を行なって残存強度もしらべている。

繰返し荷重試験における繰返し周期は、上限荷重、荷重回数、湿度等によって異なるが、概略値を表 3.2.2.3 に示す。ケブラー索にくらべナイロン索の周期が大きいのは伸びが大きいためである。

(2) 試験結果

(a) 破断個所

破断試験及び繰返し荷重試験における供試索の破断個所は図 3.2.2.1 に示す形状のスライス部と中間部の境界部分であった。このうち固定側と加振側ではほぼ同数の破断が発生している。

(b) 索の強度

破断試験時の平均破断強度に対する比で、各実験状態における索の強度を、図 3.2.2.2～図 3.2.2.5 に示す。横軸には繰返し荷重回数 (N) の対数をとって示している。最大繰返し回数で破断しない索に対しては、所定の回数荷重後破断試験を実施し、残存強度を測定した。

温度影響を見るため、破断試験の結果をまとめて図 3.2.2.6 に、また繰返し荷重特性の結果を表 3.2.2.4 と表 3.2.2.5 に示す。

(i) ケブラー索

破断試験時の平均破断強度に対する比でみた場合、破断回数については温度による差はみられないが、残存強度については気温 10 °C の方が大きい。図 3.2.2.6 に示すように 10 °C の方が破断強度も大きく、その結果平均残存強度には温度による差が大きくみられる。(表 3.2.2.4)

(ii) ナイロン素

破断試験時の平均破断強度に対する比でみた場合、破断回数についてはケブラー索と同様に温度による差はあまりみられないが、残存強度についてはケブラー索と反対に 10 °C の方が小さい。

しかしながら、図 3.2.2.6 に示したように 10 °C の方が破断強度が大きいため、平均残存強度ではケブラー索と同様に 10 °C の方が大きい。(表 3.2.2.5)

(c) 繰返し荷重特性

繰返し荷重の上限を小さくすると、破断回数の対数をとった値は、いずれの場合においてもほぼ直線状に増加する。これに対し残存強度は、荷重回数が増えるにつながって一度大きくなり、その後急速に小さくなる傾向がいずれの場合においてもみられた。(図 3.2.2.2～図 3.2.2.5)

またナイロン索については破断回数にかなりのばらつきがみられる。この原因の一つとして湿度の影響があると考えられる。雨又は雪のときの実験では比較的少ない荷重回数で破断する傾向がみられた。

(d) 伸び率

アイ部、スライス部を含めた全体の伸び率を ϵ_0 、中間部のみの伸び率を ϵ_3 として図 3.2.2.7～図 3.2.2.12 に示す。また気温の影響を見るため破断試験時の伸び率の結果を図 3.2.2.13 に示す。

なお伸び率は次式によって求めた。

$$\text{全伸び率 } \epsilon_0 = \frac{D_L - D_0}{D_0} \quad (3.2.2.1)$$

$$\text{中間部伸び率 } \epsilon_3 = \frac{C_L - C_0}{C_0} \quad (3.2.2.2)$$

D_0 = 初荷重時の全長

D_L = 上限荷重時又は破断時の全長

C_0 = 初荷重時の中間部長さ

C_L = 上限荷重時又は破断時の中間部長さ

(i) ケプラー索

ϵ_0 でみた場合、温度による差はほとんどみられない。 ϵ_3 でみた場合、測定の精度が十分高くないため、 ϵ_0 の場合と比べて必ずしも安定した結果が得られていないが、1回荷重が加わった後の伸び率の増加の傾向は、 ϵ_0 、 ϵ_3 ともほぼ同様の傾向を示しているし、また温度による差もほとんどみられない。

(ii) ナイロン索

ナイロン索はケプラー索に比べ大きな伸び率を示しているが、1回荷重が加わった後の伸び率の増加の傾向は、ケプラー索の場合と同様に ϵ_0 、 ϵ_3 ともほぼ同じ傾向を示している。 ϵ_3 についての図 3.2.2.1-2 の結果をみると、2つに分類できるがこのうち伸び率の大きいのは雨の日の実験であり、ナイロン索が湿度の影響を大きく受けている事がこの例に示されている。またケプラー索は徐々に伸び率が大きくなるが、ナイロン索は荷重回数が少ないときに伸び率が一時的に大きくなる以外には、伸び率は一定して増加する傾向がみられる。

気温の影響ははっきりとはみられないが、図 3.2.1-3 に示すように破断時の伸び率は、ケプラー索、ナイロン索ともに 30℃の方がわずかに小さい。

(3) 結論及び今後の検討

今回の実験は主として周辺温度による影響を中心に検討した。ケプラー索の強度については破断試験の平均破断強度に対する比で整理すると、破断までの繰返し荷重回数に温度による影響が入らなくなる事が判った。今回は周辺温度による影響を主に検討したため、実験本数の都合から繰返し荷重回数を少なくせざるを得なかつたが、今後は実際の使用状態に合せた低い上限荷重での試験を実施する必要があろう。

ナイロン索については、二つの試験温度で結果に差がみられたが、結果のばらつきや湿度による影響も大きく、これが単に温度による影響であるか不明であり、試験本数を増やしたり他の試験結果を比較参照して検討する必要がある。

表3.2.2.4 ケプラー索の繰返し荷重特性

	ケプラー索	上限荷重 0.4 B	下限荷重 0.03 B
○残存強度平均値			
繰返し荷重回数	0	100	1000
データ数	6	4	4
10°C残存強度 (ton)	9.82	10.31	10.33
標準偏差 (ton)	0.59	0.36	0.28
データ数	6	4	4
30°C残存強度 (ton)	8.96	9.36	8.37
標準偏差 (ton)	0.24	0.39	0.27
○残存強度最小値			
繰返し荷重回数	0	100	1000
10°C残存強度 (ton)	8.77	9.95	10.00
30°C残存強度 (ton)	8.55	8.74	8.03

表3.2.2.5 ナイロン索の繰返し荷重特性

	ナイロン索	上限荷重 0.6 B	下限荷重 0.03 B
○残存強度平均値			
繰返し荷重回数	0	100	300
データ数	6	4	4
10°C残存強度 (ton)	9.81	9.83	9.53
標準偏差 (ton)	0.72	0.82	0.55
データ数	6	4	4
30°C残存強度 (ton)	8.42	8.93	8.09
標準偏差 (ton)	0.89	0.47	0.36
○残存強度最小値			
繰返し荷重回数	0	100	300
10°C残存強度 (ton)	8.40	8.60	8.95
30°C残存強度 (ton)	7.75	8.54	7.54

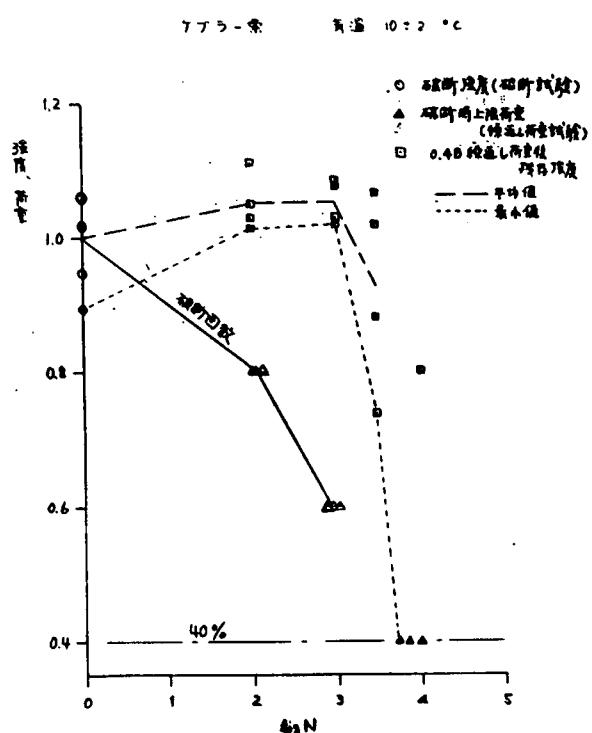


図 3.2.2.2 ケブラー索の強度及び繰返し荷重特性(Ⅰ)

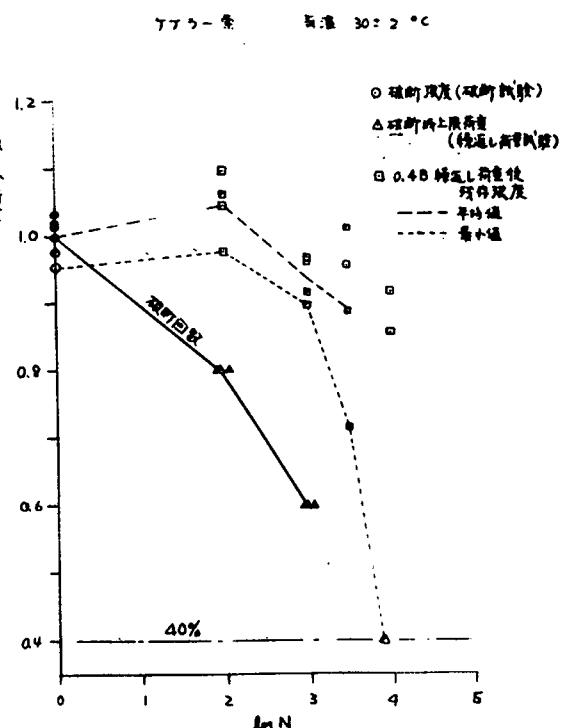


図 3.2.2.3 ケブラー索の強度及び繰返し荷重特性(Ⅱ)

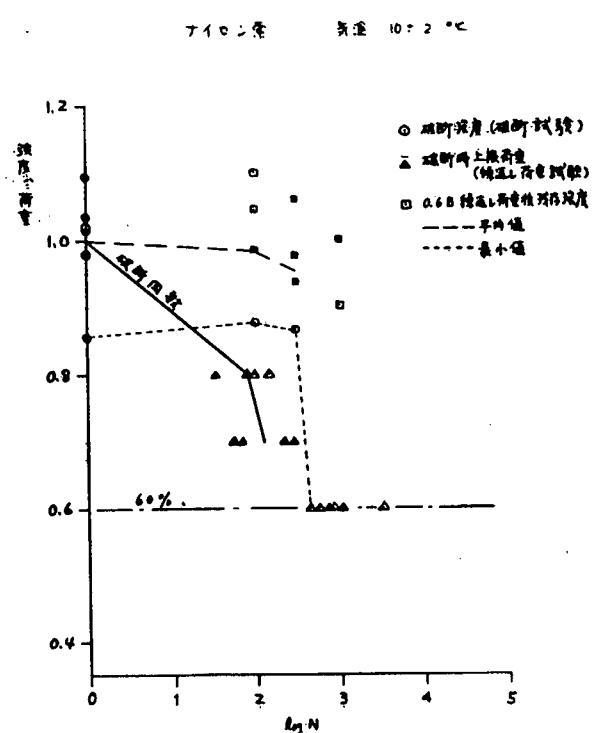


図 3.2.2.4 ナイロン索の強度及び繰返し荷重特性(Ⅰ)

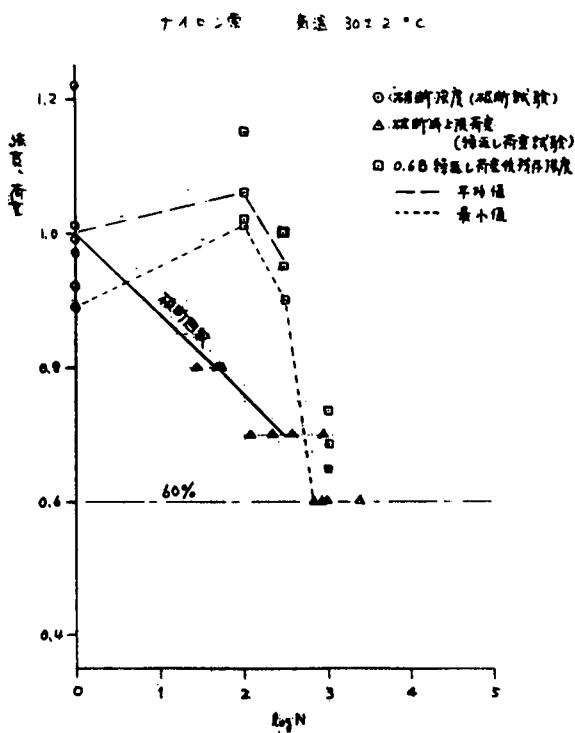


図 3.2.2.5 ナイロン索の強度及び繰返し荷重特性(Ⅱ)

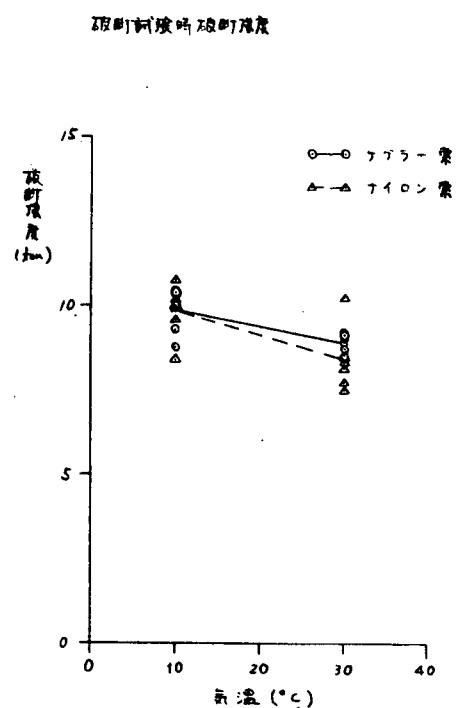


図 3.2.2.6 破断強度にに対する気温の影響

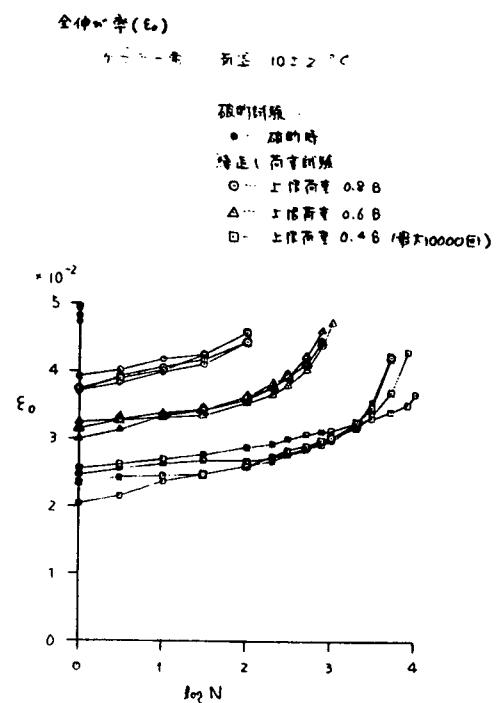


図 3.2.2.7 ケブラー索の全伸び率 (I)

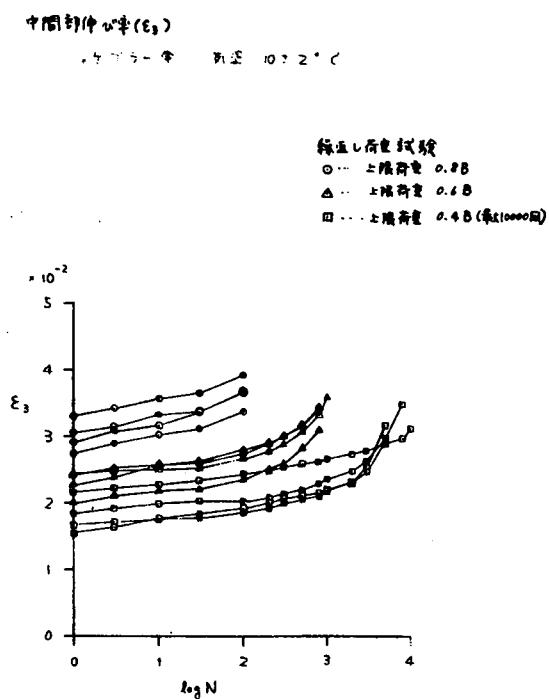


図 3.2.2.8 ケブラー索の中間部伸び率 (I)

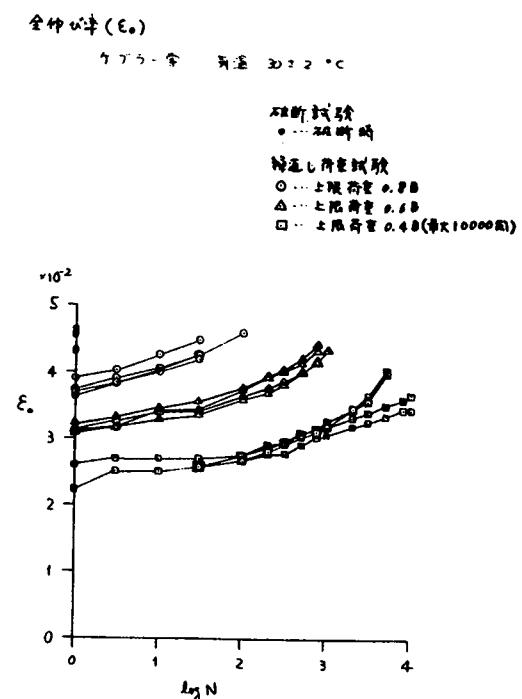


図 3.2.2.9 ケブラー索の全伸び率 (II)

中間部伸び率 (ϵ_3)
ケプラー索 気温 $30 \pm 2^{\circ}\text{C}$

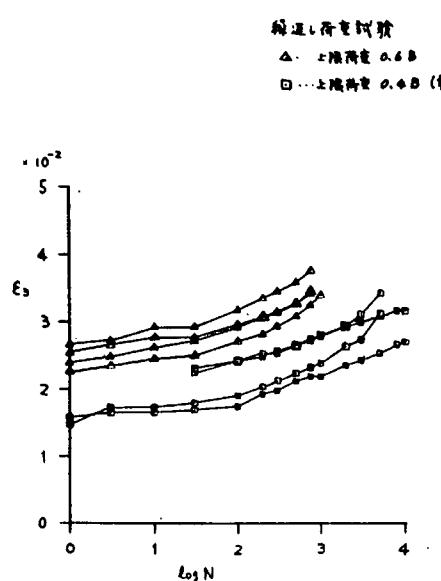


図 3.2.2.10 ケプラー索の中間部伸び率(Ⅱ)

全伸び率 (ϵ_0)
ナイロン索 気温 $30 \pm 2^{\circ}\text{C}$

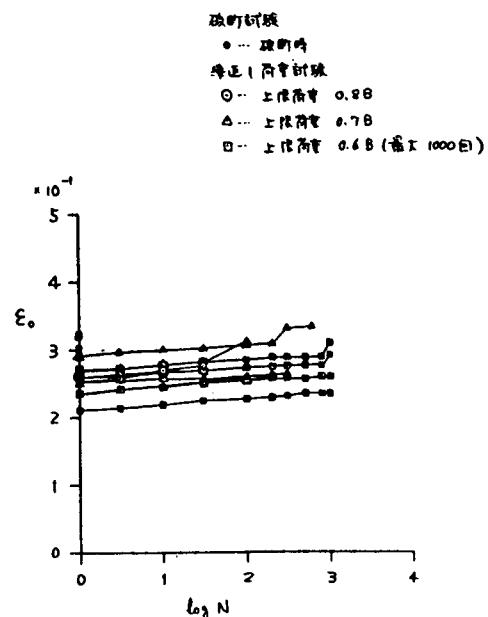


図 3.2.2.11 ナイロン索の全伸び率

中間部伸び率 (ϵ_3)
ナイロン索 気温 $30 \pm 2^{\circ}\text{C}$

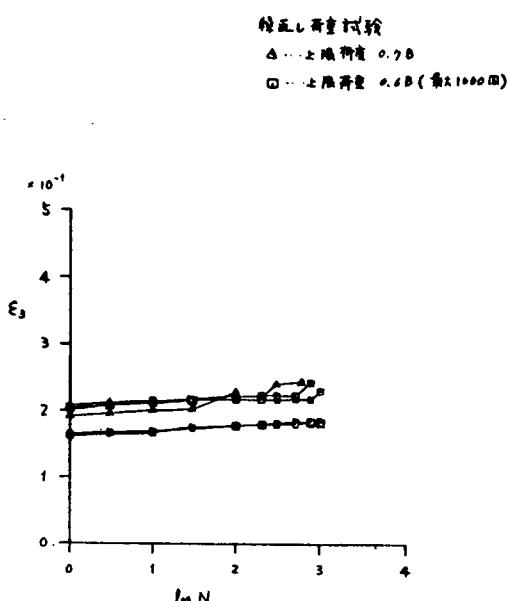


図 3.2.2.12 ナイロン索の中間部伸び率

破断試験時全伸び率 (ϵ_0)

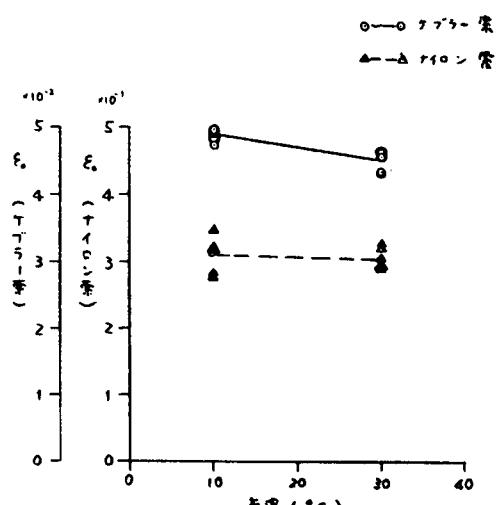


図 3.2.2.13 破断試験時全伸び率に対する気温の影響

3.3 鎖の強度に関する実験

3.3.1 鎖の腐食疲労強度に関する実験

(1) 実験の目的

浮遊式海洋構造物の係留にチェーンを用いる場合は、従来、多く適用されてきた船舶の係留と異なり、その期間が長くなること、繰り返し作用する変動張力が大きくなること、さらに、使用される環境が腐食性に富んだものであること等から、チェーンの疲労強度、とくに腐食環境下における疲労強度が重要な問題となる。このような観点から、とくに疲労強度の向上に対する配慮がなされたORQチェーンが用いられるようになって来た。

また防食の面では、従来の塗装による防食法の延長線上で、ビチュミナスソリューション（瀝青系塗装）が多く用いられている。しかし、塗装による防食は海底との摩擦部やリンクとリンクの接する部分では十分なものではなく、2~3年の使用期間を経て半ば消耗品として交換されているのが現状のようである。

以上から明らかのように、チェーンを浮遊式海洋構造物の係留用として用いるためには、その腐食疲労強度特性を明らかにすることが最も重要である。

そこで前年度までの空気中における疲労強度に関する実験的研究に引き続いて、本年度は、腐食環境下におけるチェーンの疲労実験を実施し、疲労強度に及ぼす腐食の影響を求めることにした。

(2) 供試チェーン

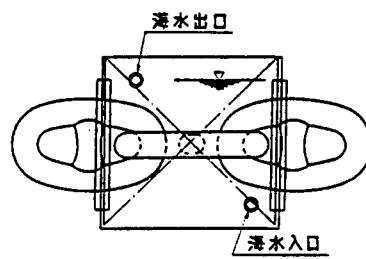
疲労試験に供したチェーンは呼び径40mmの第3種3リンクチェーンで、①スタッド端部に有害な突起を持たないこと、②スタンドはリンクのフラッシュバット溶接部と反対側で全周にわたってリンクに溶接すること、③完成後塗装に先立ってショットブラスト加工により表面処理を行うこと等の規定についてAPI規格を適用した。ただし、本研究の目的が腐食環境下における疲労強度を明らかにすることにあることから塗装は一切おこなっていない。

供試チェーンは同一工程により27体製作し、そのうち15体を腐食疲労試験に供し、10体は比較のため、空気中での疲労試験に供した。残りの2体は、材料の機械的性質を計測するための試験片を切り出すのに用いた。

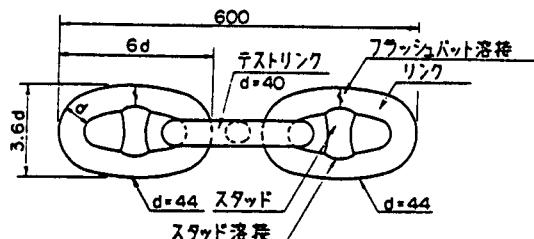
図3.3.1.1に供試チェーンの形状を示す。

(a) 図は腐食疲労試験用に槽を取り付けた状態のチェーン形状を示し、(b) 図は空中疲労試験用のチェーン形状を示す。3リンクのうち、両端のリンクは呼び径44mmとした。これは、腐食疲労試験において、中央のリンクから破断するように考慮したものである。このようなリンク構成にした場合と3リンクとも同一の呼び径40mmにした場合とでは、中央のリンクにおいて応力の分布状態が異なることが懸念される。そこで、両方式の3リンクチェーンを製作し、歪ゲージを貼付して応力計測を行って比較したところ、両者には全く有意差のないことが確かめられた。

試験片切り出し用の2体を含め全ての供試チェーンについて、NK規格による耐力



(a) 腐食疲労試験用チェーン



(b) 供試チェーンの形状

図3.3.1.1 疲労試験用チェーンの形状

試験を実施した。試験荷重は 91.4 トンである。

チェーンを製作するために用いた丸鋼（JIS SBC70 に相当）の化学成分を表 3.3.1.1 に示す。また、丸鋼および耐力試験を実施したチェーンから切り出した材料の機械的性質を表 3.3.1.2 に示す。

表 3.3.1.1 化学成分 (%)

C	Si	Mn	P	S
0.32	0.25	1.49	0.018	0.023

表 3.3.1.2 機械的性質

		引張試験				衝撃試験 (°C) (kg-m)			
		降伏点 (kg/mm ²)	引張強度 (kg/mm ²)	伸び (%)	紋り (%)	①	②	③	A
チェーン用丸鋼		58.7	75.0	25.4	65.4	18.4	17.8	17.3	17.8
チェーン 切出材	母材部	64.3	77.6	22.1	64.0	17.0	18.1	17.5	17.5
	溶接部	61.0	74.0	17.4	59.6	7.2	8.6	8.3	8.0

本材料の規格上の引張強度は 70 kgf/mm² であり、実物はこれをかなり上回っている。また、チェーンに加工、および熱処理を経て、わずかに性状が変化しているが、溶接部では、伸び、および、衝撃吸収エネルギーが減少している。

(3) 疲労試験方法

(a) 加力方式

図 3.3.1.2 に本実験の加力システムを示す。腐食疲労試験は、後述するように、10 cpm というかなりゆっくりとした繰り返し速度で行わざるを得ず、データを得るために長い時間を要するため、同時に 5 体までの供試体を載荷できるような方式とした。各供試チェーンの間は連結治具で結合し、これがレールの上をきわめて滑らかに

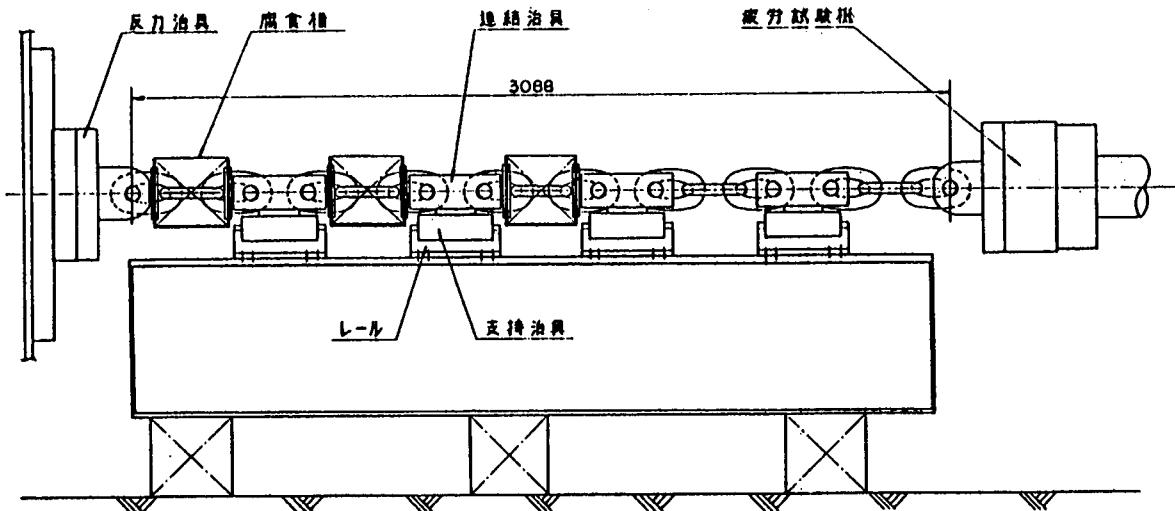
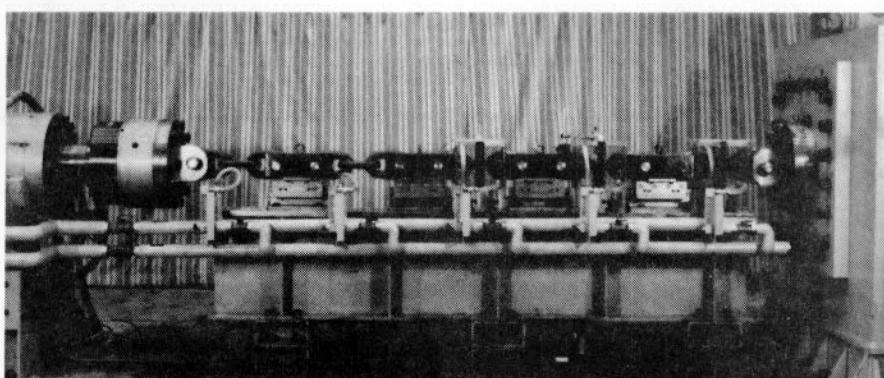


図 3.3.1.2 疲労試験加圧システム

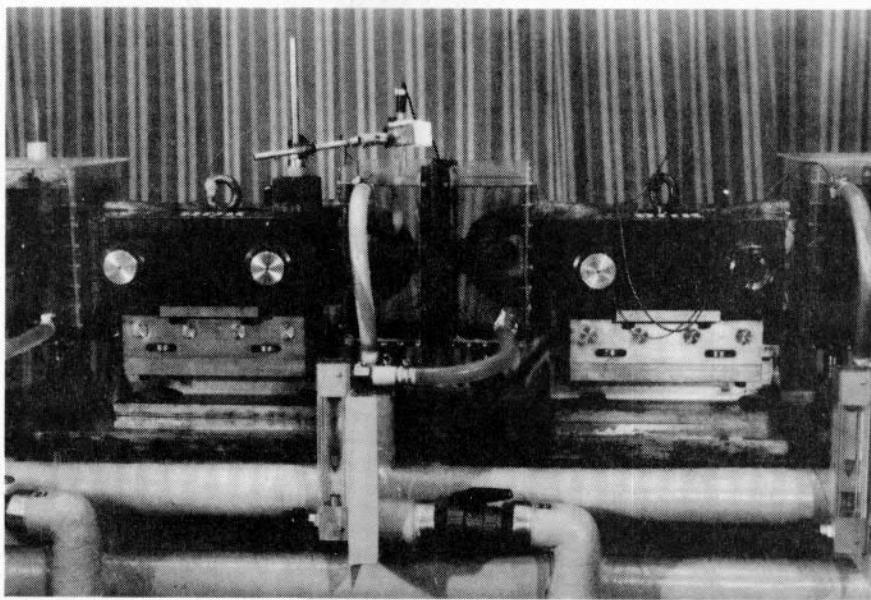
動くような構造とした。また、供試チェーンをセットする 5ヶ所には、人工海水循環用のポートを設け、5体同時に海水を供給できるようにした。

試験は、100トン油圧サーボ式疲労試験機を用い、荷重制御で行った。一般に腐食疲労試験の結果は、空気中のそれと比較して繰り返し速度の影響を大きく受けると言われている。¹⁾ここでは、海洋波の平均的な波周期を考慮して、一般的に採用されている毎分 10 回 (0.167 Hz) の繰り返し速度を採用した。なお空気中の疲労強度は繰り返し速度の影響をあまり大きく受けないので、従来通り、疲労試験機の能力の許す範囲内で 0.8 ~ 2 Hz 程度とした。すなわち腐食疲労試験と空気中のそれとが同時に行われている場合は、0.167 Hz、腐食疲労試験用の供試体がすべて破断した後は、0.8 ~ 2 Hz 程度で実験を行った。

図 3.3.1.3 に実験状況の写真を示す。



(a) 全 体



(b) 部 分

図 3.3.1.3 実験状況

(b) 人工海水

海水による腐食環境を模した実験では、腐食液として①3%食塩(NaCl)水 ②天然海水 ③人工海水 等

用いる方法があるが、本実験では ASTM²⁾に規定された人工海水を用いることとした。その理由は、①同人工海水は自然の海水に良く似た成分となっており、各種イオンの共存による腐食挙動の複雑さを精度良く近似できること、②天然海水は海域によって成分に差があり、また、沿岸で入手できる海水には微生物が多く含まれておき取りが困難であること、そして何よりも③人工海水は成分が明確に決っており結果の安定性が期待でき、共通性が高いこと等である。

表 3.3.1.3 に本実験で用いた人工海水の組成を示す。pHは、8.2に調整した。ASTMではここに示す以外に Ba、Mn、Cu 等の微量の重金属イオンを混入する場合についても規定しているが、本実験の目的からすれば不用であるため、表に示した組成により人工海水を製造した。ここで用いた薬品は全て特級試薬であり、水は、水道水を $5\mu\text{m}$ メッシュのフィルターとイオン交換樹脂とでろ過した純水を用いた。

腐食疲労実験においては、上述の方法で製造した海水を、供試チャンバーに取付けた腐食槽に 1 体あたり $1.5\ell/\text{分}$ の流量で循環させた。海水にはエアーポンプにより常時空気を $500\text{ ml}/\text{分}$ の流量で吹き込み、溶存酸素濃度が飽和状態にあるようにした。海水の温度は熱交換器により腐食槽内で常に 20°C になるように調整した。

表 3.3.1.3 人工海水の組成

成 分	$\text{g}/10\ell$
NaCl	245.34
MgCl ₂ · 6H ₂ O	111.11
Na ₂ SO ₄	40.94
CaCl ₂	11.59
KCl	6.95
NaHCO ₃	2.01
KBr	1.01
SrCl ₂ · 6H ₂ O	0.42
H ₃ BO ₄	0.27
NaF	0.03

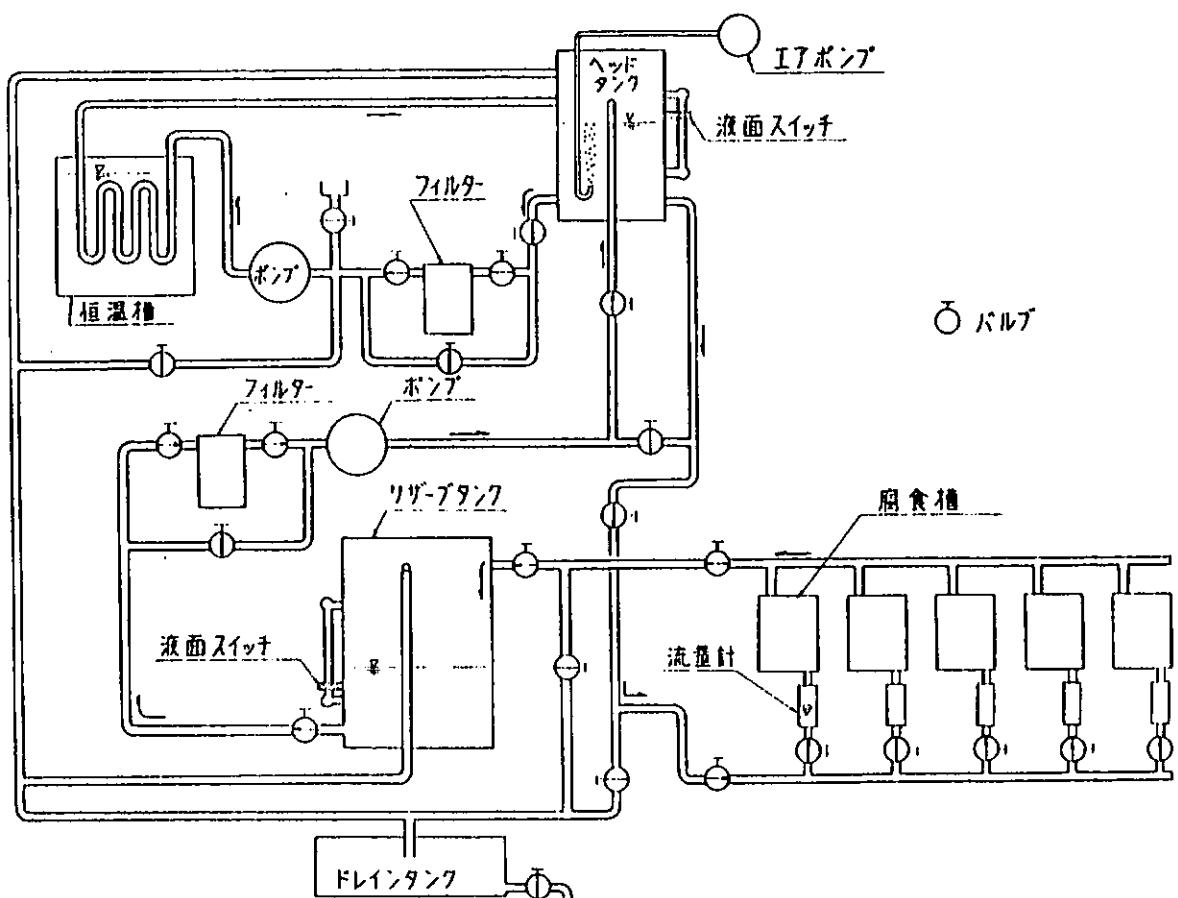


図 3.3.1.4 海水循環経路

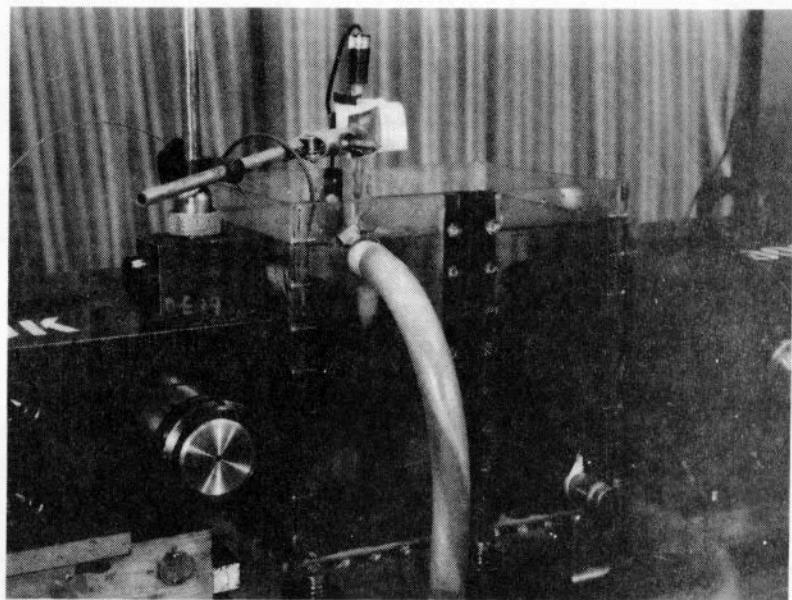


図 3.3.1.5 腐食槽の外観

図 3.3.1.4 に海水の循環経路を示す。人工海水の総量は約 70 ℥あり、発生する鉄はフィルターでろ過するシステムになっている。海水はおよそ 2 週間使用するごとに全量を交換した。図 3.3.1.5 に腐食槽の外観写真を示す。

(c) 腐食因子の計測

腐食疲労実験では海水の温度、溶存酸素濃度等が腐食反応速度に影響する。また、良く知られたように、金属が腐食液中に置かれると電位が生じる。そこで腐食疲労試験中にこれらの項目を以下に述べる要領で制御、または計測した。

- i) 温 度 前述のように熱交換器により人工海水の温度を 20 °C ± 1 °C に保った。
- ii) 溶存酸素 空気を常時吹き込むことと、海水の温度が一定であることから、溶存酸素濃度は常に飽和状態で一定(約 8 ppm)であると考える。
- iii) pH 人工海水は ASTM の規定に従って pH が 8.2 に調整されるが、腐食疲労試験中徐々に変化する。適宜海水を汲み出して電気式 pH メータによる測定を行った。
- iv) 電 位 供試チェーンの人工海水に対する電位を飽和甘こう電極を用いて計測した。図 3.3.1.6 に計測要領を図 3.3.1.7 に計測風景を示す。

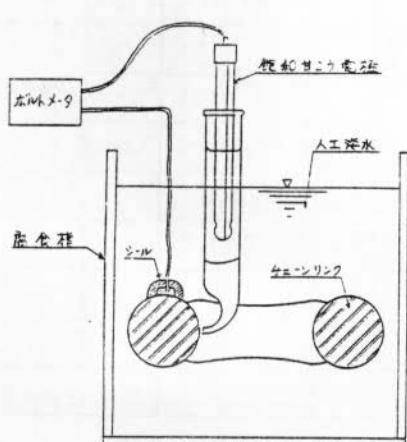


図 3.3.1.6 電位計測要領

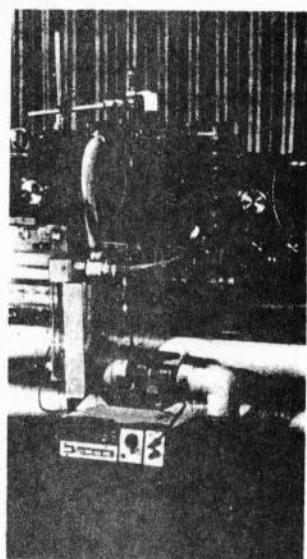


図 3.3.1.7 電位計測風景

(4) 疲労試験結果

試験荷重は荷重範囲を 18、26、40、60トンの4通りとし、応力比（最小荷重／最大荷重）を0.05で共通とした。同時に5体セットし、うち3体に腐食槽を取り付けて海水を循環させ、他の2体は空気中の実験を行った。

試験結果を表3.3.1.4に示す。試験体名のSCCは腐食疲労試験用、SCAは空気中の実験用である。表中の公称応力範囲 σ_N は荷重範囲をリンク平行部の公称断面積（25.13cm²）で除した値を、また破断応力 σ_B は材料の公称引張強度70kgf/mm²を用いた。

表3.3.1.4 疲労試験結果

供試体番号	最小荷重～最大荷重(Ton)	荷重範囲(Ton)	σ_N/σ_B	試験条件			破断		備考
				A:空气中 C:海水中	温度(°C)	周波数(Hz)	回数	位置	
SCC 1	1～27	26	0.148	C	20	0.17	1.141×10^5	③	
2	1～27	26	0.148	C	20	0.17	2.06×10^5	③	
3	1～27	26	0.148	C	20	0.17	6.87×10^4	③	
4	2～42	40	0.227	C	20	0.17	$>1.597 \times 10^5$	—	トラブルにより実験中断
5	2～42	40	0.227	C	20	0.17	1.597×10^5	③	
6	2～42	40	0.227	C	20	0.17	1.659×10^5	①	
7	2～42	40	0.227	C	20	0.17	6.99×10^4	③	
8	2～42	40	0.227	C	20	0.17	7.49×10^4	③	
9	2～42	40	0.227	C	20	0.17	7.91×10^4	③	
10	3～63	60	0.341	C	20	0.17	3.35×10^4	③	
11	3～63	60	0.341	C	20	0.17	3.13×10^4	①	
12	3～63	60	0.341	C	20	0.17	3.67×10^4	③	
13	1～19	18	0.102	C	20	0.17	5.95×10^5	③	
14	1～19	18	0.102	C	20	0.17	8.13×10^5	①	端末リンクで破断
15	1～19	18	0.102	C	20	0.17	3.53×10^5	③	
SCA 1	1～27	26	0.148	A	RT	0.17 1.2	4.99×10^5	②	
2	1～27	26	0.148	A	RT	0.17 1.2	2.90×10^5	③	
3	2～42	40	0.227	A	RT	0.17 1.2	$>9.06 \times 10^5$	—	トラブルにより実験中断
4	2～42	40	0.227	A	RT	0.17 1.2	$>9.06 \times 10^5$	—	
5	2～42	40	0.227	A	RT	0.17 1.2	1.106×10^5	③	
6	2～42	40	0.227	A	RT	0.17 1.2	1.814×10^5	③	
7	3～63	60	0.341	A	RT	0.17 0.8	4.57×10^4	③	
8	3～63	60	0.341	A	RT	0.17 0.8	6.55×10^4	①	
9	1～19	18	0.102	A	RT	0.17 1.6	$>3.03 \times 10^6$	—	
10	1～19	18	0.102	A	RT	0.17 1.6	$>3.03 \times 10^6$	—	

SCC4~6、SCA3、4の疲労試験は、実験開始後5日目に変電所のトラブルにより試験機が暴走して過大荷重がかかってしまい、疲労亀裂発生の極端な遅延効果を生んだため実験を中断した。

破断したリンクはSCC14を除いて全て中央リンクである。破断位置を図3.3.1.8に示す。

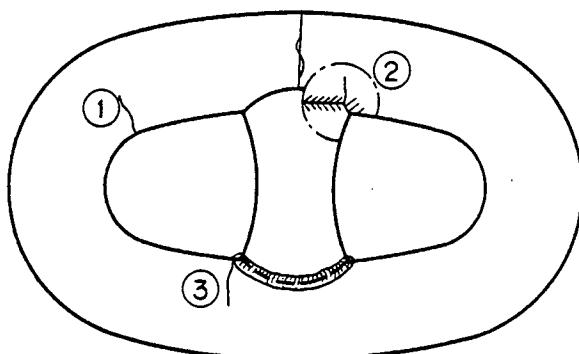


図3.3.1.8 破断位置

図3.3.1.9に以上の結果を図示する。横軸は破断寿命を、縦軸は公称応力範囲を破断応力で除した値を示す。横軸には同時に繰り返し速度を10c.p.m.として換算した所要時間を目盛っているが、実際には種々の原因(試験体破断による試験機の停止、試験機の保守等)によりこれよりわずかに長い期間を要している。また、図中の印の黒印、白ぬきの別は、それぞれ腐食疲労結果と空気中の結果とを示し、記号の別は、破断位置を示す。図中の実線はこれらの結果のおよその中央線である。

本実験結果から以下に示す結論が得られた。

- ① 疲労強度に対する腐食の影響は明確であり、破断寿命がわずか 3×10^4 回(約2日間)程度の場合でも明瞭に腐食の影響が現われている点は注目に値する。

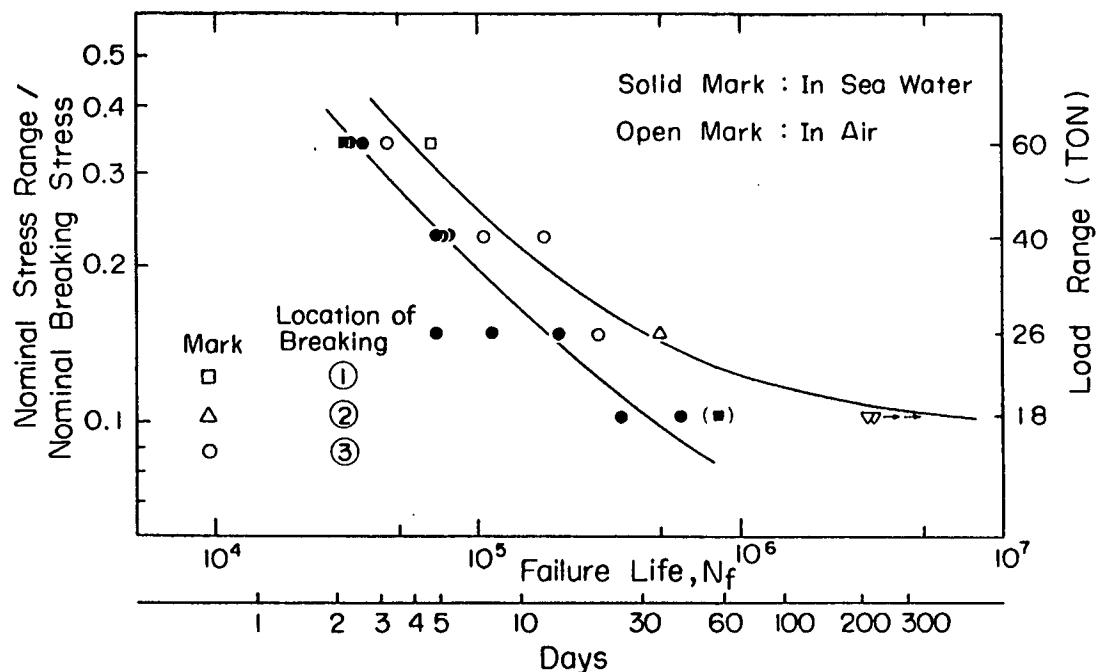


図3.3.1.9 チェーン疲労試験結果

- ② 腐食疲労では高サイクル（低荷重範囲）になるに従って、破断寿命が空気中のそれと比較して明らかに短かくなる。また、バラツキも大きくなる。
- ③ 疲労破壊は一部の例を除きほとんどはスタッド溶接端部（③の位置）の応力集中部から起こっている。この結果でみる限り、API規格に定められたスタッドの全周溶接は有害と思われる。
- ④ 図3.3.1.10は従来得られているデータ³⁾に今回得られたデータを加えたものである。腐食の影響が明瞭に見られる。

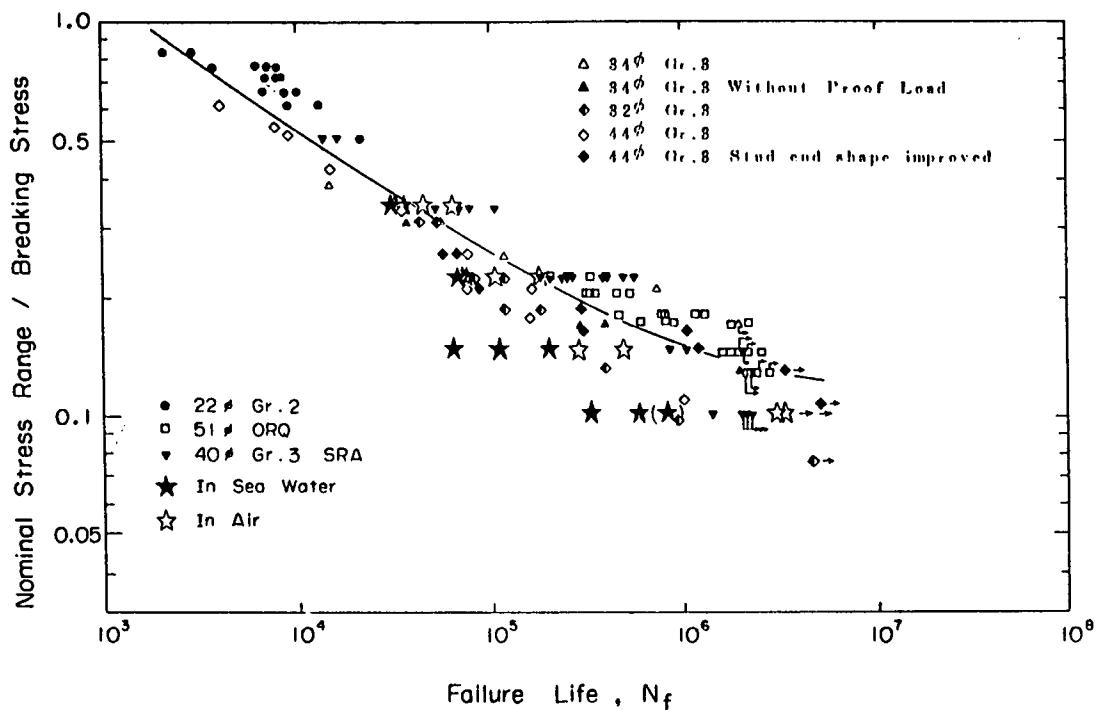
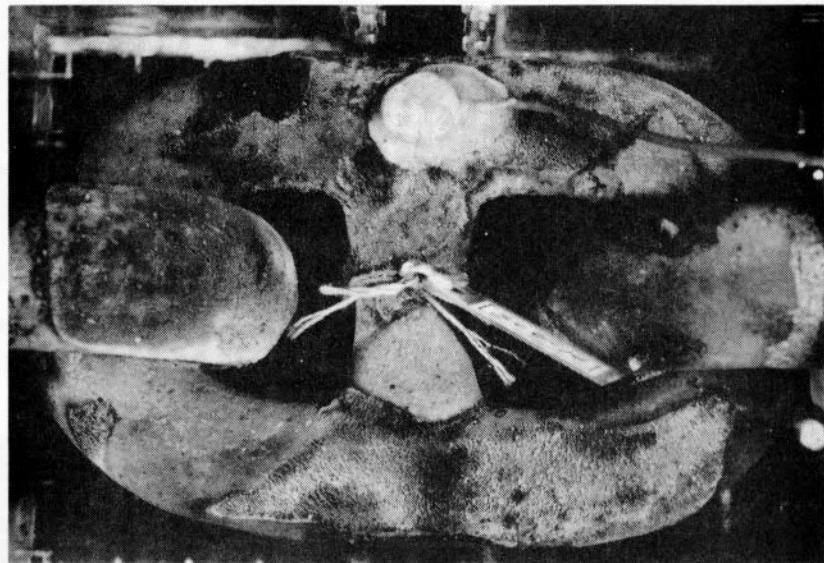
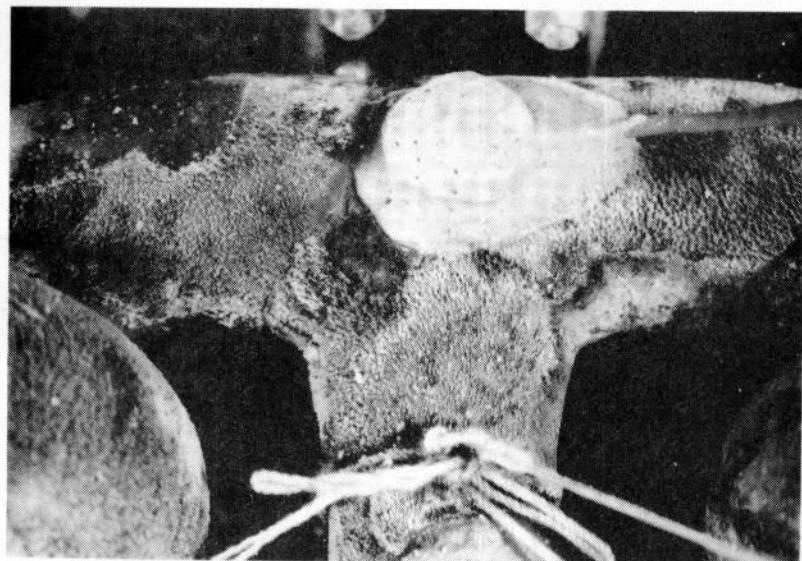


図3.3.1.10 チェーンの疲労強度

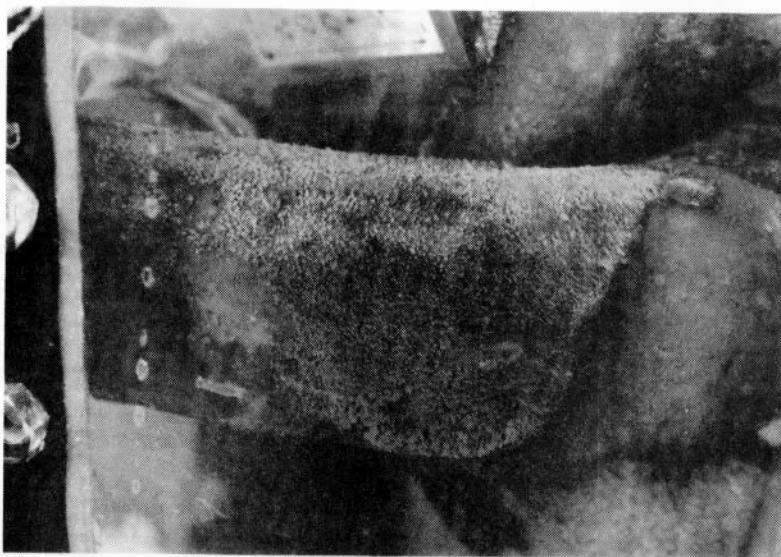
図3.3.1.11は腐食疲労試験中のチェーンリンクの表面状態を示す。腐食生成物がまだらに苔のように表面を覆っているのが観察できる。なおこの腐食生成物は、実海域においては潮流または波により洗い流されていると推定し、実験中、毎日1回ずつブラシで洗い落した。



(a) 全体を上から見たところ



(b) 上から見たところ(部分)



(c) 腐食槽の側面から見たところ

図 3.3.1.1-1 腐食疲労試験中のチェーン表面

(5) チェーン材料の疲労強度

チェーンの疲労強度を評価する基準を得るために、チェーン用丸鋼と耐力試験後のチェーンのそれから、図3.3.1.1.2に示す砂時計形試験片(WES規格⁴⁾による)を切り出し疲労試験を行った。

チェーン用丸鋼の場合はその中心から試験片を切り出し、チェーンの場合は図3.3.1.1.3に示す要領で切り出した。試験は10トン油圧サーボ式疲労試験機を行い、試験片のくびれ部の径方向ひずみを制御して、0.1~0.5Hzの繰り返し速度で実施した。ただし一部長寿命のものについては、荷重制御とし、1~2Hz程度の繰り返し速度で実施した。亀裂の観察は、拡大率10倍の工学顕微鏡を用いて行い、長さ0.1~1mmの亀裂を発見した時点を亀裂発生寿命(N_c)と定義した。表3.3.1.5に疲労試験結果を示す。また、図3.3.1.1.5にチェーン本体から切り出した試験片の結果を、図3.3.1.1.6にチェーン用丸鋼からのものの結果をそれぞれ示す。図中、縦軸は試験片軸方向のひずみ振幅を、横軸は亀裂発生寿命を示す。

また、図中2つの直線は、弾性ひずみ振幅および塑性ひずみ振幅と、亀裂発生寿命との関係を、対数軸上で最小2乗法により直線回帰したものである。図3.3.1.1.4と図3.3.1.1.5とを比較すると、弾性ひずみ振幅と亀裂発生寿命との関係はチェーン用丸鋼とチェーン切出材とで差がないが、塑性ひずみ振幅と亀裂発生寿命との関係は、チェーン切出材の方がわずかに疲労強度が低くなっている。

表3.3.1.5 チェーン材料の疲労試験結果

試験片 No	弾性歪振幅 ϵ_{ea}	塑性歪振幅 ϵ_{pa}	全歪振幅 ϵ_{ta}	亀裂発生寿命 N_c	N_c 時亀裂長さ (mm)	破断寿命 N_f
FB-1	0.00372	0.0325	0.0362	79	—	96
	2	0.00304	0.0122	405	0.3	612
	3	0.00240	0.00286	6436	0.2	10440
	4	0.00332	0.0170	229	0.3	343
	5	0.00268	0.00556	2317	0.3	2821
	6	0.00224	0.00183	7376	0.1	23829
	8*	0.00210	—	24270	0.3	32110
	10*	0.00186	—	—	—	256140
FM-2	0.00292	0.00653	0.00945	2306	1.0	2367
	3	0.00298	0.0123	550	1.0	564
	4	0.00397	0.0511	53	—	54
	6	0.00202	0.00182	17783	0.5	18583
	8	0.00253	0.0208	168	0.3	271
	9	0.00220	0.00300	8840	0.3	12400
	5*	0.00124	—	—	—	>2212000
	7*	0.00186	—	27207	0.3	42290
	10*	0.00149	—	—	—	>2247000

(注) FB- : チェーン切出し材

FM- : チェーン用丸鋼

* : 荷重制御試験

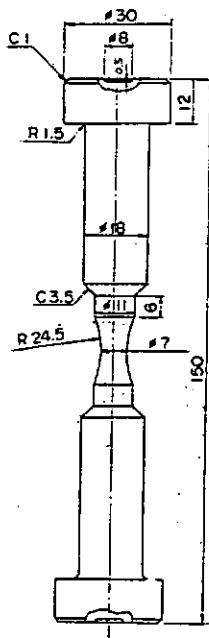


図 3.3.1.12 砂時計形試験片

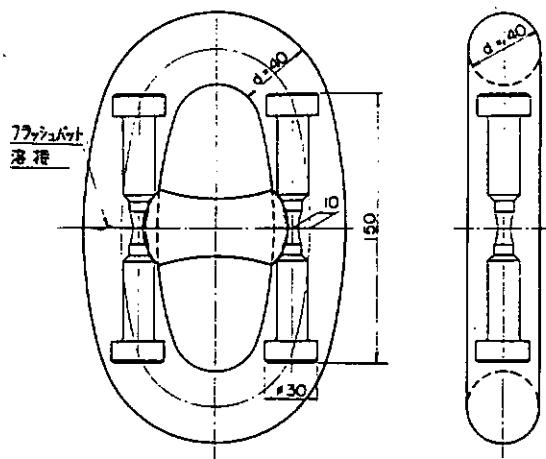


図 3.3.1.13 砂時計形試験片切出要領

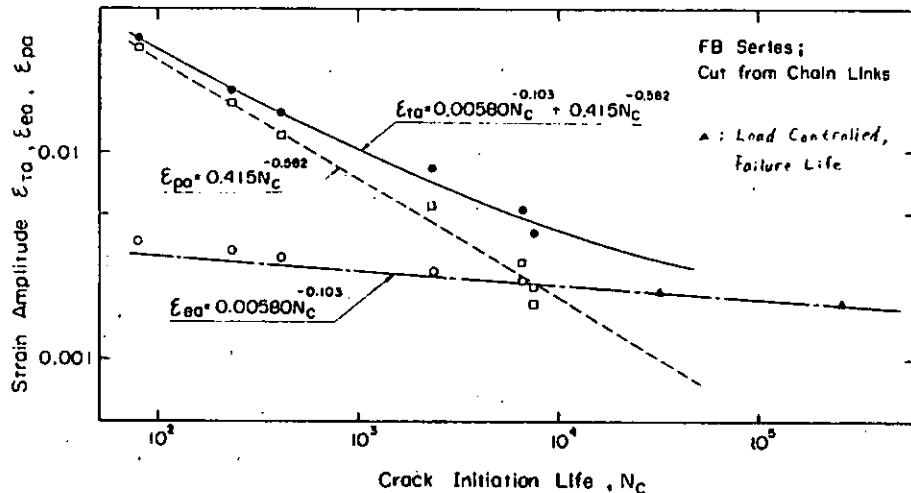


図 3.3.1.14 チェーン切出材の疲労試験結果

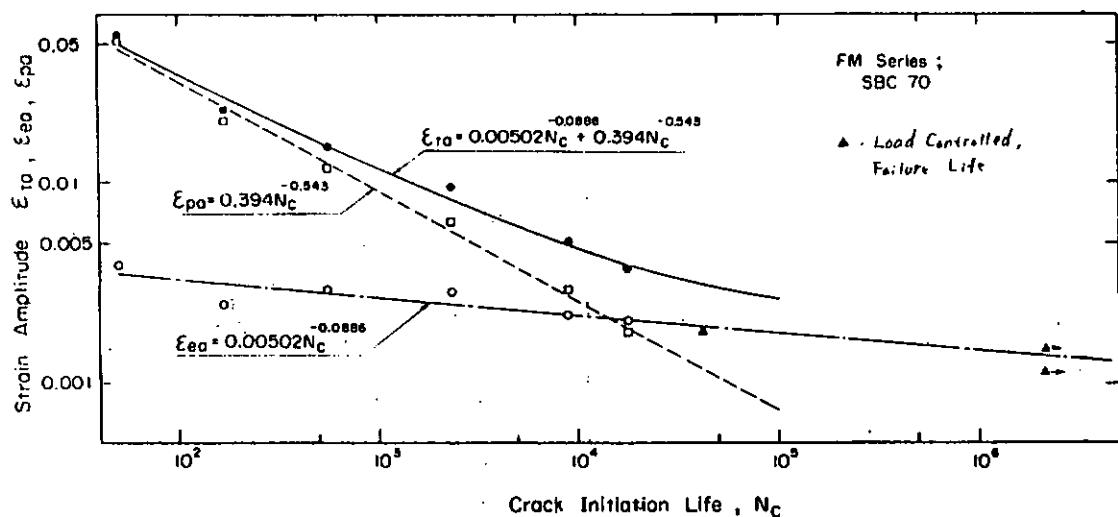


図 3.3.1.15 チェーン用丸鋼の疲労試験結果

(6) 考 察

(a) 疲労強度に及ぼす腐食の影響

図 3.3.1.9 に示したように海水腐食環境がチェーンの疲労強度に及ぼす影響は非常に大きい。一方昨年度の報告書でも触れた浅野らの研究⁵⁾によれば、人工海水中に供試チェーンを 7か月間浸漬した後空気中で疲労試験を実施したもののは結果は、1.5か月間腐食疲労試験を行ったものの結果より高い強度を示しており、腐食と疲労との被害はそれが単独に作用する場合の和よりはるかに大きく明白な相乗効果を示していることがわかる。この疲労被害を促進する効果は、複雑な化学反応の結果であり簡単に表現することはむずかしいが大要以下のようであると考えられている。¹⁾

- (i) 金属が腐食液に接すると電位が生ずる、もし金属が全く等質なものならば電位差はどこでも等しくなり腐食はおこらないが、金属組織が残留ひずみなどの局部的な不均一さのためいわゆる局部電池を形成し部分的に腐食が進行する。その結果表面に多くのピットが形成されそれが応力集中の原因となって疲労亀裂の発生を早める。
- (ii) 引張応力は金属の電位をより卑にする傾向があるので繰り返し応力の存在は腐食を促進する。
- (iii) 金属は空気中にあっては割合安定な酸化皮膜でおおわれているが腐食液中にあっても腐食生成物が金属表面をおおって金属と溶液との電気化学的反応を抑制する場合が多い。しかし金属に機械的ひずみが繰り返し作用すると、この腐食生成物を取り除くことになり結果として腐食を促進する。
- (iv) 疲労亀裂が発生すると、その底部では酸化剤である溶存酸素が、腐食反応のため消費されて外部より少なくなり、ここに一種の濃淡電池を形成し、亀裂内部で腐食が進行する、いわゆるすきま腐食と言われる現象を起こす。

(b) pH と腐食電位の変化

もっとも実験期間の長くかった SCC 13 ~ 15 の腐食疲労実験中、供試チェーンの電位と人工海水の pH を計測した。その結果を図 3.3.1.16 に示す。横軸は実験日、縦軸は人工海水に対するチェーンの飽和甘こう電極基準電位 (SCE) および人工海水の pH を示す。

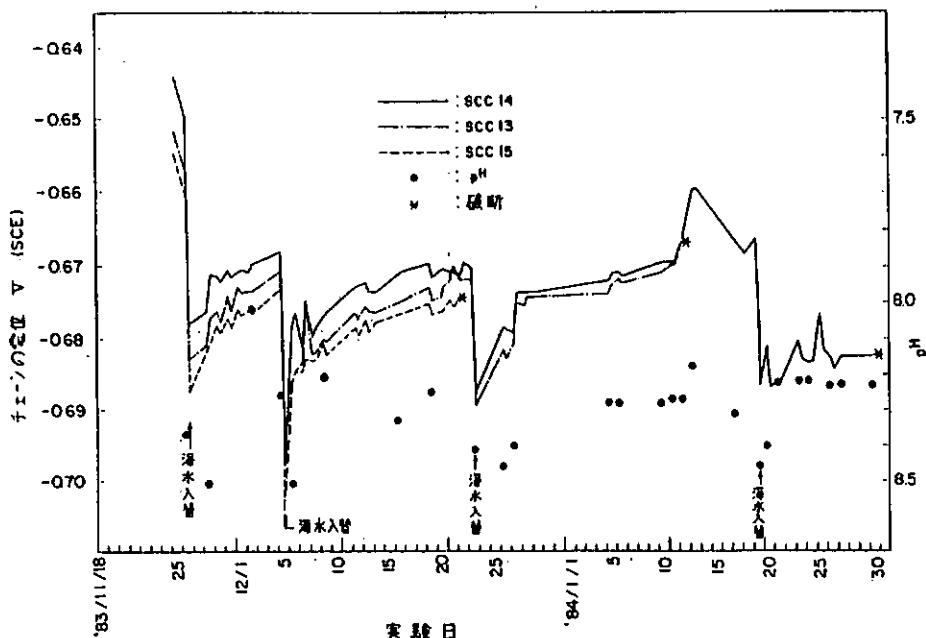


図 3.3.1.16 チェーンの電位と海水の pH の変化

人工海水は pH 8.2 になるように調整したが、このとき用いた pH メータのセンサーの不調に気付かず、実際にはおよそ pH 8.7 程度になっていたことが後に判明した。

図 3.3.1.16 によれば、新しい海水 (pH 8.7)に入れ換えると、pH が増加（アルカリ側）し、電位はマイナス側へ増加する。その後徐々に pH は減少（中性側）し電位もゼロ側へ移動する。1.5 ~ 4 週間ごとに海水を入れ換えたのに伴ってこの現象が繰返している。

pH と電位 (V) との関係

を図示すると図 3.3.1.17 の

ようになる。海水入換前後の変化の激しいところで得られたデータや、実験の最終段階（1月20日以後）のデータ（図中○印）を除くと、pH と電位との間には、図中の直線で示した、

$$V = -0.17 - 0.06 \text{ pH}$$

の関係が成り立っている。これは、一般に pH 1 の増加に対して電位が -60 mV 变化するといわれていることと良く一致する。すなわち人工海水の pH がチェーンの電位の変化を引き起こしていると言つて良い。ここで以下の 2 点が問題となる。

- i) pH はなぜこのような変化を見せるか。
 - ii) pH および電位の変化は腐食速度に影響しないか。
- ii) に対しては、3.3.2 に述べる如く海水中の腐食において、腐食速度に対しては溶存酸素濃度が支配的であり、pH のこの程度の変化は問題にならないと考えて良い。

i) に対しては、次に示す確認試験を行った。すなわち、図 3.3.1.18 に示すように、A1、A2 の 2 個のプラスティック容器にそれぞれ 7 l の人工海水を入れ、A1 タンクには鉄片を投入し、A1 タンクには 2,400 ml/分 A2 タンクには 800 ml/分の空気を定期的に吹き込んだ。この状態で海水の pH の変化を調べた。海水は pH 8.2 のものを使用した。比較のために密封して保存してある海水の pH も併せて計測した。結果を図 3.3.1.19 に示す。

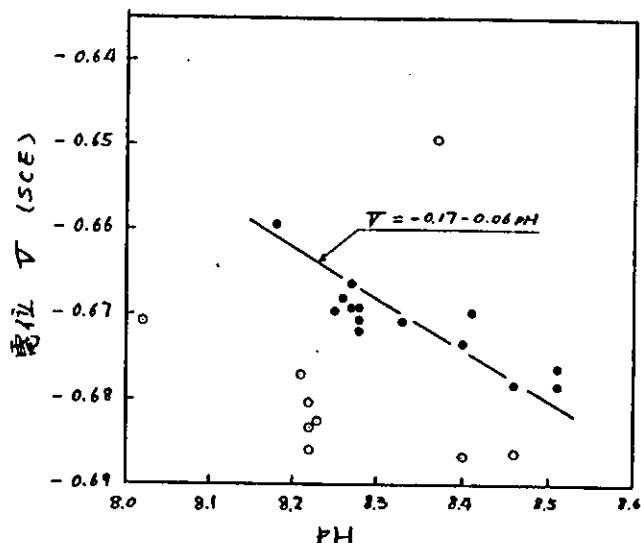


図 3.3.1.17 pH と電位の関係

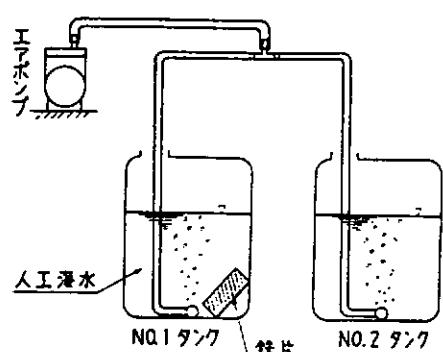


図 3.3.1.18 pH の変化の実験

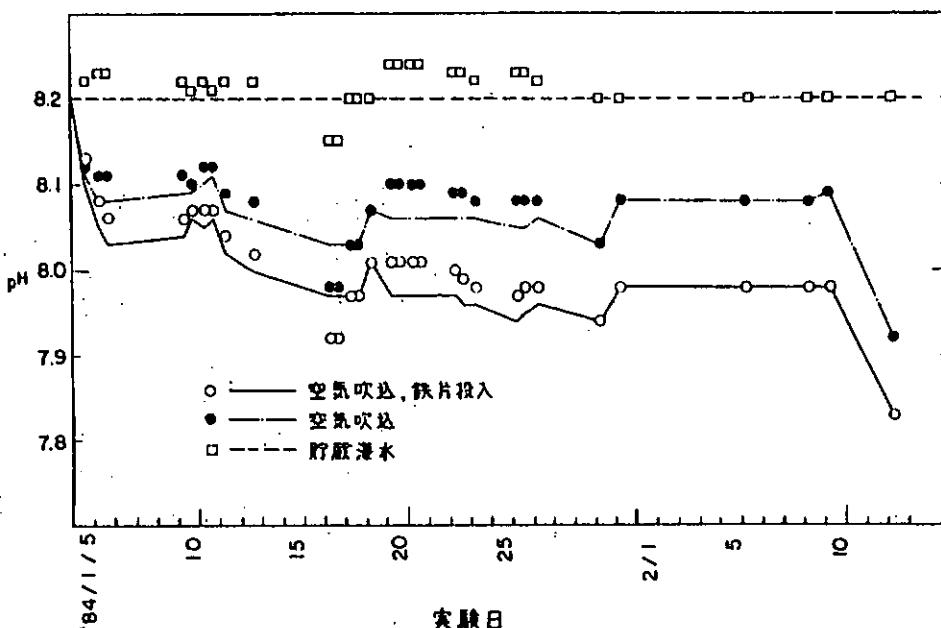
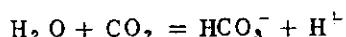


図 3.3.1.19 pH 変化の実験結果

これによれば貯蔵海水の pH もわずかに変化している。しかし、その量はわずかであり変化も方向性も持たないことから、この pH の変動の原因は計測側の問題であると考えて、その分だけ計測値を補正すると、図中の折れ線のようになる。このように空気の吹き込みによって pH が徐々に低下して行くのは、空気中の炭酸ガスが海水に溶け込んで



の反応により弱酸性化するためであると理解されている。

一方、鉄片を投入したものとしないもので有意差があるが、空気吹き込み量の差によるとも考えられる。しかしながらここではこれ以上のことは不明である。いずれにせよ、pH のこの程度の差は金属の腐食に差を及ぼさないと考えて良い。

参考文献

- 1) 腐食防食協会編：「金属防錆技術便覧」，1978
- 2) ASTM D-1141-52
- 3) 日本造船研究協会第 187 研究部会報告書，1983
- 4) 日本溶接協会「溶接構造用金属材料及び溶接金属のひずみ制御方式による低サイクル疲労試験法」(WES 1101-1978)，1978
- 5) 浅野皓三他：「チェーンの疲労強度」、NK 係留研究委員会資料、1982

3.3.2 腐食量の調査

海洋で使用される係留鎖は、海水による腐食作用を受けて強度が低下することから、適切な防食法、または、腐食代をとることが必要である。本項では、海洋環境における腐食の特徴についての調査結果を示すとともに、鎖の腐食量についての調査結果を概説する。

(1) 一般鋼材の海洋環境における腐食の特徴

図 3.3.2.1 に、英国、オランダで行われたパイプの腐食実験結果¹⁾を示す。図の縦軸は海の深度を表わし、横軸は腐食率を示す。この結果によると、飛沫帯と平均干潮位近辺がもっとも厳しい腐食環境となっていいる。飛沫帯は、波しぶきによる濡れと乾燥とが繰り返されることから腐食が促進される。一方、干満帶では、潮の干満による浸漬と露出が繰り返されることから飛沫帶と同様の環境となり腐食が促進される。しかしながら本実験のように海中から空中まで連続して存在する試験体では、干満帶とその直下の海中部との間に酸素濃度の濃淡による電位差が生じ、干満帶より、むしろ、平均干潮位近辺での腐食のほうが厳しくなる。この関係は、図 3.3.2.2 に示す、連続した鋼片（図中実線）と分割した鋼片（図中破線）の腐食実験結果にも良く現われており、連続した鋼片では干満帶の腐食は少なく、分割した鋼片では、干満帶の腐食が激しくなっている。

浸水部において鋼材の腐食に影響を及ぼす環境因子としては、1) 流速、2) 塩分濃度、3) 水温、4) 溶存酸素濃度、5) 水素イオン濃度 (pH)、6) 海中生物 等が挙げられる。図 3.3.2.3 には、太平洋における塩分濃度、水温、溶存酸素濃度、pH の水深方向の分布を示す。これらの諸因子の中で腐食に対しもっとも支配的な因子は溶存酸素濃度であり、溶存酸素濃度が増大すると腐食量も増大する。図 3.3.2.4 には、3 図と同一海域での鋼の腐食速度と水深との関係を溶存酸素量とともに示す。鋼の腐食速

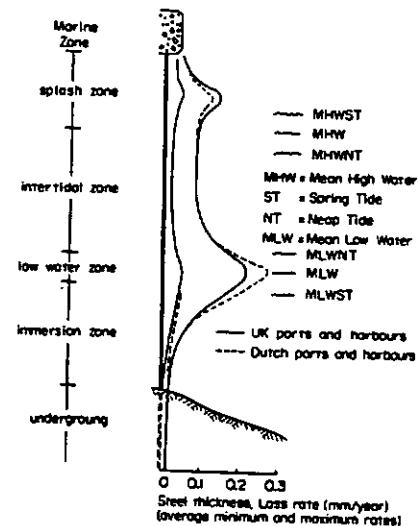


図 3.3.2.1 Distribution of steel pile corrosion as a function of marine exposure zone and marine fouling¹⁾

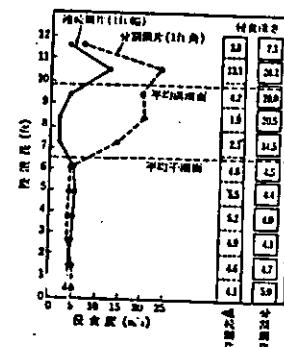


図 3.3.2.2²⁾ 海中浸漬鋼片の侵食度分布
(Kure Beach, 151 day)

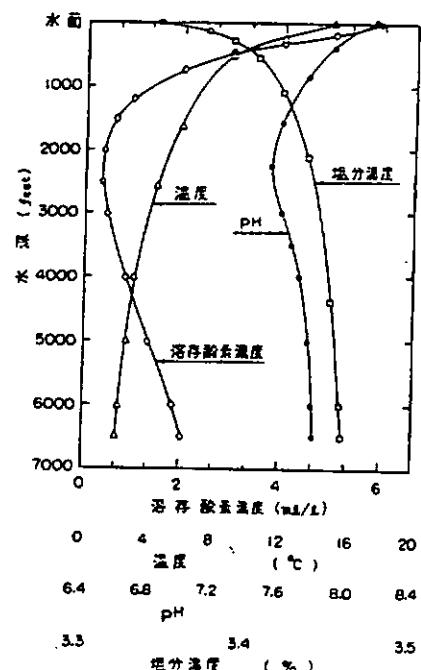


図 3.3.2.3 海水の諸量の水深方向分布(太平洋)³⁾

度は、溶存酸素量と一対一の対応をしており、
2000 ft ~ 3000 ft 水深で最も腐食速度が遅
くなり、水深がより深くなるにつれて速度は速
くなっている。

この傾向は、太平洋の方が大西洋よりはなは
だしいと言われている。²⁾

流速が速くなれば、鋼材表面への酸素の供給
量が多くなり腐食を促進させる。

水温の上昇とともに腐食は促進される。ただ
し、深海における腐食は、先にも述べたように
溶存酸素との関係で考えなければならない。

水素イオン濃度の効果は、低い pH で腐食が
促進されるが、一般に海水中での pH は 7.5 ~
8.3 程度であり、ほとんど影響がないと言えよ
う。²⁾

(2) チェーンの腐食量

チェーンの腐食量について公表されたデータはほとんどない。ここでは、日本鋼管で実施した実験結果を示す。⁴⁾

福山沖に設置された浮遊式海洋構造物モデルの係留用チ
ェーンの腐食量を計測した。チェーンは呼び径 2.4 mm の第
二種チェーン、全長 2.4 m のものを使用した。

図 3.3.2.5 に 4 年間におけるチェーンの径の最大減肉状
況を示す。図中・印は無処理のチェーンを示し、○印は亜
鉛めっきを施したチェーンを示す。また、図 3.3.2.6 には、
腐食後のチェーンの外観写真を示す。亜鉛めっきを施すと
多少の防食の効果はあるものの大きな改善は望めない。局
部腐食を含めた最大腐食量は、4 ~ 5 mm / 年、平均腐食量
は、0.3 ~ 0.7 mm / 年となり、無防食のチェーンの寿命は
2 ~ 3 年であると考えられる。

三重県南島町に設置された浮消波堤の実験模型の係留用
チェーン（呼び径 2.2 mm、水長 4.6 m、第三種チェーン）
についての腐食量の調査も行われた。この実験では、浮体、
シンカー両者に Al アノードを設置し、電気防食を施した。

1 年 6 ヶ月後に図 3.3.2.7 に示す点で外径測定を行った
結果、1 ~ 8 点での腐食量は 0.055 ~ 0.060 mm / 年、9 ~
10 点（他のリンクとの接触部）で 0.557 ~ 0.579 cm / 年
といった値を得ることができ、防食方法が有効であること
が示された。

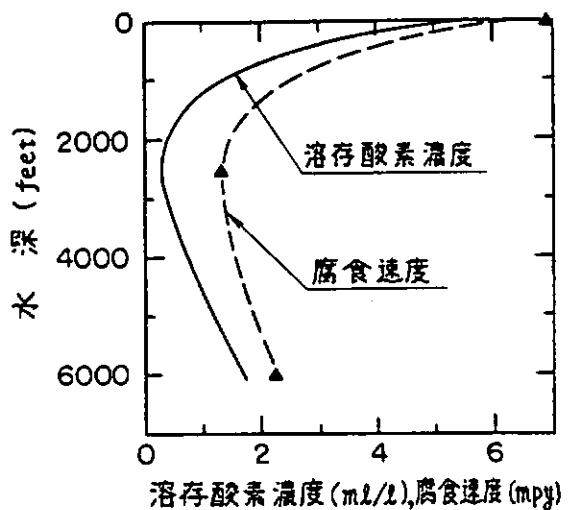


図 3.3.2.4 鋼の腐食速度の水深による変化

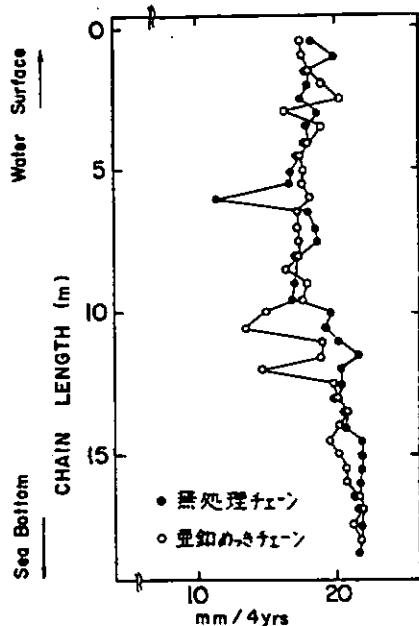


図 3.3.2.5 チェーン径の最大減肉状況

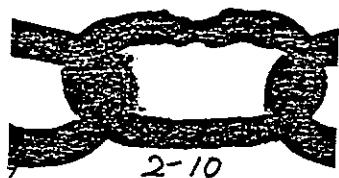


図 3.3.2.6 腐食後のチェーンの外観

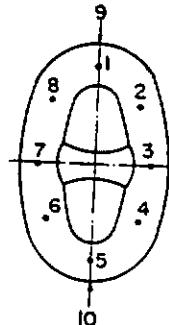


図 3.3.2.7 計測点

参考文献

- 1) Sanga, T. : "Work done in the field of marine corrosion by C. E. C executive committee F2
『Corrosion and Surface Protection』", Int. Conf. on Steel in Marine Structure, in Paris, OCT. 1981
- 2) 腐食防食協会編 : 「金属防蝕技術便覧」、1978
- 3) Reinhart, F. M. : "Corrosion of metals and alloys in the deep ocean", U. S. Naval Civil Eng.
Lobo. , Feb. , 1976 -
- 4) 日本鋼管社内資料 : 未発表

3.3.3 鎖の脆性破壊に関する実験

(1) 実験の目的

北海で稼動したオイル・リグの係留チェーンによる事故調査報告がDet norske Veritas ¹⁾からなされている。その調査結果を表3.3.3.1に示す。これをみると、チェーン製造時のオーバー・ヒートあるいは溶接の不具合による欠陥が起因で脆性破壊したものが多くみられる。オーバー・ヒートによる欠陥は論外としても、小さな溶接欠陥は、現在の技術では不可避と思われる。また、長期間使用されると、腐食孔が生じ、その腐食孔を起点に、疲労クラックが発生し、それがある大きさにまで進展すると、チェーン・リンクの母材部といえども、条件によっては、脆性破壊する。

本実験は、多く使用されている API 規格の 76φmm-ORQ (Oil Rig Quality) チェーンおよび NK 規格の同サイズの G . 3 チェーン(焼入焼戻処理)について、それぞれ母材部、溶接部がどの程度の切欠靱性を有するかを調べることを目的とした。

(2) 実験方法

同一チャージの棒鋼を使用した 76φmm-ORQ および G . 3 チェーンを使用した。それら供試チェーンの使用棒鋼の化学成分を表3.3.3.2に示す。

a) 機械的試験

供試チェーン・リンクの母材部、溶接部から切出した JIS 14号引張試片および JIS 4号衝撃試片を採取し、常温での引張試験を行なうとともに、シャルピー試験を行なった。

b) 3 リンク・チェーンの低温切欠引張試験

試験体の形状を図 3.3.3.1 に示す。同図でわかるように、溶接部に 2 mm 幅の切込みを入れ、その先端に、0.15 mm 幅 × 3 mm 深さの機械ノッチを付け、総切欠深さ、L を種々変えた。この試験は、溶接部の韌性を調べる目的であるが、試験部に曲げ応力が付加しないように、母材部にも、2 mm 幅 × L 深さの切込みを入れた。この試験体の切欠部に熱電対を埋込み、写真 3.3.3.1 に示す冷却槽に入れて、アルコールとドライアイスで冷却した。30 分以上、-35 °C に冷却した後、速かに、写真 3.3.3.2 に示すように、1,200 トン引張試験機にセットし、破断させ、破断時の温度、破断荷重を記録した。

c) COD (Crack Opening Displacement) 試験

チェーン・リンクの母材部、溶接部から、図 3.3.3.2 に示す試験片をそれぞれ 10 本ずつ切出し、種々の温度で試験した。そして、図 3.3.3.3 に示す V_c 、 V_p および破断荷重 (P) を求めた。これらの試験法は、BS 5762-1979 に準じた。

(3) 実験結果および考察

a) 機械的実験

各チェーン材の引張性質を表 3.3.3.3 に示す。ORQ チェーン材は、G・3 チェーン材より引張強さは高いが、耐力は G・3 チェーン材の方が高く、熱処理の差がみられる。

図 3.3.3.4、3.3.3.5 は、ORQ、G・3 チェーン・リンクの母材部および溶接部のシャルピー遷移曲線を示す。これらは、すべて 3 点の平均値を示したものであるが、バラツキは、小かった。ORQ と G・3 を比較すると、G・3 チェーン材の方が、母材部、溶接部とともにすぐれている。特に、ORQ チェーン材の母材部は、溶接部と大差がない。

b) 3 リンク・チェーンの低温切欠引張試験

各チェーンの -35 °C における切欠引張試験の結果を表 3.3.3.4 に示す。表中の切欠深さ (L) と破断荷重 (P) との関係を図 3.3.3.6 に示す。同図には、規格の保証破断荷重と耐力荷重を示す。これから、この 76 φ mm-ORQ チェーンは、-35 °C で、規格耐力を保証するのに、約 17 mm 深さの切欠きまで許容出来き、G・3 チェーンは、約 33 mm 深さの切欠きまで許容出来ることがわかる。先のシャルピー試験の結果にみられたように、G・3 チェーン、すなわち、焼準より焼入焼戻処理したチェーンの方が、切欠韌性はすぐれている。

写真 3.3.3.3 は、引張破断後の試験体の 1 例を示し、写真 3.3.3.4 は、ORQ と G・3 チェーン・リンクの破断面のマクロ写真の例を示す。写真 3.3.3.4 をみると、各チェーンとも、切欠深さは、ほぼ同じであるけれども、破面の様子は異なり、G・3 の方が複雑な破面をしている。この方が破断強度は高い。

表 3.3.3.4 の σ_N (Net Stress) の列をみると、ORQ の場合、切欠が深くなるほど、 σ_N は小さくなるが、もっとも小さい σ_N (65.6 kgf/mm²) でも、降伏点を超えており、試験部は全面降伏していることがわかる。したがって、写真 3.3.3.4 では、よくわからないけれども、切欠先端は、延性き裂の後、脆性き裂に移行したものと考えられる。G・3 の場合は、それが端的で、切欠きが深くなるほど、 σ_N が大きくなっている、切欠先端での塑性拘束の強いことがわかる。

以上の結果から、いずれのチェーンも、この条件では、低応力破壊しないことがわかる。したがって、破壊力学でいう K_c 値は求められない。

c) COD 試験

試験結果を表 3.3.3.5、3.3.3.6 に示す。クリップ・ゲージで測定した切欠の開口量 (V_p)、切欠き深さ (a_{AVE})、破断荷重 (P) から COD (δ_c) を求める計算式は、BS 5762-1979 に規定されている次式を用いた。

$$\delta_c = \frac{K^2 (1 - \nu^2)}{2\sigma_y E} + \frac{0.4 (W - a) V_p}{0.4W + 0.6a + Z} \dots\dots\dots (3.3.3.1)$$

ここで

$$K = \frac{Y \cdot P}{B \cdot W} \dots\dots\dots (3.3.3.2)$$

σ_y : チェーン材の降伏点

B : 試片の厚さ

W : 試片の高さ

Z : クリップ・ゲージの取付け高さ (= 3 mm)

Y : Stress intensity coefficient (表で与えられている。)

それぞれの δ_c を試験温度に対して図示すると、図 3.3.3.7、3.3.3.8 のようになる。これらをみてわかるように、一般に知られているように非常にバラツキが大きい。このバラツキは、試験のやり方によるものもあるが、鋼中の微小な靱性の不均一さに基づくものの寄与が大きいと考えられる。すなわち、試片のクラック先端の一部でも、脆弱な微小部分に位置すれば、 δ_c は小さくなるし、反対に、クラック先端のどこもが靱いと、 δ_c は大きくなる。そのため、安全性の点から、鋼材の靱性を δ_c で評価するに、その最低値でみる。図 3.3.3.7、3.3.3.8 中の実線と破線は、それぞれ母材部と溶接部の各温度における δ_c の最低値を結んだものである。これらの曲線と図 3.3.3.4、3.3.3.5 に示した母材部と溶接部とのシャルピー遷移曲線とは、よく似た傾向を示しており、この場合、ORQ、G.3 チェーン・リンクの母材部、溶接部とも、相対的な靱性比較なら、わざわざ COD 試験をしなくとも、シャルピー試験で十分であるといえる。

しかし、よく知られているように、シャルピー試験結果からは、使用条件における許容欠陥の大きさが規定出来ない。 δ_c からは、それが可能である。そこで、破壊力学により、上記の δ_c 、mm から、それぞれの許容欠陥の大きさを次に求める。

²⁾ Burdekin らのデザイン・カーブを用いると、平面応力状態において、 δ_c と欠陥サイズ (a_c) との関係は次のように表わされている。

$$\frac{\delta_c}{2\pi e_y a_c} = \begin{cases} = \left(\frac{e}{e_y}\right)^2 & \frac{e}{e_y} \leq 0.5 \\ = \left(\frac{e}{e_y}\right)^2 - 0.25 & \frac{e}{e_y} \geq 0.5 \end{cases} \dots\dots\dots (3.3.3.3)$$

ここで

e : 負荷によるひずみ

e_y : 鋼材の降伏ひずみ

大きな鋼板に微小な欠陥 (a) がある場合は、この式によって、その鋼板の δ_c 、mm から、その安全性が確認出来るし、また、最大許容欠陥 (a_c) が推定出来る。このデザイン・カーブを棒鋼からなるチェーンに適用する。

³⁾ 棒鋼において、写真 3.3.3.4 に示したような切欠がある場合、引張荷重下の応力拡大係数 K は、木内らによって、次式が導出されている。

$$K = \{ 1.12 + 0.30 \left(\frac{L}{D} \right) - 6.63 \left(\frac{L}{D} \right)^2 + 23.13 \left(\frac{L}{D} \right)^3 \} \sigma_G \sqrt{\pi L} \dots\dots\dots (3.3.3.4)$$

ここで

σ_G : 負荷時の公称応力

L : 切欠き深さ

一方、鋼板の場合は、

$$K_c = \sigma_G \sqrt{\pi a_c} \quad \dots \dots \dots \quad 3.3.3.5$$

もし、3.3.3.4式における棒鋼と3.3.3.5式における鋼板が、全く同じ破壊靱性を有するものとすれば、(3.3.3.4)式から求められる K_c と(3.3.3.5)式で求められる K_c とは同じはずである。したがって、

$$K_c = \sigma_G \sqrt{\pi a_c} = \{ 1.12 + 0.30 \left(\frac{L_c}{D_c} \right) - 6.63 \left(\frac{L_c}{D_c} \right)^2 + 23.13 \left(\frac{L_c}{D_c} \right)^3 \} \sigma_G \sqrt{\pi L_c} \quad \dots \dots \quad (3.3.3.6)$$

この(3.3.3.6)式に(3.3.3.3)式から求められる a_c を代入すれば、 δ_c と L_c との関係が求められる。

ここで、図3.3.3.7、3.3.3.8から求めた各温度での δ_c 、 σ_c を用いて、負荷を規格耐力(307トン)にしたときの最大許容切欠深さ L_c を求め、図示すると図3.3.3.9のようになる。

同図において、-35℃における各チェーンの溶接部の最大許容切欠深さは、ORQチェーンが約3mm、G.3チェーンで約2.4mmとなる。これらは、図3.3.3.6の結果とは、大いに異なる。その原因の第1は、図3.3.3.6が機械ノッチで求めたものであり、図3.3.3.9が疲労ノッチから求めたもので、両者の切欠の鋸さが異なることがある。ハイテン50~60における機械ノッチと疲労ノッチによる破壊靱性値の差は、温度にして約30℃
4)といわれている。

それを考慮して、図3.3.3.9の-5℃における最大許容切欠深さを読み取ると、ORQチェーンが約1.5mm、G.3チェーンが約2.8mmとなる。これらと図3.3.3.6から読み取った値とを比較してみると、図3.3.3.6の結果の方が、まだ若干大きい。これは、Burdekinらのデザイン・カーブが、安全側にあるためと考えられる。

実際のチェーン係留を考えると、表3.3.3.1に示されたようなチェーン製造時の欠陥は、その成因から考えて、欠陥の先端は、それほど鋸くなく、図3.3.3.6で十分に安全性が予測されると考えられる。したがって、著しく大きな欠陥がないかぎり、現在使用されているチェーンは、十分に安全である。また、チェーンは、全長にわたって、耐力試験が行なわれる所以、著しい欠陥は、そこで発見されるはずである。

しかし、係留が長期になる場合、疲労クラックが入り、それが起因となって、脆性破壊するであろう。この場合、チェーンの製造時の欠陥は、疲労クラックの発生を早める働きをするので、やはり欠陥はなくすべきである。しかし、製造時の微小欠陥が不可避であるとすれば、微小欠陥サイズと疲労クラック発生時期との関係および疲労クラックの進展速度等を明らかにするとともに、大きな疲労クラックをも許容しうる高靱性のチェーンが必要となる。

(4) 結 言

以上の実験結果から、現在多く使用されている70kgf/mm²級チェーンの切欠靱性を評価すれば次のような。

- 1) 先端の鋸さが機械ノッチ程度の欠陥であれば、-35℃であっても、耐力荷重は、各チェーン別に、次のような欠陥深さまで保証出来る。

ORQチェーン 約1.7mm

G.3チェーン 約2.3mm

- 2) 疲労が進展したクラックであれば、-35℃において、耐力荷重を配証するに、各チェーン別に、次のクラック深さまで、許容される。

ORQチェーン 約3mm

G.3チェーン 約2.4mm

ただし、これらの値は、Burdekinらのデザイン・カーブを基にしたものであって、安全側にある。

- 3) ORQチェーンとG.3チェーンとの切欠靱性を比較すると、G.3チェーンの方がすぐれている。

これは、化学成分が同一であるので、熱処理の差であって、焼単より焼入焼戻し処理の方がよい。

参考文献

- 1) A. Berg, A.Taraldsen : OTC, (1980), OTC3813
- 2) Dawes M. G. : Welding Journal Research Supplement. Vol. 53 (1974), 369.
- 3) 木内晃、青木満、小林真人、池田一夫 : 鉄と鋼, Vol. 68 (1982)、1830.
- 4) 日本溶接協会編 : 溶接継手のぜい性破壊発生に対する欠陥の評価方法、WES 2805 - 1983.

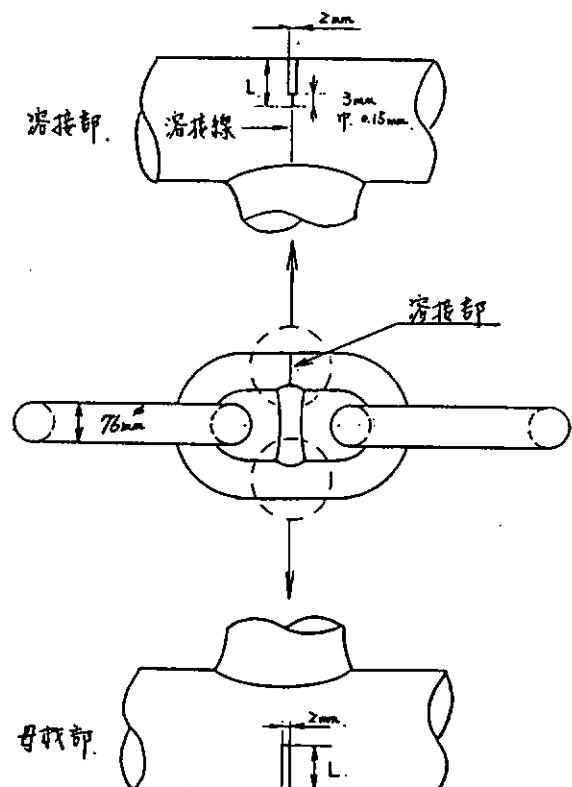


図 3.3.3.1 3 リンクチェーンの切欠引張試験片

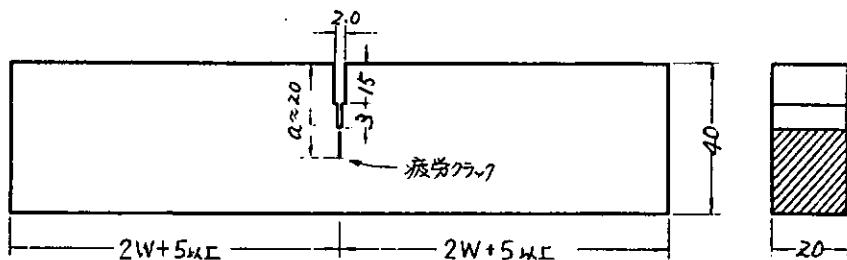


図 3.3.3.2 チェーン・リンクから切出した COD 試験片

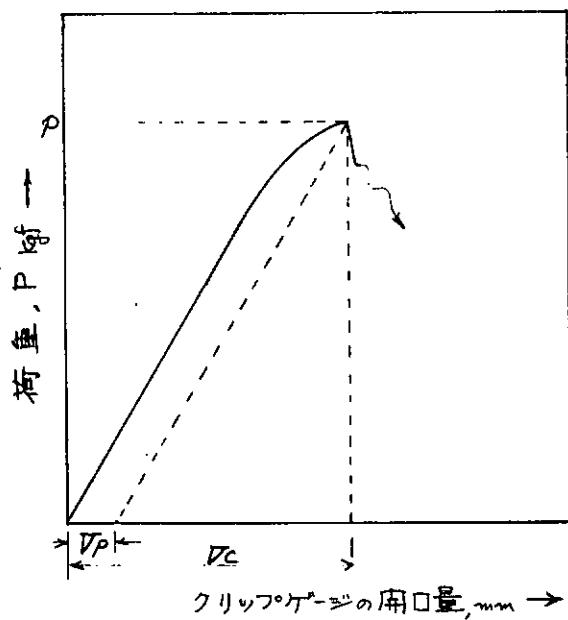


図 3.3.3.3 COD試験における V_c , V_p の定義

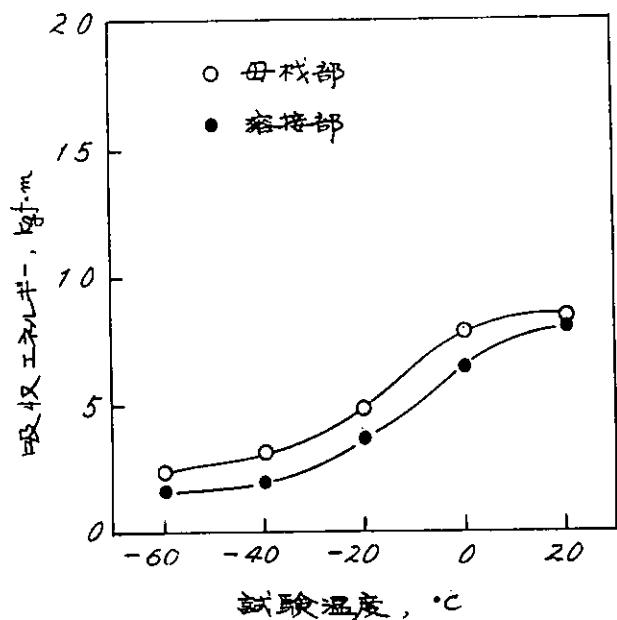


図 3.3.3.4 76φ mm - O R Q チェーン(焼準処理)から
切出した2mm V シャルピー試片の試験結果

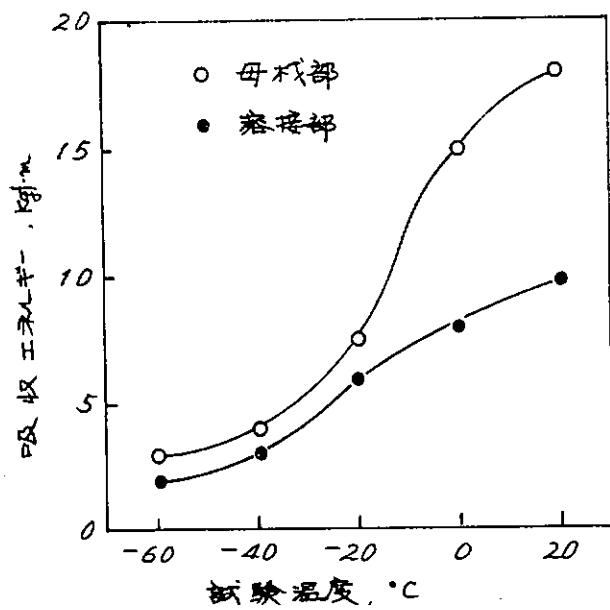


図 3.3.3.5 76φ mm - G.3 チェーン(焼入焼戻し処理)から
切出した2mm V シャルピー試片の試験結果

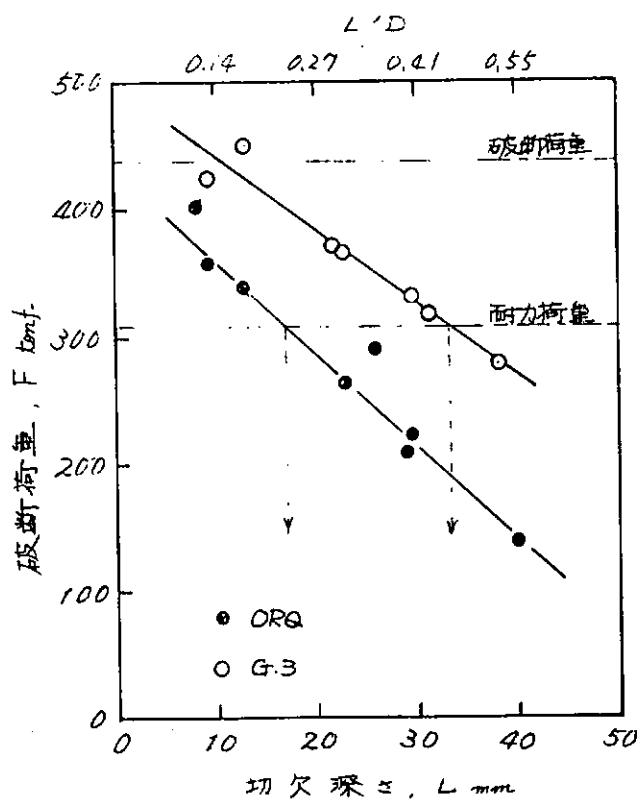


図 3.3.3.6 各チェーンの-35°Cにおける切欠引張試験結果

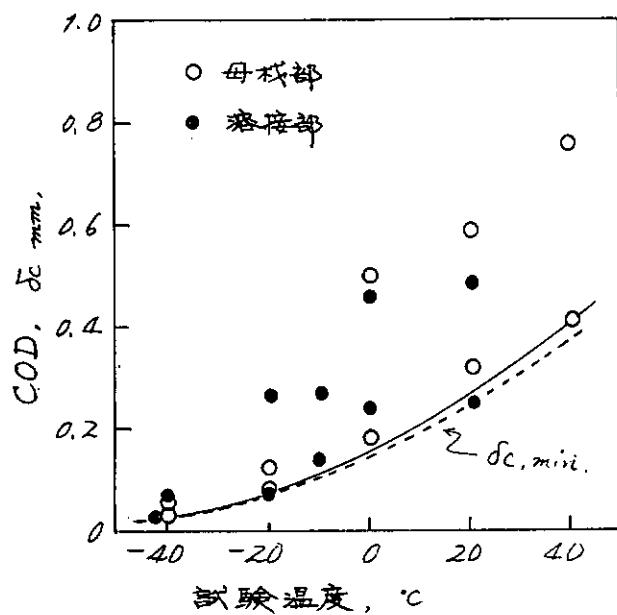


図 3.3.3.7 76φ_{mm}-ORQ チェーンから切出した試片の各温度における COD 値

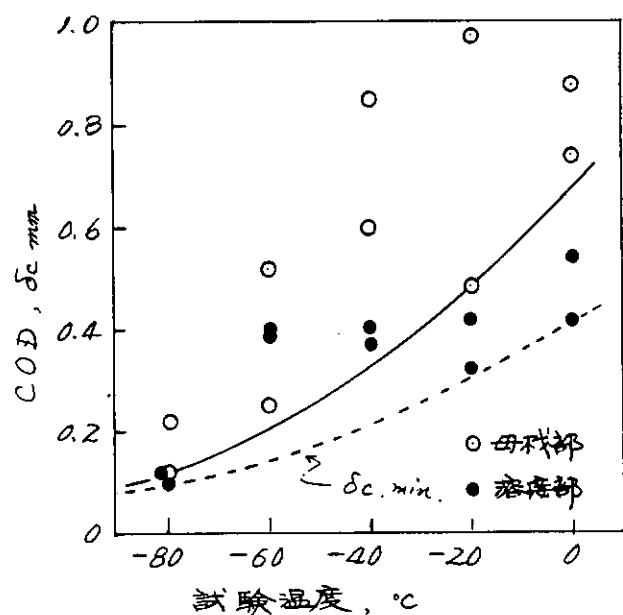


図 3.3.3.8 76φ_{mm}-G.3 チェーンから切出した試片の各温度における COD 値

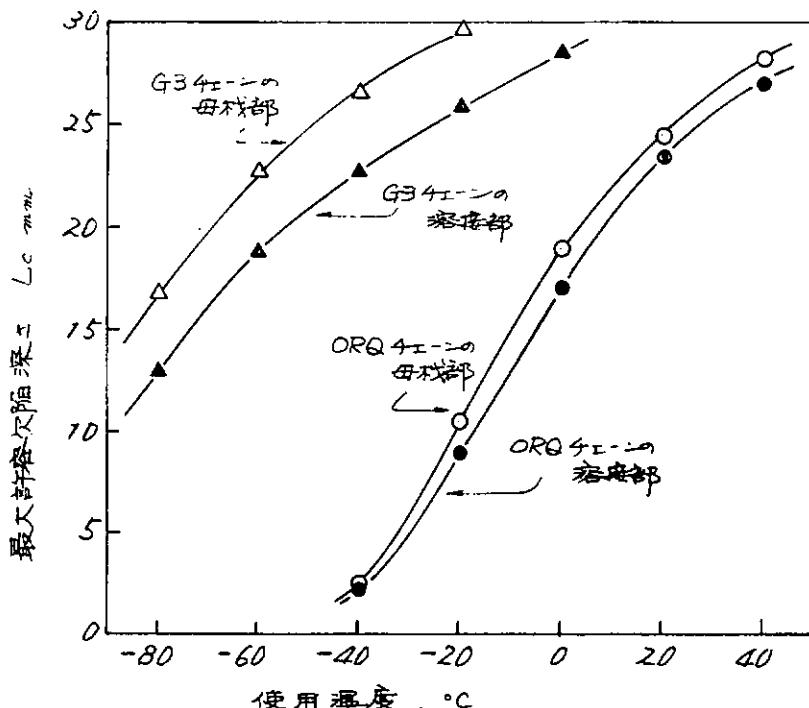


図 3.3.3.9 各チェーンの Min.COD ($\delta_{c,\min}$) から計算した各温度での最大許容欠陥深さ

表 3.3.3.1 1976.8～1980.1間に Det. n. Vで調査した係留チェーンの事故例

POSITION OF LINK	LINK REGION	TYPE OF DEFECT	DEFECT DEPTH	TOUGHNESS CHARPY-V at °C	FRATURE LOAD KIPS
AT SEA	BEND	OVERHEATING	40 mm		
AT FAIRLEAD	WELD	WELD DEFECT	5 mm	NL WELD: 30 J	275
AT FAIRLEAD	NEAR WELD	CRACK	5 mm	140 J	375
AT SEA	BEND	OVERHEATING	20 mm		290
AT FAIRLEAD	WELD	WELD DEFECT	3 mm		150
AT FAIRLEAD	WELD	WELD DEFECT	5 mm	33 J	275
AT SEA	BEND	OVERHEATING	17 mm		430
AT SEA	BEND	OVERHEATING	—		—
AT SEA	BEND	OVERHEATING	16 mm		800
AT FAIRLEAD	STUD WELD	BRITTLE HAZ	.5 mm	15 J (15)	ca. 100
AT FAIRLEAD		LINK LOST		NL: 36 J	150
AT FAIRLEAD		LINK LOST		NL: 213 J	
AT FAIRLEAD	BEND	NO DEFECT	0	40 J	225
AT CHASER	STUD WELD	BRITTLE HAZ	.5 mm	13 J (18)	150
AT FAIRLEAD	WELD	WELD DEFECT	10 mm	53 J	260

表3.3.3.2 供試チェーンの化学成分(%)

C	Si	Mn	P	S	Al
0.32	0.29	1.87	0.025	0.013	0.029

* 表3.3.3.3 供試チェーンリンクから切出した試片の引張性質

種類 (熱処理)	採取位置 %R	引張強さ kgf/mm ²	耐力 kgf/mm ²	伸び %	絞り %
ORQ (焼準)	母材	73.5	48.4	23	66
	溶接	73.4	45.6	19	60
G.3 (焼入焼戻)	母材	71.7	51.1	25	68
	溶接	71.2	51.0	22	66

* JIS 14号引張試験片

表3.3.3.4 各チェーンの-35°Cにおける切欠引張試験結果

種類	切欠 L mm	径 D mm	L/D	破断荷重 F _破 kgf	断面積 S ₀ mm ²	F/S ₀ σ_G kgf/mm ²	実断面積 S _N mm ²	F/S _N σ_N kgf/mm ²
ORQ	8.0	7.3	0.11	402	4590	87.6	4310	93.3
	8.6	7.3	0.12	357	4540	78.6	4210	84.8
	12.7	7.3	0.17	340	4640	73.3	4100	82.9
	23.3	7.4	0.31	265	4650	57.0	3410	77.7
	25.7	7.3	0.35	292	4670	62.5	3380	86.3
	29.0	7.4	0.39	208	4630	44.9	2990	69.6
	29.4	7.4	0.40	225	4710	47.8	2900	77.6
	40.0	7.4	0.54	141	4720	29.9	2150	65.6
G.3	8.7	7.0	0.12	426	4460	95.5	4120	103.4
	12.6	7.0	0.18	453	4380	103.4	3780	119.8
	21.5	7.3	0.29	374	4520	82.7	3400	110.0
	23.0	7.1	0.32	370	4450	83.1	3120	118.6
	29.5	7.3	0.40	334	4580	72.9	2870	116.4
	31.2	7.1	0.44	320	4530	70.6	2580	124.0
	38.0	7.3	0.52	280	4520	61.9	2040	137.3

表3.3.3.5 76φ-ORQ チェーンから切出した試片によるCOD試験結果

種類	ノッチ深さ		試験温度 ℃	破断荷重 kgf	Vc mm	Vp mm	COD δc mm
	aMAX. mm	aAVE. mm					
ORQ 母材	20.4	20.3	40	3950	1.8	1.4	0.41
	20.2	20.2	40	4070	3.0	2.8	0.76
	21.0	20.9	20	3375	1.4	1.2	0.32
	20.6	20.6	20	3625	2.5	2.2	0.59
	20.5	20.5	0	3275	1.0	0.6	0.18
	20.2	20.1	0	3540	2.2	1.9	0.50
	20.6	20.5	-20	3050	0.7	0.4	0.13
	20.5	20.4	-20	3000	0.6	0.3	0.09
	20.7	20.7	-40	2330	0.3	0.1	0.03
	20.8	20.7	-40	2860	0.4	0.1	0.06
ORQ 溶接	20.7	20.6	20	3600	1.4	1.0	0.25
	19.6	19.5	20	3760	2.2	1.7	0.49
	21.6	21.4	0	3775	2.1	1.7	0.46
	20.9	20.7	0	3525	1.1	0.8	0.24
	20.5	20.5	-10	3250	0.7	0.4	0.14
	19.9	19.8	-10	3850	1.2	0.8	0.27
	21.5	21.2	-20	2450	0.5	0.2	0.07
	20.7	20.6	-20	3175	1.3	0.9	0.26
	21.0	20.8	-40	1985	0.2	0.1	0.02
	20.9	20.7	-40	2825	0.5	0.2	0.07

表 3.3.3.6 76φmm-G.3 チェーンから切出した試片によるCOC 試験結果

種類	ノッチ深さ		試験温度 ℃	破断荷重 Pkgf	Vc mm	Vp mm	COD δcm
	$\alpha_{MAX.} mm$	$\alpha_{AVE.} mm$					
G.3 母材	20.8	20.7	0	4800	3.2	2.7	0.74
	21.0	21.0	0	4625	3.9	3.4	0.87
	20.2	20.1	-20	5125	4.1	3.5	0.97
	19.9	19.9	-20	4285	2.0	1.6	0.48
	20.6	20.5	-40	4550	2.5	2.2	0.60
	20.5	20.4	-40	4050	3.5	3.2	0.85
	20.8	20.7	-60	4490	2.3	1.9	0.52
	20.3	20.3	-60	4300	1.1	0.8	0.25
	20.5	20.4	-80	4350	1.1	0.7	0.22
	20.5	20.4	-80	3775	0.7	0.3	0.12
G.3 溶接	20.9	20.7	0	4300	2.4	2.0	0.54
	20.7	20.6	0	4150	1.9	1.5	0.41
	20.8	20.7	-20	4200	1.4	1.1	0.32
	21.0	20.9	-20	4300	2.0	1.5	0.42
	21.0	21.0	-40	4075	1.7	1.3	0.37
	20.5	20.5	-40	4175	1.9	1.4	0.40
	21.0	21.0	-60	4235	1.8	1.4	0.38
	20.3	20.2	-60	4300	1.7	1.4	0.40
	20.9	20.8	-80	3950	0.6	0.3	0.11
	20.3	20.3	-80	3700	0.6	0.3	0.10

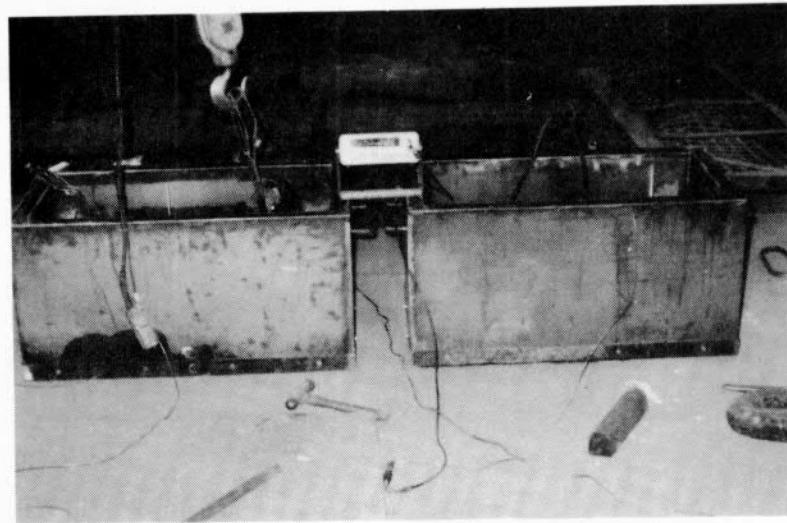


写真 3.3.3.1 3リンクチェーン試験体の冷却

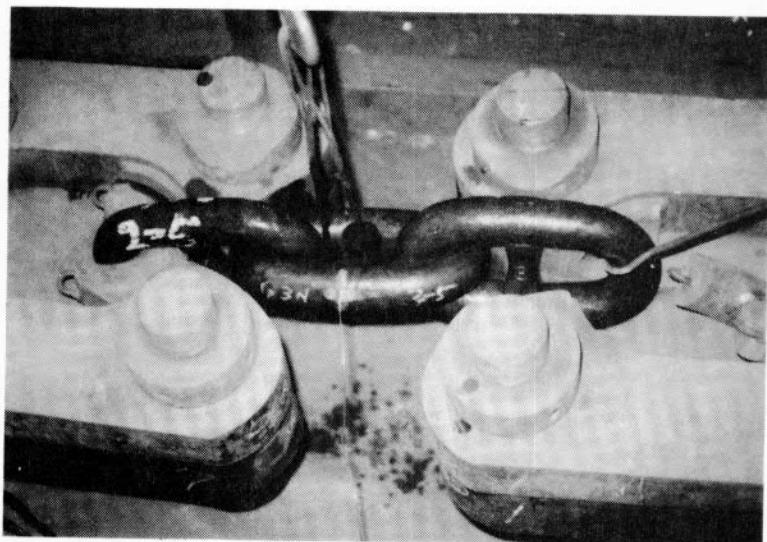


写真 3.3.3.2 引張試験の状況

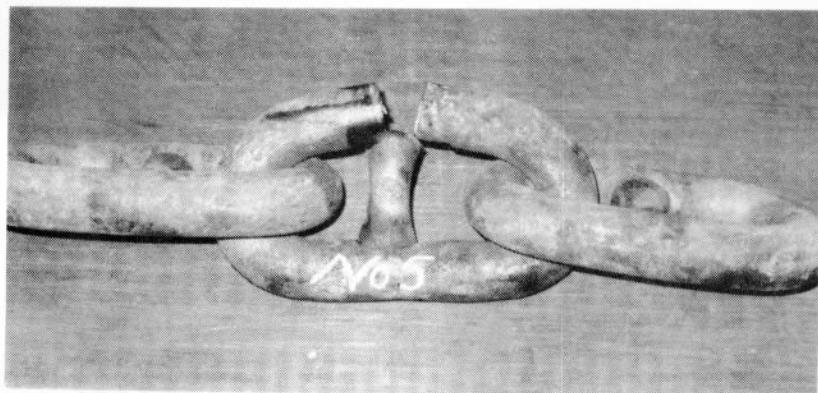
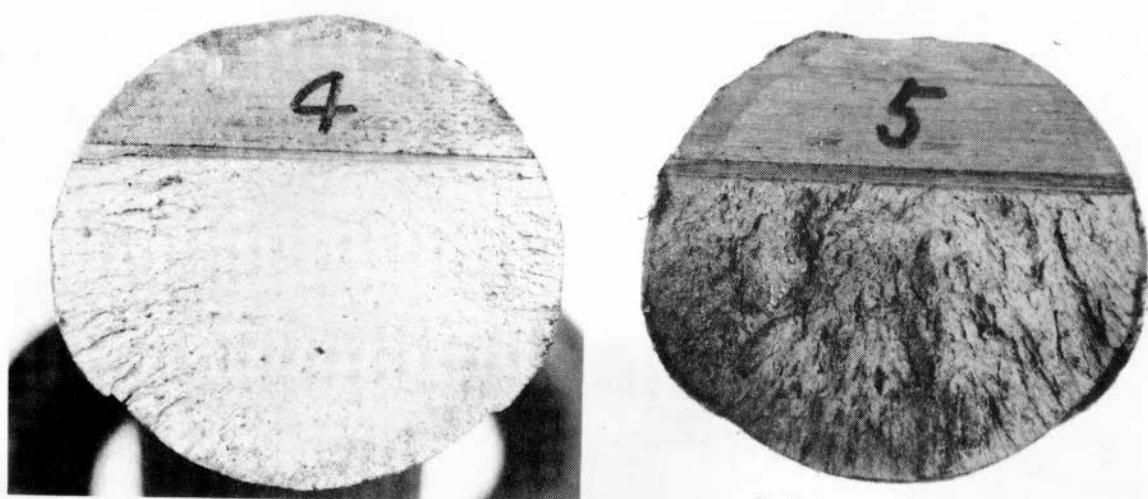


写真 3.3.3.3 引張破断後の試験体



ORQ チェーン (L=23.3)

写真 3.3.3.4 破断面のマクロ写真の 1 例

G.3 チェーン (L=23.0)

第4章 設計指針の調査検討

4.1 自然環境条件の検討

4.1.1 海上風の設定法

浮遊式海洋構造物の設計外力（特に係留設計）の一つに風外力がある。風の構造と風抗力の準定常的取扱い手法について、¹⁾ 56年度成績報告書において概説されている。ここでは、既存のデータから海上風を設定する具体的な手法について調査した結果についてまとめる。

海上風（設計風速）の設定は次のような手順で実施される。

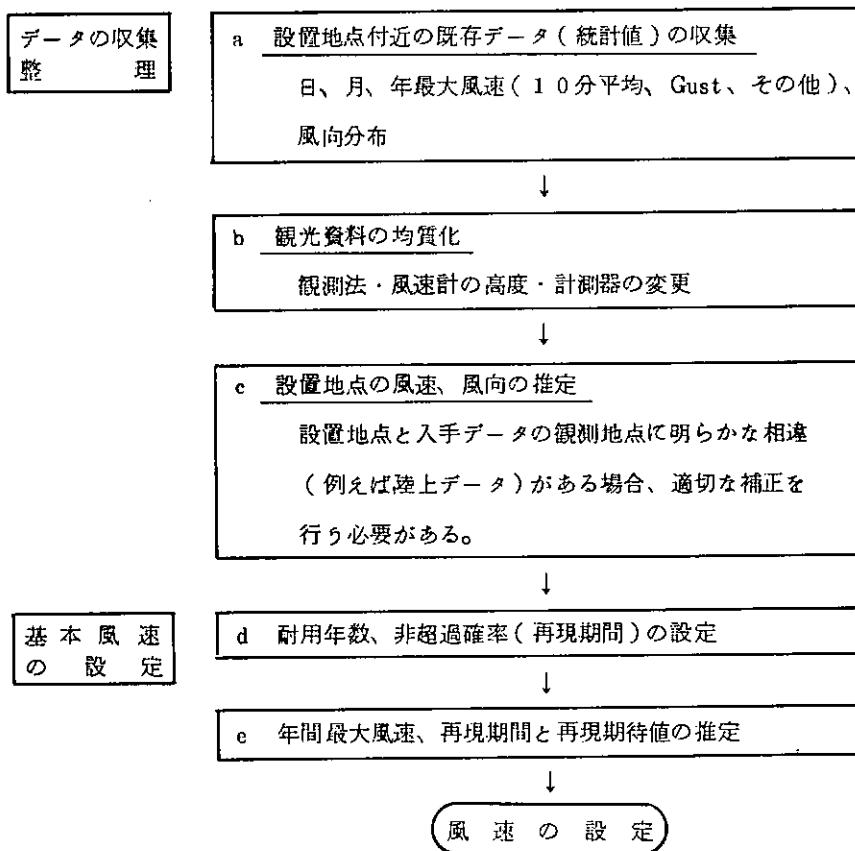


図4.1.1.1 風速設定概略手順

以下に各段階での具体的手法、留意点について述べる。

(a) 設定地点付近の既存データの収集

既存の観測データを収集する場合、気象官署（気象庁、海洋気象台、海上保安庁等）の原簿の他に、各種の刊行物がある。²⁾ これらは沖合波浪に関するものであるが風のデータも含まれている。

(b) 観測資料の均質化

わが国の気象観測では、風速の測定方法が数度変わっている。³⁾ 1940年1月1日から観測時刻前10分間の平均値を用いているが、それ以前は正時前20分間の平均値であったし、1時間平均のことがあった。また1925年1月1日から1948年まではロビンソン風速計4杯型による風速に0.7を掛けて修正し、1949年～1959年は風洞

実験による係数補正がある。

1960年以後は三杯風速計に切り替え、これを基本としている。さらに風速計の高度変更による補正(例えば後述の補正式による)も考慮する必要がある。

ある観測時間内における最大瞬間風速 U_{max} と平均風速 \bar{U}_{10} の比 ($G = U_{max} / \bar{U}_{10}$) を突風率(ガストファクタ-)と定義すると、変動風速 v が定常不規則時系列である場合には、平均風速を含む最大瞬間風速の期待値は次式で表わされる。

$$U_{max} = \overline{\max (\bar{U}_{10} + v)} = \bar{U}_{10} - \bar{v}_{max} = \bar{U}_{10} \left(1 + g \frac{\sqrt{\bar{U}^2}}{\bar{U}_{10}} \right)$$

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

$$\nu = \left(\int_{-\infty}^{\infty} f^2 S_u(f) df / \int_{-\infty}^{\infty} S_u(f) df \right)^{1/2}$$

$$\bar{U}^2 = \int_{-\infty}^{\infty} S_u(f) df$$

但し、 r : オイラー定数

g : 平均ピーク係数

T : 平均時間 (sec)

ν : 見掛け周波数(ゼロアップクロス) (Hz)

$S_u(f)$: 変動風速のパワースペクトル

\bar{U}_{10} : 基準高さ 10 m の平均風速

したがって、

$$G = U_{max} / \bar{U}_{10} = 1 + g \frac{\sqrt{\bar{U}^2}}{\bar{U}_{10}}$$

Davenport のスペクトルを用いると

$$G = 1 + g \sqrt{6k}$$

但し k : 地表面摩擦係数(波面の立つ開けた水上では 0.001 ~ 0.002、開けた草原では 0.003 ~ 0.005)

平均風速 $\bar{U} = 10 \sim 60 \text{ m/s}$ に對し見掛け周波数 ν は Davenport スペクトルを用いると次のようになる。但し、 f は 4 Hz で打切り、分散は $\bar{U}^2 / (KU_{10}^2) = 5.8 \sim 5.9$ (理論値 6.0) である。

表 4.1.1.1 Davenport スペクトルによる見掛け周波数 ν

\bar{U}_{10} (m/s)	10	20	30	40	50	60
ν (Hz)	0.3650	0.4628	0.5327	0.5893	0.6378	0.6807

したがって定常状態での各種平均時間に對する平均風速 U_{10} (T) の関係は、最大風速が等しいとして次式で表わすことができる。

$$\frac{U_{10}(T_1)}{U_{10}(T_2)} = \frac{1 + \sqrt{6k} (\sqrt{2 \ln \nu T_2} + 0.5772 / \sqrt{2 \ln \nu T_2})}{1 + \sqrt{6k} (\sqrt{2 \ln \nu T_1} + 0.5772 / \sqrt{2 \ln \nu T_1})}$$

上式を用いて 10 分平均風速と 20 分平均風速、1 時間平均風速の関係をもとめると次の様になる。

表 4.1.1.2 各種平均風速の関係 (k = 0.003)

平均風速 U_{10} (m/s)	10	20	30	40	50	60	70
3秒平均風速	1.23	1.28	1.27	1.27	1.27	1.26	1.33
10分平均風速	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.04	1.06
20分平均風速	1.03	1.03	1.03	1.02	1.02	1.02	—
1時間平均風速	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0	1.0

風速の高度による変化に対しては一般に対数法則か、べき乗法則が用いられる。一例として文献⁸⁾で採用した方法を次に示す。

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

但し U_z : 高度 z m の風速

U_{10} : 高度 10 m の風速

α : 分布を定める指數 (草原及び海岸地方では $1/10 \sim 1/7$)

(c) 設置地点の風速、風向の推定

設置地点における風の統計値がない場合、周辺の観測地点の資料との相関関係から換算係数を求め、これにもとづいて設置地点の風速等を推定する必要がある。この場合、地形因子等も考慮する必要がある。⁵⁾

海土における風速は付近の海洋における風速の 1.17 倍とすることが本州四国連結橋耐風設計指針⁶⁾で提案され、⁷⁾ 海洋工学ハンドブック TVP, 269 ている。また Myer 等はフロリダ州 Okeechobee 湖のハリケーンデータから 1.12 倍程度を示している。⁸⁾

(d) 風速の設定

年(月)最大風速を年(月)ごとに独立な不規則生起変量とすれば、特定の地点において「平均して何年に 1 度の強風」といった表現ができる。年(月)最大風速 V_T 以上の強風が平均して T 年に 1 度の割で生起することが期待されるとき T を再現期間、 V_T を T 年(月)再現期待値といいう。

年(月)最大風速 V_N の非超過確率 q (即ち年(月)最大風速 V の確率分布関数) と再現期間は次の関係にある。

$$T(V_T) = \frac{1}{1-q} = \frac{1}{1 - F_V(V_T)}$$

$$\text{但し } q = P_r(V \leq V_T) = F_V(V_T)$$

さらに、構造物の寿命を L 年(月)とすれば、L 年(月)中に V_T より大きな年(月)最大風速が生起しない確率は次のようになる。

$$Q = P_r(N > T) = q^L = \{ F_V(V_T) \}^L$$

$$\text{但し } N : 事象 } V \geq V_N \text{ が最初に生起するまでの年(月)数}$$

したがって、構造物の寿命 L 年(月)中に生起する年(月)最大風速が、T 年(月)再現期待値 V_T を起えない確率 Q は次式で表わされる。

$$T(V_T) = \frac{1}{1 - Q^{1/L}}$$

例えば構造物の寿命 L = 20 年、再現期間 T = 100 年とすると

$$Q = 0.818 \quad q = 0.99$$

となる。

年(月)最大風速 V の確率分布関数 $F_V(V_T)$ としては Gumbel 分布 (二重指数分布あるいは Fisher-Tippett

Type I) が適用される場合が多い。¹⁰⁾ 事実、風速の母集団分布が Rayleigh または Weibull 分布のような指数型であれば、それらの極値分布は必然的に Type I ¹¹⁾ になることが理論的にも説明できる。

Gumbel 分布関数は次式で表わされる。

$$F_V(x) = P_r [年最大風速 V \leq x]$$

$$= \exp \{ - \exp(-y) \}$$

$$\text{但し } y = a(x-b)$$

確率密度関数 $p(x)$ は

$$p(x) = \frac{dF_V(x)}{dx} = a \exp(-a(x-b)) - e^{-a(x-b)}$$

平均値 \bar{X} 、分散 σ_x^2 は

$$\bar{X} = b + \frac{\gamma}{a}$$

$$\sigma_x^2 = \frac{\pi^2}{6a^2}$$

となる。

上述の $F_V(x)$ の両辺の 2 回対数をとると

$$x = b - \frac{1}{a} \ln \ln \frac{1}{F_V(x)}$$

となり、横軸に線形目盛りの x 、縦軸に線形目盛りの y 又は二重対数目盛りでの $F_V(x)$ を配した次図のような二重指數確率紙上にデータをプロットすれば、 $F_V(x) = 1/e = 0.364$ のときの x の値が b であり、直線の勾配が $1/a$ となる。

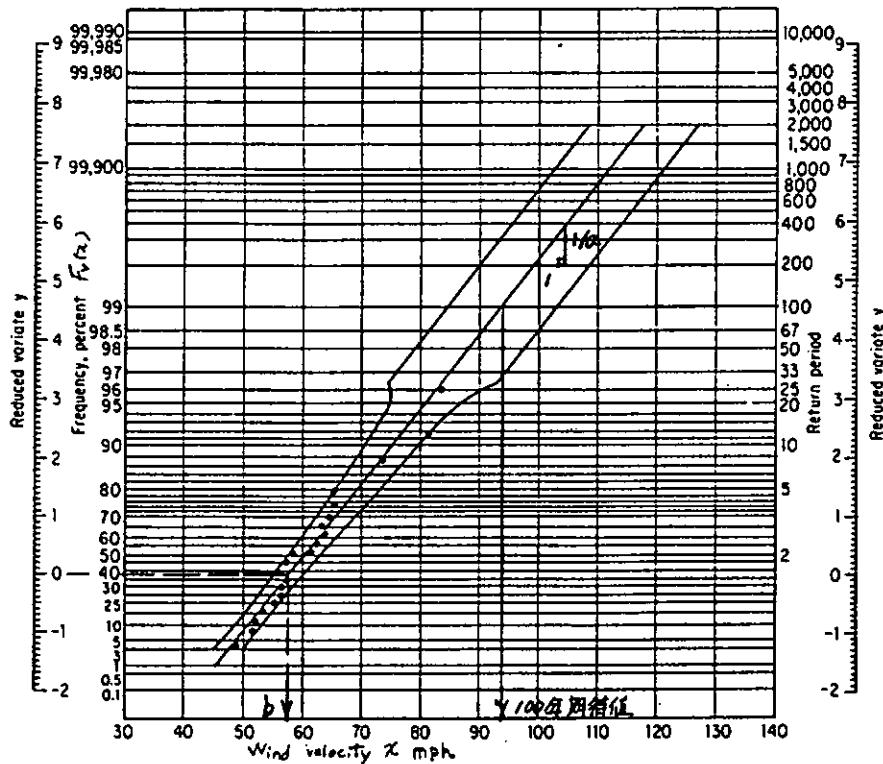


Fig. 12-11 Gumbel distribution in logarithmic plot.

図 4.1.1.2 年最大風速推定例 ¹²⁾

確率紙にプロットした N組の標本値から外挿によって任意の再現期間に対応する再現期待値を得ることができるが、この際の直線の当てはめにもいくつかの方法が提案されている。代表的なものとして(i) Gumbel の最小二乗法 (ii) Gumbel の積率法などがあるが、風速観測年数が大きくなない場合は積率法またはこれと同等な Gringorten の方法が良いとされている。
13) 耐風 P. 87

参考文献

- 1) 日本造船研究協会、第 187 研究部会 海洋構造物の深海係留に関する調査研究報告書、研究資料第 352 号、昭和 57 年 3 月
- 2) E C O R 日本委員会波浪委員会、海洋波浪の調査研究に関する現況報告書、昭和 50 年 12 月
- 3) 岡内功ほか、耐風構造、丸善、P. 34~35、昭和 52 年 5 月
- 4) Det norske Veritas, Rules for the Design, Construction, and Inspection of offshore Structures, Appendix A "Environmental Conditions", 1977
- 5) 3)と同じ P. 90~95
- 6) 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
- 7) Myers, J., J., et al., Handbook of Ocean and Underwater Engineering, McGraw-Hill,
P. 12-5~12-7, 1969
- 8) 安藤定雄ほか、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、船舶技術研究所報告
Supplement 164, P. 9, 昭和 58 年 3 月
- 9) 3)と同じ P. 80~82
- 10) 3)と同じ P. 78
- 11) Davenport, A. G., The Dependence of Wind Loads on the Meteorological Parameters, Proc. Int. Res. Seminar on Wind Effects on Buildings and Structures (Ottawa), Univ. of Toronto Press, 1967
- 12) Whittingham, H. E., Extreme Wind Gust in Australia, Commonwealth Australia, Bur. Meteorol. Bull. 46, 1964
- 13) 3)と同じ P. 87

4.1.2 實海面の波スペクトルのデータと表示式との比較

実海面における波浪は、有義波高や平均波周期が同じでも、スペクトルの形状が必ずしも一致しないことは良く知られている。ここでは、今まで提案された波スペクトルの表示式から代表的なものを選び、表示式から求められるスペクトルの形状と計測された実海面の波スペクトルの形状を比較してみる。

4.1.2.1 實海面の波スペクトル

実海面の波スペクトルとして、北大西洋において 1955 年から 1960 年にわたって Tucker 式波高計を装備した 2 隻の定点観測船によって計測されたデータ^{1), 2)} を用いる。これらのデータの発生頻度分布を表 4.1.2.1 に示すが、その中から発生頻度の高いものを中心に 5 種類のグループを選定し、それぞれのグループに対して代表的なものを 1~2 個、計 8 個の波スペクトルのデータを選定した。

4.1.2.2 波スペクトルの表示式³⁾

波スペクトルの表示式としては、外洋における完全発達波に対して通常良く用いられる ISSC 標準スペクトル

$$S(f) = \frac{0.11 H_{\eta_s}^2 T_{01}}{(T_{01} f)^5} \exp \left\{ -\frac{0.44}{(T_{01} f)^4} \right\} \quad (4.1.2.1)$$

f : 周波数 (1/s)

H_{η_s} : 有義波高 (m)

T_{01} : 0次および1次のモーメントから求められる平均周期 (s)

と、北大西洋における実測データに基づいて提案された Ochi-Hubble のスペクトル

$$S(f) = \frac{1}{4} \sum_{j=1}^2 \frac{\zeta_j^2 T_{pj} \left(\frac{4\lambda j + 1}{4} \right)^{\lambda j}}{T(\lambda j)(T_{pj} f)^{4\lambda j + 1}} \exp \left\{ -\frac{4\lambda j + 1}{4(T_{pj} f)^4} \right\} \quad (4.1.2.2)$$

を用いる。Ochi-Hubble の表示式は 6 個のパラメータを含んでおり、うねりが重複した場合等の特殊なスペクトル形状に対しても適用可能である。しかし、一般には有義波高と平均波周期等の限られた情報から実海面の波スペクトルを推定するが多く、その場合には Ochi-Hubble の 6 個のパラメータを決定することが困難となる。したがって、ここでは有義波高のみで決定される最も発生確率の高いパラメータ表示

$$\zeta_1 = 0.84 H_{\eta_s} \quad \zeta_2 = 0.54 H_{\eta_s}$$

$$T_{p1} = 8.98 \exp(0.046 H_{\eta_s}) \quad T_{p2} = 5.46 \exp(0.039 H_{\eta_s}) \quad (4.1.2.3)$$

$$\lambda_1 = 3.00 \quad \lambda_2 = 1.54 \exp(-0.062 H_{\eta_s})$$

を用いることとする。

なお、(4.1.2.1) 式で示した ISSC 標準スペクトルの表示式は、

$$T_{01} = 0.81 T_{H\eta_s} \quad (4.1.2.4)$$

の関係を用いると、Bretschneider-光易のスペクトル

$$S(f) = \frac{0.257 H_{\eta_s}^2 T_{H\eta_s}}{(T_{H\eta_s} f)^5} \exp \left\{ -\frac{1.03}{(T_{H\eta_s} f)^4} \right\} \quad (4.1.2.5)$$

$T_{H\eta_s}$: 有義波周期 (s)

にはほぼ一致する。

4.1.2.3 比較

9 個の実測波スペクトルを、ISSC および Ochi-Hubble の表示式から得られるスペクトルと比較して、図 4.1.2.1～図 4.1.2.8 に示す。実測スペクトルにはひとつのピークを有する標準型のものばかりではなく、ピークが平らなものや双峰型のもの（図 4.1.2.4、図 4.1.2.5）、さらに有義波高と平均波周期が、完全発達波に対する表示式である Pierson-Moskowitz 型スペクトルが与える関係

$$H_{\eta_s} = \frac{T_{01}^2}{14.9} = \frac{T_{02}^2}{12.6} \quad (4.1.2.6)$$

から大きくずれたもの（図 4.1.2.8）まで含まれている。したがって、ひとつのピークを有する標準型のスペクトルに対しては、ISSC、Ochi-Hubble の表示式は、ほぼその特徴を抱えているが、特殊な形状を有するスペクトルについては、その形状を正確には表しえない。

実海面における波浪は、その計測・解析の精度上の問題を有していること、および今回実施した比較の例が少な

いことから、ISSC、Ochi-Hubble の表示式の優劣についての評価を行うことはできないが、Ochi-Hubble のスペクトルの方が、ISSC 標準スペクトルよりも急峻なピークを有する傾向を示していることがわかる。また、図 4.1.2.1.0 でみたように、有義波高と平均波周期が(4.1.2.6)式の関係から大きくずれている場合には、有義波高と平均波周期が独立に指定できる ISSC 標準スペクトルが有効といえる。

実海面における波浪は、必ずしも完全発達波ではなく、うねりの重複や複雑な成長過程のために、種々の形を有する波スペクトルが生じる可能性がある。したがって、何らかの仮定の下に提案された各種表示式が、実海面の波スペクトルの推定式として万能ではありえないが、それぞれの特性を考慮して用いれば、実海面における波スペクトルの推定式として有効であろう。

参考文献

- 1)、2) Moskowitz, L., et al.: Wave Spectra Estimated from Wave Records Obtained by the OWS Weather Explorer and the OWS Weather Reporter (I), (II), Tech. Rep. New York Univ. 1962, 1963
- 3) 日根野元裕、山内保文：海洋波のスペクトル、日本造船学会誌 第609号、1980

表 4.1.2.1 不規則波の発生頻度分布

$H_{\frac{1}{3}} (m)$	$T_{02} (s)$							Total
	6	7	8	9	10	11	12	
2	0	4	0	0	0	0	0	4
4	5	26	22	8	0	1	0	62
6	0	5	49	30	5	1	0	90
8	0	4	14	25	18	0	1	62
10	0	2	10	9	17	2	0	42
12	0	0	2	6	8	7	0	23
14	0	0	0	0	3	3	0	6
Total	5	41	97	78	51	15	1	290

(注) 表中で斜線を施した範囲から不規則波のスペクトルを選定し、それぞれCOND.
A6.1～5とした。

COND. A6.1 : $T_{02} = 7^{\circ} \sim 8^{\circ}$, $H_{\frac{1}{3}} = 4^m \sim 6^m$

COND. A6.2 : $T_{02} = 8^{\circ} \sim 9^{\circ}$, $H_{\frac{1}{3}} = 6^m \sim 8^m$

COND. A6.3 : $T_{02} = 9^{\circ} \sim 10^{\circ}$, $H_{\frac{1}{3}} = 8^m \sim 10^m$

COND. A6.4 : $T_{02} = 7^{\circ} \sim 8^{\circ}$, $H_{\frac{1}{3}} = 8^m \sim 10^m$

COND. A6.5 : $T_{02} = 9^{\circ} \sim 10^{\circ}$, $H_{\frac{1}{3}} = 4^m \sim 6^m$

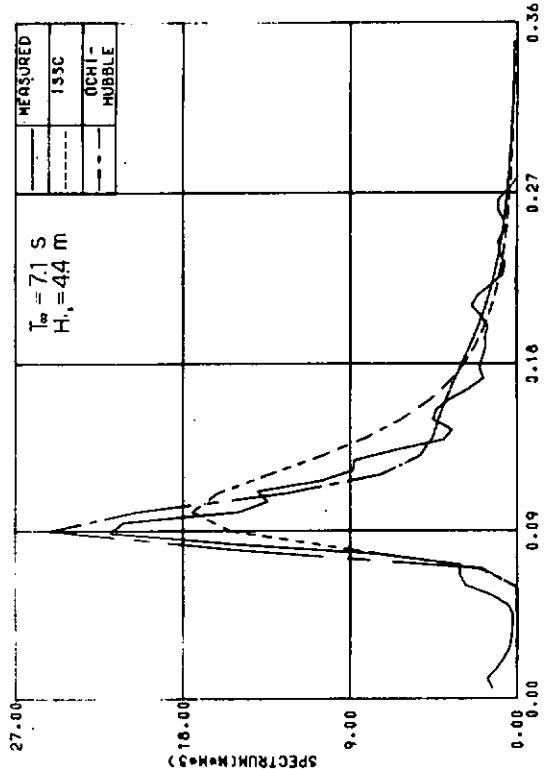


図 4.1.2.1 波スペクトルの比較 (COND. NO. 1)

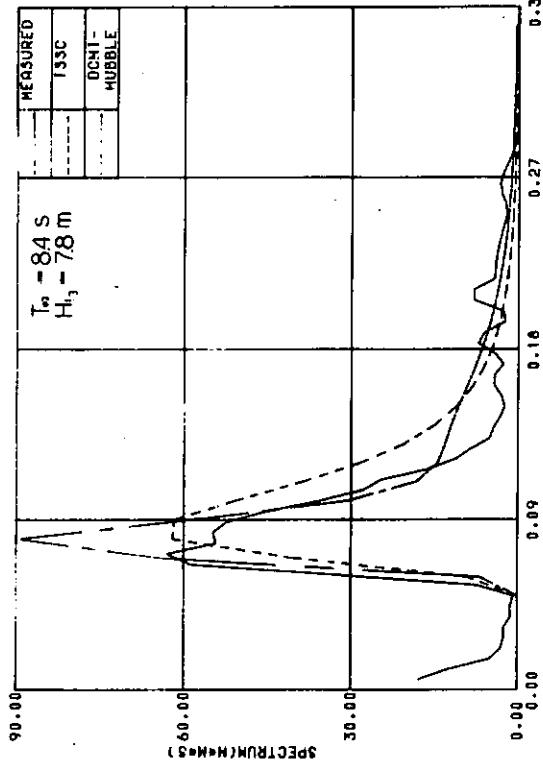


図 4.1.2.2 波スペクトルの比較 (COND. NO. 1)

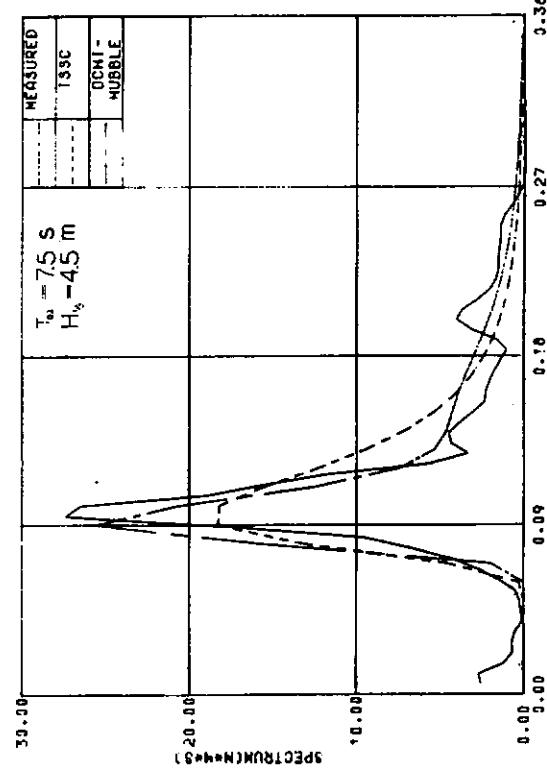


図 4.1.2.3 波スペクトルの比較 (COND. NO. 2)

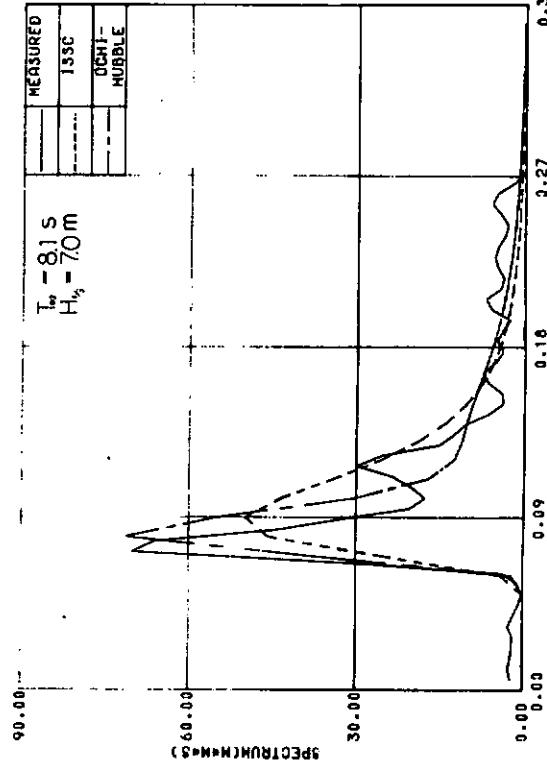


図 4.1.2.4 波スペクトルの比較 (COND. NO. 2)

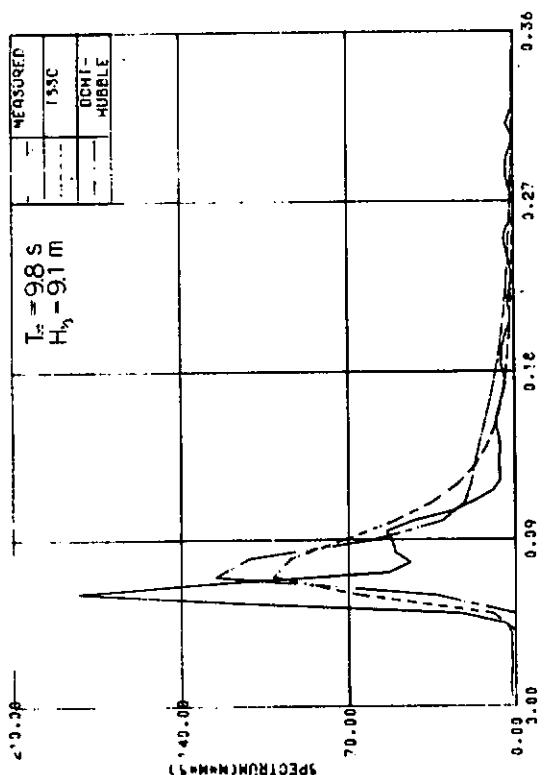


図 4.1.2.5 波スペクトルの比較 (COND. NO. 3)

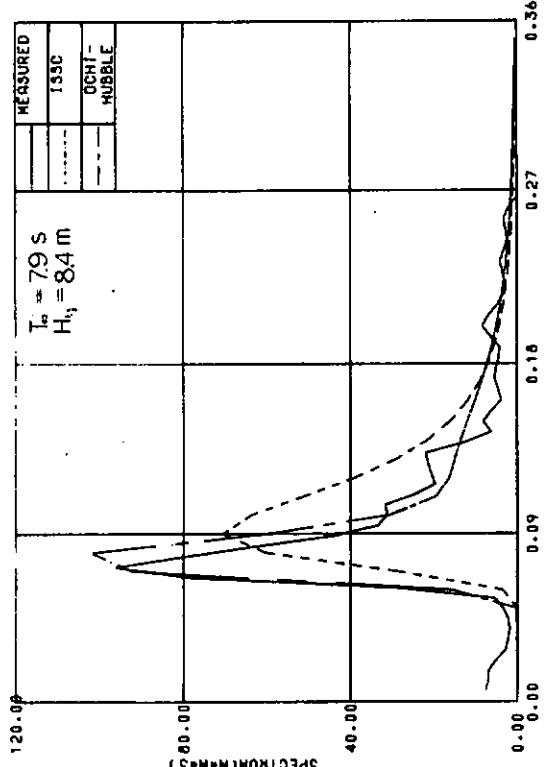


図 4.1.2.6 波スペクトルの比較 (COND. NO. 3)

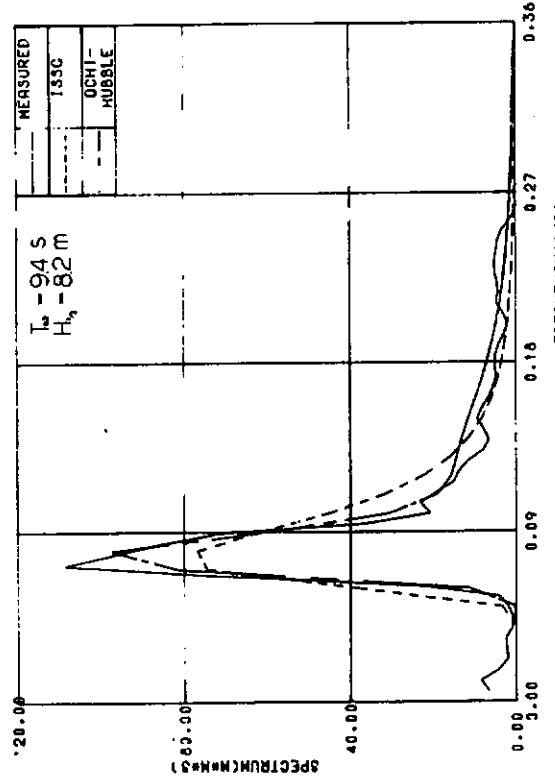


図 4.1.2.7 波スペクトルの比較 (COND. NO. 4)

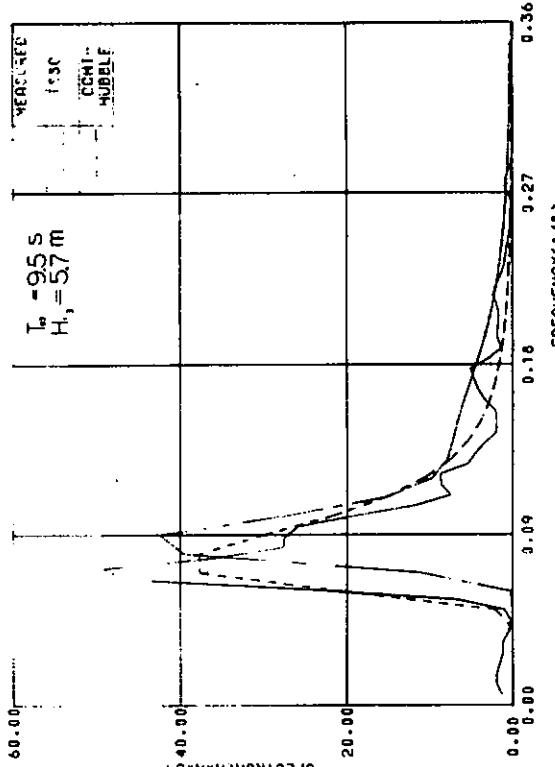


図 4.1.2.8 波スペクトルの比較 (COND. NO. 5)

4.2 係留システムの設計指針の検討

4.2.1 索・鎖係留ラインの安全率及び初期張力

1) 安全率

海洋構造物を索鎖にて半永久的に係留しようとする試みは、世界的に見ても非常に少ないので現状で、特に本部会で取扱おうとしている深海と言われる海域においては皆無と言ってよい。但し、半永久的係留とは言い難い面もあるが、近年の海底石油開発の発展と相まって一部船級協会、政府機関において半潜水型プラットフォームの係留システムに対する設計基準を制定しようとする機運が高まり、一部実行に移されている。

海洋構造物を半永久的にしろ、一時的な作業用にしろ、所定の位置に安全に係止する上で重要な因子の1つに索鎖の安全率の問題がある。ここでは、前述の船級協会(DET NORSKE VERITAS)及び政府機関(NORWEGIAN MARITIME DIRECTORATE)にて示された基準について紹介する。

a) DnV Rule Proposol RP-SD-16-82 REV. 3

Design Condition	Quasistatic Analysis	
	POSMOOR	POSMOOR V
O	2.70	3.03
S	1.82	2.00
DO	1.82	2.00
DS	1.25	2.00 / 1.43

条件 i) 準静的解析結果に適用される。

ii) POSMOOR V は固定式構造物(原文では other structure 或いは fixed installation)に近接して係留される浮体に、POSMOOR はその他の単独で保留される浮体等に適用される。また、POSMOOR V の DS では、固定式構造物と該当する係留ラインの位置関係によって安全率が使い分けられる(2.0 或いは 1.43)。

- iii) 1 記号 O Operating Condition
- 記号 S Survival Condition
- △ 記号 DO Damaged Operating Condition
- △ 記号 DS Damaged Survival Condition

b) NMD Regulations for Mobile Drilling Platforms Section 9, amended on 3 Feb. 1982

Condition	Quasistatic method	
	A	B
Max. Operating Condition	3.0	3.0
Do. (Damaged)	2.0	2.0
Extreme Condition	2.0	2.0
Do. (Damaged)	1.4	2.0

i) Damaged の意味は英文訳では、 " After break in an anchor line " となっている。

ii) B 欄の安全率は、固定式構造物(英文訳では other installations)に近接して保留される場合に適用される(DnV の POSMOOR V に相当)。

両規則間には若干の数値的に相違があるものの特徴的なことは、係留索鎖の1本が破断したときにも残りの係留索鎖に加わる荷重を規定値以下に押えようとする思想が存在することである。さらにこれらの基準は、準静的解析結果に対しての制限であって、時系列シミュレーション等の厳密な解析に対しては、ケースバイケースで別途勘案される

ことになっている。また固定式海洋構造物に近接して位置保持する場合の配慮がなされているのも特記されることであろう。

一方、船級協会以外の基準・指針については国内では主に石油の海上備蓄システム及び大型タンカーの係留システムに関するものが中心となっており、既にSR179部会において昭和55年度及び昭和56年度に文献調査が実施された。これらは、浅海域での係留を前提としたものであるが、参考のために、安全率に関する基準・指針を以下に紹介する。

- (1) 石油の海洋備蓄システムの開発調査 …… 日本海洋開発産業協会（昭和54年3月）（フローティングタイプ総合設計指針（案））

目的、運用

本指針は石油の海洋備蓄システムに係る安全を確保すると共に、その全体システムの設計が容易にできる事を目的としている。

一点係留方式の設計

設置位置

ブイの強度

ブイシステムに作用する外力

アンカーチェーン及び係留機器の強度（アンカーチェーンの安全率は破断強度に対して普通3である。）

アンカー（把駐力についての安全率は普通2である。）

- (2) 海洋鋼構造物設計指針（案）解説 …… 土木学会（昭和48年8月）

目的、運用

この指針は海洋鋼構造物の設計に適用する。

係留計算：アンカーの把駐力

係留索の安全率（常時荷重に対して3.5～4.0、非常時荷重に対して2.5～3.0）

- (3) 港湾の施設の技術上の基準・同解説 …… 日本港湾協会（昭和54年3月）

目的、適用

この基準は港湾の施設を建設し、改良し、又は維持する場合に適用される。

係留鎖の設計：外力としては次の組合せのうち最も大きなものを使用する。

(a) 船舶接岸力+潮流力

(b) 船舶けん引力+潮流力

(c) 波力+潮流力

鎖の許容張力は破断試験荷重の $\frac{1}{2}$ とする。

- (4) 港湾の施設の技術上の基準・同解説 …… 日本港湾協会（昭和55年9月）

（I、超大型石油タンカー用施設）

目的、適用

本基準は重量トン数10万トン以上の石油タンカーの用に供される港湾の施設を建設し、改良し、又は維持する場合に適用される。

浮遊式係留施設の設計

荷重の組合せ 係留時 自重及び載荷重+波力+風圧力+流れの力+船舶のけん引力

暴風時 " + " + " + "

浮標の安定

アンカー及びシンカーの設計

アンカーチェーンの設計 ; 許容張力は破断強度の $\frac{1}{2}$ とする事。

- (5) 港湾の施設の技術上の基準・同解説 …… 日本港湾協会（昭和55年9月）

（Ⅱ、海上貯油基地施設）

目的、適用

本基準は海上貯油基地に係る港湾の施設を建設し、改良し又は維持する場合に適用される。

防衝設備及び係船設備

ゴム防げん材 ; 次に掲げる性質に優れていること。

耐候性、耐摩耗性、耐油性、耐疲労性、クリープ抵抗

次に掲げる特性を確認すること。

動的特性、繰返し性状、傾斜圧縮特性、温度特性

係留鎖 ; 許容引張力は切断試験荷重の $\frac{1}{2}$ 以下であること。

- (6) 液化ガス貯蔵船の構造設備に関する調査研究報告書 …… 日本造船研究協会第14基準研究部会（昭和56年3月）

目的、適用

本報告書は LNG、LPG 等の液化ガス貯蔵船及び人命の安全に関する基準資料である。

本基準案は、沿岸に近く、水深が浅く、かつ海象条件が比較的静穏な海域に液化ガス貯蔵船がゴム防舷材を介して係船ドルフィンに係留している場合のみに適用可能である。

索鎖多点係留 ; ① 1条の係留ラインの初期張力の目安としては、索・鎖の破断荷重の10%以下とすること。
② 初期張力、定常外力及び変動外力を含めた全荷重に対して、いずれかの1条の係留ラインに働く最大の張力は索鎖の規定破断荷重の40%以下とすること。
③ 浮体の移動量及び動搖量を軽減する目的で、係留ラインの途中に中間シンカーを取り付けてよい。
④ 係留ラインに働く張力の軽減及び浮体の移動量及び動搖量を軽減する目的で係留ラインの途中に中間パイを取り付けてよい。

- (7) Guidelines and Recommendations for the Safe Mooring of Large Ships at Piers and Sea Islands

…… Oil Companies International Marine Forum 1978

目的、適用

本基準は巨大船の安全係留に携わる人々のガイドとして作られている。

許容条件

船体変位 ; 前後±3.0 m、左右±3.0 m以下とする。

係留索荷重 ; 最大荷重は最小破断荷重の55%を越えてはならない。

- (8) Recommended Practice for the Analysis of Mooring Systems for Floating Drilling Units (API DRAFT) …… American Petroleum Institute (5/12/81)

目的、適用

本指針は浮遊式ドリリングリグの係留システムの設計に携わる人々のガイドとして作られている。

最大索張力 :

Max. connected condition (ライジが接続された状態で、オフセットは水深の10%以下) のとき、破断

強度の33%を、Max. design condition（ライザがウェルから切離されオフセットに制限を受けない状態）のとき破断強度の50%を越えてはならない。破断強度としては、新品或いはそれに近い場合、ワイヤはカタログ値、チェーンはその破断テスト荷重をとる。中古品或いは摩耗したものは、破断強度を小さく見積らねばならない。また、ワイヤは、端末加工効率を考慮のこと。

以上、安全率の設定は、係留しようとする海洋構造物の種類、目的、係留期間、設置される海域の自然条件、周囲の状況を見極め、各種基準・指針或いは過去の実績に基づいて決定すべきであろう。

2) 初期張力

係留系の特性は初期張力の設定いかんによって大きく左右される。即ち、最大係留力（復原力）や、外力を受けたときの浮体の移動量が初期張力の与え方によって大きく変わることはよく知られていることである。

従って、初期張力の設定は係留設計上重要な因子であるが、その与え方についての基準或いは指針といったものはほとんど存在しない。ただ、海底石油掘削用浮遊式リグにおいては、浮体移動量が水深の5~6%に達したときに、ライン発生張力がちょうどその破断強度の1/3となるように初期張力を設定するというのが一般的である。この場合とて、使用される係留索鎖の種類、呼び径、組合せ、水深等によって適正な初期張力は異なってくる。これらについては、昭和56年度及び昭和57年度本部会報告書（付録図を含む）に、単一索鎖はもちろん複合索鎖に関しても各水深ごとの最適初期張力が、最大係留力、最大水平移動量、最大持上り長さとともに、詳細に亘って整理されている。

従ってここでは、これらの初期張力がそのラインの破断強度の何%に当るかという観点に亘って整理し直したもの

を図4.2.1.1に示す。

（計算条件）

1 水 深 100~900m

2 初期張力 水深の5%移動時に上部ラインの最大発生張力が破断強度の1/3になるように設定。

3 上部ライン長(S_2)及び下部ライン長(S_1)

（鋼索）

（鋼鎖）

全ライン長($S = S_1 + S_2$)は、最大持上り時においても海底からの立上り角度が0°であるように設定。

複合索・鎖においては上部ライン(S_2)と水深(h)の比を

$$S_2/h = 1.0, 2.0, 3.0 \text{ と設定。}$$

4 係留索鎖の諸元

呼 び 径	鋼 索		鋼 鎖	
	水中重量	破断強度	水中重量	破断強度
2" 50 ^{mm}	9.6 kg/m	149.7 t	50 kg/m	216.5 t
2½" 64	15.0	230.4	81.9	344.8
3" 76	21.5	326.6	115.5	474.2
3½" 87	29.4	438.2	151.4	607.0
4" 102	37.1	567.0	208.1	807.3
4½" 114	46.3	712.1	259.1	981.4

5 係留ラインの伸びやライン自身に作用する流体力は無視。

一方、鋼鎖においては同一呼び径であっても破断強度の差によって5種類のグレードがあり、この初期張力に与える影響を調べたものを図4.2.1.2に示す。

(計算条件)

- 1 水深 100~500m
- 2 初期張力 水深の6%移動時に最大発生張力が破断強度の1/3となるように設定。
- 3 係留索鎖の諸元

呼び径 (mm)	水中重量 (kg/m)	伸び率 (mm/m·T)	破断強度 (TON)				
			K ₁	K ₂	K ₃	ORQ	K ₄
70	92.2	0.0247	188	263	376	405	527
76	108.7	0.0210	219	307	439	471	613
81	123.5	0.0185	246	345	492	530	689
84	133.0	0.0172	263	368	526	566	737
90	153.1	0.0150	298	417	596	642	835

4 ライン自身に作用する流体力は無視。

即ち、同一水深においては、最適初期張力は、呼び径には無関係で鎖の破断強度、つまりグレードに依存することがわかる。

また、水深のx%移動時に最大発生張力が鎖の破断強度の1/3となるように初期張力を設定した場合のxと初期張力及び最大係留力(復原力)の関係の1例を図4.2.1.3に示す。

(計算条件)

- 1 水深 500m
- 2 鋼鎖 呼び径 76φ ORQ
- 3 8点係留
- 4 特記以外は図4.2.1.2の計算条件と同一。

図4.2.1.3によれば、許容水平移動量を小さく押えるために、初期張力を上げると最大係留力は急減する。しかし、初期張力を下げ過ぎても最大係留力は漸増するのみで、水平移動量が急増してしまう。従って最大係留力の大きさを重視するか、浮体移動量の少なさを重視するかによって初期張力の選定の仕方が異なるわけで、それは対象とする浮体の種類、目的、設置される海域の水深や自然条件に左右されるため、ケースバイケースで充分な検討がなされなければならない。

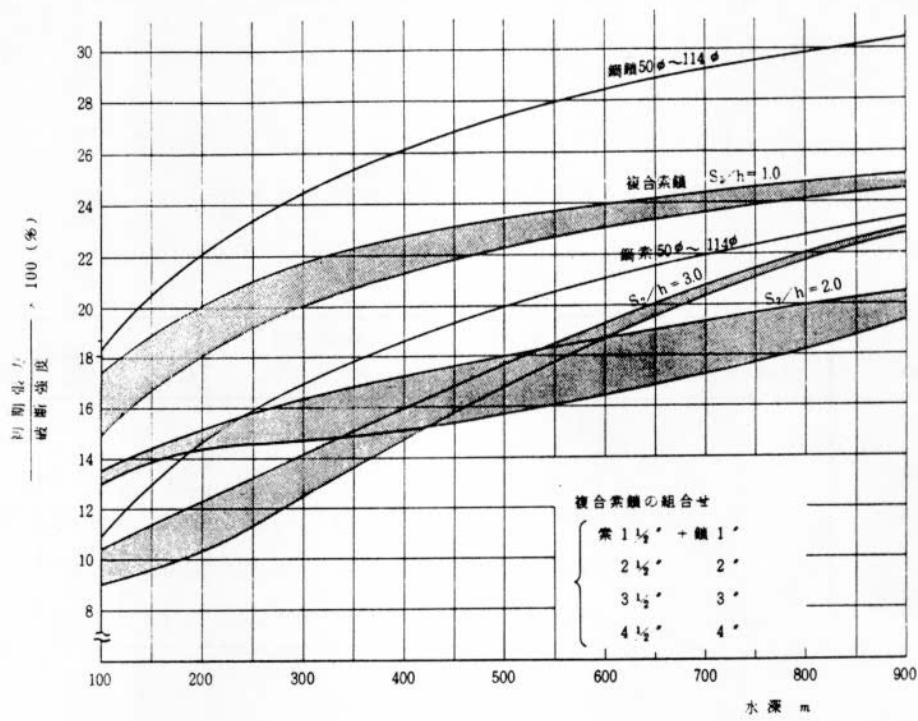


図 4.2.1.1

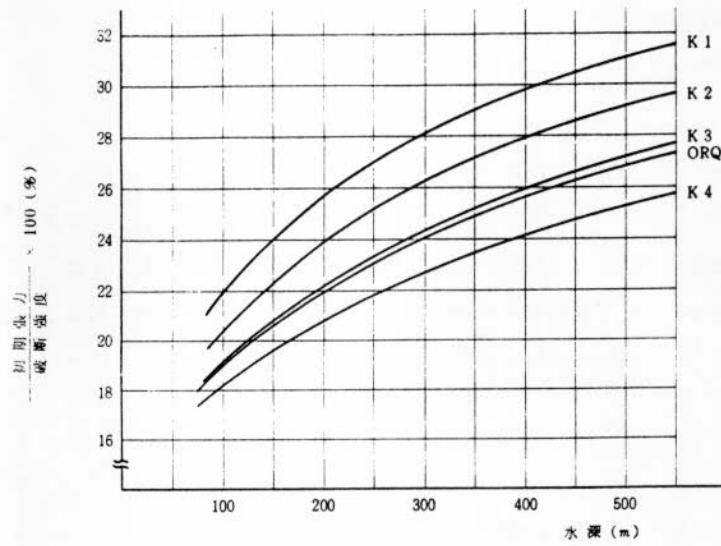


図 4.2.1.2

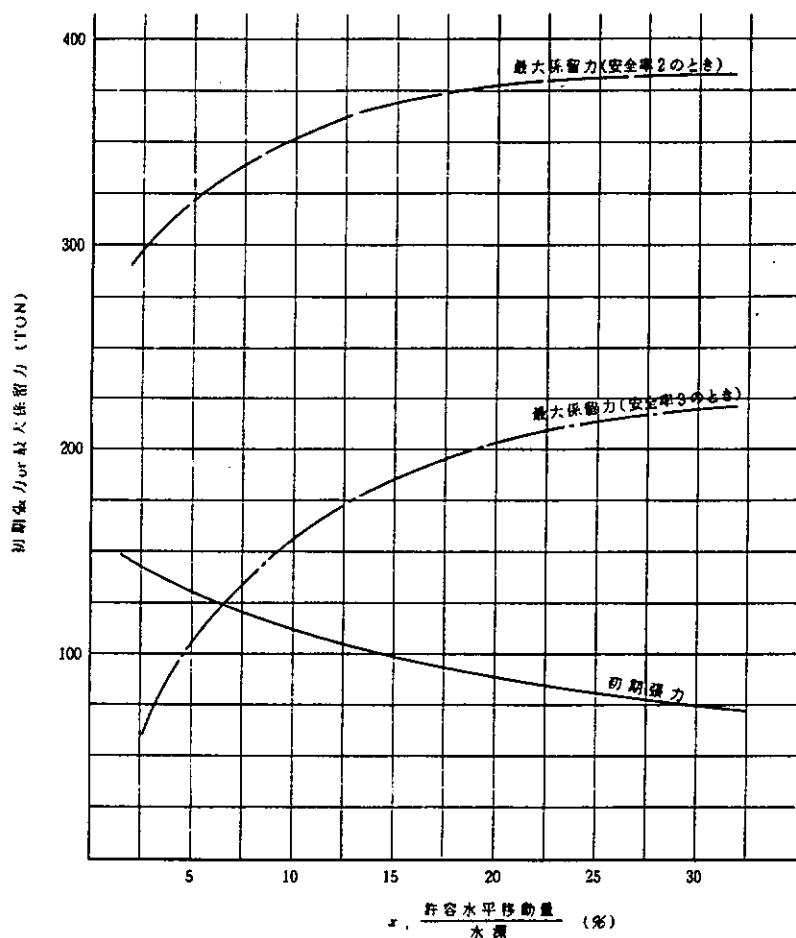


図 4.2.1.3

第 5 章 結 言

以上が、第 187 研究部会において昭和 58 年度に海洋構造物の深海係留に関する調査研究として実施した内容を記載したものである。

本年度の調査研究において特筆すべき事項は、(1)浮体の挙動及び係留力の推定法の研究においては、索・鎖係留ラインの動的張力特性に関する簡便かつ実用的な計算手法を提示し得たことと、長周期運動時の流体力特性を実験的に調べ、その特性を明確化できしたことであり、また、(2)係留用要素機器においては、鋼索と合成繊維索の疲労強度及び鎖の腐食環境下における疲労強度及び鎖の脆性破壊強度等に関する実験を実施し、係留用索・鎖の強度特性を明確化できることである。これらの成果は、今後海洋構造物の深海係留に関する技術開発及び数値予測計算の精度向上等に活用できる極めて貴重な資料となるものである。

なお、本研究部会は、昭和 59 年度が最終年度であり、海洋構造物の深海係留システムに関する設計指針案の作成を完成させるため、昭和 56 年度からの調査研究成果及び昭和 59 年度における補足調査研究成果を踏えて各委員及び事務局が一体となって精力的に活動致す所存である。

第 187 研究部会昭和 57 年度報告書 (研究資料 No.362)

正 誤 表

頁・行	誤	正
表紙の次 (委員名簿)	(脱落)	(下から 7 行目と 6 行目の間に挿入) 村山 敬一(石川島播磨重工業) 森 康寛(日本鋼管) 吉田宏一郎(東京大学) 米家 卓也(日本海事協会)
28 頁上から 13 行目	…… Keulegan Carpenter ……	…… Keulegan — Carpenter ……
30 頁下から 10 行目	…… $\chi = 90^\circ$ 揚力に……	…… $\chi = 90^\circ$ <u>で</u> 揚力に……
31 頁下から 14 行目	…… 層流域が……	…… 層流域 <u>で</u> ……
31 頁下から 4 行目	…… 実線な……	…… 実線 <u>は</u> ……
32 頁上から 13 行目	…… 強制動揺……	…… 強制動揺の振幅は……
32 頁下から 2 行目	$F_Z^2 / \frac{1}{2} \rho S U^2$, $F_Y^2 / \frac{1}{2} \rho S U^2$, ……	$F_X^2 / \frac{1}{2} \rho S U^2$, $F_{Y2}^2 / \frac{1}{2} \rho S U^2$, ……
33 頁上から 4 行目	…… "↓", "←", "・" は, …… "←" は	…… "↑", "↔", "・" は, …… "←" は
34 頁	(脱落)	(上から 21 行目の後に以下の文章を挿入) 図 3.1.2.6.0 にチェーン模型の y 方向流体力の 2 次高周波成分を示す。図 3.1.2.14 に示した y 方向の定常抗力と比較すると $1/5$ 程度となっている。
35 頁上から 14 行目	$a_{Z0} = \frac{4}{\pi} U \cdot \omega \xi \sqrt{a^2 + 1} \cdot E \left(\frac{1}{\sqrt{a^2 + 1}} \right)$	$a_{Z0} = \frac{4}{\pi} U \cdot \omega \xi \sqrt{a^2 + 1} \cdot E \left(\frac{1}{\sqrt{a^2 + 1}} \right)$
35 頁上から 15 行目	$a_{Z1} = \frac{4}{3\pi} (\omega \xi)^2 \sqrt{a^2 + 1} \left[\dots \right]$	$a_{Z1} = \frac{4}{3\pi} (\omega \xi)^2 \sqrt{a^2 + 1} \left[\dots \right]$
35 頁下から 2 行目	…… 図 3.2.6.1 ……	…… 図 3.1.2.6.1 ……
36 頁上から 2 行目	…… $\frac{U \sin \chi + \omega \xi}{\sqrt{(U \sin \chi)^2 + (\omega \xi)^2}}$ ……	…… $\frac{U \sin \chi + \omega \xi}{\sqrt{(U \sin \chi)^2 + (\omega \xi)^2}}$ ……
36 頁下から 14 行目	…… 図 3.1.2.6.0 ~ 図 3.1.2.6.1 および 図 3.1.2.6.2 ~ 図 3.1.2.6.3 ……	…… 図 3.1.2.6.2 ~ 図 3.1.2.6.3 および 図 3.1.2.6.4 ~ 図 3.1.2.6.5 ……
37 頁上から 10 行目	3.1.2 係留用索要素に働く流体力に関する実験 (図表)	(削除)

頁・行	誤	正
56頁	(脱落)	図 3.1.2.6.0 y 方向の流体力の2次高周波成分(チーン) [別添]
56頁	(脱落)	図 3.1.2.6.1 ストランドロープの抗力係数 [別添]
57頁(各図の図番号と図名称)	図 3.1.2.6.0 ストランドロープの抗力係数 (y 方向の強制動搖試験)	図 3.1.2.6.2 ストランドロープの抗力係数
"	図 3.1.2.6.1 ストランドロープの抗力係数 (z 方向の強制動搖試験)	図 3.1.2.6.3 ストランドロープの付加質量係数 (y 方向の強制動搖試験)
"	図 3.1.2.6.2 ストランドロープの付加質量係数 (z 方向の強制動搖試験)	図 3.1.2.6.4 ストランドロープの抗力係数
"	図 3.1.2.6.3 ストランドロープの付加質量係数 (y 方向の強制動搖試験)	図 3.1.2.6.5 ストランドロープの付加質量係数 (z 方向の強制動搖試験)
79頁上から 16行目	$F_{xj} = T_j \sin \alpha_j - T_{j-1} \sin \bar{\alpha}_{j-1} + f_{dxj}$	$F_{xj} = T_j \sin \alpha_j - T_{j-1} \sin \alpha_{j-1} + f_{dxj}$
79頁下から 6行目	$f_{dyj} = (\cos \bar{\beta}_j \cdot \cos \theta_j) f_{dnj} + (\sin \bar{\beta}_j) f_{dtj}$	$f_{dyj} = (\cos \bar{\beta}_j \cdot \cos \phi_j) f_{dnj} + (\sin \bar{\beta}_j) f_{dtj}$
84頁図 3.1.3.5.2		別添「図 3.1.3.5.2 j 番目質点における座標系」と差換
85頁図 3.1.3.5.4		別添「図 3.1.3.5.4 3次元解析結果と実験結果との時系列比較」と差換
88頁上から 2行目	$\Psi = \underline{\varepsilon} \underline{\Psi} + \varepsilon^2 \underline{\Psi}^{(2)} + \dots$	$= \underline{\varepsilon} \underline{\Psi}^{(1)} + \varepsilon^2 \underline{\Psi}^{(2)} + \dots$
88頁下から 6行目	$+ \int_{s_0} \left\{ \dots \right\} \frac{\partial}{\partial t} \underline{\Psi}^{(1)} \cos \alpha ds$	$+ \rho \int_{s_0} \left\{ \dots \right\} \frac{\partial}{\partial t} \underline{\Psi}^{(1)} \cos \alpha ds$
88頁下から 3行目 Pinlester Pinkster
88頁下から 1行目 $\cos(\omega_m t - k_m y + \varepsilon_m)$ $\cos(\omega_m t - k_m y + \varepsilon_m)$
90頁下から 11行目 $\left\{ \frac{\alpha}{\alpha Z} (\Psi_i + \Psi_r) \right\}$ $\left\{ \frac{\partial}{\partial Z} (\Psi_i + \Psi_r) \right\}$
91頁上から 5行目 $\cos s t$ const.
91頁上から 7行目 $\cos s t$ const.

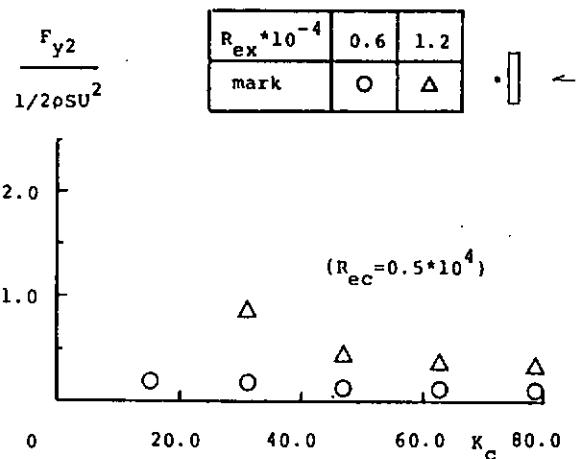


図 3.1.2.60 y 方向の流体力の 2 次高周波成分(チューイン)

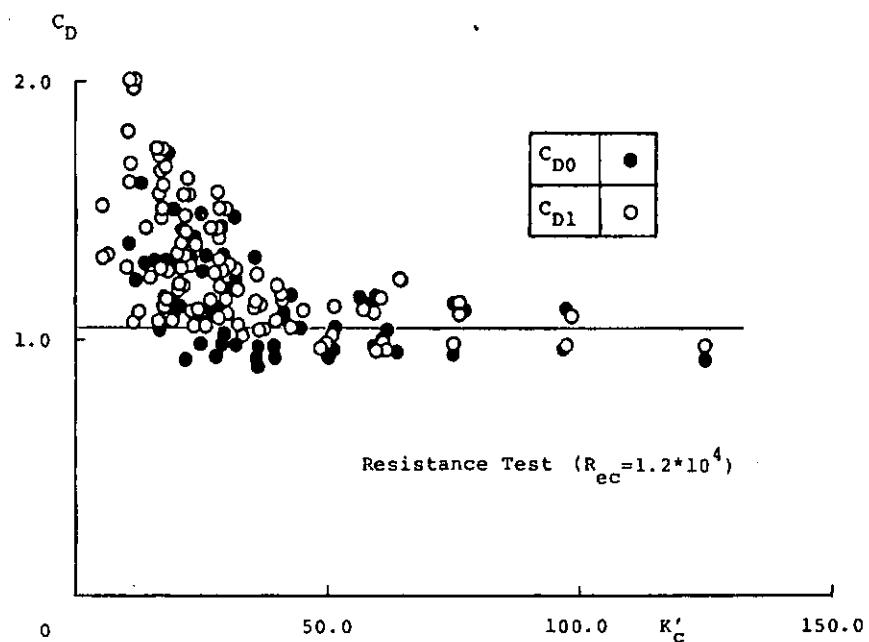


図 3.1.2.61 ストランドロープの抗力係数

(56'頁)

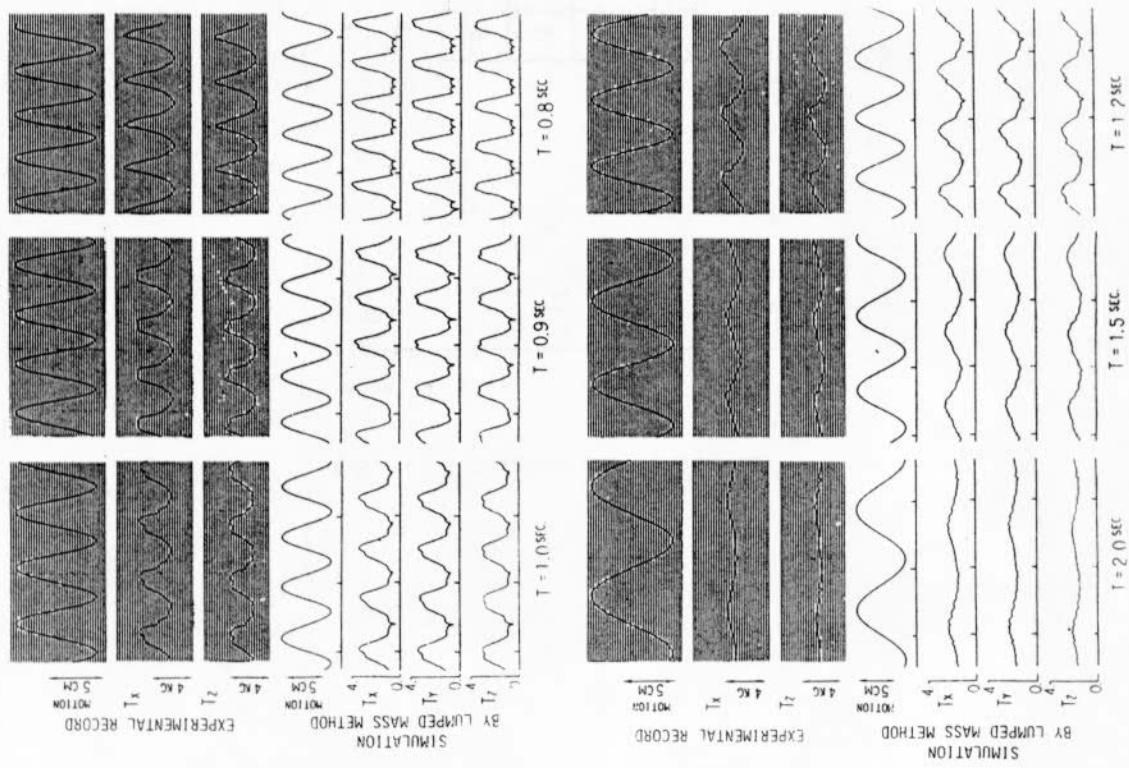


図 3.1.3.54 3 次元解析結果と実験結果との時系列比較

(85 頁)

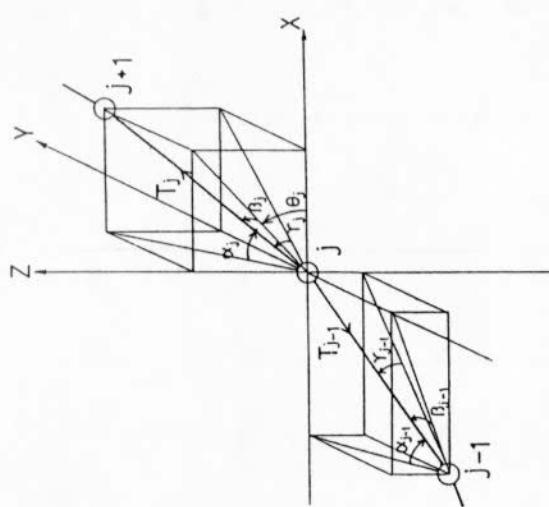


図 3.1.3.52 j 番目質点における座標系

(84 頁)

(4)