

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. 378

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 60 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、未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な調査研究を行い、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それに関連する技術等の段階的確立を図ることを目的として本研究部会が発足した。

本調査研究は4ヶ年計画の最終年度であるため、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、浮体の挙動や係留力の推定法を確立するための理論計算プログラム開発及び数値シミュレーション計算並びに係留要素機器の基礎調査や係留用索・鎖に関する系統的な疲労試験等を行い、それらで得られた成果を総括して海洋構造物の深海係留に関する設計指針を完成させた。

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会昭和59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）	
委員	朝田 宏（石川島播磨重工業）	浅野 皓三（日本鋼管）
	新井 信一（日立造船）	伊藤 剛平（日本造船工業会）
	一色 洋（住友重機械工業）	井上 義行（横浜国立大学）
	宇ノ木賢一（三菱重工業）	大川 豊（船舶技術研究所）
	太田垣由夫（石川島播磨重工業）	岡武 秀雄（三井造船）
	小寺山 亘（九州大学）	鐘ヶ江官朗（日立造船）
	川上 鑑（川崎重工業）	斎藤 公男（大阪大学）
	酒井 義雄（日本鋼管）	島田 潔（三井造船）
	庄司 邦昭（東京商船大学）	鈴木 信一（新日本製鉄）
	関田 欣治（新日本製鉄）	田中 陽（川崎重工業）
	中嶋 俊夫（住友重機械工業）	中西 宏（神戸製鋼所）
	新田 顕（日本海事協会）	早崎 清志（神鋼鋼線）
	肥後 靖（広島大学）	藤田 実（川崎重工業）
	藤野 正隆（東京大学）	村山 敬一（石川島播磨重工業）
	森 庸寛（日本鋼管）	吉田宏一郎（東京大学）
	米家 卓也（日本海事協会）	
討議参加者	石川 邦照（日本鋼管）	岩佐 成明（住友重機械工業）
	大西登喜夫（川崎重工業）	小川 和夫（日本鋼管）
	加藤 俊司（船舶技術研究所）	小段 範久（日本鋼管）
	坂田 隆司（川崎重工業）	高津 尚之（川崎重工業）
	竜田 昌毅（新日本製鉄）	鶴岡 正敏（石川島播磨重工業）
	鶴田 三郎（東京商船大学）	田中 義久（船舶技術研究所）
	中山 和夫（三井造船）	馬場 哲治（日立造船）
	三砂 崇（日本鋼管）	

目 次

第1章 緒 言	1
第2章 本調査研究の経緯	2
2.1 本調査研究の基本的な考え方	2
2.2 各年度における調査研究	2
第3章 浮体の挙動及び係留力の推定法	9
3.1 自然環境条件の設定法の検討	9
3.1.1 風	9
3.1.2 波	18
3.1.3 潮流・海流	26
3.1.4 朝汐・高潮	36
3.1.5 津波	40
3.1.6 海底土質	44
3.2 係留浮体の挙動と係留力の簡易推定法	51
3.2.1 静的張力の3次元計算手法	51
3.2.2 動的張力の簡易計算の利用法	51
3.2.3 係留浮体の挙動と係留力による比較	63
3.2.4 浮体を考慮した係留ラインの変動張力	68
3.2.5 長周期運動の統計量予測法	81
3.2.6 数値シミュレーション手法の検討	93
3.2.7 生物付着チェーンの流体力係数	103
第4章 係留ラインの強度に関する実験	112
4.1 索の強度	112
4.1.1 鋼索の腐食疲労	112
4.1.2 合成繊維索の強度	119
4.2 鎖の強度	122
4.2.1 経年チェーンの強度	122
4.2.2 脆性破壊	134
第5章 結 言	140

『係留システムの設計指針』

第1篇 総 論	145
第1章 適用範囲	145
第2章 係留システムの概要	146
第3章 係留システムの検討手順	147
第2篇 自然環境条件及び外力と流体力	152
第1章 自然環境条件	152
第2章 外力及び流体力	158
第3篇 係留方式と静的係留特性	166
第1章 各種係留システムとその選定	166
第2章 静的係留特性と定常変位	172
第4篇 係留浮体の運動と係留力	178
第1章 係留浮体の数値シミュレーション手法	178
第2章 係留浮体の長周期運動	180
第3章 係留力の推定法	182
第5篇 係留ラインの強度設計	194
第1章 強度設計の手法	194
第2章 鎖	208
第3章 鋼索	212
第4章 合成繊維索	217
第6篇 係留用要素機器	220
第1章 一 般	220
第2章 アンカー	221
第7篇 施 工 法	235
第1章 一 般	235
第2章 曳 航	237
第3章 係留施工	239
第4章 据 付 け	240
第8篇 各国の規則及び基準	244

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、その上、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反映していて海洋との関係が広く、かつ、深いといえる。

一方、近年国際海洋会議において経済水域を200海里とする提案がなされ、各国が経済水域を200海里とする傾向が強くなっている。

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して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、現在の豊かな国民生活と社会経済とを今後とも維持して行くためにより一層真の海洋開発を促進することが必要があるといえる。

海洋開発をより一層促進させるためには、従来までの臨海部の埋立等による海洋利用パターンから脱却し、より深海域の海洋を高度に利用するパターンを可能にする技術開発を早急に行う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があり、本研究部会は、昭和56年度から4ヶ年計画で海洋構造物の深海係留に関して段階的な技術開発を実施することに取り組むこととした。

そして、昭和59年度が本調査研究の最終年度に当るため、本調査研究で初年度（昭和56年度）から本年度（昭和59年度）までに実施して来た内容を各年度ごとに取り纏めて第2章の本調査研究の経緯において記載した。また、本調査研究によって得られた成果を総括すると共に内容の充実を図り、簡便かつ実用的な「係留システムの設計指針」を提示した。

第2章 本調査研究の経緯

2.1 本調査研究の基本的な考え方

深海域における海洋構造物による海洋利用法としては、生産の場、貯蔵の場、輸送の場、余暇の場、生活の場及びそれらの複合の場等が考えられる。しかしながら、現時点においては、海洋構造物による真の深海域の海洋利用をしている事例が少ないと見える。したがって、本研究部会は、調査研究の基本を深海域における浮遊式海洋構造物の係留に関する要素技術開発であるとしたが、基礎調査の段階では、水深にとらわれずに可能な限り広範囲に亘る各種海洋構造物を対象にして調査を実施した。

本研究部会が調査研究を実施するに当って基本的な考え方は、次の通りである。

- (1) 海洋構造物の種類は多岐に亘るが、浮遊式海洋構造物を調査研究対象の主体とし、その型式を半潜水型、柱状型、パイ型、箱型及び船型とする。潜水型の海洋構造物は調査研究対象から除外する。
- (2) 浮遊式海洋構造物の用途としては、海底資源開発関連、海洋エネルギー利用関連、海洋観測・調査・探査関連並びに海洋空間の有効利用関連等である。
- (3) 本調査研究では深海域を対象とするが、深海域の水深を定義づけることは困難である。そこで、本調査研究においては、一応大陸棚以深として水深が 200 m から 1,000 m 程度までの範囲を深海域であるとする。
- (4) 浮遊式海洋構造物の設置または稼動海域は、氷海域を除外した全ての海域を調査研究対象とする。
- (5) 浮遊式海洋構造物の位置保持方式としては、一応索・鎖係留方式を主体とする。
- (6) 本調査研究の最終目標は、簡便かつ実用性のある深海域における浮遊式海洋構造物の係留システムの設計指針の作成であるとする。

2.2 本調査研究の各年度における調査研究内容

(1) 初年度（昭和 56 年度）

(a) 調査研究の目的及び基本的な考え方

海洋構造物の深海係留に関する調査研究の目的を明らかにすると共に、調査研究を進めて行く際の基本的な考え方を明確化した。

(b) 基礎調査関係

i) 海洋構造物とその係留諸元

既存及び計画中の浮遊式海洋構造物について、その大きさ、型式、稼動水深、稼動海域、係留方式及び設計条件等を調査し、その結果に基づいて稼動水深に対する構造物の型式、大きさ、係留方式、アンカー重量及び設計波高等との関係を明らかにした。

ii) 自然環境条件

各海域における海洋構造物の設計条件、各国の船級協会の規則における設計条件の相違及び浮体の型式や係留方式と自然環境条件について調査した。

iii) 荷重の許容量

各国の船級協会の規則における風荷重、波力及び潮流力の算定方法の相違を調査した。

iv) 係留装置の設計条件

海域ごとの鎖径やアンカー重量の比較及び係留システムの安全率の調査を行った。

(イ) 浮体の挙動及び係留力の推定法関係

i) 潮流による索・鎖の大変形

潮流中における索・鎖の変形の実測例及び変形計算法等を調査し、今後調査研究を必要とする事項を摘出した。

ii) 索・鎖係留ラインの静的及び動的係留特性

索・鎖係留ラインの静的及び動的係留特性の解析法とその特徴及び動的係留特性の実態等を調査し、今後調査研究を必要とする事項を摘出した。

iii) 弛緩係留状態における係留浮体の長周期運動

深海係留と長周期運動、風の構造と風による力や波漂流力に関する研究の現状及び係留浮体の応答計算法等について調査し、今後調査研究を必要とする事項を摘出した。

iv) 複合索・鎖

複合索・鎖の定的な特徴や静的係留特性の推算手法とその手法を用いて広範囲に亘る静的係留特性図を提示し、それを用いた複合索・鎖の検討例とその際に用いる係留用機器の概要を示した。

(ロ) 係留用要素機器関係

i) 浅海係留と深海係留との相違

浅海域から深海域への移行に対する海洋環境及び係留方式等の変化を調査した。

ii) 索の構造と被覆

各種構造用鋼索の構造、切断荷重、被覆法及び端末加工法等の現状を調査した。また、各種合成繊維索の繊維の物性、索の構造と機械的性質、伸び特性及び端末加工法等の現状を調査した。

iii) 索の耐久性

既存の資料に基づいて、鋼索の疲労特性や海水中における劣化並びに合成繊維索の各種特性等の現状を明らかにした。

iv) 鎖の強度

鎖の種類、鎖に関する規格、鎖の静的強度及び鎖の疲労強度について調査し、鎖の強度において今後調査研究が必要である事項を摘出した。

v) 基礎調査

深海係留では係留ラインの自重によって係留能力の低下が生じるので、係留能力の低下を防ぐ新しい係留ラインの可能性を検討した。

深海施工法に関しては、ドラグ／グラビティ・アンカーの施工、特殊アンカーの沈設、杭式アンカーの施工及びベース・ストラクチャーと浮体との接続法について実施例を調査した。

維持補修方法に関しては、法令に基づく検査及び自動的な保守・点検について概説すると共に、係留設備の監視法や検査法について現状を調査した。

vi) 海底土質

海底土質の分類法や海底土質の試験法を概説すると共に日本近海の海底土質分布図の現状を調査した。

vii) 海底土質と把駐力

海底土質の状態定数の定義、海底土質の種類と特性及び把駐力係数の定義と各種アンカーの把駐力について概説した。

viii) 高把駐力アンカー・シンカー

高把駐力が期待できる投設型式と埋設型式のアンカー・シンカーについて概説した。

以上の調査研究に基づいて、今後早急に究明すべき課題を抽出し、それらの中から特に重要な項目として索・鎖の要素に働く流体力及び索と鎖の強度を選定した。そして、昭和57年度において実施すべき内容、供試模型及び試験状態等を設定した。

(2) 第2年目(昭和57年度)

(1) 浮体の挙動及び係留力の推定法関係

i) 潮流による索・鎖の大変形及び索・鎖の静的・動的係留特性

文献調査としては、索・鎖の一様流中、流れと波浪の併存中、流れ中の運動時及び生物付着時における流体力の実測例を調査した。また、係留ラインの静的係留特性及び動的係留特性に及ぼす各種影響を概説すると共に、動的係留特性の計算法を概説した。

水槽試験関係では、索・鎖の要素模型を用いて一様流中における抵抗試験及び強制動搖試験等を極めて広範囲に亘って実施し、索・鎖の抵抗係数、付加質量係数及び抗力係数等の流体力の流入角、レイノルズ数及びKC数等に対する影響を提示した。

係留ラインの静的係留特性の推定法では、3次元推算法と計算プログラムの流れを概説し、水槽試験にて求めた係数を用いて深海係留ラインの潮流の強さやその分布、係留ラインの角度や要目及びスコープ等の変化に対する係留特性に与える影響を簡単明瞭にした図表を提示した。

また、係留ラインの動的係留特性の推定法では、係留ラインを3次元に拡張した推算法を概説し、その推算法を用いて2次元の係留ラインの動的係留特性の実測値と比較し、両者の相関が良好であることを示した。

ii) 弛緩係留時における係留浮体の長周期運動の数値シミュレーション法を概説し、長周期運動の非対称性の発生原因の一つである波漂流力の検討を行うと共に不規則波中における長周期運動の時系列を求め、長周期運動の非対称性の存在を確認した。

iii) 複合索・鎖

単一索・鎖及び複合索・鎖の実用に供されている係留ラインについて最大係留力に及ぼす係留ラインの諸元、水深及び動搖等の影響を数値計算で検討すると共に具体的な係留規模の概略設定法を提示した。

iv) 係留浮体の数値シミュレーション手法の検討

周波数領域と時間領域の数値シミュレーション手法を概説し、両手法にて線形係留系及び非線形係留系に対する数値シミュレーションを行い、両者の比較検討を行った。

(2) 係留用要素機器

i) 現況調査

新係留索・鎖に関しては、係留ラインの強度の増加と水中重量の低減についての特許及び実用新案等を調査した。

深海施工法では、深海施工の流れ図を示すと共に、深海施工例としてSALMの施工、TLPの施工及びガイドタワーの施工並びにそれに関連する技術を概説した。

維持補修及び塗装に関しては、各種非破壊検査法の特徴と検知し得る情報、各種水中清掃法、溶接法や切断法及び水中塗装法の現状を概説した。

海底土質と把駐力に関しては、深海係留に有効なアンカーを摘出するためにアンカーに要求される性能、浮遊式海洋構造物のアンカーの装備実績及び各種アンカーの把駐力の現状を調査した。

また、各種高把駐力アンカーの深海係留への適用性、係留諸元の実績に基づく係留特性の推定及び索・鎖やアンカー以外の係留用要素機器についても概説した。

ii) 索の強度

文献調査としては、非自転索の種類、規格、自転特性及び自転トルクとキンクの発生並びに鋼索の強度に及ぼすプレテンション加工影響について概説した。

疲労試験としては、鋼索の径 3 種類について引張疲労試験を行い、索径が疲労強度に及ぼす影響を明瞭化した。

iii) 鎖の強度

最小荷重と最大荷重との比を系統的に変化させて鎖の疲労強度に及ぼす影響を実験的に調べた。

iv) 索・鎖の生物付着

海洋構造物も含めた索・鎖の生物付着に関して、生物付着の種類、付着過程と時間変化、付着生物の一般的特性及び生物付着量の実測例を概説した。

(3) 第 3 年目（昭和 58 年度）

(i) 浮体の挙動及び係留力の推定法関係

i) 外力に対する調査

既存の実測資料を中心に風、波及び潮流・海流を調査し、深海域において係留浮体に働く外力を推定するための基礎資料をまとめた。

ii) 深海係留方式の検討

石油掘削リグを中心として水深が 200 m ~ 1,000 m 程度の範囲を対象に浮遊式海洋構造物の係留方式について実績及び計画や構想等を調査し、深海域における係留システムの概要を把握した。そして、複合索・鎖、中間シンカー、ブイ等の基本計画段階に静的係留特性を簡便に推定できる計算プログラム「BASCAT」を完成すると共に深海係留システムの選定手順を示し、昭和 57 年度に作成した図表を用いて深海係留システムの選定事例を示した。

iii) 潮流による索・鎖の変形及び張力

潮流中における係留ラインの変形に関する研究の推移を展望すると共に、係留ラインの流れ中における変形及びその際に働く張力の実用的な推定法を示し、それに対する推算事例を示した。

iv) 索・鎖係留ラインの動的変動張力特性の実用計算法

係留ラインの動的解析法として 3 次ランプトマス法と実用的なノーマルモード法を開発し、それらの計算プログラムを示すと共にそれらによる計算事例を示して両者の相関が良好であることを明らかにした。

v) 長周期運動と係留浮体の数値シミュレーション法

円柱及び角柱模型を用いて長周期運動時の流体力特性を強制動揺試験にて求め、長周期運動の存在によって短周期における浮体の流体力が変化することを明らかにした。

JONSWAP 型及び ISSC 型 の不規則波中における係留浮体の長周期運動の時系列を昭和 57 年度において開発した計算手法を用いて求め、その統計量から長周期運動の非対称性の存在とガウス分布とが異なることを明らかにした。

また、昭和 57 年度に確立した係留浮体の数値シミュレーション手法を検証するため、矩形断面形状の浮体で波浪中における係留時の左右揺れを実験的に計測した。そして、実測値と推算値を時系列の場で比較し、メモリーエンコードと動搖速度との畳み込み積分により表わされる微積分運動方程式による数値シミュレーション手法が良好な相関を有していることを明らかにした。

(ii) 係留用要素機器関係

i) 現況調査

深海係留用機器では、既存の高把駐力アンカー、アンカー離脱装置、張力緩衝装置及びムアリングとチェーン チューサーを調査してまとめた。

深海施工法では、ドックアンカーの沈設施工及びTLPの施工について具体的な標準施工手法を提案した。

維持補修関係では、最近の各国・各船級協会規則における海洋構造物用係留装置の検査・維持補修に関する要求内容及び動向を調査した。また、係留装置の維持補修法と検査法及び海洋生物の防止法と防止対策について調査した。

ii) 索の強度

鋼索に関しては、3種類の被覆ロープの疲労強度及び5種類の端末加工法に対する静引張と疲労強度を実験的に調べて強度を比較した。

合成繊維索に関しては、ケブラー索とナイロン索について周辺温度が静的引張と疲労強度に及ぼす影響を実験的に明らかにした。

iii) 鎖の強度

疲労強度に関しては、呼び径40mmの第3種を用いて空気中と海水中において荷重範囲を4種類変化させ腐食疲労による強度低下を実験的に調べた。また、鎖の疲労強度を評価するため、チェーン用丸棒とチェーンから切り出した試験片にて疲労実験を行い、両者の疲労強度を比較した。

係留鎖の腐食に関しては、一般鋼材の海洋環境下における腐食の特徴と鎖の腐食量について調査を行った。

脆性破壊に関しては、API規格のORQとJIS規格の第3種について母材部と溶接部の機械試験、低温切欠引張試験及びCOD試験を行い、切欠靱性を明らかにした。

④ 設計指針関係

昭和59年度が最終年度になるため、その前段階として海上風の設定法、実海面の波スペクトル及び索・鎖係留ラインの安全率と初期張力に関して予備調査を行い、その成果をまとめた。

(4) 最終年度（昭和59年度）

(1) 浮体の挙動及び係留力の推定法関係

i) 自然環境条件の設定法の検討

風に関しては、平均風速や最大風速の設定法について簡単に再述し、次に変動風のスペクトルと突風率について述べ、つづいて係留浮体の変動風に対する水平動応答について簡単なモデル化による検討を行い、浮体の動的な最大変位と等しい準静的変位を生じさせる設計風速として用いるべき平均風速との関係を明確化した。

波に関しては、深海域において係留された海洋構造物を対象にして設計する際の設計波、設計波スペクトル及び波スペクトルの表示式等について総括的に述べ、設計波あるいは設計スペクトルを設定する手法及び波浪の年間出現確率統計等について概説した。

潮流・海流に関しては、潮流、海流及び風による吹送流について実測例を中心にして設計条件を設定する際の留意事項を概説した。

潮汐・高潮に関しては、深海域を中心にして設計条件を設定する際の留意すべき事項を概説した。

海底土質に関しては、これまでの調査研究結果を簡単に再述し、世界の深海域、北大西洋と北太平洋及び日本沿岸における海底土質の概略分布を示した。

ii) 静的張力の3次元計算手法

これまでの調査研究の成果に基づいて汎用性のある静的張力の3次元計算プログラムを開発し、その概説、入力データ例及び計算例を付録として提示した。

iii) 動的張力の簡易計算法の利用法

昭和58年度に開発したノーマルモード法による簡易計算プログラムについて解の収束性、解法の改良、使用限界及び計算精度の向上等を行い、Lumped Mass 法や有限要素法による計算値と比較して簡易計算法の利用できる範囲を明確化した。

iv) 係留浮体の挙動と係留力の計算法による比較

計算法の相違並びに係留力や流体力係数の取り扱いの相違等が係留浮体の運動に及ぼす影響を調べることを目的にして2次元矩形断面モデルを係留した状態で計算し、比較検討した。

v) 浮体を考慮した係留ラインの変動張力

縦型円筒浮体を4条の鎖ラインで係留した状態について①排水量の異なる係留浮体の運動及び係留力、②浮体が定常変位した状態及び大波高を受けた場合の係留力及び③異なる水深における係留力等について Catenary 法及び Lumped Mass 法にて数値計算を行い、比較検討して排水量が小さい場合や縦揺れには係留ラインの変動張力の影響が現われるが、一般的には変動張力が浮体の動揺に余り影響しないことを明確化した。

vi) 長周期運動の統計量予測法

係留浮体の数値シミュレーション手法にて ISSC 型と JONSWAP 型の波スペクトル中における左右揺れの長周期運動を求め、その確率分布が正規過程と異なる分布になることを示し、Gram-Charlier 級数による近似法を試みて確率分布が大略近似できることを確認した。また、その極値の分布は、Longuet-Higgins による最大期待値が数値シミュレーションの値より安全側に推算することを確認した。

vii) 係留浮体の数値シミュレーション手法

前年度に引続いてメモリー影響関数と動搖速度との畳み込み積分により表わされる微積分運動方程式と流体力係数を固定した線形2階微分運動方程式による数値シミュレーションを行い、両者の比較を行うと共に応答の統計量を比較して推定精度の確認を行った。

viii) 生物付着チェーンの流体力係数

生物付着チェーンの流体力係数を調べた資料が極めて少ない。そこで、生物付着チェーンが入手できたので、生物付着の有無によるチェーンの一様流中における抗力係数及び波浪中における抗力係数と質量力係数を求める水槽試験を行い、その結果を提示した。

(d) 係留ラインの強度に関する実験関係

i) 索の強度

鋼索の海水中における腐食疲労実験を行い、空気中と海水中における疲労強度を比較し、強度低下量を明確化した。

ii) 合成繊維索の強度

ケブラー索について繰返し荷重の上限を下げて平均引張強度の 20 %にして残存強度に関する試験を行い、これまでに得られているデータと比較すると共に、ナイロン索の湿潤と乾燥状態による疲労強度について文献調査を行った。

iii) 経年チェーンの強度

実海域で使用したチェーンから3年衰耗モデルチェーンと9年衰耗モデルチェーンを作成し、静的強度と疲労強度試験を行い、衰耗による疲労強度低下を明確にすると共に、防食の効果について実験的に立証した。

iv) 鎖の脆性破壊

API 規格の ORQ チェーン及び JIS 規格の 3 種チェーンに引続いて DnV 規格の K4 チェーンについて機械的

試験、耐力と破断試験、低温切欠引張試験及び COD 試験を行い、3種類のチェーンの性能を比較検討した。
以上が本調査研究において実施してきた内容であり、それらの調査研究にて得られた成果を総括し、これまでに公表されている係留システムの設計指針及び各国の船級協会の規則等を参考にして内容の充実を図り、簡便かつ実用的な係留システムの設計指針を作成して提示した。

第3章 浮体の挙動および係留力の推定法

3.1 自然環境条件の設定法の検討

3.1.1 風

係留された浮遊式海洋構造物の係留諸元を検討する場合、風による力は準静的に取り扱うことが多いが、設計風速の設定においては、変動風に対する係留浮体の動的応答特性を配慮した上で、合理的な平均時間（評価時間 例えは1分平均、10分平均、1時間平均など）を用いる必要がある。

本節では、まず各種平均風速あるいは最大風速の設定法について簡単に再述する。次に変動風のスペクトルと突風率（ガストファクター）について述べ、続いて係留浮体の変動風に対する水平動応答について簡単なモデル化による検討を行い、動的な最大変位と等しい準静的変位を生じさせる設計風速として用いるべき平均風速（平均時間）の関係について考察する。

(1) 平均風速、最大風速の設定法

既存のデータから海上風（設計風速）を設定するには図3.1.1に示す手順によるのが一般的である。各段階での具体的手法及び留意点については本部会の昭和58年度報告書¹⁾（p. 168～172）を参照されたい。

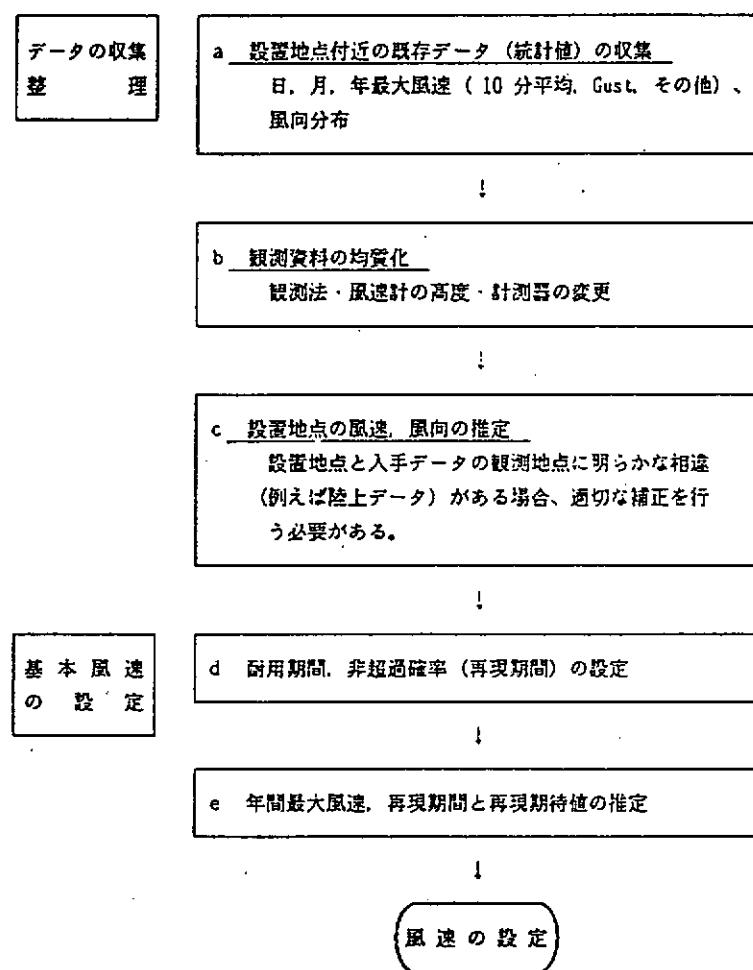


図3.1.1 風速設定概略手順

(2) 変動風に対する運動応答

海洋構造物の全体構造設計や係留設計において、風は準静的に取扱うことが多い。この場合、設計風速は解析する現象に応じて適切に設定する必要がある。ここでは陸上構造物等の耐風設計に用いる手法を海洋構造物に適用することを考える。即ち『変動する自然風の荷重としての作用を、設計基準風速あるいは、それから計算された風圧なり風荷重にガスト応答補正係数を乗じて修正した形で規定する²⁾』ことにする。これにより、海洋構造物の動的応答特性を考慮した場合、設計風速の平均時間をいくらにすべきかを明確にする。

(a) 変動風スペクトル

一般に風速 $U(t)$ は、ある平均時間 T における平均値 $\bar{U}(T)$ と変動成分 $v(t)$ の和であらわされる。平均時間の定め方は多分に経験的であるが、風速の長期変動スペクトルにおけるエネルギーギャップの周波数に関係している。即ち Hoven³⁾、石崎ら⁴⁾、Byshev ら⁵⁾ らによれば、5 分～5 時間という時間の広がりで発生する風速変動はきわめて少なく(図 3.1.2 参照)、大気の変動現象はこの変動周期を境界に分類できる。一般に平均時間は 1 時間(イギリス、カナダ)、5 分(アメリカ)、10 分(日本)などであるが、最近は 1 分になりつつある²⁾。10 分間平均値とは観測時刻前 10 分間の平均値を示している。

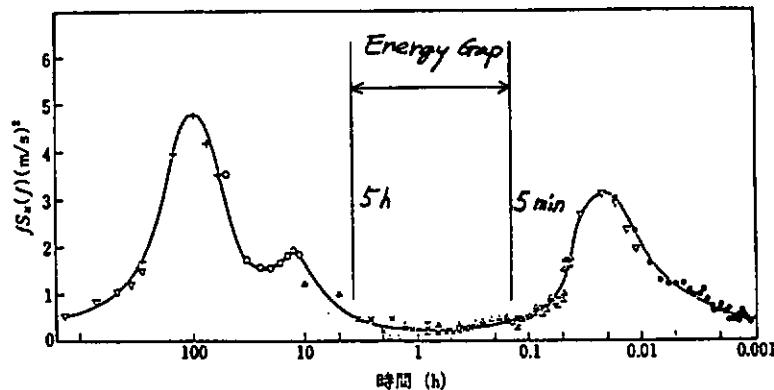


図 3.1.2 風速の長期変動スペクトル (Van der Hoven)³⁾

一方、大気乱流による変動風速 v についても同様のスペクトルが考えられる。代表的なものとして Davenport, 日野、Harris のスペクトル式を示す。

Davenport のスペクトル式

$$f \cdot S_u(f) = 2k U_{10}^2 \frac{X^2}{(1+X^2)^{4/3}} \quad \left. \begin{array}{l} \\ \\ \end{array} \right\} \quad (3.1.1)$$

$$X = \frac{f \cdot L}{U_{10}}$$

但し $S_u(f)$: パワースペクトル (m^3/s)

k : 表面粗度係数 (表 3.1.1 参照)

U_{10} : 高さ 10 m における基準風速 (m/s)

L : スケールを表す量 (1200 m)

表 3.1.1 表面粗度係数 k

摘要	表面粗度係数 k	出典
穏やかな海面	0.0015	DnV ⁶⁾
粗い海面	0.002	
海面	0.003	Brook ⁷⁾
	0.003	土木学会 ⁸⁾
	0.003	安藤他 ⁹⁾
	0.003	NK ¹⁰⁾
	0.005	Davenport ¹¹⁾

(3.1.1) 式を用いると変動風速の分散 σ_u^2 は次の様に求まる。

$$\sigma_u^2 = \int_{-\infty}^{\infty} S_u(f) df = 2 \int_0^{\infty} S_u(f) df = 4kU_{10}^2 \int_0^{\infty} \frac{X}{(1+X^2)^{4/3}} dX = 6kU_{10}^2 \quad (3.1.2)$$

日野スペクトル式（但し高度 10m、鉛直分布指数 1/7 として）

$$\left. \begin{aligned} f \cdot S_u(f) &= \frac{0.4571}{2} (6kU_{10}^2) \frac{f/\beta}{\{1+(f/\beta)^2\}^{5/6}} \\ \beta &= 1.169 \times 10^{-3} \frac{1/7}{\sqrt{k}} \quad U_{10} = 0.167 \times 10^{-3} \frac{U_{10}}{\sqrt{k}} \end{aligned} \right\} \quad (3.1.3)$$

$f/\beta = X$ とすると

$$f \cdot S_u(f) = 1.428kU_{10}^2 \frac{X}{(1+X^2)^{5/6}} \quad (3.1.4)$$

$$\sigma_u^2 = 2 \int_0^{\infty} S_u(f) df = 2.856kU_{10}^2 \int_0^{\infty} \frac{dX}{(1+X^2)^{5/6}} = 6.0kU_{10}^2$$

$$\text{ただし、} \int_0^{\infty} \frac{dX}{(1+X^2)^{5/6}} = \frac{\Gamma(\frac{1}{3})\Gamma(\frac{1}{2})}{2\Gamma(\frac{5}{6})} = 2.10$$

Harris のスペクトル式

$$\left. \begin{aligned} f \cdot S_u(f) &= 2kU_{10}^2 \frac{X}{(1+X^2)^{5/6}} \\ X &= \frac{1800f}{U_{10}} \end{aligned} \right\} \quad (3.1.5)$$

$$\sigma_u^2 = 4kU_{10}^2 \int_0^{\infty} \frac{dX}{(1+X^2)^{5/6}} = 8.4kU_{10}^2 \quad (3.1.6)$$

留意すべきはいずれのスペクトル式においても $\lim_{f \rightarrow \infty} f^2 \cdot S_u(f) = \infty$ となり、fに関する2次モーメントを求めることがないことがある。これは粘性項の支配的な高周波数領域において、スペクトルが f^{-7} に比例する（Heisenberg）ことが上述のスペクトル式に反映されていないことに起因している。即ち（3.1.1）、（3.1.3）、（3.1.5）式は $f^{-5/3}$ に比例する領域までを経験的に表示しているにすぎない。

(b) 突風率

ある平均時間内における最大瞬間風速 U_{max} と平均風速 \bar{U} の比、 $G = U_{max}/\bar{U}$ を突風率(ガストファクター)と定義する。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される¹²⁾。

$$\left. \begin{aligned} U_{max} &= \overline{\max(\bar{U} + v)} = \bar{U} + \bar{v}_{max} = \bar{U}(1 + \alpha \frac{\sqrt{\sigma_u^2}}{\bar{U}}) \\ \sigma &= \sqrt{2 \ln \nu T} + \frac{0.5772}{\sqrt{2 \ln \nu T}} \\ \nu &= \left(\int_{-\infty}^{\infty} f^2 S_u(f) df / \int_{-\infty}^{\infty} S_u(f) df \right)^{1/2} \\ \sigma_u^2 &= \int_{-\infty}^{\infty} S_u(f) df \end{aligned} \right\} \quad (3.1.7)$$

但し α : 平均ピーク係数

T : 平均時間(評価時間)(sec)で5分～5時間

ν : 見掛けの周波数(Zero up cross)(c/s)

したがって、ガストファクターは次のように表される。

$$G = U_{max} / \bar{U} = 1 + \alpha \frac{\sqrt{\sigma_u^2}}{\bar{U}} \quad (3.1.8)$$

Davenportのスペクトル式を用いると、(3.1.2)、(3.1.8)式より

$$G = 1 + \alpha \sqrt{6k} \quad (3.1.9)$$

即ち、ガストファクターは平均時間 T と見掛けの周波数 ν および平均風速 \bar{U} の函数となる。

平均風速 $\bar{U} = 10 \sim 60 \text{ m/s}$ 対し見掛け周波数 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 $\sigma_u^2 / (k U_{10}^2) = 5.8 \sim 5.9$ (理論値 6.0) である。

表 3.1.2 Davenport スペクトルによる見掛け周波数 ν

$U (\equiv U_{10}) (\text{m/s})$	10	20	30	40	50	60
$\nu (\text{Hz})$	0.3650	0.4628	0.5327	0.5893	0.6378	0.6807

定常状態における各種平均時間に対する平均風速 $U_{10}(T)$ の関係は最大風速 U_{max} が等しいとすれば¹³⁾ 1時間平均風速との比で表わすと次図のようになる。

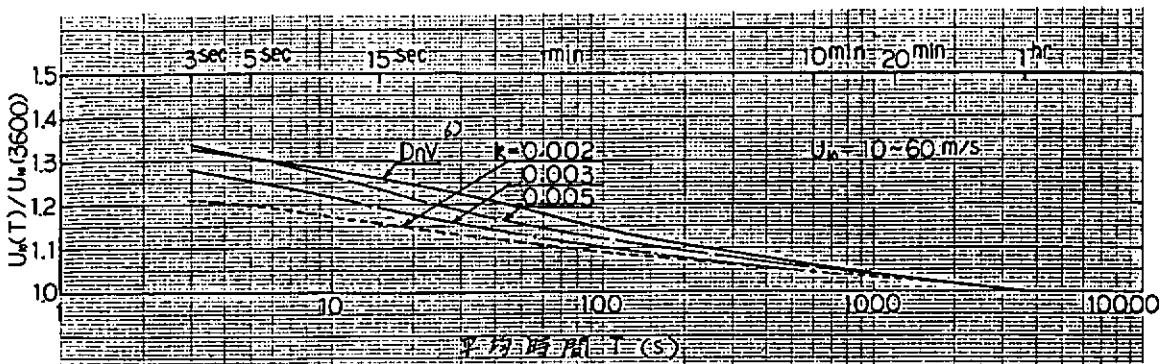


図 3.1.3 各種平均風速の関係

(c) 海洋構造物の変動風に対する水平動応答

係留設計の基本となる水平動について、簡単のために連成を無視した単純な一質点系の線形モデルを考え、運動方程式を次式で表わすとする。

$$(M + m_a) \ddot{x} + c \dot{x} + Kx = p(t) \quad (3.1.10)$$

$$C = \frac{4}{3\pi} \rho_w C_{DB} A_B |\dot{x}|_{AMP} + \rho_w C_{DB} A_B V_C + \rho_a C_{DU} A_U U_{10} \quad (3.1.11)$$

但し、 M ：質量、 m_a ：付加質量、 ρ_w ：海水密度、 C_{DB} ：没水部抗力係数、 A_B ：没水部見付面積、
 V_C ：潮流速、 ρ_a ：空気密度、 C_{DU} ：空中部抗力係数、 A_U ：空中部見付面積、 U_{10} ：10m高さ基準
 風速、 K ：係留ばね定数（等価線形）、 $p(t)$ ：変動抗力、 t ：時間

固有周期 T_n 、固有周波数 f_0 は次式で与えられる。

$$T_n = 1/f_0 = 2\pi \sqrt{(M+m_a)/K} \quad (3.1.12)$$

臨界減衰定数は

$$\zeta_c = 2\sqrt{K(M+m_a)} = 4\pi(M+m_a) \frac{1}{T_n} = 4\pi(M+m_a)f_0 \quad (3.1.13)$$

であり、減衰比は

$$\zeta = C/C_c = \frac{T_n}{4\pi(M+m_a)} \left[\frac{4}{3\pi} \rho_w C_{DB} A_B |\dot{x}|_{AMP} + \rho_w C_{DB} A_B V_C + \rho_a C_{DU} A_U U_{10} \right] \quad (3.1.14)$$

となる。数値例として、 $|\dot{x}|_{AMP}$ は運動を±3m程度とし、 $A_B = 2000 \text{ m}^2$ 、 $A_U = 800 \text{ m}^2$ 、 $C_{DB} = 1.0$ 、
 $C_{DU} = 1.0$ 、 $M+m_a = 60,000/9.81 \cdot \text{s}^2/\text{m}$ とすれば、

$$\zeta = 0.022 + 1.3 \times 10^{-6} T_n \cdot U_{10} + 2.72 \times 10^{-3} T_n \cdot V_C \quad (3.1.15)$$

となる。 $T_n = 40 \text{ s} \sim 200 \text{ s}$ 、 $U_{10} = 20 \text{ m/s}$ 、 $V_C = 3 \text{ km/s} = 1.5 \text{ m/s}$ とすると $\zeta = 0.02 \sim 1.0$ 程度になる。
 変動抗力 $p(t)$ が不規則のとき、応答 $x(t)$ も不規則となるが、パワースペクトル密度関数（応答スペクトル）
 $S_x(f)$ は次式で求まる。

$$S_x(f) = \frac{|H(f)|^2}{K^2} S_p(f) \quad (3.1.16)$$

ここに $S_p(f)$ は変動抗力のパワースペクトルであり

$$S_p(f) = 4P^2 |X_D(f)|^2 \frac{S_U(f)}{U_{10}^2}, \quad P = \frac{1}{2} \rho_a C_{DU} A_U \cdot U_{10}^2 \quad (3.1.17)$$

と表される。また周波数応答関数 $H(f)$ は次のようになる。

$$|H(f)|^2 = \frac{1}{[1 - (f/f_0)^2]^2 + 4\zeta^2(f/f_0)^2} \quad (3.1.18)$$

但し、 $|X_D(f)|^2$: 空力アドミッタンス、 P : 定常風による外力

(3.1.16) ~ (3.1.18) 式から応答の分散 σ_x^2 は次式で求まる。

$$\sigma_x^2 = 2 \int_0^\infty S_x(f) df = 8 \frac{P^2}{U_{10}^2 K^2} \int_0^\infty |X_D(f)|^2 |H(f)|^2 S_U(f) df \quad (3.1.19)$$

基準風速による静的変位を X とし、変動風スペクトルを分散 σ_U^2 で基準化すると

$$X = P/K, \quad S_U(f) = \sigma_U^2 S'_U(f) \quad (3.1.20)$$

となり、(3.1.19)式を書きかえると次のようになる。

$$\frac{\sigma_x^2}{X^2} = 8 \left(\frac{\sigma_U^2}{U_{10}^2} \right) \int_0^\infty |X_D(f)|^2 |H(f)|^2 S'_U(f) df \quad (3.1.21)$$

これより静的変位を含めた最大変位の期待値は(3.1.7)式と同様にして求まる。

$$\left. \begin{aligned} \overline{\max(X+x)} &= X + \overline{x \max} = X \left(1 + g \frac{\sqrt{\sigma_x^2}}{X} \right) \\ g &= \sqrt{2 \ell_n \nu T} + \frac{0.5772}{\sqrt{2 \ell_n \nu T}} \\ \nu &= \left(\int_{-\infty}^\infty f^2 S_x(f) df / \int_{-\infty}^\infty S_x(f) df \right)^{1/2} \end{aligned} \right\} \quad (3.1.22)$$

いま、構造物は乱れのスケールに対して充分小さいと考え、空力アドミッタンス $|X_D(f)|^2 \approx 1$ とし、また変動風スペクトルとして Davenport のスペクトル式を用いると(3.1.21)式は次のようになる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\sigma_x^2}{X^2} &= 16 k \int_0^\infty \frac{1}{[1 - (f/f_0)^2]^2 + 4\zeta^2(f/f_0)^2} \cdot \frac{X^2/f}{(1 + X^2)^{4/3}} df \\ \text{但し, } X &= 1200 f / U_{10} \end{aligned} \right\} \quad (3.1.23)$$

次に設計風速 U_d をこれによる水平変位 X_d が(3.1.22)式で与えられる動的な最大変位に等しくなる様に定義する。即ち、

$$\left. \begin{aligned} P_d &= \frac{1}{2} \rho_a C_{DU} A_U \cdot U_d^2 \\ X_d &= P_d / K = X + \overline{x \max} \end{aligned} \right\} \quad (3.1.24)$$

とすると、風速 U_d / U_{10} は次のように求まる。

$$\left. \begin{aligned} P_d / K &= P / K \left(1 + g \frac{\sqrt{\sigma_x^2}}{X} \right) \\ P_d / P &= U_d^2 / U_{10}^2 \text{ より} \\ U_d / U_{10} &= \sqrt{1 + g \frac{\sqrt{\sigma_x^2}}{X}} \end{aligned} \right\} \quad (3.1.25)$$

(d) 設計風速の評価時間

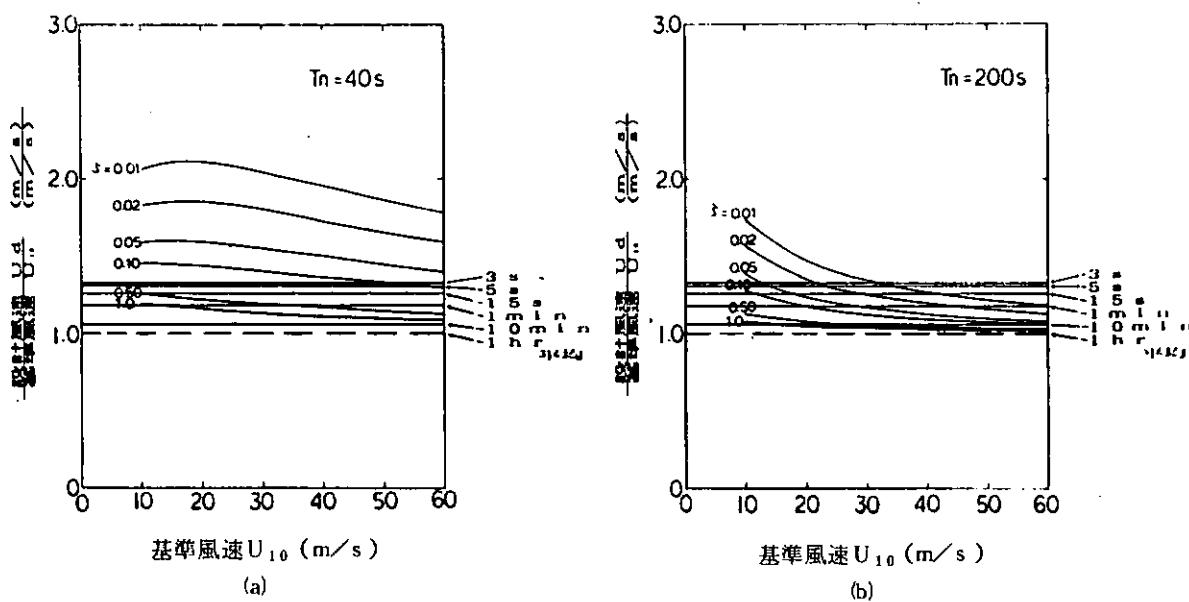
次表に示す各種パラメータの組合せに対して(3.1.25)式を数値解析した。

表3.1.3 各種パラメータの組合せ

減衰比 ζ	0.01, 0.02, 0.05, 0.10, 0.50, 1.0
固有周波数 f_0	0.025, 0.010, 0.005 c/s
固有周期 T_n	40, 100, 200 sec
基準風速 U_{10}	10, 20, 30, 40, 50, 60 m/s
表面摩擦係数 k	0.002, 0.005
評価時間 T	3600 sec

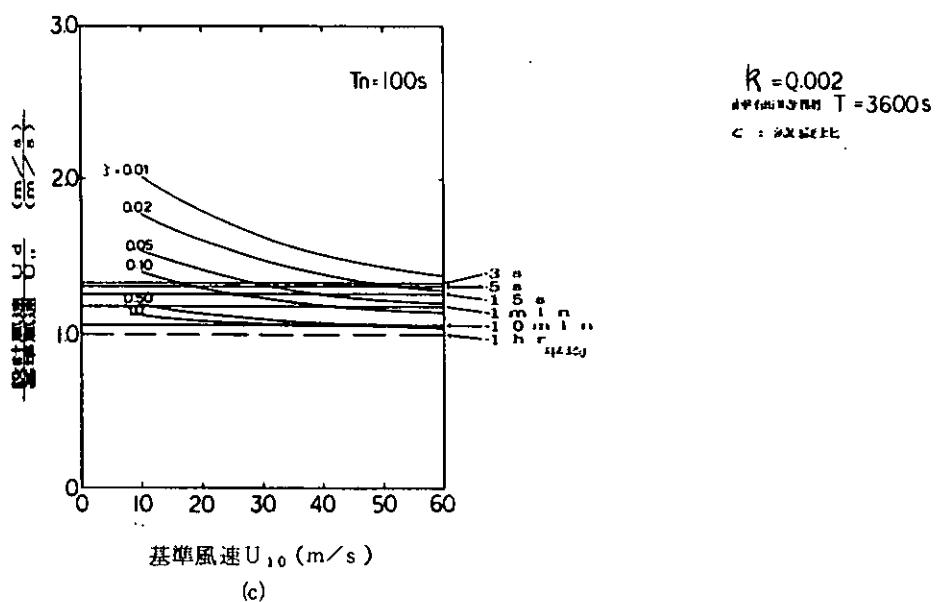
結果を図3.1.4～図3.1.5にまとめる。これらの図から次のことがいえそうである。

- (i) 変動風に対する水平運動応答値は減衰比に大きく支配される。特に潮流などの定常流(3.1.11式右辺第2項)の影響は無視できない。
- (ii) 係留浮体の固有周期が100秒以上のとき評価時間を1時間程度とすると、基準風速20～40m/s程度に対しては風速比(U_d/U_{10})は1.05～1.14となり設計風速(U_d)としては1分間平均風速を、また基準風速40m/s以上では風速比(U_d/U_{10})は1.02～1.05となり設計風速(U_d)としては10分間平均を用いれば充分のようである。(但し、減衰比 $\zeta > 0.5$ とする。)
- (iii) 係留浮体の固有周期が長くなると、設計風速(U_d)の平均時間Tを長くすることができる。
- (iv) 基準風速 U_{10} が大きくなると風速比(U_d/U_{10})は減少し、1.0に近づく傾向にある。



(a)

(b)



(c)

図 3.1.4 設計風速 U_d ($K = 0.002$)

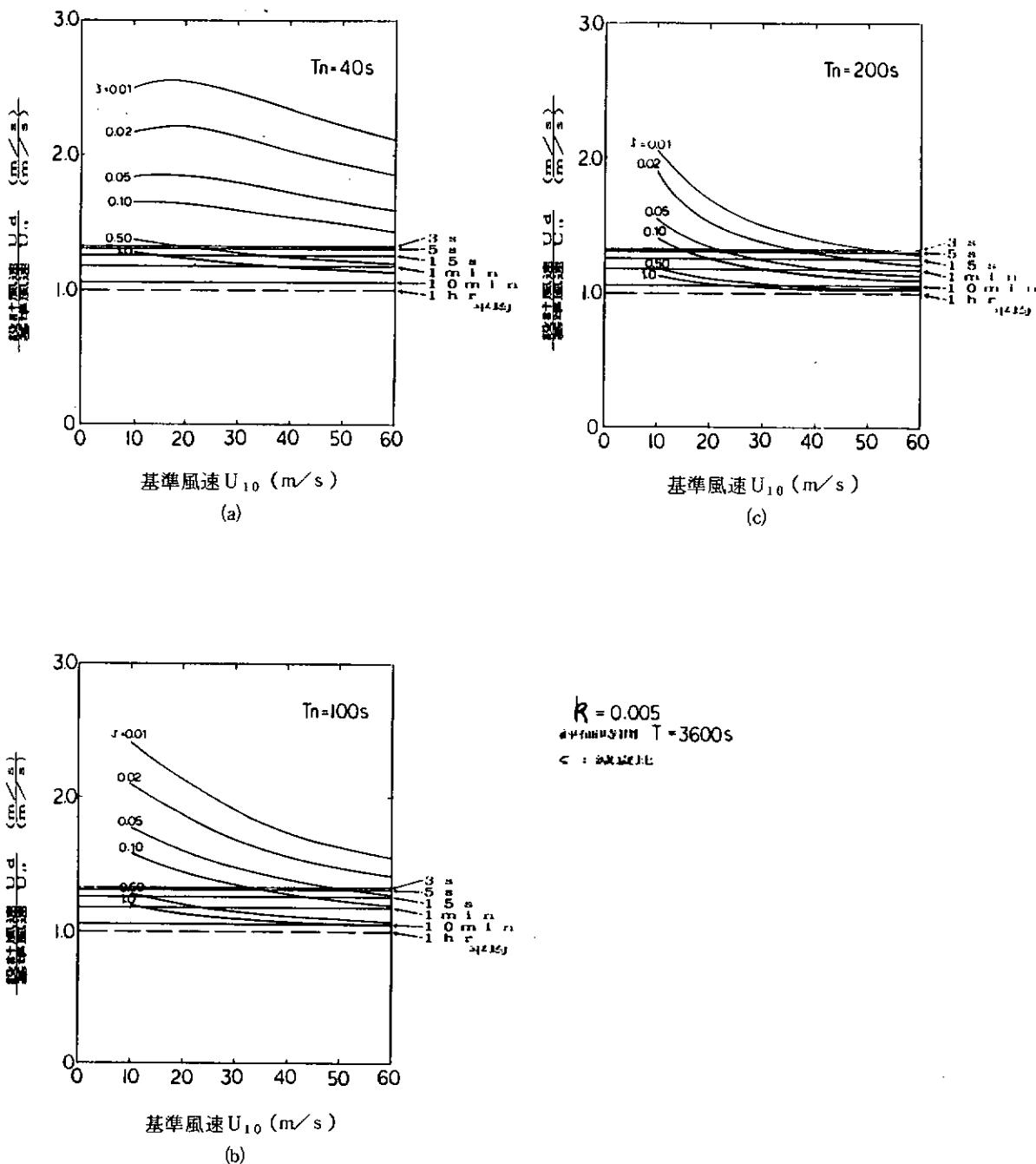


図 3.1.5 設計風速 U_d ($K = 0.005$)

3.1.2 波

海洋構造物の設計を行う際の考え方および海洋波の各種特性が文献¹³⁾に詳細にまとめられている。ここでは、主に深海域において係留された海洋構造物を対象とし、その設計に必要な波浪の設定法について簡単に述べることとする。

(1) 設計波および設計スペクトル

海洋構造物の設計において用いられる環境条件としての波浪には、決定論的な取扱いをする場合の設計波と、確率論的な取扱いをする場合の設計スペクトルの2種類がある。両者の相違等について以下に示す。

(a) 設計波

設計波とは、「設計計算に使用される再現期間50年とか100年間に応する異常波浪の波高、波周期、水深値を持つ極大形状の個別波¹⁴⁾」と同じ波高、波周期を持つ規則波に置換えたものである。

設計波を用いる利点としては、

- (i) 設計計算への応用が簡単である。
- (ii) Stokes波等の高次の波理論が簡単にとりいれられる。
- (iii) 非線形性を考慮した波浪荷重の計算が簡単にできる。
- (iv) 潮流、海流の影響が簡単にとりいれられる。

等が挙げられ、欠点としては、

- (i) 実海面の波浪は短波頂不規則波であり、現実的な波ではない。
- (ii) 規則波で代表させるため、波周期の選定によっては必要以上に過酷な設計条件となる場合がある。

等が挙げられる。

径の小さな柱状体で構成される固定式構造物は、波浪荷重に強い非線形性が現れるため、設計波を用いる方法が有効であり、一般に用いられている。

(b) 設計スペクトル

設計スペクトルとは、設計波と同様にして求めた最大有義波高を有する不規則波である。平均波周期については、構造物の固有周期等の影響のため、波浪荷重、動搖等の各モードの中で最も過酷となる平均波周期の値が異なるので、一つの値に限定せず、碎波限界の範囲内で数種類の値を選定すべきである。

設計スペクトルには、線形理論の範囲内ではあるが、実海面における波浪の特性をより忠実に表せるという利点があり、一方非線形影響を正確にとりいれることができないという欠点がある。

設計スペクトルを用いる方法は、上記の利点があるため、海洋構造物の設計において次第に用いられる傾向にある。特に波周期と同程度の固有周期を有する浮遊式海洋構造物の場合には、波周期の変化に対する応答特性の変化が大きいので、波エネルギーのひろがりが考慮されている設計スペクトルが、よく用いられているようである。

なお、非線形性を考慮した確率論的な取扱いに関する研究が進みつつあり、これらの成果が設計に活かされることが期待される。代表的な手法として、非線形性が弱い場合に適用できる等価線形化法¹⁵⁾、振動法¹⁶⁾、関数多項式法¹⁷⁾や、非線形性が強い場合にも適用できるFokker-Pianck方程式を用いる方法¹⁸⁾、時間領域で数値積分を行う数値シミュレーション手法等がある。なお、数値シミュレーション手法の詳細については3.2.5に示してある。

(c) 波スペクトルの表示式

波スペクトルの表示式としては種々提案されているが、代表的な深海域の波スペクトルは、有義波高と平均波周期をパラメータとするPierson-Moskowitz型

$$\phi(f) = 0.11 H_{\frac{1}{3}}^2 T_{01} (T_{01} f)^{-5} \exp \{-0.44 (T_{01} f)^{-4}\} \quad (3.1.26)$$

f : 周波数 (Hz)

$H_{\frac{1}{3}}$: 有義波高 (m)

T_{01} : 0次と1次のモーメントから決まる平均波周期 (sec)

である。これは I S S C (1964)¹⁹⁾、I T T C (1978)²⁰⁾で推奨されたスペクトルである。(3.1.26)式以外にも種々の提案式があるが、これは波高と周期、特に周期のパラメータのとり方が異なるためであり、基本的には(3.1.26)式と同じと考えてよい。I S S C (1979)¹⁴⁾では目視観測周期 T_v が有義波周期 $T_{H\frac{1}{3}}$ に最も近いとし、光易の経験式

$$T_{H\frac{1}{3}} = \frac{T_p}{1.05} \quad (3.1.27)$$

T_p : スペクトルのピーク周期

を用いることを推奨している。一方、

$$T_p = 1.295 T_{01} \quad (3.1.28)$$

なる関係が理論的に成立するので、(3.1.26)式で用いた T_{01} と T_v 、 $T_{H\frac{1}{3}}$ は、

$$T_v = T_{H\frac{1}{3}} = 1.23 T_{01} \quad (3.1.29)$$

で表され、(3.1.26)式が T_v 、 $T_{H\frac{1}{3}}$ と関係づけられる。(3.1.26)式を $T_{H\frac{1}{3}}$ で表したものは、Bretschneider — 光易のスペクトルにはほぼ等しくなる。

波スペクトルの方向分布関数としては種々のものが提案されている。I T T C (1969)²¹⁾、I S S C (1970)²²⁾では一般的な式

$$\phi^*(f, \theta) = A \cdot \phi(f) \cos^n \theta \quad (3.1.30)$$

$$|\theta| \leq \frac{\pi}{2}$$

$$A = \begin{cases} \frac{2}{\pi} & \text{for } n = 2 \\ \frac{8}{3\pi} & \text{for } n = 4 \end{cases}$$

θ : 波の入射方向

を示し、I T T C (1969) では $n = 2$ を、I S S C (1970) ではエネルギー集中度の強い $n = 4$ または単一方向のスペクトルの使用を推奨している。(3.1.30)式は f と θ が変数分離されているが、光易らの計測結果によると f と θ は独立ではないとされており、方向分布関数として次式を提案している²³⁾。

$$\phi^*(f, \theta) = \frac{2^{2S-1} \Gamma^2(S+1)}{\pi \Gamma(2S+1)} \left(\cos \frac{\theta}{2} \right)^{2S} \phi(f) \quad (3.1.31)$$

$$S = \begin{cases} S_m \left(\frac{f}{f_m} \right)^5 & \text{for } \tilde{f} \leq \tilde{f}_m \\ S_m \left(\frac{f}{f_m} \right)^{-2.5} & \text{for } \tilde{f} \geq \tilde{f}_m \end{cases}$$

$$S_m = 11.5 f_m^{-2.5} = 7.5 \times 10^{-3} \tilde{F}^{0.825}$$

$$\tilde{F} = \frac{g_F}{U^2} \quad (\text{無次元フェッヂ})$$

$$f_m = 18.8 \tilde{F}^{-0.33} \frac{g}{2\pi U} \quad (\phi(f) の ピーク周波数)$$

U : 風速

(2) 波浪の設定法

設計波あるいは設計スペクトルを設定する主な手法について次に示す。

(a) 長周期波浪統計に基づく場合

現地における長期波浪統計がある場合、N年（通常50年あるいは100年）の再現期間における個別最大波（N年最大波）を求め、それを設計波とする。N年最大波を求める方法としては、波浪の長期出現頻度分布から得られる波高の累積超過確率を用いるもの等があるが、最もよく用いられる方法は、長期波浪統計から得られる毎年の最大波高（最大有義波高の2倍）のデータを用いてWeibull分布やGumbel分布を仮定し、N年最大波を外挿して求める方法である。NV(Det norske Veritas)ではWeibull確率紙を用いてN年最大波を求める手順を示している²⁴⁾。なお、長期波浪統計には40年程度を一周期とする気象の長期変動の影響が見られる例²⁵⁾も報告されており、30年以上の長期に亘るデータを用いることが望ましい。

設計スペクトルとしては(3.1.2.6)式に示すPierson-Moskowitz型を用いることが多い。有義波高については設計波と同様にして求めたN年最大有義波高を用い、平均波周期については一つの値に限定せず碎波限界の範囲内で数種類の値を用いるのがよい。

大洋における波浪の観測データからN年極限波高を推定した例²⁶⁾を次に示す。ここで示すN年極限波高は、通常いわゆるN年最大波高が $1/1000$ あるいは $1/2000$ 最大期待値としてN年最大有義波高の約2倍程度と考えているのに対して、波高 $10m$ を越す巨浪ではせいぜい有義波高の1.8倍程度が限界としている²⁷⁾。定点気象観測船配置図、観測有義波高の極大値、波高の極限値をそれぞれ図3.1.6、表3.1.4、表3.1.5に示す。ここでは各年の極大値の分布としてFrechet極値分布を用いている。

(b) 波浪推算

風による波浪推算是有義波法とスペクトル法に大別される。ここでは、それぞれの代表的なものとしてSMB法およびPNJ法について簡単に述べる。

(i) SMB法

SvedrupとMunkによって体系づけられ、その後Bretschneiderによって修正された方法で有義波法の一種である。さらにWilsonによって修正され、図3.1.7に示すような使い易い図の形で示されている。図3.1.7を用いて海面上 $10m$ における風速および吹送距離あるいは吹送時間から有義波高および有義波周期を求め²⁸⁾ことができる。また、途中で風速が変化した場合にも適用可能である。なお、図3.1.7の使い方は文献²⁹⁾に詳しく示されている。

(ii) PNJ法

Pierson、NeumannおよびJamesによって開発された方法で、スペクトル法の一種である。PNJ法は波浪予報に確率過程としての取扱いを導入した画期的なものであるが、スペクトルの形状に問題があり、SMB法に比べて必ずしも優れているとはいえないようである。PNJ法の具体的な使用法は文献³⁰⁾に示されている。

(c) 基準、規則に準拠する場合

船級協会の海洋構造物に関する設計基準は、一般船舶と異なり海象条件、外力等の項目があるが、目安あるいは考え方として与えているものがほとんどである。

設計波高は碎波を考慮して波周期と水深から定まる波高とN年最大波高（波高のN年再現期待値）の内の小さ

い方をとる場合 (NV²⁴⁾ 、 RI (Registro Italiano Navale)²⁴⁾ や、所有者の指定した値を探る場合 (ABS²⁴⁾ (American Bureau of Shipping)³⁰⁾ 、 NK (日本海事協会)³¹⁾ 等があり、 NV および BV (Bureau Veritas)³²⁾ では N 年最大波高の具体例が示されている。

波周期は波高 H の関数として、たとえば

$$\sqrt{6.5 H(m)} < T(sec) < 20 \quad (NV^{24}) \quad (3.1.32)$$

のように与えられ、その中で最も厳しい条件を選ぶように指示されている場合が多い (ABS 、 NK 、 NV 、 RI) 。

(3) 波浪の設定値の具体例

現在稼動中あるいは計画中の浮遊式海洋構造物の設計条件の調査結果を本研究部会の昭和 56 年度報告書「第 4 章基礎調査」³³⁾ にまとめてある。その中から異常時の設計波高に関する調査結果を図 3.1.8 に再録する。セミサブリグの設計波高は稼動水深にあまり依存せず、 30 m (100 ft) のものがほとんどであり、中には 37 m (120 ft) のものがある。一方、船型リグの場合には水深と共に増加し、 18 m (60 ft) ~ 30 m (100 ft) と変化している。

(4) 波浪の年間出現確率統計

海洋構造物の稼動率や係留索鎖の疲労強度の推定には、最大波よりも頻度の高い波浪が問題となる。そこで、船舶の設計で用いられる線形重ね合わせを基礎とした長期予測の手法³⁴⁾ を適用することが考えられる。長期予測を行うために必要な波浪の年間出現確率統計は、波高と周期の結合頻度分布の形で与えられることが必要である。また、係留索鎖の疲労強度の推定には変動応力のみならず平均応力の影響も重要であるため、定常外力、特に風との結合頻度分布も必要となる。なお、年間出現確率統計には気象の長期変動の影響はほとんどないと考えられ、 2 ~ 3 年の観測データがあればよいとされている。

(5) 波浪データ

まとめられた波浪データの一覧表を表 3.1.6 に示す。

なお、 ISSC 及び Hogben の海域に関しては、図 3.1.9 及び図 3.1.10 に示すようになっている。

(6) 異常波浪

現在、風波に関する理論、観測データが整備されつつあり、海洋構造物の設計段階における波浪の設定に大いに利用されている。しかし、通常の波浪とは性質を異にする異常波浪の観測例が報告されつつあり、設計者および研究者の興味をひき始めている。しかし、これらの観測例は非常に少なく、現象が十分に明らかになっていないため、波浪の設定に採入れる段階には至っていないのが現状である。ここでは、異常波浪として Freak Wave と長周期波を取り上げ、それについて簡単に示す。

(a) Freak Wave

Freak Wave は、「深い谷のすぐあとに続く甚だ高い波であり、その顕著な特徴としては異常な傾斜を持っている波」と定義されている。原因としては、いくつかのものが考えられているが、最も有力なものとして、

- (i) 波向と反対方向に強い海流や潮流 (2 ~ 5 Knot) が存在する場合
- (ii) 周辺海域より水深が浅い場合

等に波の屈折や波長の短縮が生じ、それによって波エネルギーの局部的集中が起きるためと考えられている。

(b) 長周期波

外洋で観測される数 10 秒から数 10 分という周期を有する長周期波の主な原因として、

- (i) 波浪に起因するもの
- (ii) storm や前線に起因するもの

(iii) 津波

等が挙げられる。また、港湾における静振の原因としては、以上挙げた外洋からの長周期波の他に、

(iv) 風や気圧の変動

(v) 潮海流

等が挙げられる。

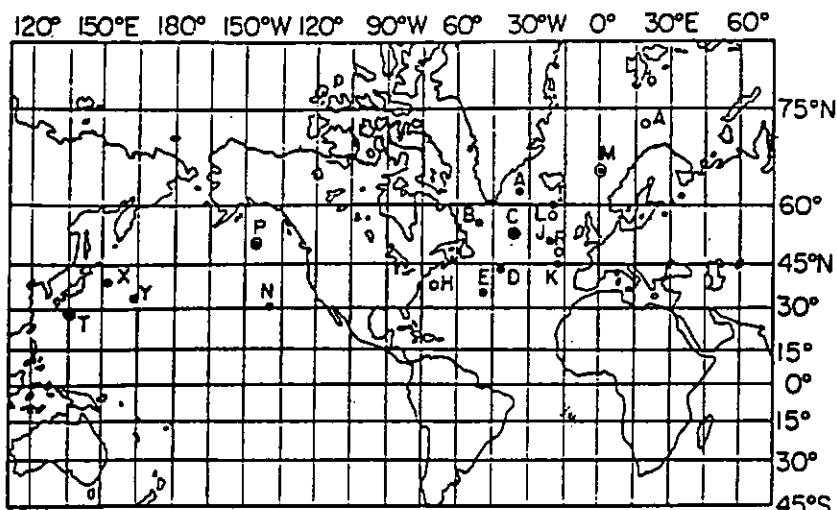


図 3.1.6 大洋における定点気象観測船配置図

表 3.1.4 大洋における観測有義波高の極大値

海 域	大洋定 点の記 号	位 置		観測 期間 (年)	観測有義 波高の極 大値 (メ ートル)
		緯 度	経 度		
大西洋	A	62°00'N	33°00'W	10	15.0
	B	56°30'N	51°00'W	13	18.6
	C	52°45'N	35°30'W	10	12.5
	D	44°00'N	41°00'W	10	15.0
	E	35°00'N	48°00'W	13	11.4
	I	59°00'N	19°00'W	10	15.0
	J	52°30'N	20°00'W	10	15.0
	K	45°00'N	16°00'W	10	18.0
	M	66°00'N	02°00'E	10	9.5
太平洋	V	34°00'N	164°00'E	13	16.5
	X	39°00'N	153°00'E	6	13.5
	T	29°00'N	135°00'E	5	12.0

表 3.1.5 大洋における波高の極限値

海 域	大洋 定点の 記 号	位 置	再現期間(年)による最大有義波高と極限波高(m)								
			2 年		10 年		25 年		50 年		
			緯 度	経 度	最大有義 波 高	極限波高	最大有義 波 高	極限波高	最大有義 波 高	極限波高	
大西洋 (9 点)	A	62°00'N	33°00'W	10.7	19.2	14.3	25.6	16.5	29.9	18.6	33.2
	B	56°30'N	51°00'W	10.4	18.9	13.1	23.5	14.6	26.5	16.2	29.0
	C	52°45'N	35°30'W	10.4	18.9	12.5	22.3	13.4	24.4	14.3	25.9
	D	44°00'N	41°00'W	10.4	18.9	12.5	22.3	13.4	24.4	14.3	25.9
	E	35°00'N	43°00'W	9.1	16.2	11.0	19.8	12.2	21.9	13.1	23.8
	I	59°00'N	19°00'W	12.2	21.9	17.1	30.8	20.4	36.6	23.2	41.8
	J	52°30'N	20°00'W	12.2	21.9	17.1	30.8	20.1	36.6	22.9	41.5
	K	45°00'N	16°00'W	11.0	20.1	14.9	26.8	17.1	31.1	19.2	34.4
	M	66°00'N	02°00'E	7.3	13.1	11.6	21.0	14.9	26.8	17.7	32.0
太平洋 (5 点)	N	30°00'N	140°00'W	6.1	10.7	8.2	14.9	9.8	17.7	11.3	20.1
	P	50°00'N	145°00'W	11.0	19.5	14.9	27.1	17.7	31.7	19.8	36.0
	V	34°00'N	164°00'E	9.8	17.4	13.4	23.8	15.5	28.0	17.4	31.4
	X	39°00'N	153°00'E	10.2	18.3	14.1	25.2	16.5	29.5	18.6	33.3
	T	29°00'N	135°00'E	9.9	17.7	13.8	24.7	15.9	28.5	18.0	32.2

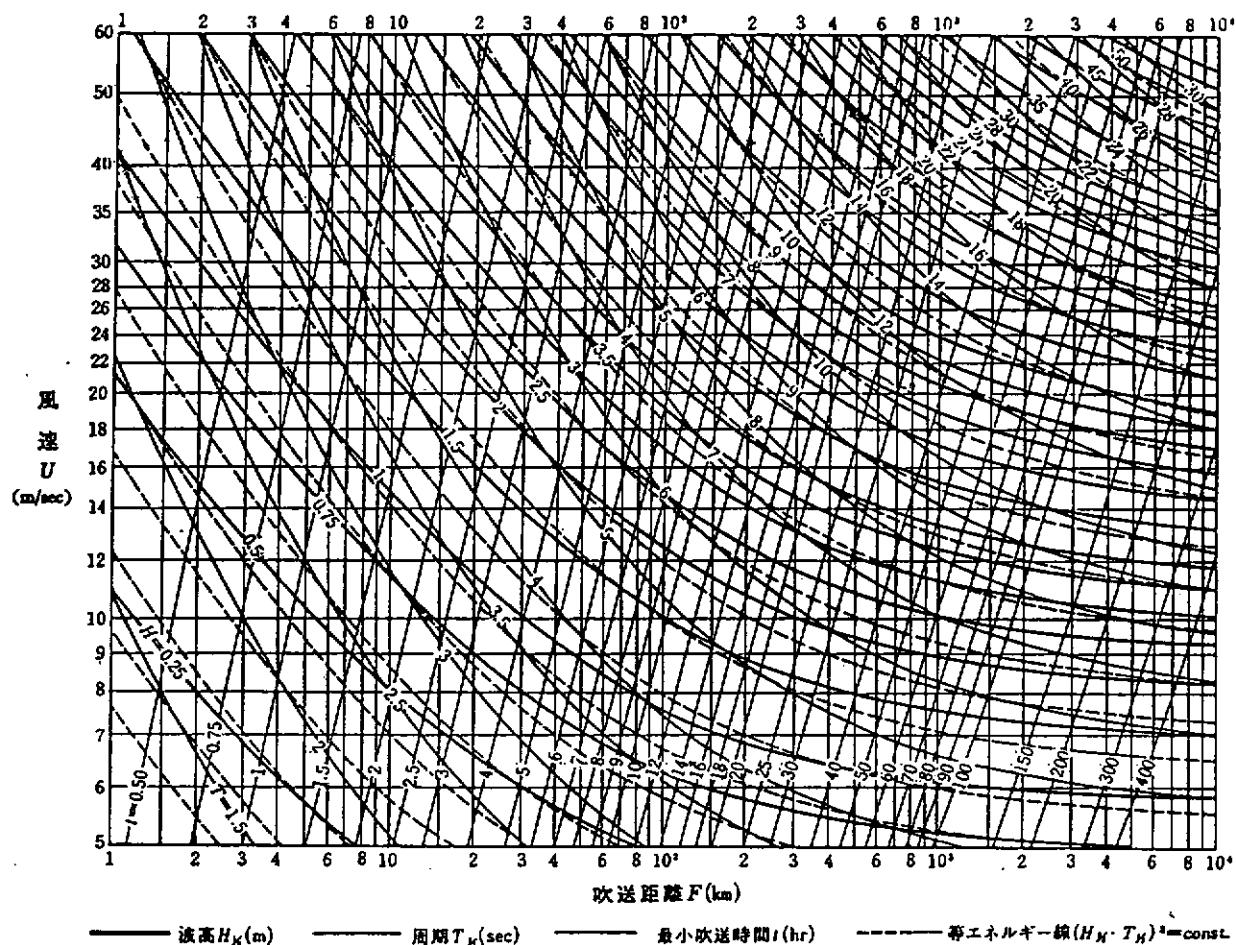


図 3.1.7 風波の予知曲線

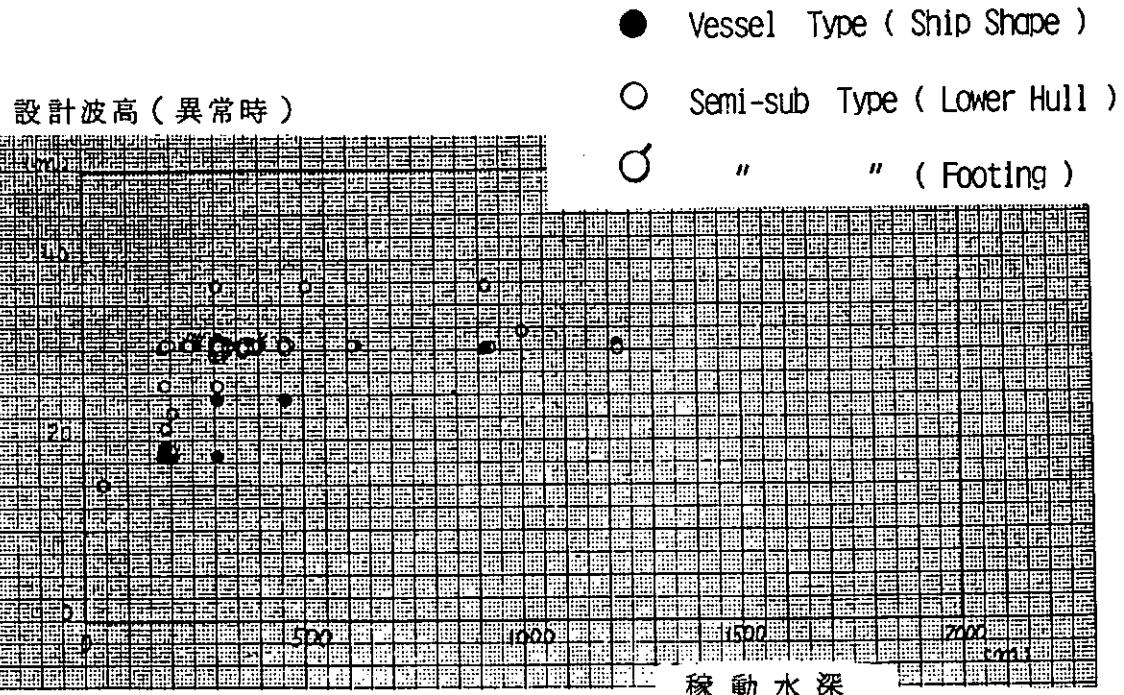


図 3.1.8 稼動水深と設計波高(異常時)

表 3.1.6 波浪データ

著 者	海 域
防衛庁 ³⁵⁾ 、港湾局 ³⁶⁾ 、Unoki ³⁷⁾	日本近海および沿岸
Yamanouchi 他 ³⁸⁾ 、SR163 ³⁹⁾ 、 アメリカ海軍 ⁴⁰⁾ 、Pierson 他 ⁴¹⁾	北 太 平 洋
Roll ⁴²⁾ 、Walden ^{43)、44)}	北 大 西 洋
Hasselman 他 ⁴⁵⁾	北 海
Ewing ⁴⁶⁾	グリーンランド海
ISSC ⁴⁷⁾	図 3.1.9 参照
Hogben 他 ⁴⁸⁾	図 3.1.10 参照
イギリス気象局 ⁴⁹⁾	大西洋、東太平洋、インド洋
川 鍋 ⁵⁰⁾	太平洋、インド洋

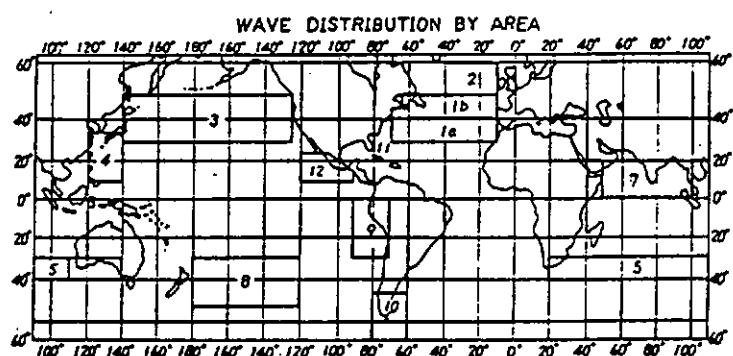


図 3.1.9 ISSC の海域図

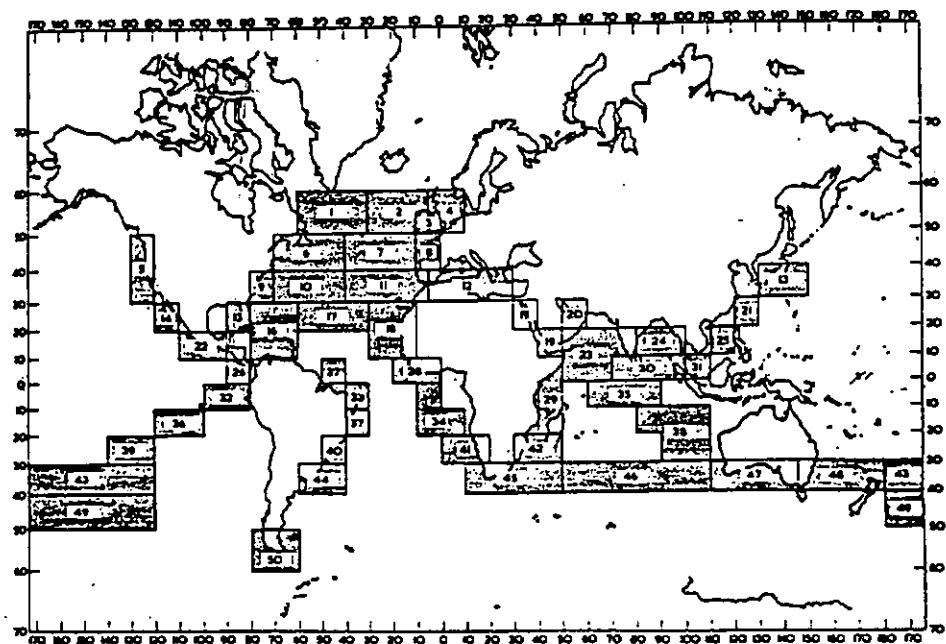


図 3.1.10 Hogben の海域図

3.1.3 潮流・海流

海水は、地球の自転・公転、月や太陽との位置関係、風、海水の温度差や密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。

ここでは、潮流・海流及び風によって誘起される表面流である吹送流に関して、実測例を中心に、その条件の設定法を検討する。

(1) 潮 流

潮流は、潮汐の干満に伴って、水平方向に海水が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、普通約半日の周期を持ち、場所によって約1日の周期を持つ。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、沖合では時々刻々流向が変化し、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、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。

海峡や狭水道の主な地点の潮流は、海上保安庁発刊の潮汐表等に見られるように十分把握されていると言えるが、大水深の海域における潮流は、調査例が少く、不明な点が多い。実測例としては、R R 1⁵¹⁾による長崎県五島灘と紀伊水道南方海域の潮海流調査及び九州大学応用力学研究所による黒潮計測⁵²⁾等がある。

潮流を精度よく推算するためには、その海域で一定期間、流向流速を計測して、得られた観測資料を調和分析し、各分潮成分の調和定数を求める必要がある。

表3.1.7は、文献⁵²⁾で観測資料(31日間)を調和分析した結果である。多数の調和定数のうちで、1日周期のK₁(日月合成日周潮)、O₁(太陰日周潮)と半日周期のM₂(太陰半日周潮)、S₂(太陽半日周潮)の成分が一般に大きく、これを4大分潮と呼んでいる。この表から各成分は、沖合における潮流の特徴である橍円軌道を有していること、また、成分によって、水深方向に変化の仕方が異なることがわかる。

表3.1.8は、185日間に亘って潮海流を実測した結果である。185日間の観測資料と、185日を30日毎に区切った各30日間の観測資料とで、調和分析結果に差異が生じることが同表よりわかる。各分潮についての平均値士標準偏差は、K₁: 2.6±1.35cm/s、O₁: 2.49±1.33cm/s、M₂: 4.48±1.34cm/s、S₂: 2.36±0.79cm/sである。

のことから、潮海流観測は出来るだけ長期間に亘って実施することが望しいと言える。

(2) 海 流

海流の定義は、高野⁵³⁾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。」

海流の中で、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(メキシコ湾流)がある。黒潮は、台湾南方で流速が1~2ktであり、沖縄付近から九州南岸、紀伊半島の潮岬沖にいたると流速が1~5ktにも達する。また、湾流は、流速が3ktに達することがある。

(a) 平面分布

海面付近の海流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流速を知ることも出来る。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・検討する。黒潮の流速の鉛直分布の実測の一例を図 3.1.1-1 に示す。同図は、黒潮の側流域で観測されたもので、表面流速が最大時の平均流の分布を示している。この分布では、深度 200mまでの流速が早く、200m以深で流速が急激に減少していることがわかる。また、流向が後述する EKman 流の様に、深度を増すに従って右側に方向を変えている。

表 3.1.9 と図 3.1.1-2 に、実測例と推定式の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。また、流向は考慮していない。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。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 (Det norske Veritas, 1977²⁴⁾ と Germanischer Lloyds 1976⁵⁴⁾ 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⑮、⑯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、深度 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、深度 500m～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には適合していない。

以上の調査結果から水深 1,000m 程度の深海域における平均海流の標準的な流速の鉛直分布を考えると、図 3.1.1-2 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。

なお、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 V_0 、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。

$$\left. \begin{array}{ll} (i) \quad 0 \leq h \leq 50m \text{ のとき} & V(h) = V_0 \\ (ii) \quad 50m \leq h \leq 600m \text{ のとき} & V(h) = V_0 \left(1 - 0.8 \times \frac{h-50}{550} \right) \\ \text{但し } H \leq 600m \text{ のとき} & V(h) = V_0 \left(1 - 0.8 \times \frac{h-50}{H-50} \right) \\ (iii) \quad 600m \leq h \text{ のとき} & V(h) = 0.2 V_0 \end{array} \right\} \quad (3.1.33)$$

(3) 吹送流

風が海面上を流れると、風と海面との間に摩擦力が働き、吹送流が発生する。流体の粘性と地球の自転を考慮して吹送流を初めて研究したのが Ekman である。彼によると⁵⁵⁾、海面に風速 U (m/s) の風が吹いたときの吹送流の鉛直分布は、次式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} U &= V_0 e^{-\frac{\pi z}{D_f}} \cdot \sin \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\pi z}{D_f} \right) \\ V &= V_0 e^{-\frac{\pi z}{D_f}} \cdot \cos \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\pi z}{D_f} \right) \end{aligned} \right\} \quad (3.1.34)$$

ここで、U、V：風と同一方向、直角方向の減速成分 (m/sec)

D_f ：摩擦深度 (m)

$$D_f = \begin{cases} \frac{7.6}{\sqrt{\sin \phi}} U & \dots U \geq 6 \text{ m/sec} \\ \frac{3.67}{\sqrt{\sin \phi}} U^{\frac{3}{2}} & \dots U < 6 \text{ m/sec} \end{cases}$$

V_0 ：表面流速 (m/sec)

$$V_0 = \frac{0.0127}{\sqrt{\sin \phi}} U$$

Z：深度 (m)

ϕ ：緯度

である。

(3.1.34)式のUとVで表現される速度ベクトルが深度Zとともに変化していく様を示したのが図3.1.1-3である。北半球では、海面での流向は風下に向って45°右にずれる。南半球では、逆に45°左にずれる。深度が増すと、方向は北半球では時計回り、南半球では反時計回りに変化していく。Z=D_fで流向は海面での流向と逆になる。流速は、海面でV₀、深度が増すと、急激に減少し、Z=D_fで0.04V₀となる。この流れをEkman流と呼び図3.1.1-3をEkmanの螺旋と呼ぶ。

表3.1.1-0は北大西洋における吹送流の実測例であり、上表は、風向に対して流向が右にずれている度合いを示している。左にずれた場合、負の符号が付く。これから、風向に対して流向が左にずれることもかなりあるが、右にずれることの方が多いことがわかる。下表は、風速に対する表面流速の実測例とEkman流の流速を併記したもの（緯度 $\phi=35^\circ$ として、 $V_0=0.0168U$ ）である。両者はかなり良い一致を示すことがわかる。

流水の漂流の研究でも、Ekman流が観測されている。Nansen⁵⁶⁾は1902年、北氷洋で流氷の漂流速度が風速のほぼ $1/50$ (0.0190)であることを見出した。Brennecke(1921)⁵⁷⁾は南氷洋で、同比が0.0209~0.0319、平均0.0278であること、また、漂流の方向が、風向に対して平均34°左にずれることを見出した。さらに、Hunkins(1974)⁵⁸⁾は北氷洋の海水の下の流速分布測定し、Ekmanの螺旋の存在を確認している。

一方、船級協会(Det noske Veritas、1984⁵⁹⁾)が示す吹送流Vw(m/s)は次式による。

$$V_w = 0.017 U_{10} \frac{50-Z}{50} \quad (3.1.35)$$

ここで、 U_{10} ：海面上10mにおける、1分間以上の平均風速(m/sec)。

式3.1.3-5の表面流速(0.017U₁₀)と緯度 $\phi=35^\circ$ とした時のEkman流の表面流(0.0168U)はほぼ同一の値を示す。図3.1.1-4は、DnVとEkman流の鉛直分布(絶対値)を併記したものである。同図より、DnVの鉛直分布は、Ekman流において風速10m/s程度の時の分布に比較的近いこと、風速10m/sを超す風の場合、

Ekman 流からは、深度 50 m 以深でもかなり吹送流が存在し D_{nV} の分布と大きく異なってくることがわかる。

図 3.1.1.5 に、風速、吹送距離、吹送時間から表面流を推定するためのチャートを示す。

図 3.1.1.6 は、深海域において潮流・海流等を実測した結果を基にして、最大流速の分布を推定した一例である。ここに示した例では深度毎に流速・流向を変えている。破線が定常流であり、実線が定常流に、変動流を加えた最大流速分布である。定常流としては、平均海流と吹送流を考え、変動流として、潮汐流と内部波（海面の波が、空気と海水という密度の異った境界で起こると同様に、海水中の密度の変化しているところで起こる波である）を考えている。内部波と思われる変動流が深度 200m 付近に、存在していることが観測されたため、図 3.1.1.6 の変動流成分が深度 200m 付近で増大した分布を示している。

表 3.1.7 潮流構成要素（31日間計測）

分潮名：記号	分潮周期(h)	調和分析(h)	深度	長軸(cm/s)	短軸(cm/s)	長軸の方向(°)	初期位相角(°)
日月合成日周潮：K ₁	23.93	24.00	D ₁	10.2	1.5	167	167
			D ₂	10.1	0.8	166	167
			D ₃	2.2	-1.2	125	184
			D ₄	1.1	-0.6	111	115
			D ₅	0.9	-0.5	153	179
太陰日周潮：O ₁	25.82	25.78	D ₁	6.3	0.0	152	299
			D ₂	5.9	2.4	17	102
			D ₃	3.3	1.4	116	112
			D ₄	1.1	0.8	60	127
			D ₅	0.7	-0.1	46	219
太陰半日周潮：M ₂	12.42	12.43	D ₁	13.1	-2.9	119	319
			D ₂	15.3	-4.4	117	312
			D ₃	13.6	-1.4	121	317
			D ₄	8.6	3.3	153	167
			D ₅	13.0	2.2	167	162
太陽半日周潮：S ₂	12.00	12.00	D ₁	6.1	-0.2	132	132
			D ₂	3.9	-1.5	134	129
			D ₃	4.8	-1.4	122	124
			D ₄	6.7	2.3	139	98
			D ₅	6.8	1.9	163	0
太陰精率潮：N ₂	12.66	12.65	D ₁	3.5	-0.6	107	292
			D ₂	3.9	-1.2	115	282
			D ₃	2.8	-1.9	86	202
			D ₄	1.5	1.3	114	257
			D ₅	5.5	0.7	163	167

(ここで $D_1 = 210\text{m}$ 、 $D_2 = 260\text{m}$ 、 $D_3 = 340\text{m}$ 、 $D_4 = 700\text{m}$ 、 $D_5 = 970\text{m}$)

表 3.1.8 潮流摺円要素(長軸流速)の変化

深 度	分 潮 名	K ₁	O ₁	M ₂	S ₂
		起潮力比 (M ₂ =100)	58.4	41.5	46.6
230m	8月9日～185日間	cm/s	cm/s	cm/s	cm/s
	8月9日～ 30日間	1.1	1.8	3.4	1.6
	9月9日～ "	3.3	5.7	3.9	2.4
	10月9日～ "	3.7	2.3	4.1	1.7
	11月9日～ "	1.5	1.5	3.9	2.7
	12月9日～ "	1.7	1.5	1.9	0.9
	1月9日～ "	1.7	2.8	3.5	2.0
450m	8月9日～185日間	cm/s	cm/s	cm/s	cm/s
	8月9日～ 30日間	3.4	2.6	4.8	2.7
	9月9日～ "	2.9	3.1	5.3	3.3
	10月9日～ "	7.3	3.2	6.0	2.8
	11月9日～ "	2.9	2.6	5.5	2.5
	12月9日～ "	2.9	4.0	2.4	1.9
	1月9日～ "	2.6	2.8	4.6	2.8
800m	8月9日～185日間	cm/s	cm/s	cm/s	cm/s
	8月9日～ 30日間	1.7	1.0	4.5	1.8
	9月9日～ "	2.7	1.3	4.4	1.1
	10月9日～ "	1.0	2.1	3.9	2.4
	11月9日～ "	1.6	1.5	4.6	1.8
	12月9日～ "	2.1	1.6	3.8	1.8
	1月9日～ "	2.6	0.6	3.8	2.6
		2.4	0.8	7.4	2.6

表 3.1.9 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	—	—	$U=0.183+1.646e^{-z/254}$ $+0.014ze^{-z/152} \text{ (m/s)}$	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. Berteanu, Design of Deep-Sea Mooring Lines, MTS Journal, vol.4 No.3, 1970
	④	29°58.2'N, 130°54.9'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°57.4'N, 130°52.7'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
浅海実の測例	④	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	—	—	—	$U=U_{\text{tide}}+U_{\text{wind}}$ $U_{\text{tide}}=U_{\text{tide}} \cdot (\frac{h-z}{h})^{1/7}$ at $Z \geq 0$ $U_{\text{wind}}=U_{\text{wind}} \cdot (\frac{50-z}{50})$ at $Z \leq 50$ = 0 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 Lloyd, Rules for the Construction and Inspection of Offshore Installation, 1976

表 3.1.10 吹送流の実測例

Average deviation of current to right of wind direction
 { A minus sign (-) indicates that the current sets to the left of the wind }

Wind direction	Lat.	Long.	N	NNE	NE	E	ENE	ESE	SE	SSE	S	SSW	SW	WSW	W	NNW	NW	NNW
Portland	43° 32'	70° 06'	24	14	9	-2	-14	0	26	15	18	18	24	15	34	13	18	
Boston	42° 20'	70° 45'	... 69° 45'	-1	5	48	-38	30	-32	-24	-25	-25	20	2	19	... 15	15	
Polilock Rip Slue	41° 37'	69° 37'	44	46	28	-24	9	16	12	3	25	0	70	59	36	53	20	
Nantucket Shoals	40° 37'	71° 01'	16	14	-7	-1	-14	3	-39	-36	25	55	35	30	30	39	41	
Hen & Chickens	41° 27'	... 71° 01'	... 16	... 14	... -7	... -1	... -14	3	... -39	... -36	25	55	35	30	20	16	16	
Brenton Reef	41° 28'	71° 23'	34	25	22	19	25	1	-7	8	27	48	23	41	41	31	21	
Fire Island	40° 29'	73° 11'	35	23	15	8	-17	31	55	40	41	31	14	-2	0	25	37	
Annisore Channel	40° 27'	73° 49'	36	40	21	11	18	72	27	112	82	70	63	46	37	22	23	
Scotland	40° 27'	73° 55'	16	-12	-26	-36	-61	-36	-92	-150	90	33	77	44	15	30	27	
Barnegat	39° 46'	73° 56'	6	5	-13	-9	-16	-7	33	54	55	30	14	8	0	-5	21	
Northeast End	38° 58'	74° 30'	30	14	-3	-11	-20	-31	-42	-28	37	44	25	18	7	16	25	
Oversfalls	38° 48'	75° 01'	28	-6	-1	-5	-21	-40	-56	-78	-22	68	28	55	54	32	45	
Winter-Quarter	37° 55'	74° 56'	18	-1	-2	-4	-5	-27	-35	-35	-19	31	23	20	4	8	27	
Chesapeake	36° 59'	75° 42'	18	-2	-3	-4	-5	-6	-23	-23	73	57	38	27	26	22	18	
Diamond Shoal	35° 05'	75° 20'	11	3	-3	36	65	88	74	52	40	22	7	10	-13	-17	-25	
Cape Lookout Sh.	34° 18'	76° 24'	30	24	2	-29	... -9	21	80	54	31	32	21	21	2	18	5	
Frying Pan Shoal	33° 34'	77° 49'	34	34	18	6	2	-23	9	48	38	26	14	-12	-12	-12	-27	
Savannah	31° 57'	80° 40'	12	12	-9	-18	-23	-46	17	56	48	17	7	-8	-10	-10	-33	
Brunswick	31° 00'	81° 10'	17	-10	-28	-18	-21	-37	29	43	23	2	6	-21	-21	-15	18	
St. Johns	30° 23'	81° 18'	3	-12	-27	-47	-84	30	35	26	26	27	1	16	-8	-17	6	

Velocity - The table below shows the average velocity of the current due to winds of various strengths.

Wind velocity(miles per hour)	10	20	30	40	50
Average current velocity(knots) due to wind at following stations	0.1	0.1	0.2	0.3	0.3
Boston and Barnegat	0.5	0.6	0.7	0.8	1.0
Diamond Shoal and Cape Lookout Shoals	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6
All other locations					
Ekan 略の流速	0.15	0.30	0.44	0.60	0.74

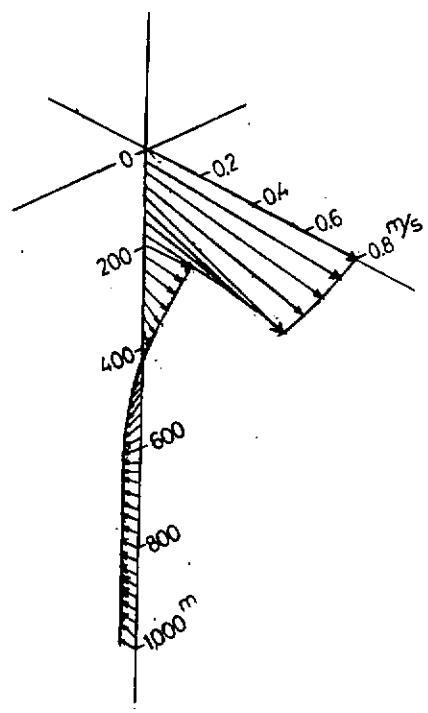


図 3.1.11 黒潮の流速の鉛直分布の実測例

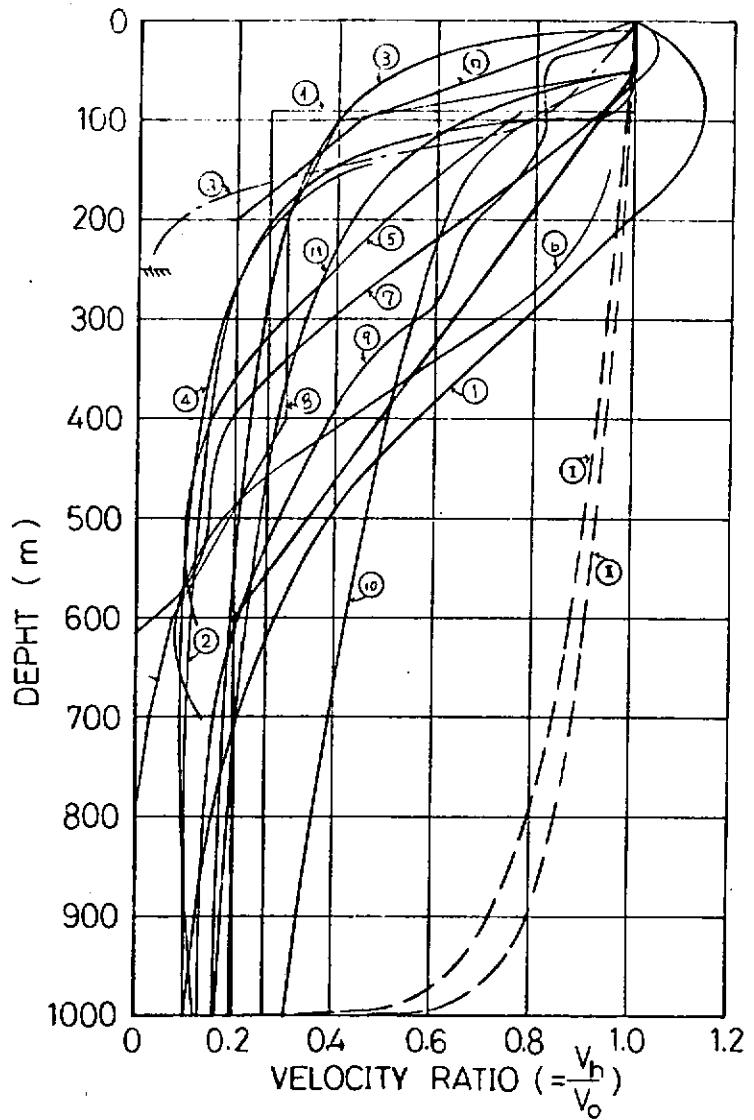


図 3.1.12 平均海流の鉛直分布

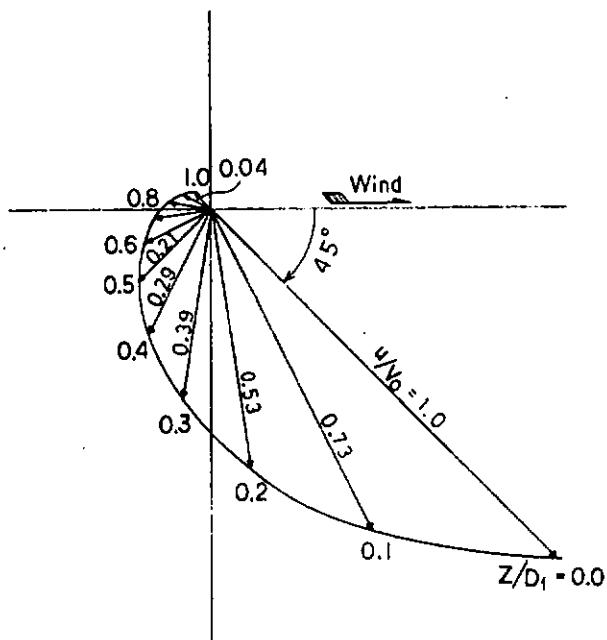


図 3.1.13 Ekman の螺旋

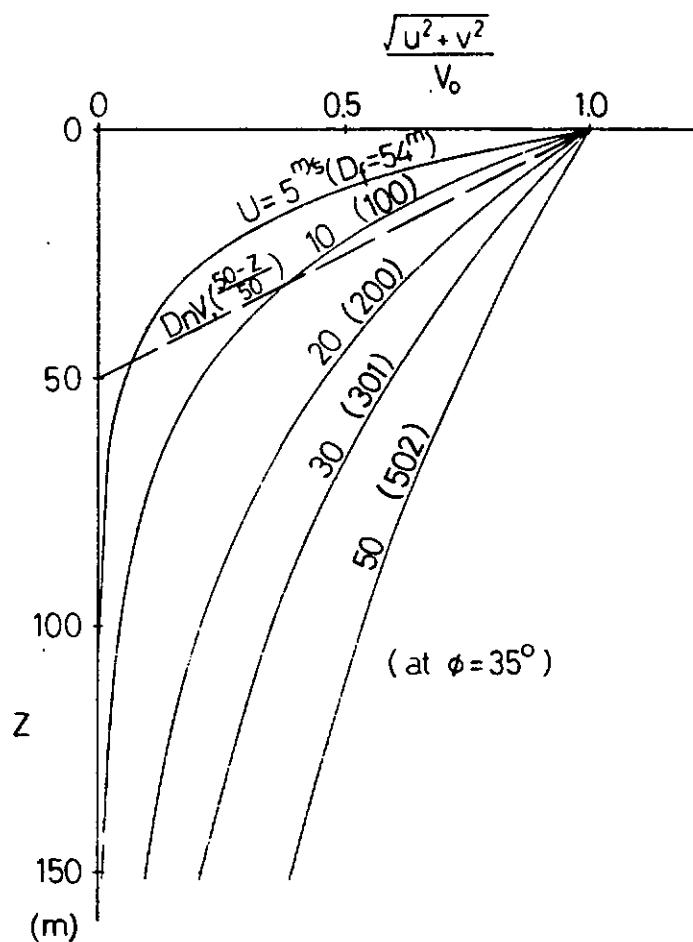
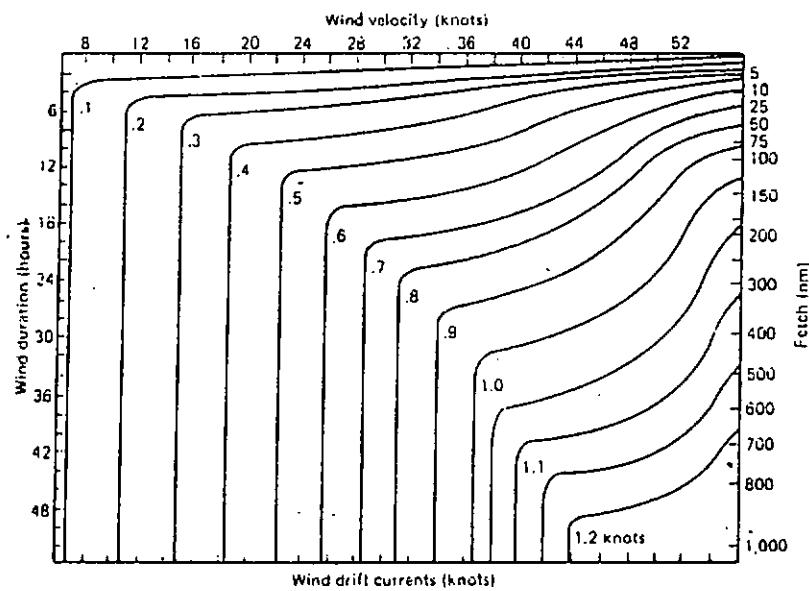


図 3.1.14 吹送流の鉛直分布（絶対値）



Expected current velocities for various wind speeds and durations in the open sea.
Enter with wind velocity and read drift current for the appropriate wind duration or fetch,
whichever gives the smaller current. (From *Ocean Thermal Structure Forecasting*, U. S.
Naval Oceanographic Office.)

図 3.1.15 吹送流推定チャート

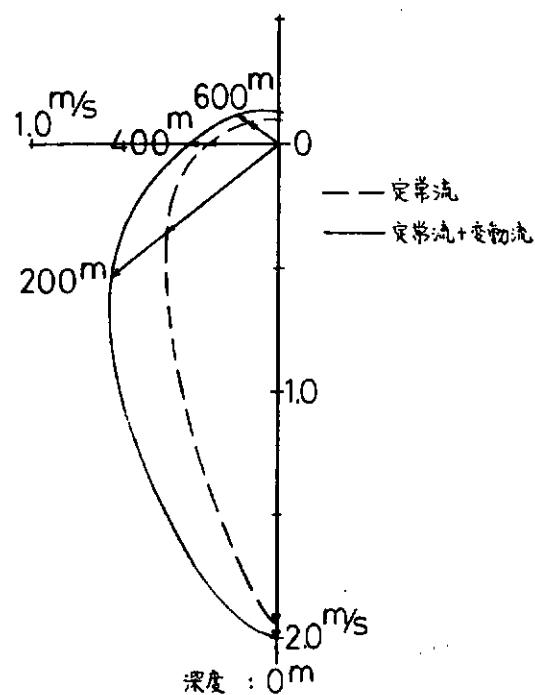


図 3.1.16 最大流速分布の一例

3.1.4 潮汐・高潮

深海係留においては、水深が大きいため、一般に水位の変化は問題にならないと考えられる。しかし、潮位が無視できない設計条件の一つとなってくる場合もある。

(1) 潮汐

潮汐とは、主として月および太陽の引力に起因する海面の高さの緩やかな周期的変化をいう。海面が最も高くなつた状態を満潮あるいは高潮(こうちょう)、最も低くなつた状態を干潮あるいは低潮といふ。満潮から満潮あるいは干潮から干潮の時間は、平均すると12時間25分程となる。相次ぐ満潮面と干潮面の水位差を潮差といふ。潮差は月齢と関係をもつ。朔と望の時に最も大きく、これを大潮と呼ぶ。上弦と下弦の時に最も小さく、これを小潮と呼ぶ。

潮汐は場所によっていろいろと異なる。一般に入り口の狭い内海や湾では潮差は小さく、例えば日本海沿岸では⁶⁰⁾0.2m位である。これに対し、入り口が大洋に向かって開いた湾では潮差は大きく、カナダ東岸のファンデー湾奥では大潮差が13.6mにも達する⁶¹⁾といふ。

天体による起潮力は周期的に変化するので潮汐は調和分析される。各分潮のうちの主要なものを表3.1.11に示す。これらのうちのM₂、S₂、K₁、O₁を4大分潮といふ。各々の分潮の半潮差(分潮波の振幅)を順に、H_m、H_s、H_k、H_oとすると、各種潮位との関係は図3.1.17のごとくなる。大潮はM₂とS₂の高潮位と低潮位が一致した時にあたり、平均大潮差は2(H_m+H_s)となる。平均水面からH_m+H_s+H_k+H_oだけ下方の面を基本水準面といい、我が国ではこれを海図の基準面としている。しかしながら、外洋では基準面をとるのは困難であり、意味を持つのは潮差であると考えられる。

太平洋の島々での大潮差をみると、タヒチで0.3m、父島で0.8m、フィジーで1.1m、那覇で1.6mである。⁶⁰⁾参考のため、世界の潮汐図を図3.1.18と図3.1.19に示す。これによれば、場所によってかなりの差があることが認められる。したがって、外洋での潮差を定める時には、近くの島の記録を参考にしながら、注意深く定める必要があるといえよう。

(2) 高潮

高潮(たかしお)とは、気圧の変化や風などの気象現象が原因で、平常よりも水位が著しく上昇する現象をいう。潮汐の項で述べた高潮(こうちょう)とは区別する必要がある。図3.1.20は高潮の一般波形であり、前駆変動(forerunner)、高潮の主部(storm surge)、および、ゆれもどし(resurgence)からなる。

我が国では台風が、アメリカ東岸ではハリケーンが高潮の主なる原因となる。一方、北海やバルト海の高潮は発達した温帯低気圧が原因となるもので、冬期に出現する。

このような水面上昇の原因として、一つは気圧の低下による海面の盛り上がりがあり、もう一つには海水が風によって吹きよせられる効果がある。そのため、場所によっては次の形の簡易推算式をもち、観測記録からその係数が与えられている。

$$\zeta = a \cdot \Delta P + b \cdot U^2 \quad (3.1.36)$$

ここに、 ΔP (mb)は気圧降下量、U(m/s)は風速である。風による効果は水深が大きくなる程弱くなるので、大水深の洋上では気圧降下の効果が主になり、海面上昇もさほどではないと考えられる。ただし、陸棚上では、陸棚波や陸棚セイショなどにより高潮がかなり発達する可能性がある。これは、我が国の沿岸ではあまり顕著ではないけれど、アメリカ東岸やメキシコ湾岸ではかなり著しい。例えば、テキサス州の外洋に面した海岸で3.7mの高潮が観測されている。⁶¹⁾

一般に水深が浅くなると高潮海面の上昇は大きくなつてくるから、高潮の設定にあたっては、外洋に面した検潮

所の記録を調べ、外洋ではそれ以下であるとすることができよう。一例として串本の検潮記録を図 3.1.21 に示す。種々の台風の経路上の数字は日時と串本での偏差量 (cm)、また、丸印の数字は毎時偏差の最大を示す。この図によれば、串本での最大は 108 cm である。前出の a と b について、残念ながら外洋における係数はないが、因みに静的な気圧降下量に対する a は 0.991 (cm/mb) である。

表 3.1.11 主要分例の一覧表⁶²⁾

記号	名 称	速 度 (度/hr)	周 期 (hr)	起潮力の相対値
	半 日 周 潮			
M ₂	主 太 阴 半 日 周 潮	28.98410	12.42	0.45426
S ₂	主 太 阳 半 日 周 潮	30.00000	12.00	0.21137
N ₂	主 太 阴 楔 円 潮	28.43973	12.66	0.08796
K ₂	月 日 合 成 半 日 周 潮	30.08214	11.97	0.05752
	日 周 潮			
K ₁	日 月 合 成 日 周 潮	15.04107	23.93	0.26522
O ₁	主 太 阴 日 周 潮	13.94304	25.82	0.18856
P ₁	主 太 阳 日 周 潮	14.95893	24.07	0.08775
Q ₁	主 太 阴 楔 円 潮	13.39867	26.87	0.03651
	長 周 期 潮			
M ₁	太 阴 半 月 周 潮	1.09803	327.86	0.07827

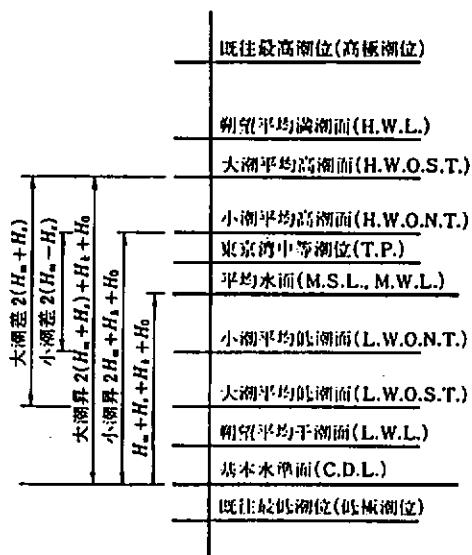


図 3.1.17 各種潮位の関係⁶²⁾

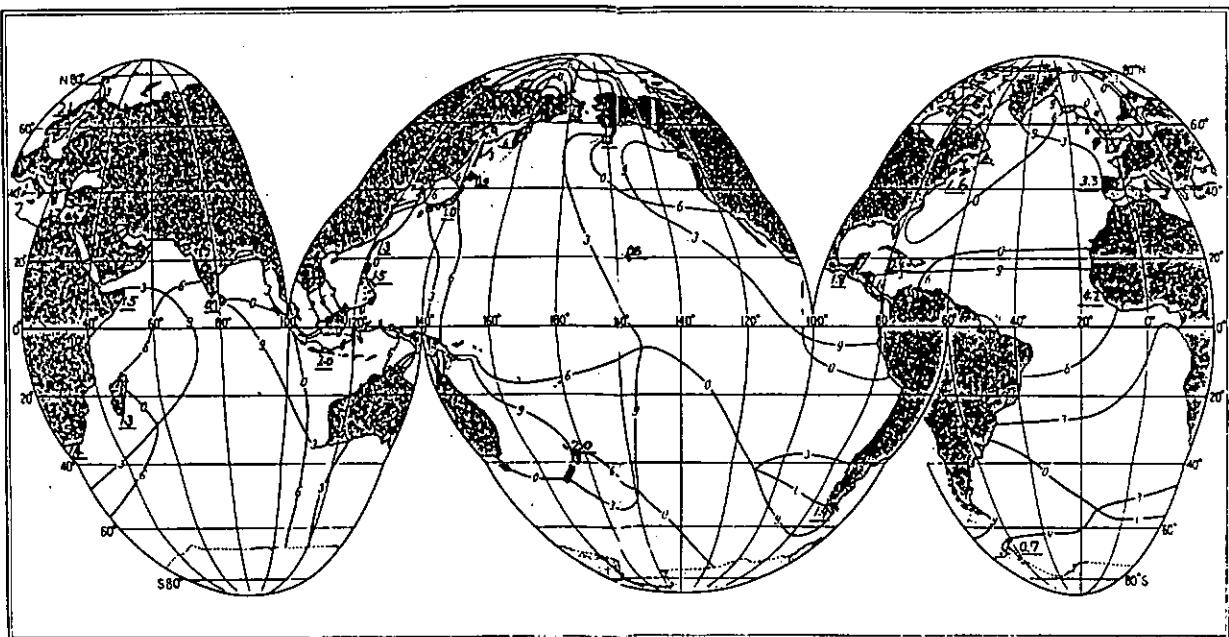


図3.1.18 世界の潮汐（半日周期）⁶⁰⁾
図3.1.18 世界の潮汐（半日周期）⁶⁰⁾
図3.1.18 世界の潮汐（半日周期）⁶⁰⁾

図3.1.18 世界の潮汐（半日周期）⁶⁰⁾

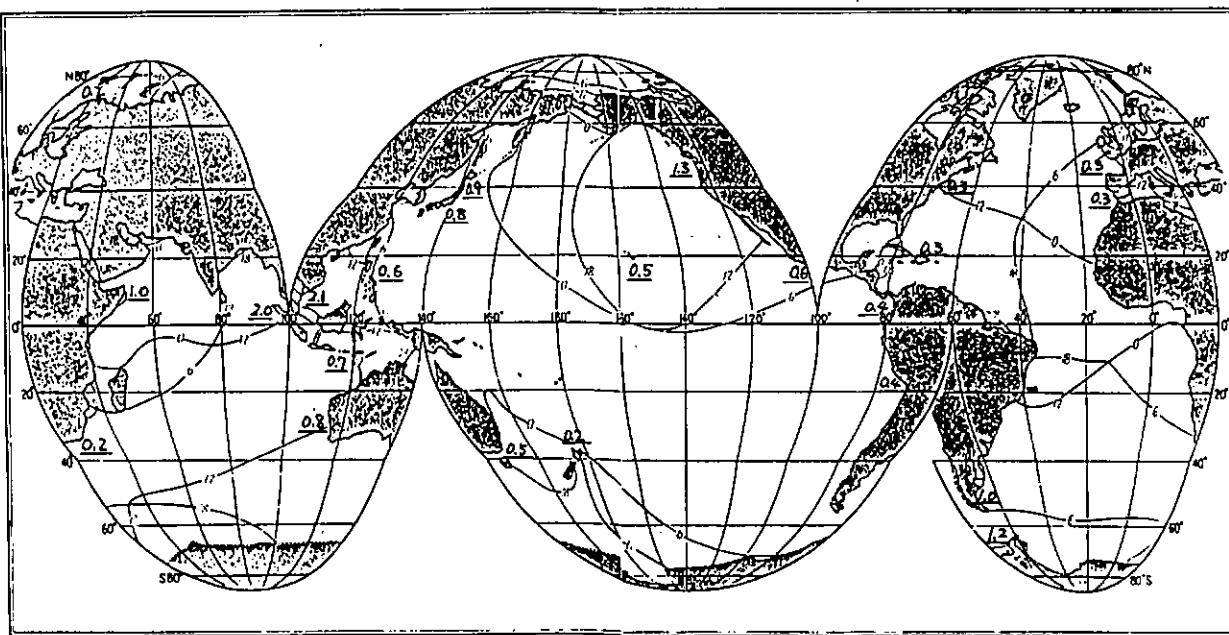


図3.1.19 世界の潮汐⁶⁰⁾
図3.1.19 世界の潮汐⁶⁰⁾
図3.1.19 世界の潮汐⁶⁰⁾

図3.1.19 世界の潮汐⁶⁰⁾

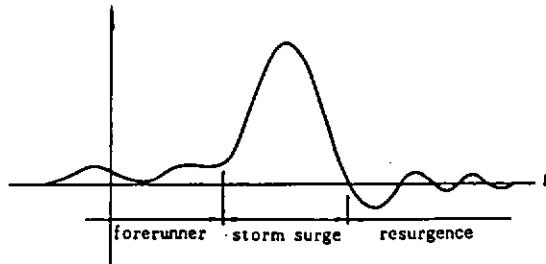


図 3.1.20 高潮の一般波型⁶³⁾

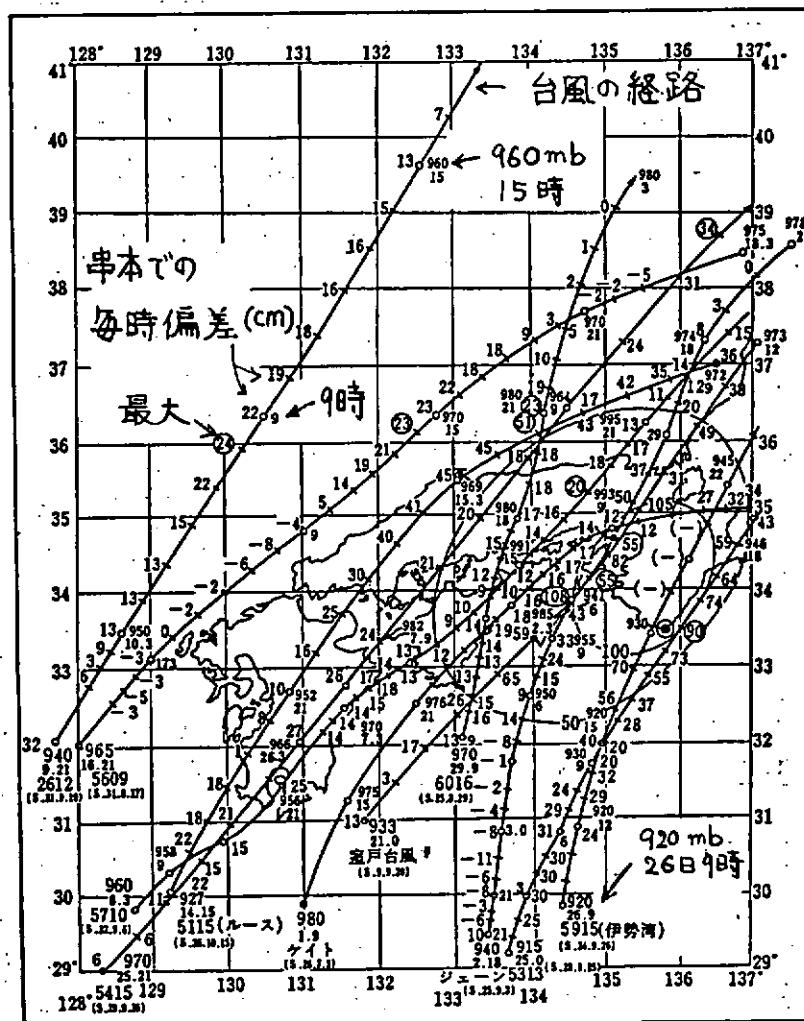


図 3.1.21 串本における高潮の検潮記録⁶⁴⁾

3.1.5 津波

一般に津波といえば、地震による海底変動によって発生する大波をさす。津波は海底変動の様子、また伝播経路の海底地形、さらには海岸線からの反射などの影響を受けてその形を変える。そのため、同じ津波でも観測地によって波形が異なるし、同一観測地でも津波によっても波形が変わる。

矩形状の海底隆起による2次元造波波形の計算例を図3.1.22に示す。初期海面は海底隆起形状とはほぼ同じ形をとるといわれている。最近ではかなり複雑な海底変動に対しても津波の計算が可能となっており、その一例が図3.1.23である。これは1968年津波の三陸沖での波形である。図3.1.24は大船渡沖における色々な津波の計算波形を示したものである。どちらの図も海岸からの反射波は含まれていない。図3.1.25は1933年の三陸大津波における震源近くの空間波形計算値であり、時間の経過とともにどう波形の変化がわかる。1.5m程度の山と谷を認めることができる。

検潮器のほとんどは海岸近くにあるため、外洋での津波の記録はない。そこで、大洋中にある島での観測値をみる。図3.1.26にカムチャッカ沖津波の観測点をしめす。図3.1.27は太平洋内の島々におけるその津波の観測記録である。図3.1.28はウエイク島とミッドウェイ島での種々の津波の観測記録である。山または谷は数10cmであるが、ハワイでは1mを超えていて、大洋の孤島といえども津波の波形には島の影響がはいってくるが、これらは一つの目安になるものと考えられる。

以上のデータのうちから波高の大きい例の津波の周期を見てみると、10~70分といったところである。この時の水深/波長 (h/λ)を、水深 $h = 200\text{m}$ と 2000m に対して求めてみると、表3.1.12を得る。結果はいずれも $h/\lambda < 1/25$ であり、すなわち、長波である。従って、水面変位 η と水平方向水粒子速度 u の関係は次式で表わせる。すなわち、水深が大きい程水粒子速度は小さい。

$$u = \eta \sqrt{g/h} \quad (3.1.37)$$

さて、海洋構造物の外力としての津波を考える時、重要なのは構造物と津波の波源域との距離である。波源域の近くであれば水面の上昇下降が激しいが、遠ざかれば、津波の伝播に地形の影響が入るもの、分散効果により波形勾配は小さくなる。従って、設計用の津波波形としては、波源域の波を計算により求め、これを用いればよいと思われる。図3.1.22、図3.1.23及び図3.1.24はその一例といえる。これらの波形は樋浦の方法⁶⁷⁾を用いて計算するが、大変な計算になる。図3.1.24は最大級の津波の計算例であるから、これをもって設計用波形と考えてもよいと思われる。すると、振幅は1.5m程で最大波傾斜は1/15000程、流速は200m水深で0.3m/s、2000mで0.1m/s程となる。

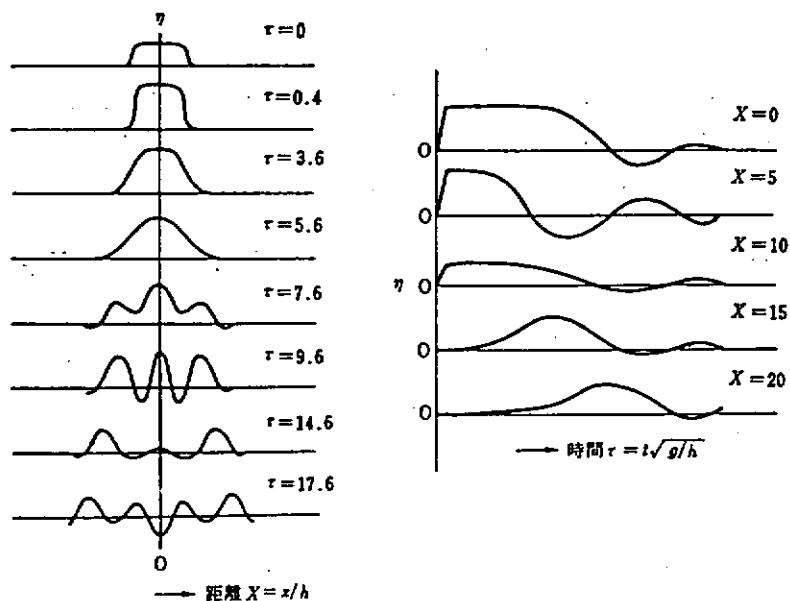


図 3.1.22 海底隆起による波動例（二次元，市栄誉による。）

海深 4 km, 隆起幅 80 km) ⁶⁴⁾

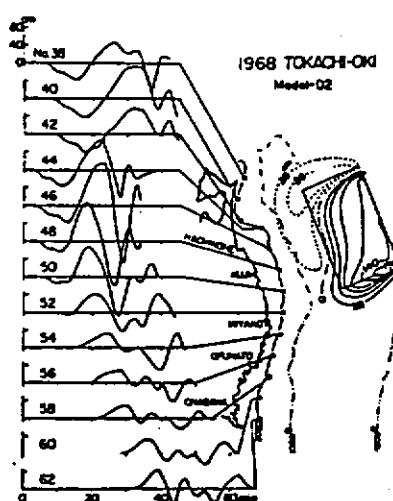


図 3.1.23 1968 年十勝沖津波のモデルによる
200 m 等深線上の計算津波波形 ⁶⁵⁾

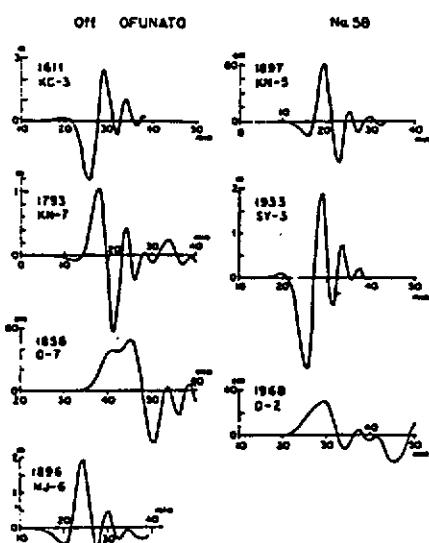


図 3.1.24 計算された湾外の津波波形の一例、
大船渡湾沖 200 m 等深線上 ⁶⁵⁾

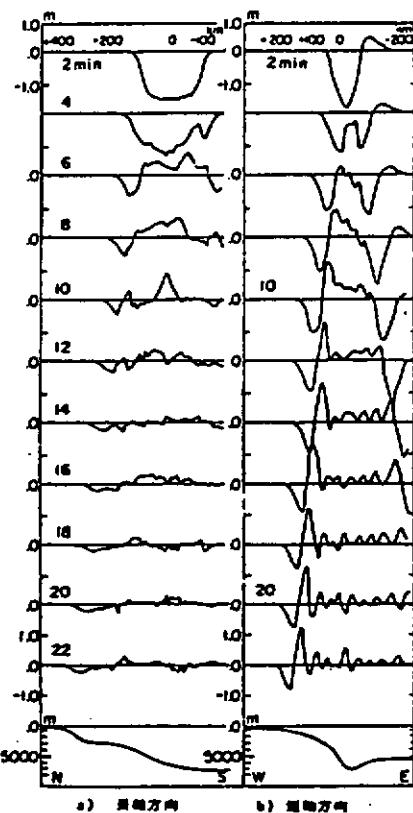


図 3.1.25 1933 年三陸大津波の空間波形 ⁶⁵⁾

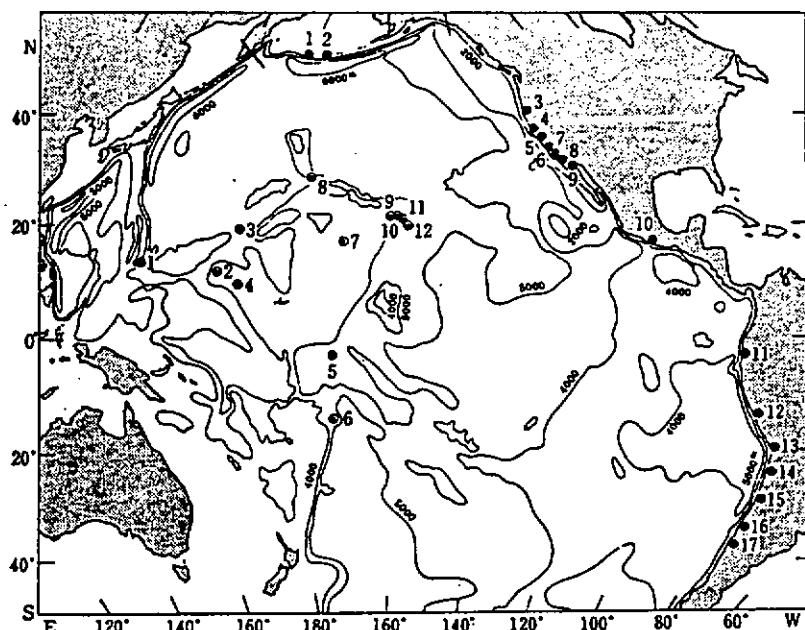


図 3.1.26 1952年カムチャッカ津波の波源(×)と津波観測点⁶⁴⁾

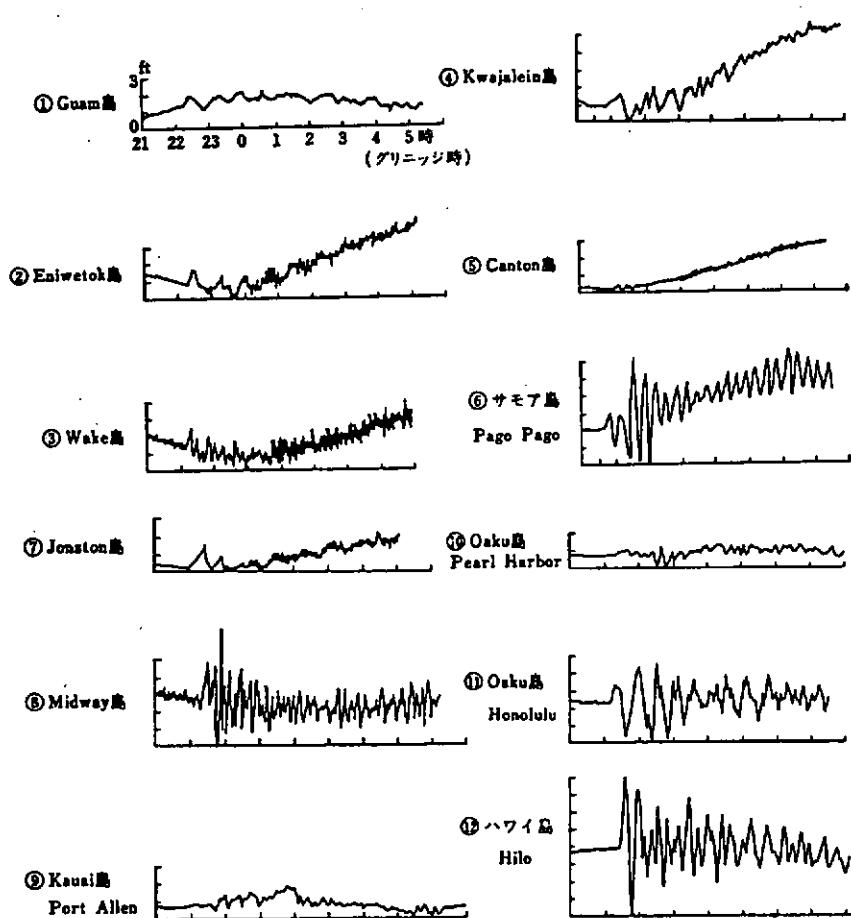


図 3.1.27 1952年カムチャッカ津波における太平洋中の島の観測点の記録⁶⁴⁾

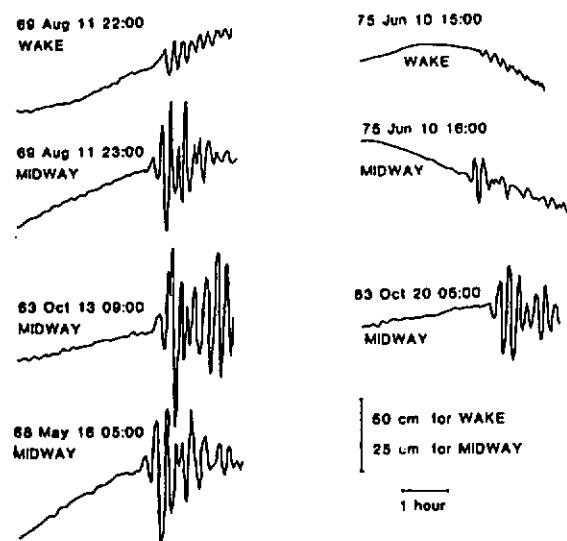


図 3.1.28 ウェイク及びミッドウェイにおける津波の記録⁶⁶⁾

表 3.1.12 津波の水深・波長比

周期(分)	水深 200 m		水深 2,000 m	
	波長(km)	h/λ	波長(km)	h/λ
10	27	1/135	84	1/42
70	186	1/930	588	1/294

3.1.6 海底土質

海底土質は、アンカーの把駐力を予測するために極めて重要な要素である。そこで、ここでは本研究部会が昭和57年度において調査した結果をも含めて海底土質について概説する。

(1) 海底土質の状態定数

海底土質の性質を表わす量としては、①比重、②単位体積当たりの水中重量、③間隙比（または間隙率）、④粒度曲線、⑤均等係数、⑥中央粒径、⑦銳敏比及び⑧含水比等がある。

これらの性質を求める土の物理的性質及び力学的性質の試験の代表的な種類とその試験の要旨を実海域と室内とに区別して表3.1.1-3及び表3.1.1-4に示す⁶⁸⁾。

そこで、係留設計をする際には、海底土質の性質とアンカーの把駐係数との関係を明らかにしておくことが重要になる。

なお、海底土質の性質を表わす量の定義は、本研究部会の昭和57年度調査報告書に解説してあるので参照されたい。

(2) 海底土質の分類

海底土質の分類法には、①日本統一土質分類法、②PIANC (Permanent International Association of Navigation Congresses)による分類法、③3角座標式土質分類法、④AASHO (American Association of State Highway and Transportation Officials) 分類法及び⑤米国統一土質分類法等がある。なお、これらの分類法についても本研究部会の昭和57年度調査報告書に解説してあるので参照されたい。

(3) 海底土質分布

アンカーの把駐力を概算するためには、前述のような土質工学的見地からの海底土質の性質や分類も重要であるが、海洋構造物を設置または稼動する海域が特定な場所に限定される場合を除き、海底土質を明確化することは極めて困難であるといえる。

そこで、海域ごとの海底の土質分布及び一般的性質が概略的に把握できれば、概略的なアンカーの把駐力も推定可能であるため、以下に代表的な海域ごとの資料を示すこととする。

(1) 世界の深海域における海底土質の概略分布

中瀬⁶⁹⁾によれば世界の深海域における海底土質の概略的な分布は図3.1.2-9に示すようになっており、深海底に堆積する土質は褐色した粘土質である場合が多い。その粘土は、大気塵と海流によって運ばれた微粒の陸源堆積物が主な成因であり、構成粒子の約60%が粒径2μm以下の粘土粒子である。

(2) 北大西洋と北太平洋における海底の表層土

Keller⁷⁰⁾によると北大西洋と北太平洋における海底の表層土の概略的な特性は、堆積物の分布が図3.1.3-0、含水比の分布が図3.1.3-1及び単位体積当たりの重量の分布が図3.1.3-2に示すようになっている。そして、一般的な海底の土質は、水深が増加するとともに鉛直並びに水平方向の堆積物の変化する度合が小さくなるといわれている。したがって、図3.1.3-0の分布状態は、海底面から200m程度下方まで余り変化がないと考えてよいと思われる。なお、単位体積当たりの重量や含水比は、一般に深さとともに変化する性質があるので海底の表層とは異なるといえる。

(3) 日本沿岸における海底土質

日本沿岸における海底土質は、本研究部会の昭和57年度の調査研究報告書の付録に資料のリスト及び資料請求先を示してあるので参照されたい。その中から代表的なものを記述する。

- ① 日本周辺40~50カイリ以内、工業技術院地質調査所

- ② 日本沿岸 12 カイリ以内、海の基本図、海上保安庁水路部
 ③ Scouting Service、石油公団、地質情報室（地球を 9 分割して各区域の石油掘削に伴う地質図
 (1/200 万)）

表 3.1.13 実海域の原位値における
試験の種数と要旨⁶⁸⁾

試験名	要旨
標準貫入試験	原則として 1m 每に行ない、砂地盤の締り程度や粘性土地盤の硬軟の判定をする
ペーン試験 コーン試験	地盤が軟弱な場合に、ボーリングの補助として行なうことがある
K 値測定	地盤の横方向支持力を計算する時に導入する定数を得る試験で、必要な時は一般に地盤高から -15 ~ -20m までの深度で数点について測定する
間隙水圧測定	地盤中の水圧が静水圧よりも高いか低いかを測定し、圧密に関する現況を判定する
透水試験	単孔透水試験と多孔透水試験がある。後者は大規模掘削工事が予定されている場合に行なうことがある
乱さない試料採取	粘性土の場合は固定ピストンサンプラーを用い、試料が硬いときはデニソンサンプラーを用いることが多い。また砂の場合はサンドサンプラーによる

表 3.1.14 室内における試験の種類と要旨⁶⁸⁾

試験名	要旨
自然含水比 (W)	堆積状態での含水比を把握する
湿潤重量 (ρ_t)	自然状態での単位体積重量を測定する
粒度試験 (Ma)	砂礫、砂、シルト、粘土の混合比を測定して、地盤の組成を明らかにする
土粒子の比重 (Gs)	
液性限界 (W_L)	粘性土の特性で、ある試料にこれ以上水を加えると土が流動化するという時の含水比をいう。
塑性限界 (W_P)	液性限界とは逆にある試料からこれ以上脱水すると固体化するというときの含水比をいう
一軸圧縮試験 (q_u)	粘性土に適用できる試験で最大圧縮応力を (q_u) といい、 q_u/α を粘着力 (C) という土圧・安定などの計算に導入する
三軸 圧縮試験 C	一軸圧縮試験と内容的に同じである
CU 試験 T_{cu}	主に粘性土について行ない、土の圧密荷重増加に伴う強度の増加比を試験する。
CD 試験 T_{cd}	主に砂および砂質土について行なう試験でセン断抵抗角を求める
振動試験	主に砂について試験し、地盤が地震時に流動化するかどうか検討資料を得る
圧密試験 C	地盤上に荷重が加えられると、その地盤が過去に受けたことのない荷重分について新しく圧密が発生する。この圧密現象を計算するに必要な諸係数を得る

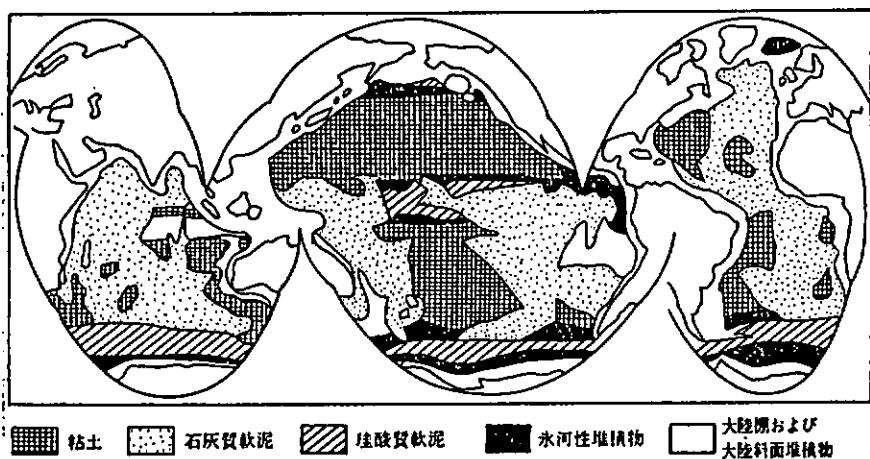


図 3.1.29 世界の深海域における海底土質の概略分布⁶⁹⁾

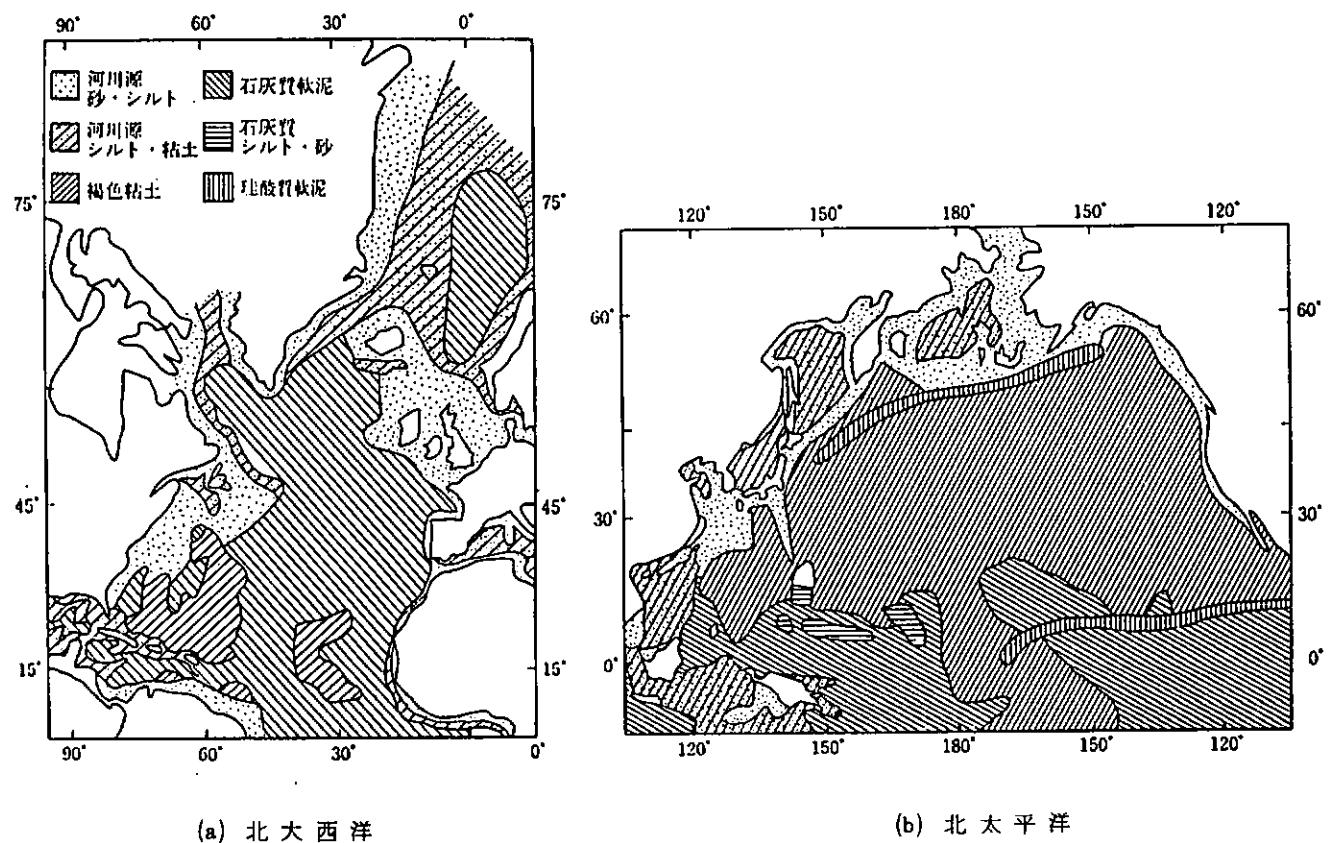
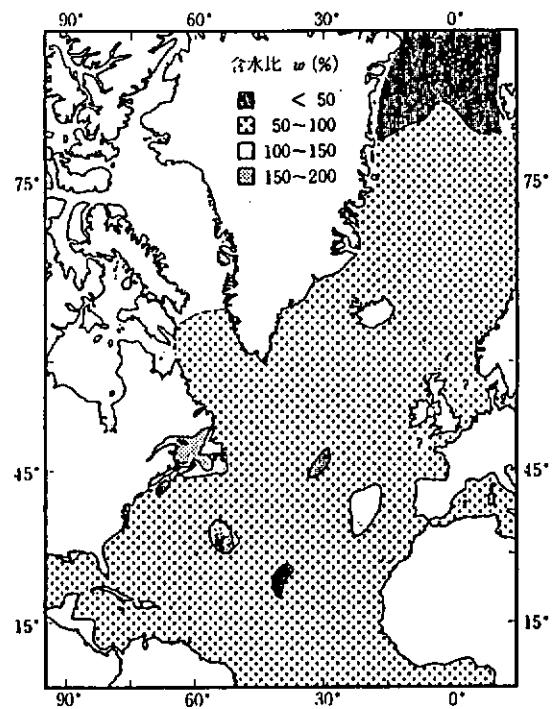
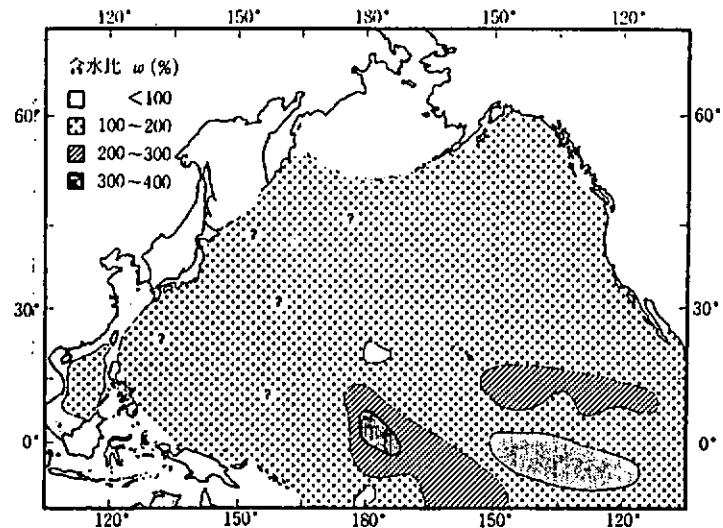


図 3.1.30 海底の堆積土の分布図⁷⁰⁾

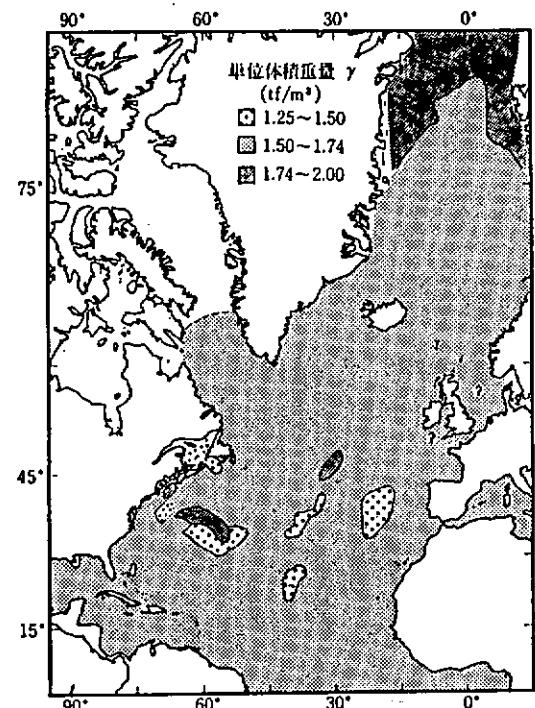


(a) 北大西洋

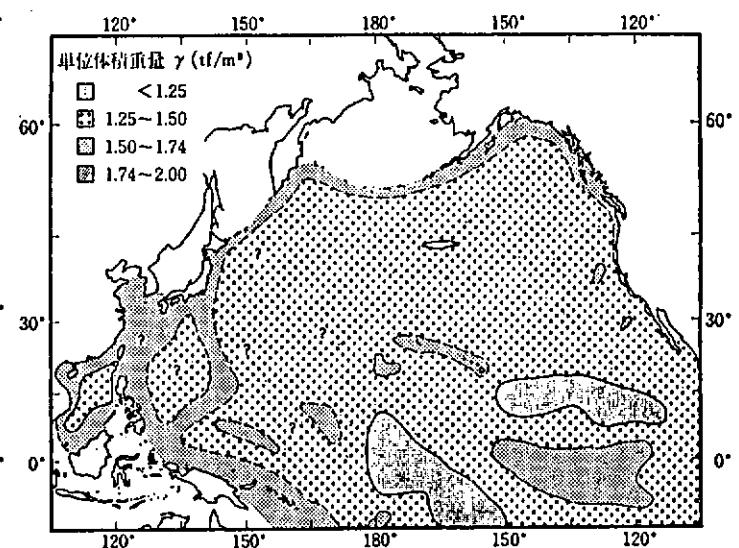


(b) 北太平洋

図 3.1.31 海底土質の含水比の分布図⁷⁰⁾



(a) 北大西洋



(b) 北太平洋

図 3.1.32 海底土質の単位体積当たりの重量の分布図⁷⁰⁾

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、1984。
- 2) 岡内 功 ほか：耐風構造、丸善、1977-5
- 3) Van der Hoven : Power Spectrum of Horizontal Wind Speed in Frequency Range from 0.0007 to 900 Cycle per Hour, J. Meteor., Vol. 14, No. 160, 1957.
- 4) 石崎澄雄ほか：風速変動の長周期成分について、京大防災研年報、1968-11。
- 5) Byshev, V. I. 他: The Time Spectra of Some Characteristics of the Atmosphere above the Ocean, Izv. Atmospheric and Ocean Physics, Vol. 5, No. 1, 1969, translated by Findlay, J.
- 6) Det norske Veritas : Rules for the Design, Construction and Inspection of Offshore Structures, Appendix A "Environmental Conditions", 1977.
- 7) Brook, R. R. : The Measurement of Turbulence in a City Environment, Journal of Appl. Meteor., 11, 1972.
- 8) 土木学会編：海洋鋼構造物設計指針（案）解説、1973.8
- 9) 安藤定雄他：浮体工法による海上空港建設に係る評価のための技術調査研究、船舶技術研究所報告 Supplement No. 4, 1983. 3
- 10) 日本海事協会：係留システム設計指針、1983. 12.
- 11) Davenport, A. G. ; The Dependence of Wind Loading on Meteorological Parameters, Proc. of Int'l Research Seminars on "Wind Effects on Building and Structures", National Research council of Canada, Ottawa, Canada(1967), University of Toronto Press, 1968.
- 12) Davenport, A. G. ; Gust Loading Factors, Proc. of ASCE, Vol. 93, ST3, 1967.
- 13) 山内保文ほか：「海洋工学」特集、日本造船学会誌第609号、1980。
- 14) ISSC : Report of Committee 1. 1, Environmental Conditions, 7 th ISSC, 1979.
- 15) 日本造船研究協会第161研究部会：船舶の横揺れ減衰力及び波浪中船速低下に関する研究、研究資料第90号、1979.
- 16) Yamanouchi, Y. ; On the Non-linearity of Ship's Response, Proc. A Symp. on the Analysis of Time Series, Institute of Statistical Mathematics, 1971.
- 17) Neal, E. ; Second-Order Hydrodynamic forces due to Stochastic Excitation, Proc. of Tenth ONR Symposium on Naval Hydrodynamics, Massachusetts Institute of Technology, 1974.
- 18) Roberts, J. B. ; Stationary Response of Oscillators with Non-linear Damping to Random Excitation, Jour. of Sound and Vibration, 1977, 50(1).
- 19) ISSC : Reports of the Committee 1, Environmental Conditions, 2 nd ISSC, 1964.
- 20) ITTC : Report of Seakeeping Committee, 15 th ITTC, 1978.
- 21) ITTC : Report of Seakeeping Committee, 12 th ITTC, 1969.
- 22) ISSC : Report of Committee 1, Environmental Conditions, 4 th ISSC, 1970.
- 23) Mitsuyasu, H., et al. ; Observations of the Directional Spectrum of Ocean Waves Using a Cloverleaf Buoy, Jour. of Physical Oceanography, Vol. 5, 1975.

- 24) Det norske Veritas : Rules for the Design Construction and Inspection of Offshore Structures, 1977.
- 25) 山口正隆、土屋義人、芝野照夫 ; 波浪の極値統計に関する一考察、第25回海岸工学講演会論文集、1978。
- 26) 松本次男 ; 海洋波浪の観測と予報、第2回耐航性に関するシンポジウム、1977。
- 27) Thom, H. C. S. ; Asymptotic Extreme-value Distributions of Wave Heights in the Open Ocean, Jour. of Mar. Res., 29(1), 1971.
- 28) 元良誠三ほか ; 船体と海洋構造物の運動学、成山堂書店、PP. 184-186, 1982.
- 29) Registro Italiano Navale ; Guide for the Construction and Classification of Mobile Offshore Drilling Units and Other Similar Industrial Units, 1978.
- 30) American Bureau of Shipping ; Rules for Building and Classing Offshore Mobile Drilling Units, 1973.
- 31) Nippon Kaiji Kyokai ; Rules for Mobile Offshore Units, 1978.
- 32) Bureau Veritas ; Rules and Regulations for the Construction and Classification of Offshore Platforms, 1975.
- 33) 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、1982.
- 34) 福田淳一 ; 船体応答の統計的予測、第1回耐航性に関するシンポジウム、日本造船学会、1969.
- 35) 防衛庁海上幕僚監部防衛部 ; 日本近海および沿岸風浪図、1958.
- 36) 運輸省第二港湾建設局 ; 日本沿岸の波の性質に関する研究、1961.
- 37) Unoki, S. ; General Aspect of Wind Waves and Swell in the Vicinity of Japan, Papers in Meteorology and Geophysics, Vol. 6, No. 2, 1955.
- 38) Yamanouchi, Y. and Ogawa, A. ; Statistical Diagrams on the Winds and Waves on North Pacific Ocean, Supplement No. 2, Papers of Ship Research Institute, 1970.
- 39) 日本造船研究協会第163研究部会 ; 気象海象および船舶の波浪中応答に関する統計解析ならびに実船計測報告書、1977, 1978.
- 40) U. S. Naval Oceanographic Office ; Oceanographic Atlas of the North Atlantic Ocean, Section 4 Sea and Swell, U. S. Naval Oceanographic Office Publ. No. 700, 1963.
- 41) Pierson, W. J. and Moskowitz, L. ; J. Geoph. Res., Vol. 69, No. 24, 5181-5190, 1964.
- 42) Roll, H. U. ; Height, Length and Steepness of Sea Waves in the North Atlantic and Dimension of Sea Waves as Function of Wind Force, SNAME Tech. & Res. Bull., No. 1-9 1958.
- 43) Walden, H. ; Die Eigenschaften der Meereswellen in Nordatlantischen Ozean, Deutscher Wetterdienst Seewetteramt Publication No. 41, Hamburg, 1964.
- 44) Walden, H. ; Höhe und Periode des Seeganges in nördlichen Nordatlantischen Ozean, Deutschen Hydrographischen Zeitschrift Band 17, Heft 5, 1964.
- 45) Hasselman, K., et al. ; Measurement of Wind-Wave Growth and Swell Decay during the Joint North Sea Wave Project (JONSWAP), Deutsche Hydr. Zeit., A8, 12, 1973.

- 46) Ewing, J. A. and Hogben, N. ; Some Wave and Wind Data from Trawlers, Marine Observer Vol. 36, 1966.
- 47) ISSC : Report of Committee, Environmental Conditions, 3rd ISSC, 1967.
- 48) Hogben, H. and Lumb, F. E. ; Ocean Wave Statistics, N. P. L. London, 1967.
- 49) The Marine Division of the Meteorological Office : Monthly Meteorological Charts of the Eastern Pacific Ocean, Western Pacific Ocean, Indian Ocean, Atlantic Ocean, Her Majesty's Stational Office, London, 1956.
- 50) 川鍋安次 : 太平洋および印度洋の海上気象統計、海上気象参考資料その6、神戸海洋気象台、1968。
- 51) 日本造船研究協会、基準研究部会(RR-1)、巨大船の海上試運転海面の整備に関する調査研究、報告書2R, 6R 11R, 1969~1972.
- 52) 九州大学応用力学研究所、黒潮直接測流結果の中間報告(2)、総合ブイシステムによる海洋計測法の開発研究(第6報)、所報第57号、1982.
- 53) 高野健三 : 海洋物理Ⅱ、東海大学出版会
- 54) Germanischer Lloyds, Rules for the Construction and Inspection of Offshore Installation, 1976.
- 55) Ekman, V. W. ; On the Influence of the Earth's Rotation on Ocean Currents, Arkiv mat. astron och fys., 1905.
- 56) Nansen, F. ; The Oceanography of the North Polar Basin, The Norwegian North Polar Expedition 1893-1896, Scientific Res., 3, 1902.
- 57) Brennecke, W. ; Die Ozeanographischen Arbeiten der Deutsch-Antarktischen Expedition 1911-1932, Arch. Deut. Seew., 39(1), 1921.
- 58) Hunkins, K., The Oceanic Boundary Layer and Ice-Water Stress during AIDJEX 1972, AIDJEX Bull. 26, 1974
- 59) Det norske Veritas : Classification Notes of Self Elevating Units, 1984.
- 60) 和達清夫監修、"海洋の事典"、東京堂出版、1960。
- 61) 佐々木忠義監修、"海洋環境と海洋の基礎調査 - 海洋開発、第2巻"、海洋開発センター出版局、1971。
- 62) 岩垣雄一、塙木亨、"海岸工学"、共立出版、1979。
- 63) 土木学会、"海岸保全施設設計便覧"、1969。
- 64) 和達清夫編、"津波・高潮・海洋災害"、共立出版、1970。
- 65) 岩崎敏夫、他、"三陸大津波来襲時の被害予測"、文部省科学研究費・自然災害特別研究研究成果、NaA-52-2, 1977。
- 66) R. P. Comer, "Tsunami, Earthquakes and Underseas Deformation", Tunamis-Their Science and Engineering, 1983, by TERRAPUB, Tokyo.
- 67) K. Kajiura, "The Leading Wave of a Tsunami", Bulletin of the Earthquake Research Institute, Vol. 41, 1963.
- 68) 藤下利男 : 地質調査内容、海洋基礎、産業調査会、1983。
- 69) 中瀬明男 : 海洋土質、新体系土木工学84, 技報堂、1984。
- 70) Keller, G. H. ; Shear Strength and Other Physical Properties of Sediments from Some Ocean basins, Proceedings ASCE, Conference on Civil Engineering in the Oceans, 1967.

3.2 係留浮体の挙動と係留力の簡易推定法

3.2.1 静的張力の3次元計算手法

係留ラインの静的張力の3次元計算手法に関しては、本研究部会で昭和56年度に文献調査を行ない¹⁾、昭和57年度には汎用性の高い具体的な3次元計算手法を提案すると共に、計算例を示した。²⁾また、計算で考慮している潮流抵抗をより精度良く推定するために、係留用索・鎖要素に働く流体力に関する実験も行ない²⁾、新たな実験式も得られた。³⁾

本年度はこれらの成果に基づき、汎用性を考慮した静的張力の3次元計算プログラムを開発した。その詳細は付録Iに示す。

3.2.2 動的張力の簡易計算の利用法

(1) 概要

58年度本部会が開発開発したノーマルモード法による簡易計算プログラムについて本年度は利用性、使用限界および精度について次の検討を行った。

(a) 使用モード数による収束性

単一索および複合索についてモード数を変えた場合の収束性を調べる。

(b) 解の改良法

簡易計算プログラムの解の改良をはかる方法を検討する。

(c) 荷重振幅および荷重方向による精度

単一索の上端に与える動搖振幅の大きさ、方向を種々に変えて精度を調べる。

(d) 係留状態の違いによる精度

極めてスラックな係留ラインについて計算し、解の精度を調べる。

(e) 海底接触の影響

海底立ち上がり部に接触の影響を考慮した場合と考慮しない場合の違いを検討する。

(2) 使用モード数による収束性

図3.2.1(a)に示す单一索(モデル1)の上端に水平方向に片振幅2mの強制変位を与えた場合についてモード数を変えた場合の解の収束性を図3.2.2及び図3.2.3に示す。座標系は水平方向にx軸、鉛直方向にz軸とする。変位はモード数5程度で一旦収束し、さらにモード数20程度で最終的に収束している。これはモード数1~19までは係留ラインが面外に変位する振動であるのに対し、モード数20~38までは係留ラインが伸び縮み変形する振動(縦振動)となっており、伸び縮みを表わすにはモード20より高次のモードが必要なためと考えられる。又、周波数が低い場合はモード数による差が小さく、収束が速い。張力も変位とほぼ同様でモード数5程度で一担収束し、さらにモード数20~25で最終的に収束している。又周波数が低い場合はモード数による差が小さく、収束が速い。

図3.2.1(b)に示す複合索(モデル2)の場合の収束性を、図3.2.4~図3.2.5に示す。单一索に比べると収束性は悪く、変位はモード数10程度で一担収束し、さらにモード数20程度で最終的に収束している。張力は変位とほぼ同様の傾向である。

(3) 解の改良法

次の2つの方法について検討した。

[方法1]

係留ラインの固有振動モードは低次側でラインの直角方向に変位するモードがあり、高次側で伸び縮み変形するモードが表われる。よって、低次モードだけを用いると変位は概ね良い解となるが張力の精度が悪くなると考えられる。そこで方法1ではモードとして1～S番目のモード $\phi_1 \sim \phi_S$ 以外に l 個の伸び縮みのモードを用いる。

[方法2]

低次モードのみを用いた時の誤差は、高次モードの和から成ると考えられる。今の場合、外力変動の振動数は高次振動モードの振動数より十分低いと考えられ、この誤差は静的に求めることができると考えられる。方法2はこの考え方で解を改良する方法である。以下に計算法について説明する。

低次モード $\phi_1 \sim \phi_S$ のみを用いた時

の近似解を $\tilde{\gamma}_d$ とし、厳密解 γ_d と $\tilde{\gamma}_d$ との差を $\Delta\gamma_d$ とすると

$$\gamma_d = \tilde{\gamma}_d + \Delta\gamma_d \quad (3.2.1)$$

上式を次の運動方程式に代入すると $\Delta\gamma_d$ に関する方程式を得る。

$$M\ddot{\gamma}_d + C\dot{\gamma}_d + K\gamma_d = P_e \quad (3.2.2)$$

すなわち

$$M\Delta\ddot{\gamma}_d + C\Delta\dot{\gamma}_d + K\Delta\gamma_d = \Delta P_e \quad (3.2.3)$$

$$\text{ここで } \Delta P_e = P_e - (M\tilde{\gamma}_d + C\tilde{\gamma}_d + K\tilde{\gamma}_d)$$

ここで $\Delta\gamma_d$ について考えると、低次モードのみを用いて求めた解が $\tilde{\gamma}_d$ だから、 $\Delta\gamma_d$ は高次モードから成っていると考えられる。そして、外力の変動の振動数は高次モードの振動数より十分低いので(3.2.3)式において慣性項と減衰項を無視して $\Delta\gamma_d$ を求める。その結果は次の通りである。

$$\Delta\gamma_d = K^{-1} \Delta P_e \quad (3.2.4)$$

上述の方法を用いて図3.2.1に示した単一索および複合索について上端に水平方向に片振幅2mの動搖振幅を与えた場合の計算結果を図3.2.6及び図3.2.7に示す。図中には通常の有限要素法(FEM)による解およびランプトマス法による結果も示す。それによると方法1および方法2による結果はこれらと良く一致しており、精度が良いことがわかる。

(4) 荷重振幅および荷重方向による精度

図3.2.1(a)に示した単一索(モデル1)について、上端に与える動搖振幅およびその方向を種々に変えて(x方向に、0.2m、2m、10m、20mおよびz方向に2m)張力分布の精度を調べた。計算周波数は $\omega = 0.38$ 、 0.63 、 0.88 、 1.13 および 1.38 (rad/sec)の5種類である。

計算結果のうち、 $\omega = 0.38$ 、 0.88 、 1.38 (rad/sec)の場合の張力分布を図3.2.8～12に示す。図中のNMMはノーマルモード法、FEMは有限要素法による解を示す。その結果、両者の張力は極めて良く一致しており、荷重振幅あるいは荷重方向が変化した場合も本簡易計算法の精度が良いことがわかる。

表3.2.1に、上端(動搖を与える点)および下端(海底接触点)、係留ラインの全長Sの $S/3$ 及び $2S/3$ 位置の4カ所位置での張力を示す。これより、最大張力は下端に生じることがわかる。又、z方向に動搖振幅を与えた場合の張力の方が、x方向に動搖振幅を与えた場合より小さいことがわかる。

最大張力は下端に生じるが、この最大張力と周波数の関係を図3.2.13に示す。これより最大張力は動搖振幅の増加とともに極めて大きくなることがわかる。張力の大きさはほぼ動搖振幅に比例しており、動搖周波数が高くなると最大張力は増加するがその変化は比較的小さいことがわかる。図中には、動的に与えた変位と同じ変位を静的

に与えてカテナリー理論で求めた張力の増加を T_2 ($\delta_x = 2 \text{ m}$)、 T_{10} ($\delta_x = 10 \text{ m}$)、 T_{20} ($\delta_x = 20 \text{ m}$) の記号で示した。この結果から、静的張力と動的張力の差は大きいことがわかる。

表 3.2.2 に、張力について簡易計算法（ノーマルモード法）による解と FEM による解との比を示す。これによると動搖振幅が大きくなる時や、動搖周波数が高くなると若干精度は悪くなるが、全体的には本簡易計算法の精度は良いことがわかる。海の波の波高と周波数の関係を考慮すれば動搖振幅が大きくなるのは動搖周波数がかなり低い場合であるので、実用的な範囲では本計算法の精度は非常に良いと言える。

次に、係留ラインの変形の例としてモデル 1 の上端に x 方向および z 方向に 2 m の動搖変位を与えた場合の変形を図 3.2.1.4 及び図 3.2.1.7 に示す。 x 方向に動搖変位を与えた時の x 方向の変形はほぼ線形分布（三角形）しているが、 z 方向の変形は上から下までほぼ一様である。一方、 z 方向に動搖変位を与えた時の z 方向の変形を見ると、上方部のみが大きく変形している。この傾向は周波数が高い程顕著である。 x 方向の変形はほぼ線形分布（三角形）している。

(5) 係留状態の違いによる精度

図 3.2.1.8 に示すような極めてスラックな係留ライン（モデル 3）について、上端に x 方向に 2 m の動搖変位を与えた場合に生じる張力分布を求めた。計算周波数は(4)の場合と同様である。

計算結果のうち、 $\omega = 0.38, 0.88, 1.38 (\text{rad/sec})$ のときの張力分布を図 3.2.1.9 に示す。図中にはFEM による結果も示すが両者は良く一致しており、本簡易計算法の精度が良いことがわかる。また、モデル 1 とモデル 3 の張力を比較すると、モデル 1 では張力は下端の方が上端より大きかったが、モデル 3 では張力は上端の方が大きいことがわかる。動搖周波数が低い場合には張力分布は一様であり、動搖周波数が高くなると FEM との差が大きくなる傾向はモデル 1 とモデル 3 とも同じである。張力の大きさで比較するとモデル 3 の張力の大きさはモデル 1 の張力の $1/6$ 以下で極めて小さい。

図 3.2.2.0 に最大張力と周波数の関係を示す。周波数が大きくなると最大張力は大きくなり、その増加の割合はモデル 1 よりかなり大きい。これはモデル 3 ではラインが鉛直なため抗力により x 方向の変形は上端部のみに生じるが、動搖周波数が高くなると動く範囲が小さくなり、拘束が大きい状態となって上端部の張力がますます大きくなるためと考えられる。

参考のために図 3.2.2.1 に x 方向の変形を示すが、前述したように x 方向の変形は上端部のみに生じており、動搖周波数が高くなると動く範囲はますます小さくなっている。

モデル 3 で x 方向に動搖変位を与えた時のこの変形は、前述のモデル 1 で z 方向に動搖変位を与えた時の変形と比較的良く似ているが、モデル 3 の方が局所的な変形を示している。

(6) 海底接触問題の影響

図 3.2.2.2 に示す係留ラインを考える。上端での初期状態 A B であったラインが張力 T に変化した時、C B' になつたとする。その時、A 点は A' に上昇する。A より左ののびを考えれば A はさらに右側へ移動する。

一方、簡易計算法による動的解析では A 点は動かないとしている。そこで A 点に上下の動き、あるいは左右の動きを表わすばねを入れ、この動きが張力に影響するかどうかを調べた。検討は図 3.2.2.3 に示すように A 点に x 方向又は z 方向のばねを入れて計算することによって行った。

(a) ばね定数の決定方法

ケース 1 : z 方向のばねを考慮する場合

図 3.2.2.2において、カテナリー理論より

$$S_0 = \sqrt{H_0(H_0 + 2a_0)} , \quad a_0 = T_{h0}/w$$

$$S = \sqrt{H(H + 2a)} , \quad a = T_h/w$$

ここで、 w = 単位長さ当たりの水中重量

T_{h0} = 初期水平張力

T_h = 水平張力

S_0 = ラインの持ち上がり部の長さ(初期)

S = "

よってACの長さは

$$AC = S - S_0$$

AA'は

$$AA' = a (\cos h \frac{AC}{a} - 1)$$

この時A'点で作用している上下力 $T_v^{A'}$ は

$$T_v^{A'} = w A C$$

よって、ばね定数 k_v は次式で求まる。

$$k_v = \frac{T_v^{A'}}{AA'}$$

なお、実際にどこまでラインがもち上がるかは、ばねを入れた計算の結果を見る必要があり、そのもち上がり量によってばね定数は変化するが張力に与える影響は小さいので1回目の計算で求まった変位からばね定数を求め、その値以後の計算に用いた。

ケース2: x方向のばねを考慮する場合

図3.2.2.2において、A点より左側の長さ ℓ の部分が弾性的に伸びるとする。ばね定数は次式で求められる。

$$k_x = \frac{AE}{\ell}$$

ここで AE = ラインの伸び剛性

(b) 計算結果

モデル1について、水平方向変位 δ_x (図3.2.2.2中のDE)と張力 T および T_h の関係を求めて図3.2.2.4に示す。又A点の上昇量 AA' 、A点での上下方向の張力 T_v^A 、およびばね定数 K と δ_x との関係を図3.2.2.5に示す。ばね定数は変位が大きい時は小さいが、変位が小さくなるとばね定数は急激に増加することがわかる。

この結果を用いてモデル1にz方向にばねを入れて計算を行った(Case1)。上端に、x方向およびz方向に2mの動搖変位を与えた時の張力分布を図3.2.2.6、図3.2.2.7に示す。計算結果によるとばねの無い場合との差は極めて小さくA点での上下の動きの影響は小さいと考えられる。

次に同じくモデル1にx方向のばねを入れて計算を行った(Case2)。ここではCase1で求まった上昇量を用いてばね定数を決定した。計算結果を図3.2.2.8に示すが、ばねを考慮しない場合との差は極めて小さい。

表 3.2.1 張力の計算値(モデル1)

(ton)

ω (rad/sec)	場所 EL.No	$\delta_x(m)$				$\delta_z(m)$
		0.2	2.0	10.0	20.0	
0.38	20	1.1	16.4	88.4	178.8	10.4
	14	1.1	16.8	90.5	182.9	10.6
	7	1.1	17.1	92.1	186.0	10.8
	1	1.1	17.2	92.6	187.0	10.9
0.63	20	2.2	17.6	85.6	171.1	11.8
	14	2.3	18.8	91.8	183.1	12.5
	7	2.3	19.7	96.3	192.0	13.1
	1	2.4	20.0	97.8	194.9	13.3
0.88	20	2.4	16.6	78.4	157.3	11.3
	14	2.6	19.1	90.8	180.4	12.8
	7	2.8	20.9	99.8	198.3	14.0
	1	2.8	21.5	102.6	204.0	14.4
1.13	20	2.0	14.7	68.6	139.8	10.0
	14	2.4	18.8	88.8	176.3	12.6
	7	2.7	21.8	103.8	206.3	14.6
	1	2.8	22.8	108.5	215.7	15.2
1.38	20	1.6	12.0	56.7	121.7	8.2
	14	2.2	18.3	86.1	171.1	12.2
	7	2.6	22.8	108.7	216.4	15.1
	1	2.7	24.2	115.7	230.5	16.0

表 3.2.2 張力の計算精度

(Ts/Te)

ω (rad/sec)	場所	$\delta_x(m)$				$\delta_z(m)$
		0.2	2.0	10.0	20.0	
0.38	上 端	1.000	1.001	0.998	0.996	1.000
	下 端	0.999	1.001	0.998	0.997	0.999
0.63	上 端	1.003	1.000	0.996	0.994	0.992
	下 端	1.000	0.997	0.994	0.994	0.988
0.88	上 端	1.006	1.001	0.997	0.992	0.986
	下 端	0.996	0.990	0.990	0.991	0.974
1.13	上 端	1.019	1.015	1.005	0.985	0.990
	下 端	0.988	0.982	0.980	0.983	0.957
1.38	上 端	1.055	1.057	1.017	0.940	1.024
	下 端	0.973	0.965	0.963	0.973	0.935

Ts = Tension force by simplified method

Te = Tension force by exact method

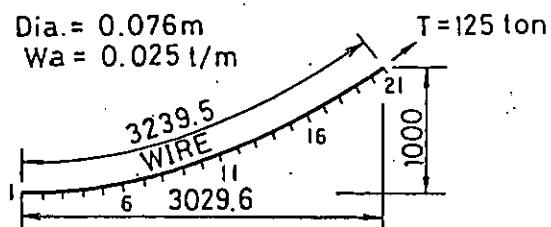


図 3.2.1 (a) 計算対象 (モデル 1, 単一索)

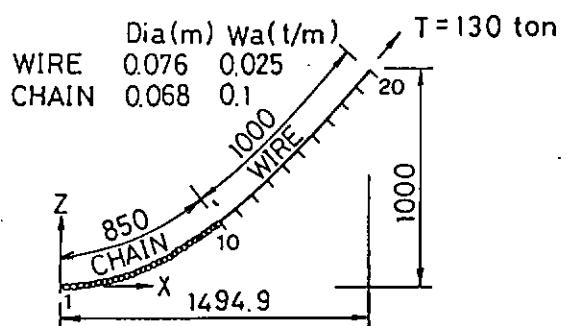


図 3.2.1 (b) 計算対象 (モデル 2, 複合索)

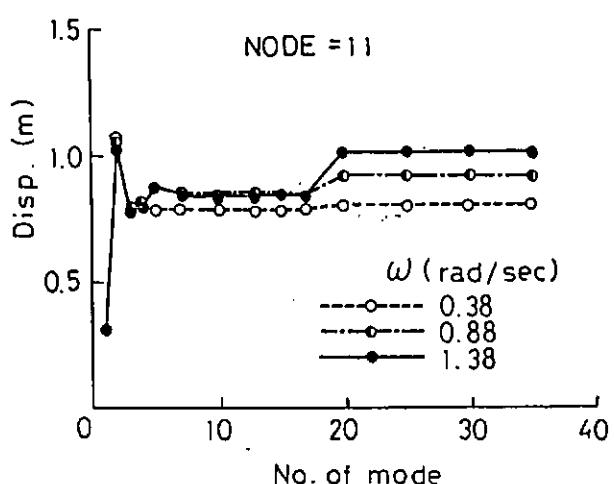


図 3.2.2 変位の収束状況 (モデル 1)

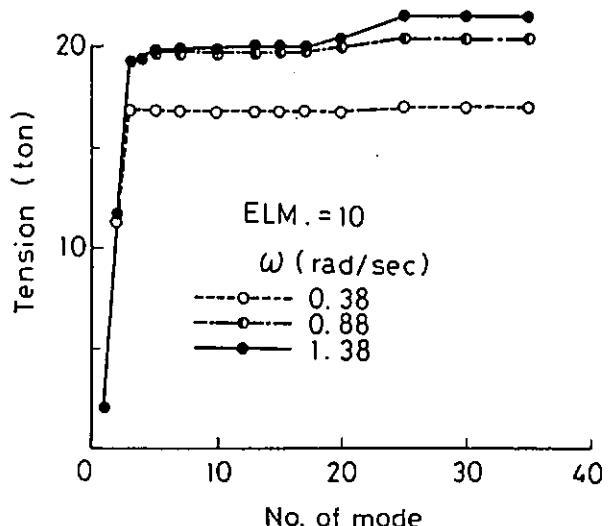


図 3.2.3 張力の収束状況 (モデル 1)

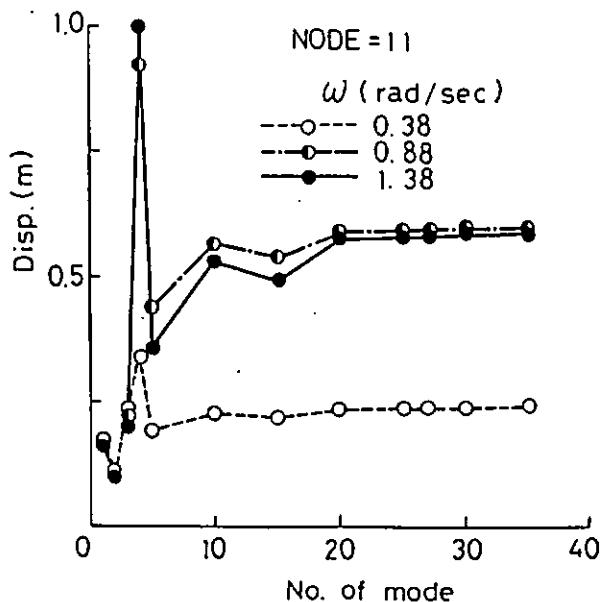


図 3.2.4 変位の収束状況 (モデル 2)

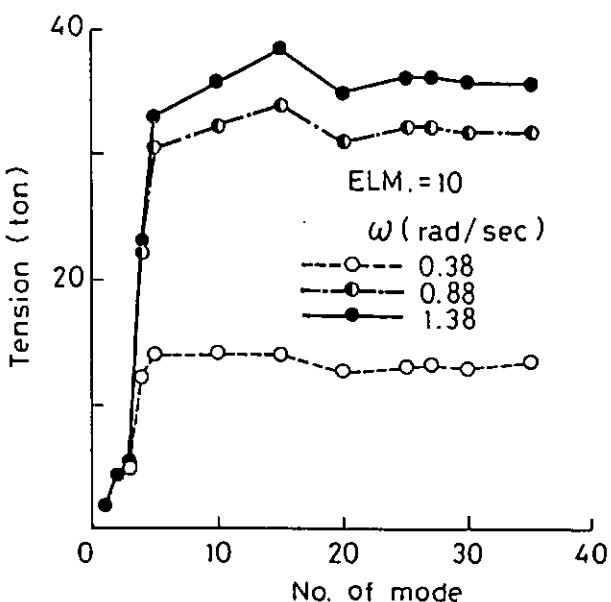


図 3.2.5 張力の収束状況 (モデル 2)

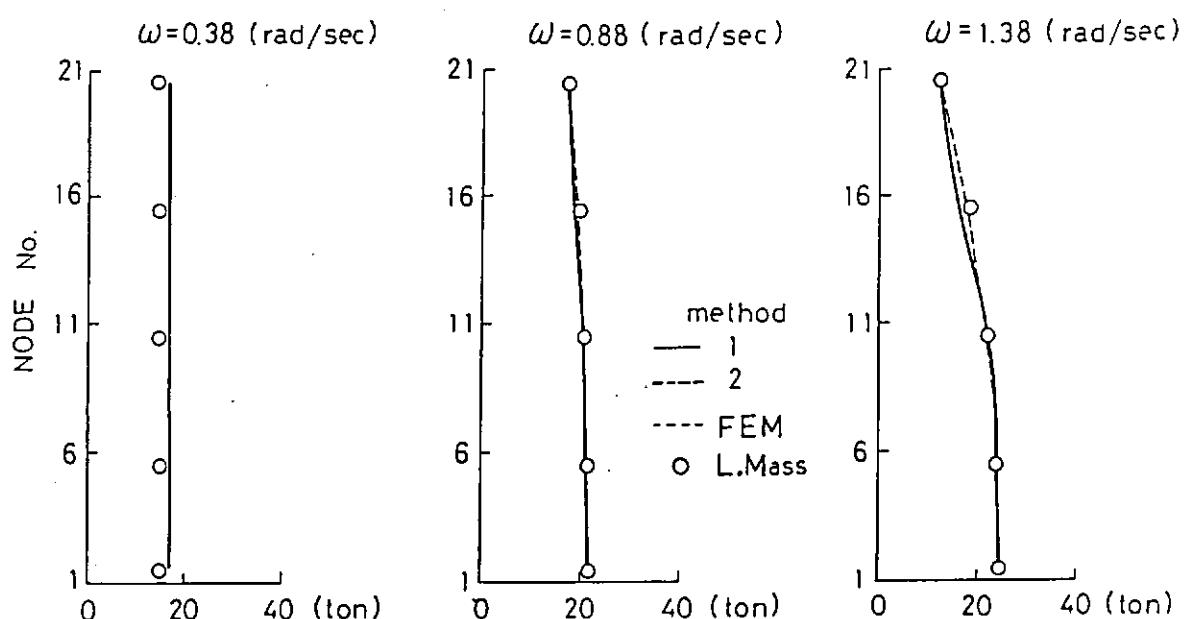


図 3.2.6 張力分布(モデル1)

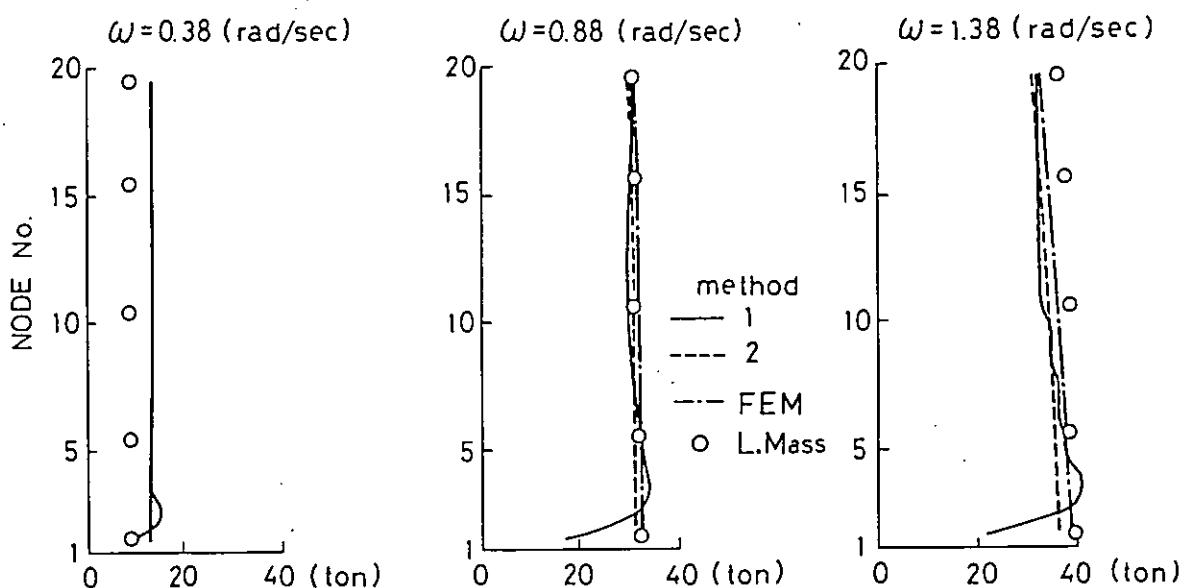


図 3.2.7 張力分布(モデル2)

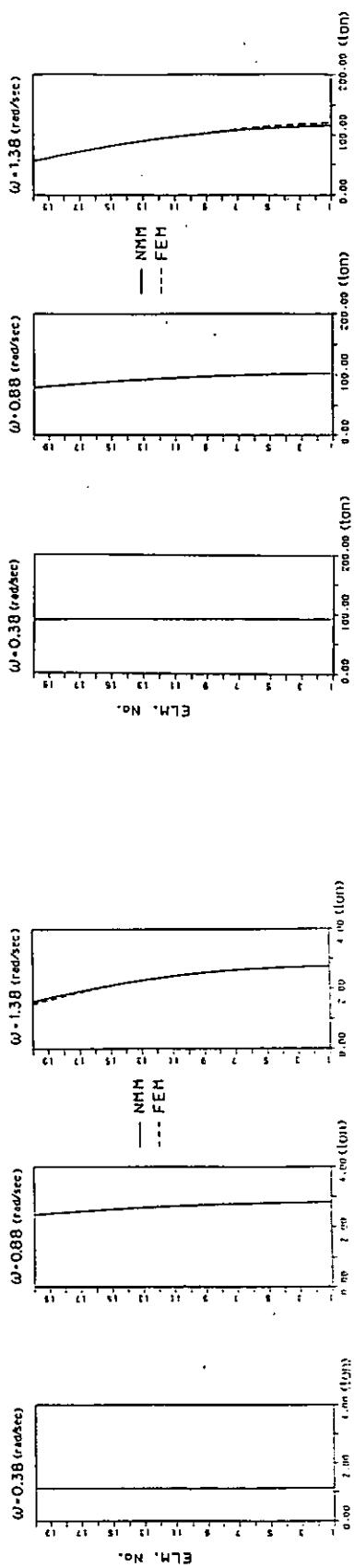


図 3.2.8 張力分布(モデル 1, $\delta_x = 0.2m$)

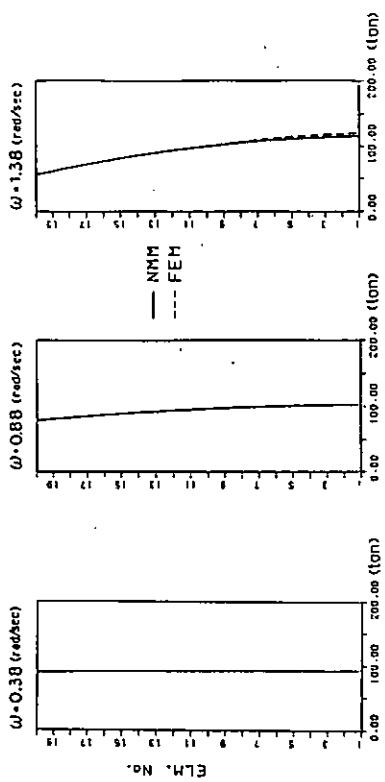


図 3.2.10 張力分布(モデル (1, 2, 3) $\delta_x = 1.00m$)

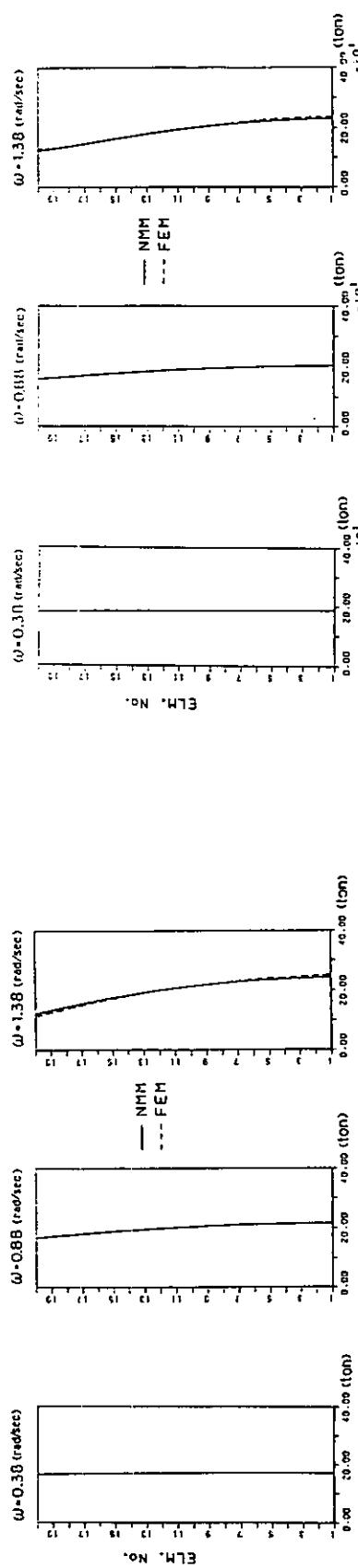


図 3.2.9 張力分布(モデル 1, $\delta_x = 2.0m$)

図 3.2.11 張力分布(モデル 1, $\delta_x = 2.0m$)

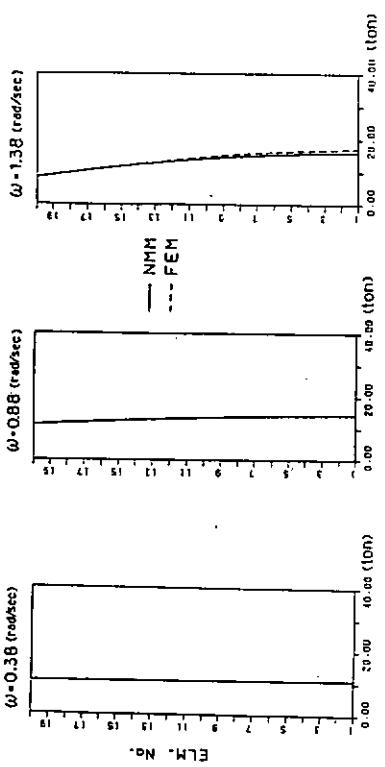


図 3.2.12 張力分布 (モデル 1 , $\delta_z=2.0\text{m}$)

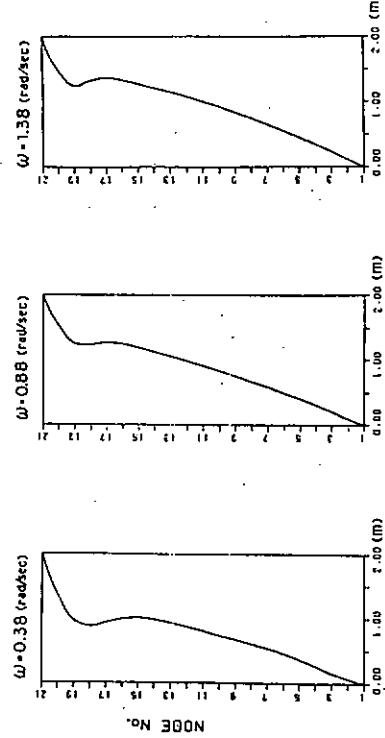


図 3.2.14 X 方向の変位 (モデル 1 , $\delta_x=2\text{m}$)

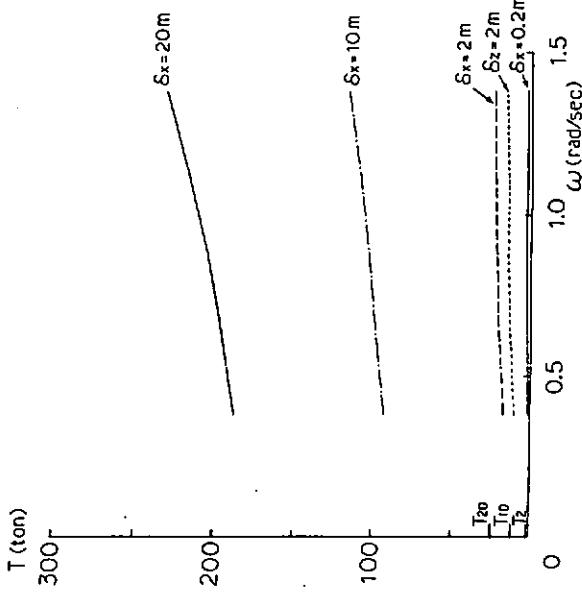


図 3.2.13 最大張力と周波数の関係 (モデル 1)

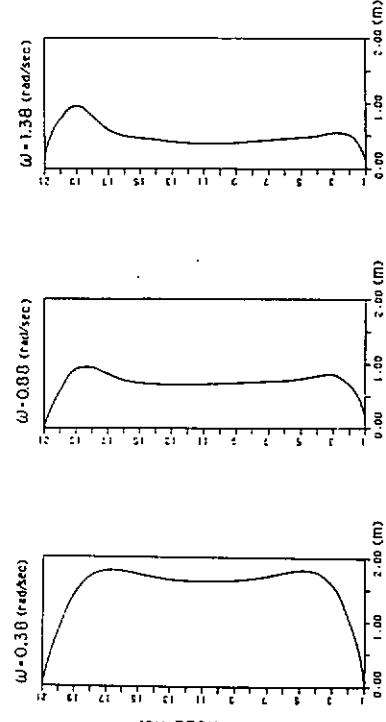


図 3.2.15 Z 方向の変位 (モデル 1 , $\delta_z=2\text{m}$)

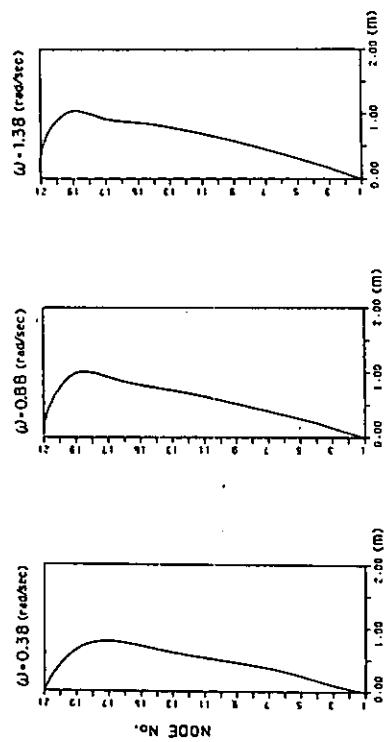


図 3.2.16 X 方向の変位 (モデル 1 , $\delta_z=2m$)

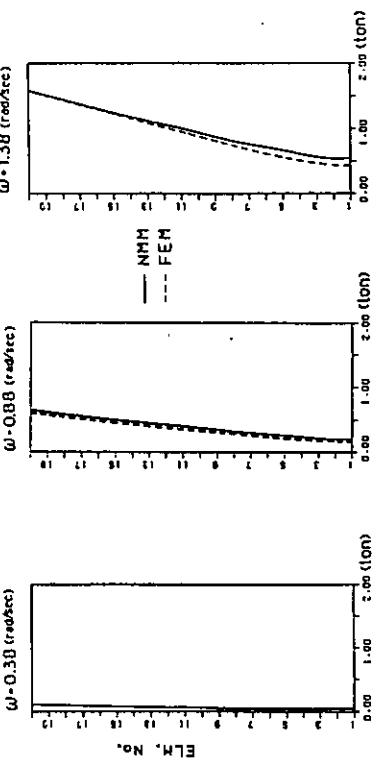


図 3.2.19 張力分布 (モデル 3 , $\delta_x=20m$)

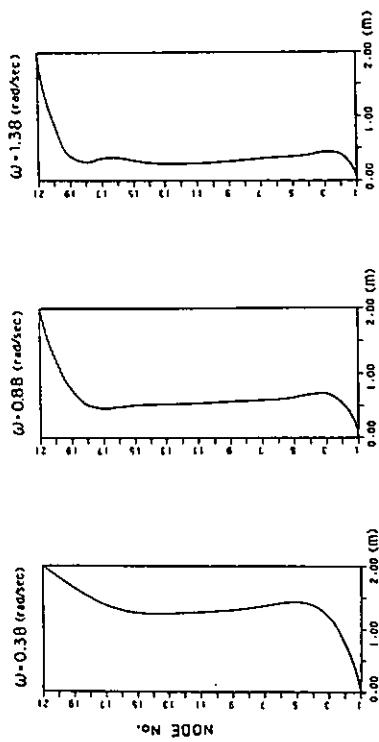


図 3.2.17 Z 方向の変位 (モデル 1 , $\delta_z=2m$)

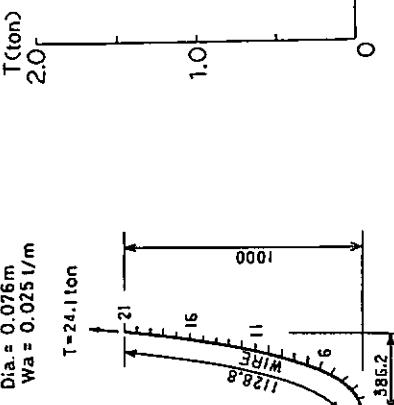


図 3.2.20 最大張力と周波数の関係 (モデル 3)

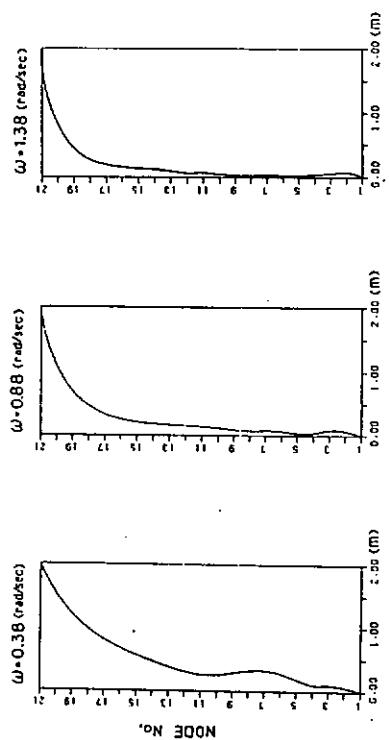


図 3.2.21 X 方向の変位（モデル 3, $\delta_x = 2m$ ）

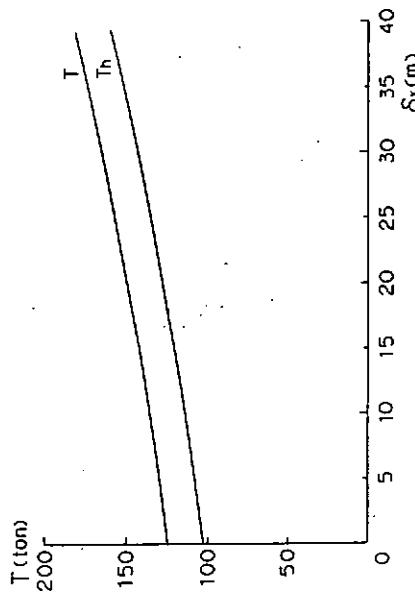


図 3.2.24 水平変位と張力の関係

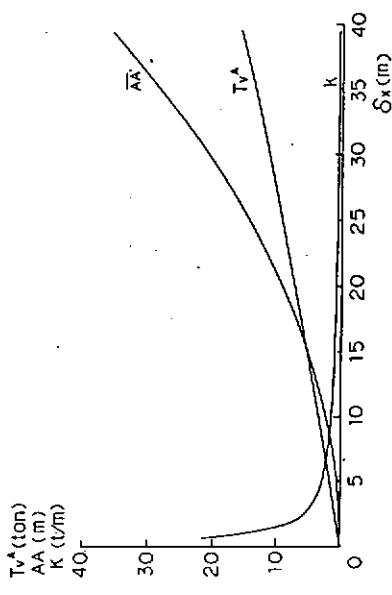


図 3.2.25 水平変位とばね定数の関係

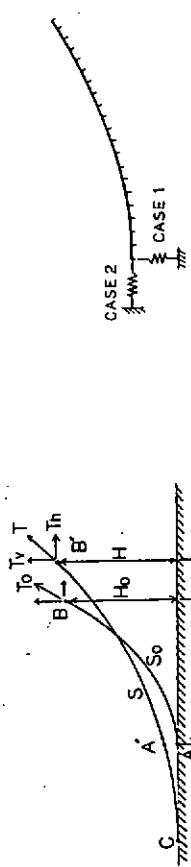


図 3.2.23 ばね付きモデル

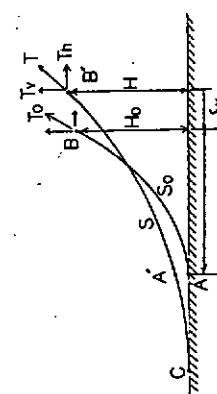


図 3.2.22 係留ラインの海底での上昇

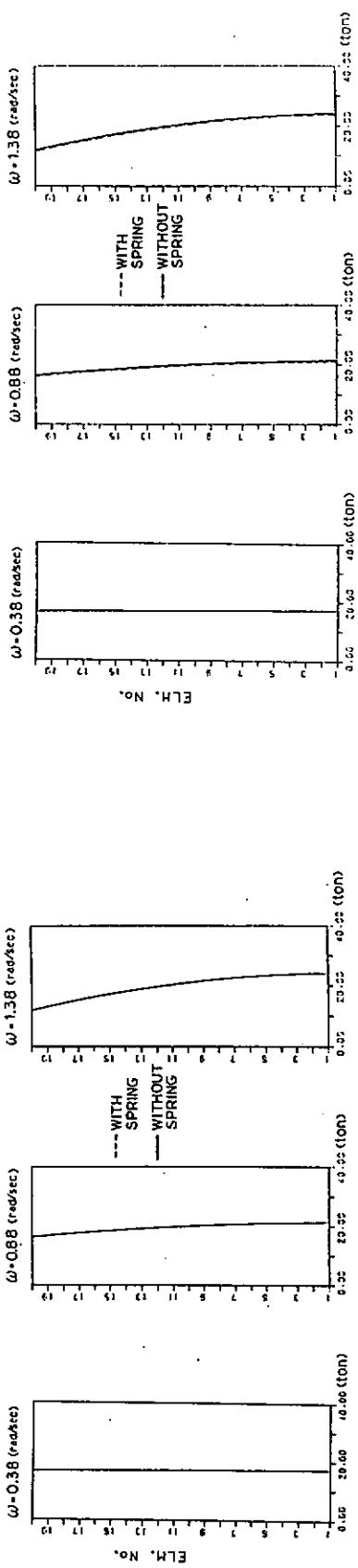


図 3.2.26 張力分布 (モデル 1 , $\delta_x=2m$)
海底接触をばねで考慮 (Case 1)

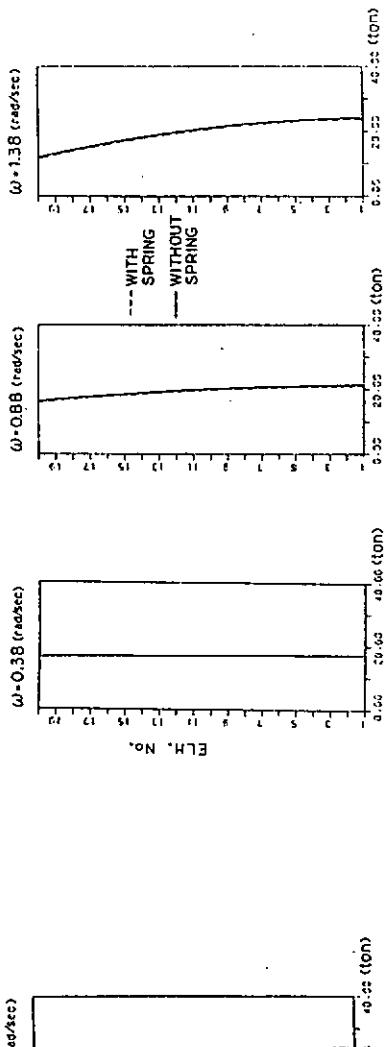


図 3.2.28 張力分布 (モデル 1 , $\delta_z=2m$)
海底接触をばねで考慮 (Case 2)

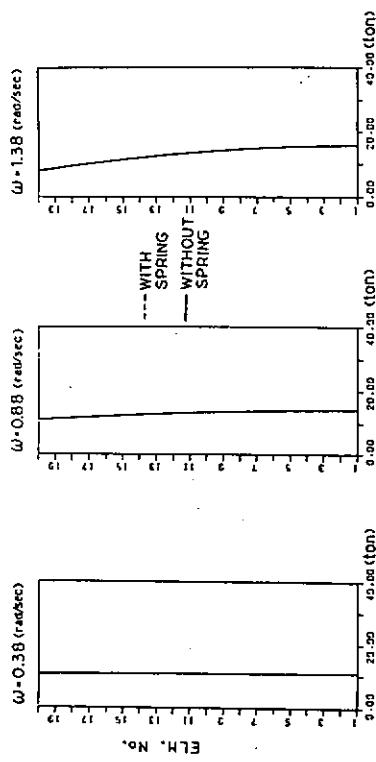


図 3.2.27 張力分布 (モデル 1 , $\delta_x=2m$)
海底接触をばねで考慮 (Case 1)

3.2.3 係留浮体の挙動と係留力の計算法による比較

以下の 3.2.4、3.2.5 および 3.2.6 に先だち、これら 3 項で用いられる計算手法の比較を行ない、かつそれぞれの項での検討項目についての簡単な説明を行なう。

係留浮体の挙動と係留力は相互に影響し合うので、その計算は容易ではない。しかし、一般には、まず浮体の挙動を推定し、次に係留力を推定することが多い。この時に注意を要する事項として以下の点をあげることができよう。

- i) 係留力の非線形性が浮体の運動に与える影響
- ii) 係留ラインの動的挙動の影響
- iii) 浮体運動の統計量に及ぼす長周期運動の影響
- iv) 浮体運動方程式の流体力係数の取り扱い方の影響

これらのうち、i)、ii) および iv) の影響の程度をみるために、表 3.2.3 に示す計算方法により比較計算を行なってみた。

比較計算に使用したモデルは 58 年度に使用した 2 次元矩形断面モデルで、その諸元は以下の通りである。

全幅 (B)	100 m
喫水	50 m
K G	37.5 m
慣動半径	25 m

係留ラインは、水中重量 499.3 kgf/m の第 3 種チェーンを用い、図 3.2.29 に示すごとく係留した。すなわち、長さ $L = 50 \text{ m}$ あたり左右 3 対で、浮体重心位置に係留した。なお係留ラインの主要目は以下のとおりである。

呼び径	162 mm
弾性率	$6 \times 10^5 \text{ kgf/cm}^2$
全長	1,200 m
初期張力	416.6 ton f
破断荷重	1,628 ton f

浮体の水平移動量と係留反力の関係は図 3.2.30 のようになる。

計算の結果は以下のとおりであった。

- a) 係留力の非線形性が浮体の運動に与える影響： 表 3.2.4 に 4 種類の計算方法による Sway の規則波中の定常振幅を示す。4 者ともほぼ同じ結果であり、このことから、浮体の運動を求める場合には係留力を線形で近似できること、および、4 計算手法による結果はよい一致を示している。
- b) 係留ラインの動的挙動の影響： 図 3.2.31 と図 3.2.32 に方法 2 と方法 3 による結果の比較を示す。これによると、浮体の運動はほぼ同じであるが、張力には差のでてくることが認められる。図中の N は係留ラインの分割要素数である。従って、係留ラインの動的挙動の張力に与える影響は十分に検討する必要があるといえる。
- c) 流体力係数の取り扱い方の影響： 図 3.2.33 に方法 1、方法 2 および方法 4 による浮体運動の時系列を示す。方法 4 では方法 2 と比べて過渡応答時に明瞭な差が現われており、方法 4 の計算手法の確立を計る必要があると思われる。方法 1 は定常解であるため、過渡応答は含まれていない。

以上から、3.2.4 では方法 3 により係留ラインの動的影響を検討する。また、3.2.5 では長周期運動の統計量を調べるにあたり、浮体の運動を方法 1 と線形重畠法によって運動を求める方法をとる。さらに、3.2.6 では全ての周期の影響を考慮した流体力係数を用いる方法 4 の確立を計ることとする。

表 3.2.3 計 算 方 法

	係 留 力	流体力係数	運 動	備 考
方法 1	線 形	各周期別	定常調和運動解	3.2.5で使用
方法 2	カテナリー	ある周期に固定	時 系 列	
方法 3	動的影響を含む	ある周期に固定	時 系 列	3.2.4で使用 (Lumped Mass 法)
方法 4	カテナリー	全ての周期を含む	時 系 列	3.2.6で使用 (C I 法)

表 3.2.4 Sway の振幅の比較

波 高 (m)	波 周 期 (秒)	Sway の 全 振 幅			
		方法 1	方法 2	方法 3	方法 4 4
8	16	4.45	4.41	4.40	4.35
8	11	2.03	2.00	1.98	2.00
8	6	0.21	0.22	0.22	0.21

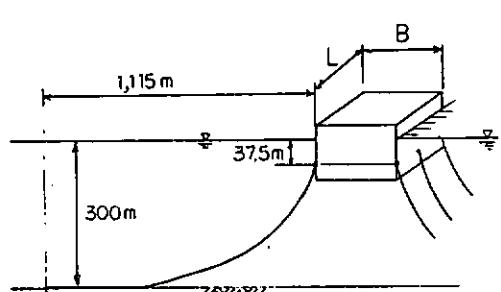


図 3.2.29 係留状態

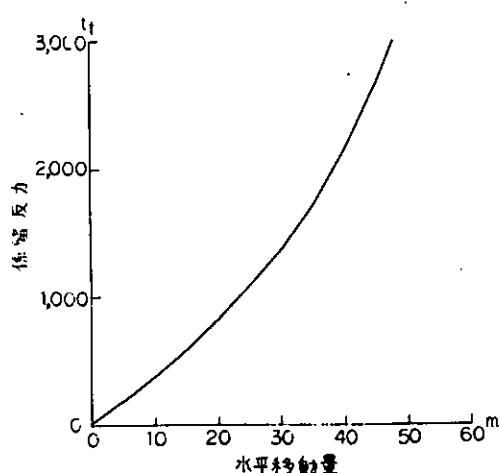


図 3.2.30 水平方向係留反力 (3対)

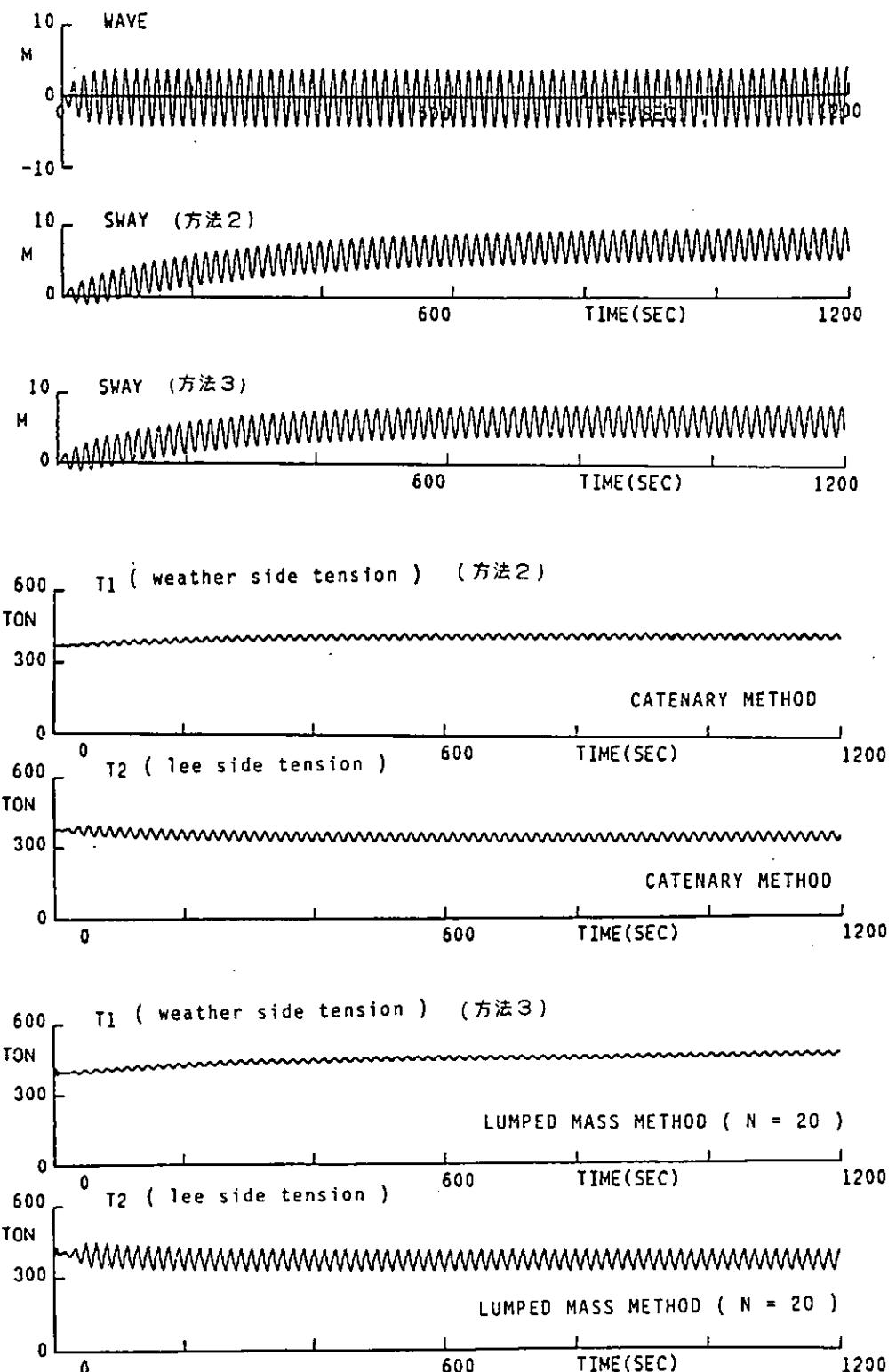


図 3.2.31 方法2と方法3の比較(周期16秒)

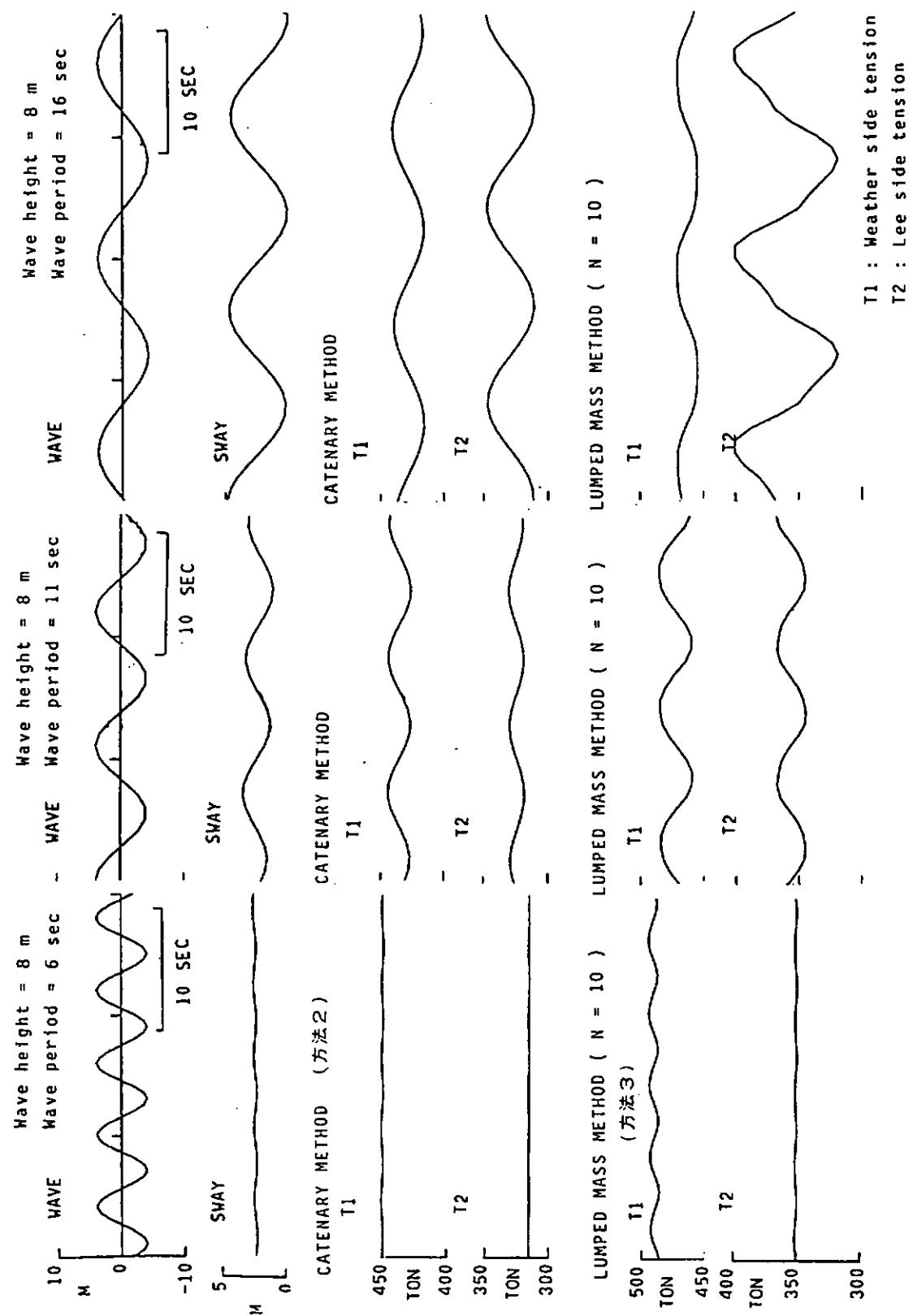


図3.2.32 方法2と方法3との比較(定常状態)

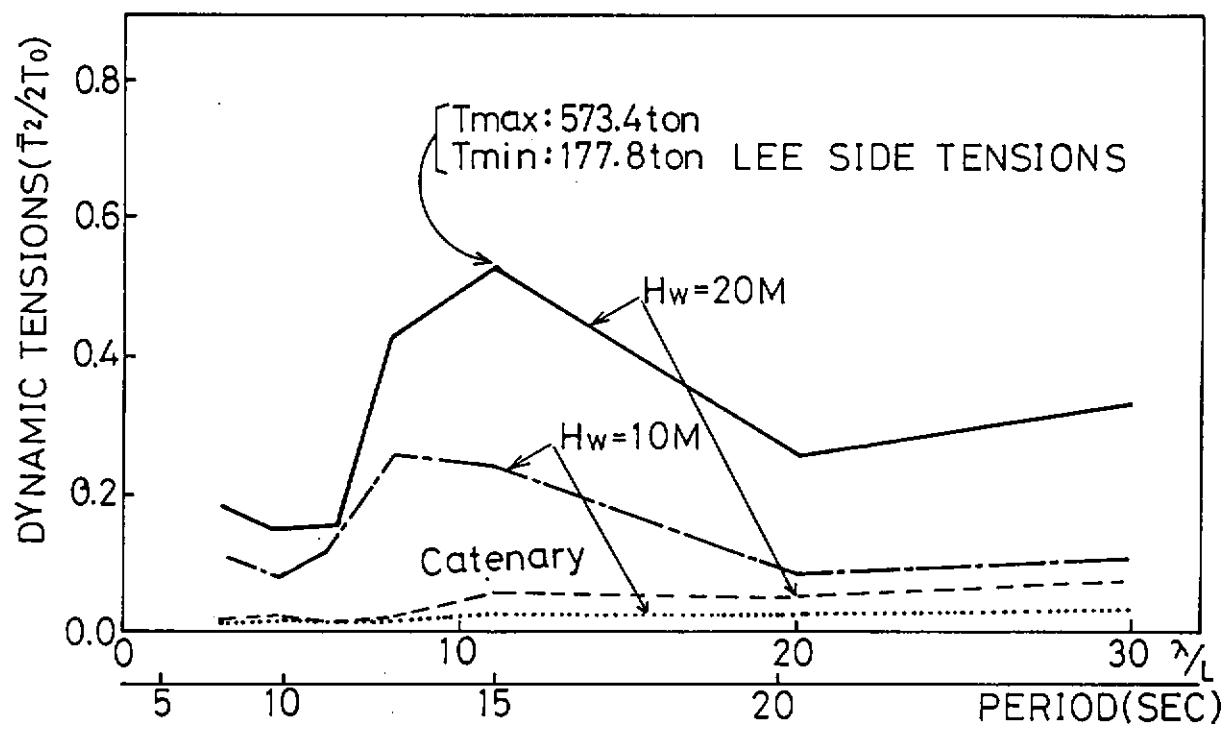
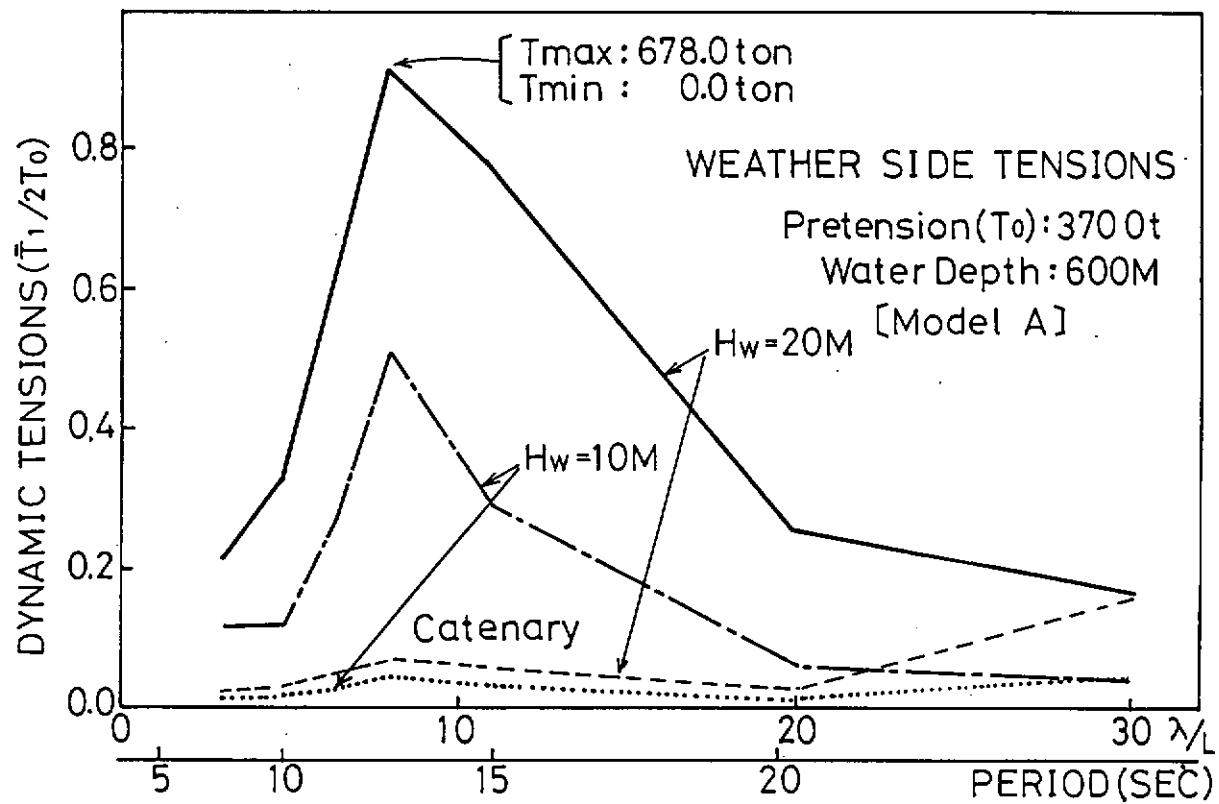


図 3.2.33 変動張力の波高による変化

3.2.4 浮体を考慮した係留ラインの変動張力

(1) 数値解析法

ここでは、複数本の係留ラインによって係留されている浮体について、規則波中の解析を行なう。係留ラインの張力については、Catenary法並びにLumped Mass法を用いて計算する。また、浮体の運動については、Surge, Heave及びPitchの連成運動を考え、Newmark- β 法にて時系列計算を行なう。計算に用いた座標系を図3.2.2.4に示す。同図において、係留浮体のSurge, Heave及びPitchは次式で表わせる。

$$\begin{aligned}
 & (M + A_{xx}) \cdot \ddot{x}(t) + N_{xx} \cdot \dot{x}(t) \\
 & + \frac{1}{2} \rho C_d x \int_{-l_G}^{d-l_G} D(z_G) |z_G \cdot \dot{\theta}(t) + \dot{x}(t) \\
 & - \dot{\xi}(z_G, t) | \{ z_G \cdot \dot{\theta}(t) + \dot{x}(t) - \dot{\xi}(z_G, t) \} dz_G \\
 & + A_{x\theta} \cdot \ddot{\theta}(t) + N_{x\theta} \cdot \dot{\theta}(t) - \sum_{k=1}^2 k T_{xG} \\
 & = F_{xG}(t) + F_{dG}
 \end{aligned} \quad (3.2.5)$$

$$\begin{aligned}
 & (M + A_{zz}) \cdot \ddot{z}(t) + N_{zz} \cdot \dot{z}(t) \\
 & + \frac{1}{2} \rho C_d z \cdot A_w | \dot{z}(t) - \dot{\eta}(-d, t) | \{ \dot{z}(t) \\
 & - \dot{\eta}(-d, t) \} + C_{zz} \cdot z(t) - \sum_{k=1}^2 k T_{zG} = F_{zG}(t)
 \end{aligned} \quad (3.2.6)$$

$$\begin{aligned}
 & (I_\theta + A_{\theta\theta}) \cdot \ddot{\theta}(t) + N_{\theta\theta} \cdot \dot{\theta}(t) \\
 & + \frac{1}{2} \rho C_d x \int_{-l_G}^{d-l_G} D(z_G) |z_G \cdot \dot{\theta}(t) + x(t) \\
 & - \dot{\xi}(z_G, t) | \{ z_G \cdot \dot{\theta}(t) + x(t) - \dot{\xi}(z_G, t) \} \cdot z_G \cdot dz_G \\
 & + C_{\theta\theta} \cdot \dot{\theta}(t) + A_{\theta x} \cdot \ddot{x}(t) + N_{\theta x} \cdot \dot{x}(t) \\
 & - \sum_{k=1}^2 (k T_{xG} \cdot {}^k z_l - k T_{xG} \cdot {}^k x_l) = F_{\theta G}(t)
 \end{aligned} \quad (3.2.7)$$

ここで、 $x(t)$, $z(t)$, $\theta(t)$ は、それぞれSurge, Heave, Pitch運動を表わす。また、

M ：係留浮体の質量

I_θ ：係留浮体のPitch方向慣性モーメント

A_{xx} , A_{zz} , $A_{\theta\theta}$ ：Surge, Heave, Pitch方向付加質量および付加慣性モーメント

$A_{x\theta}$, $A_{\theta x}$ ：PitchがSurgeにあるいはSurgeがPitchに寄与する付加質量成分

N_{xx} , N_{zz} , $N_{\theta\theta}$ ：Surge, Heave, Pitch方向造波抵抗係数

$N_{x\theta}$, $N_{\theta x}$ ：PitchがSurgeにあるいはSurgeがPitchに寄与する造波抵抗係数成分

C_{zz} , $C_{\theta\theta}$ ：Heave, Pitch方向復元力係数

$F_{xG}(t)$, $F_{zG}(t)$, $F_{\theta G}(t)$ ：Surge, Heave, Pitch方向強制力および重心回りモーメント

F_{dG} ：漂流力

ρ : 液体密度

C_{dx}, C_{dz} : Surge, Heave 方向粘性抵抗係数

A_w : 係留浮体の水線面積

l_G : 係留浮体の底から重心までの距離

d : ドラフト

$D(z_G)$: 係留浮体の幅 (たて型円柱の場合は直径 D)

$^kT_{xG}, ^kT_{zG}$: 係留ライン k の x 方向および z 方向張力

$^kx_l, ^kz_l$: 係留ライン k の浮体取付点における浮体重心 G に対する x 方向および z 方向のレバー

上式で、張力 $^kT_{xG}$ 及び $^kT_{zG}$ は、各時間ステップにおいて、Catenary 法又は Lumped Mass 法によって計算した値を入力してゆく。Lumped Mass 法による係留張力の計算法については、57年度本部会報告書及び参考文献⁴⁾に示されているので参照されたい。

(2) 深海係留システムの動的解析

i) 概要

ここでは、深海係留システムの幾つかを取り上げて、動的相互干渉を考慮した浮体と係留ラインの数値解析を実施する。本解析では、深海における係留浮体と係留ラインの動的干渉効果について調べる事が目的であるが、深海係留ラインの動的張力特性にも着目して解析を行った。実施した解析の種類を以下に示す。

- a) 排水量の異なる係留浮体の運動及び係留張力変動
- b) 浮体がドリフトした状態及び大波高の場合の係留張力が変動
- c) 異なる大水深での係留ライン変動張力特性

解析に用いた浮体モデルは、縦型円筒浮体で、図 3.2.3.5 の(a)に示す様に 4 本の鎖で係留される状態を想定している。外力としての波は、波高 10 m (一部 20 m) の規則波とし同図に示す方向の波について解析を行った。又、係留ラインの浮体側の取付け点は、浮体の重心位置付近で、解析した張力もこの位置でのものである。変動張力については、図 3.2.3.5 の(b)に示す様に、波上側及び波下側の変動分 (\bar{T}_1 及び \bar{T}_2) を 2 倍の初期張力 (T_0) で無次元化して図に示す。又、Lumped Mass 法による計算では、分割数 (N) を 20 とした。用いた係留鎖は、表 3.2.5 に示す Chain B であるが、水深が 300 m の時のみ Chain A を用いている。係留状態を表 3.2.6 及び 3.2.7 並びに図 3.2.3.6 に示す。又、計算に用いた浮体の流体力係数等を図 3.2.3.7 に示す。なお、係留鎖の付加質量係数は、法線方向及び接線方向がそれぞれ 1.025 及び 0.32、抗力係数は、法線方向及び接線方向がそれぞれ、1.44 及び 0.21 とした。

ii) 解析結果及び考察

a) 排水量の異なる係留浮体の解析結果 (Model A 及び Model B)

表 3.2.8 に示す様な排水量の異なる 2 種類の浮体について係留ラインと浮体との動的相互干渉効果を調べた。浮体の形状は相似で、いづれも浮体の係留ライン取付け点から水底までを 600 m とした。係留鎖の種類は Chain B である。図 3.2.3.8 及び 3.2.3.9 に [Model A] 及び [Model B] の運動応答関数を示す。同図で破線は係留張力を Catenary 法により求めたもの、一方実線は Lumped Mass 法による結果を示す。これらの図より、浮体の排水量が小さい (Model B) 場合には、係留ラインの動的効果が浮体の運動に影響する事がわかる。その時の係留張力の変動分が図 3.2.4.0 である。

b) 浮体がドリフトしている状態及び波高を増加させた場合の解析結果

係留張力が大きくなる要因としては、係留浮体のドリフト及び大波高の場合等が考えられる。そこで、まず

上に示した [Model A] を用いて、浮体がドリフトした状態での解析を実施してみた。浮体のドリフトを引き起す外力として、100 ton の水平方向定常力を浮体の重心位置に付加して数値解析を試みた。その結果、浮体は、波下側に約 20 m 移動し、波上側の張力の定常分は約 53 ton 増加する結果が得られた。図 3.2.4.1 は、ドリフト後の浮体の運動応答関数であるが、ドリフト前との差はほとんどない事がわかる。又、Lumped Mass 法と Catenary 法の差もほとんど現われていない。一方、図 3.2.4.2 に、Lumped Mass 法(係留ラインの伸びを含む)によるドリフト前とドリフト後の変動張力の比較を示すが、ドリフト後の係留張力の変動分は、幾分増加する程度である。

図 3.2.4.3 は、ドリフト前において、波高を 10 m 及び 20 m とした場合の張力の変動分であるが、変動分の増加は波高にほぼ比例して大きくなる事がわかる。波高 20 m は、深海域では決して大き過ぎる波ではないが計算された張力の時系列には、Snap 荷重の発生がみられた。

c) 異なる水深での変動張力の解析例

水深が 300 m と 600 m の 2 状態について、係留ラインに働く変動張力を調べた。正確に、水深の影響を比較検討する事は困難であるので、ここでは同一浮体 [Model A] が、ほぼ同じ係留力及び係留ライン形状で係留されている場合について解析を行った(図 3.2.3.6、表 3.2.7 参照)。

係留ラインの長さは、水深 600 m の場合 2400 m となっているが、係留鎖の総重量をほぼ一定とする為に係留鎖の単重を半分にしている。又、同時に、係留ラインの断面積も水深 600 m の方が半分にしているので同じ荷重条件では、水深 600 m の係留ラインの伸びは 2 倍となっている。

図 3.2.4.4 に、それぞれの水深での係留張力特性、図 3.2.4.5 に水平方向の係留復原力特性を示す。これらの図から想像できる様に、双方において浮体の運動に与える係留張力の影響は少ない。図 3.2.4.6 及び 3.2.3.8 は、それぞれの水深での係留浮体運動の応答特性であるが、双方の運動の差異は、Pitch を除いてはほとんど無い事がわかる。又、同図に、Catenary 法と Lumped Mass 法 によるものの比較を示しているが、これも差異は少ない。従って、この場合、双方共、係留ラインと浮体の動的相互干渉影響はあまりないといえる。なお、それぞれの水深における変動張力を、図 3.2.4.7 及び 3.2.4.8 に示す。

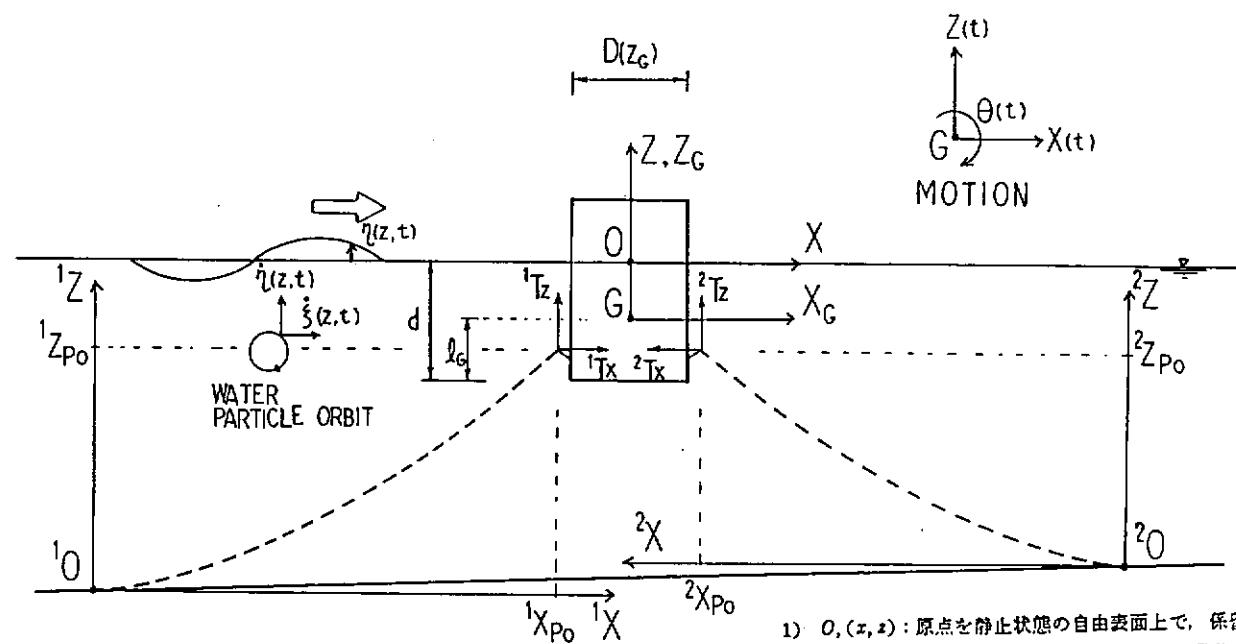


図 3.2.34 座標系

- 1) $O, (x, z)$: 原点を静止状態の自由表面上で、係留浮体の重心 G 直上に置く空間固定座標（波の運動および粒子速度）
- 2) $G, (x_G, z_G)$: 原点を係留浮体の重心に置く移動空間座標（浮体の運動および流体力）
- 3) $O, (z, z)$: 原点を本日の係留ラインのアンカーポイントに置く空間固定座標（係留ラインの運動）

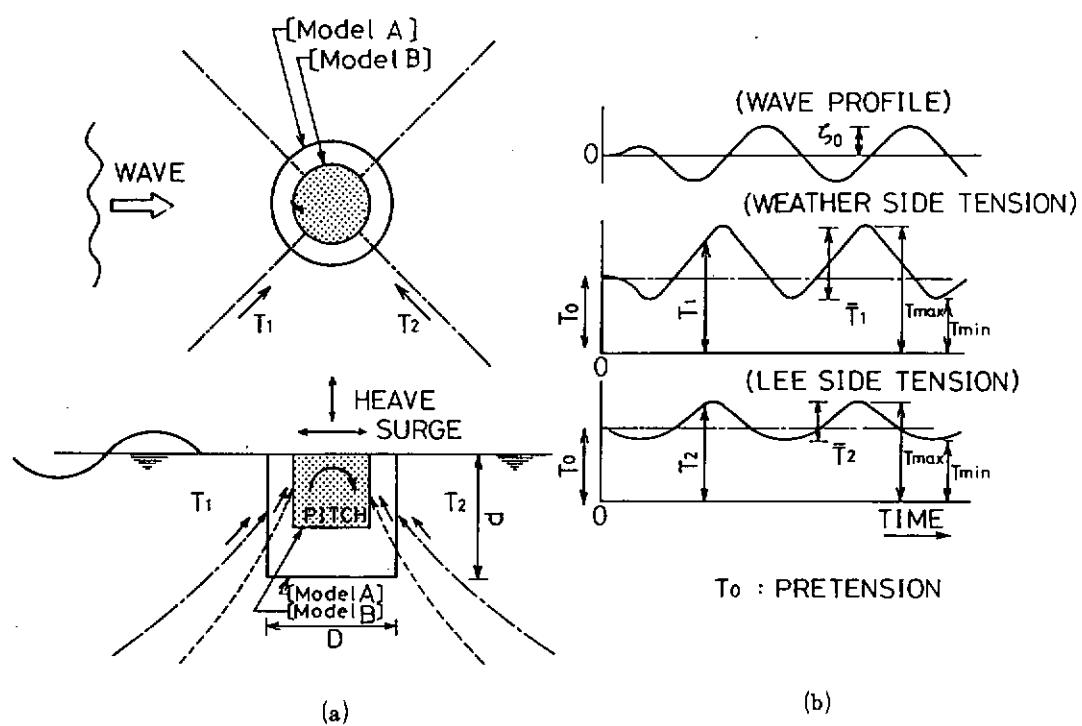


図 3.2.35 係留張力の定義

表 3.2.5 係留鎖の主要目

PRINCIPAL DIMENSIONS OF MOORING CHAINS

	[Chain A]	[Chain B]
Principal Diameter (mm)	162.0	114.55
Equiv. Diameter (mm)	306.0	216.0
Weight per Length		
in Air (kg/m)	574.7	287.35
in Water (kg/m)	499.3	249.65
Area of Section (cm ²)	412.24	206.12
Young's Modulus (kg/cm ²)	600,000.	600,000.

表 3.2.6 係留状態

PRINCIPAL CHARACTERISTICS OF MOORING LINES

	600 m W.D.	300 m W.D.
Total Length (m)	2,400.0	1,200.0
Horizontal Distance from Anchor (m)	2,190.0	1,095.0
Vertical Distance from Anchor (m)	600.0	300.0
Pretension (tons)	370.0	413.9
Pretension in Horizontal Dir. (tons)	224.95	239.66
Pretension in Vertical Dir. (tons)	293.80	337.46

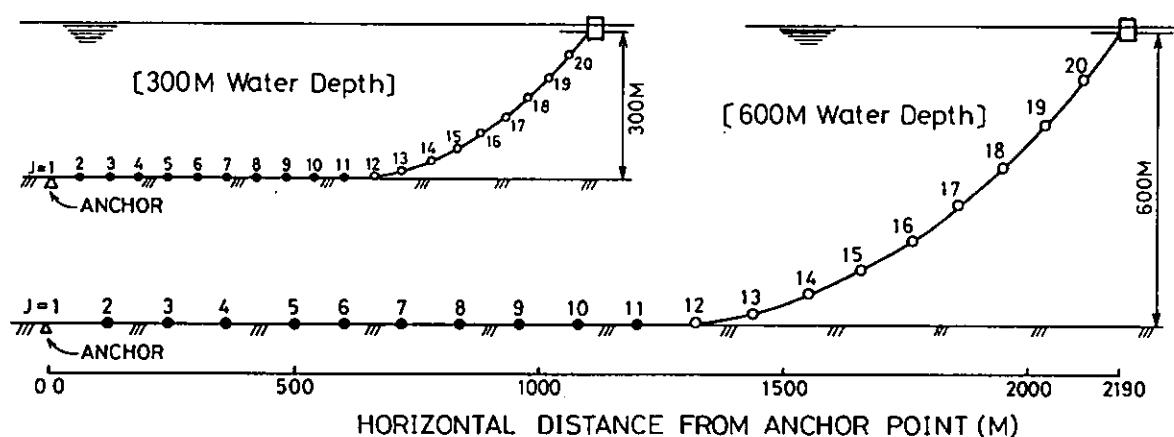


図 3.2.36 係留ラインの形状

表 3.2.7 係留ラインの状態及び張力

* Water Depth : 600 m

X (m)	Z (m)	Tension (kg)
XX(1)= 0.0	ZZ(1)= 0.0	T(1)=224947.0
XX(2)=-120.21800	ZZ(2)= 0.0	T(2)=224947.0
XX(3)= 24.043700	ZZ(3)= 0.0	T(3)=224947.0
XX(4)= 36.965500	ZZ(4)= 0.0	T(4)=224947.0
XX(5)= 48.087300	ZZ(5)= 0.0	T(5)=224947.0
XX(6)=-60.109100	ZZ(6)= 0.0	T(6)=224947.0
XX(7)= 72.131000	ZZ(7)= 0.0	T(7)=224947.0
XX(8)=-84.152800	ZZ(8)= 0.0	T(8)=224947.0
XX(9)= 96.174600	ZZ(9)= 0.0	T(9)=224947.0
XX(10)=108.196000	ZZ(10)= 0.0	T(10)=224947.0
XX(11)=120.218000	ZZ(11)= 0.0	T(11)=224953.0
XX(12)=132.246000	ZZ(12)= 0.01751	T(12)=229734.0
XX(13)=144.0412000	ZZ(13)= 25.33210	T(13)=237635.0
XX(14)=155.393000	ZZ(14)= 64.07360	T(14)=248914.0
XX(15)=166.259000	ZZ(15)= 115.57400	T(15)=263137.0
XX(16)=176.539000	ZZ(16)= 177.93800	T(16)=279855.0
XX(17)=186.207000	ZZ(17)= 249.51800	T(17)=298649.0
XX(18)=195.267000	ZZ(18)= 328.64100	T(18)=319153.0
XX(19)=203.7447000	ZZ(19)= 413.99700	T(19)=341059.0
XX(20)=211.683000	ZZ(20)= 504.43400	T(20)=370032.0
XX(21)=219.000000	ZZ(21)= 600.00000	T(21)= 0.0

* Water Depth : 300 m

X (m)	Z (m)	Tension (kg)
XX(1)= 0.0	ZZ(1)= 0.0	T(1)=239648.0
XX(2)= 60.055910	ZZ(2)= 0.0	T(2)=239648.0
XX(3)= 120.011600	ZZ(3)= 0.0	T(3)=239648.0
XX(4)= 180.017400	ZZ(4)= 0.0	T(4)=239648.0
XX(5)= 24.023300	ZZ(5)= 0.0	T(5)=239648.0
XX(6)= 30.029700	ZZ(6)= 0.0	T(6)=239648.0
XX(7)= 36.034900	ZZ(7)= 0.0	T(7)=239648.0
XX(8)= 42.040700	ZZ(8)= 0.0	T(8)=239648.0
XX(9)= 48.046500	ZZ(9)= 0.0	T(9)=239648.0
XX(10)= 54.052300	ZZ(10)= 0.0	T(10)=239648.0
XX(11)= 60.058000	ZZ(11)= 0.0	T(11)=239780.0
XX(12)= 66.066700	ZZ(12)= 1.08628	T(12)=245410.0
XX(13)= 71.072500	ZZ(13)= 14.02450	T(13)=253557.0
XX(14)= 77.602300	ZZ(14)= 34.54370	T(14)=254847.0
XX(15)= 83.036900	ZZ(15)= 60.1230	T(15)=278938.0
XX(16)= 88.197600	ZZ(16)= 90.85870	T(16)=295302.0
XX(17)= 93.771200	ZZ(17)= 125.07900	T(17)=313849.0
XX(18)= 97.858500	ZZ(18)= 164.77100	T(18)=333978.0
XX(19)=101.9.70900	ZZ(19)= 206.61800	T(19)=355404.0
XX(20)=106.0.20000	ZZ(20)= 250.05800	T(20)=413904.0
XX(21)=109.5.00000	ZZ(21)= 300.00000	T(21)= 0.0

表 3.2.8 係留浮体の主要目

PRINCIPAL DIMENSIONS OF FLOATING BODIES

	[Model A]	[Model B]
Diameter D (m)	32.0	16.0
Draft d (m)	30.0	15.0
Displacement (tons)	24,730.	3,090.
KG (m)	15.0	7.5
Radius of Gyration (m)	21.8	10.9

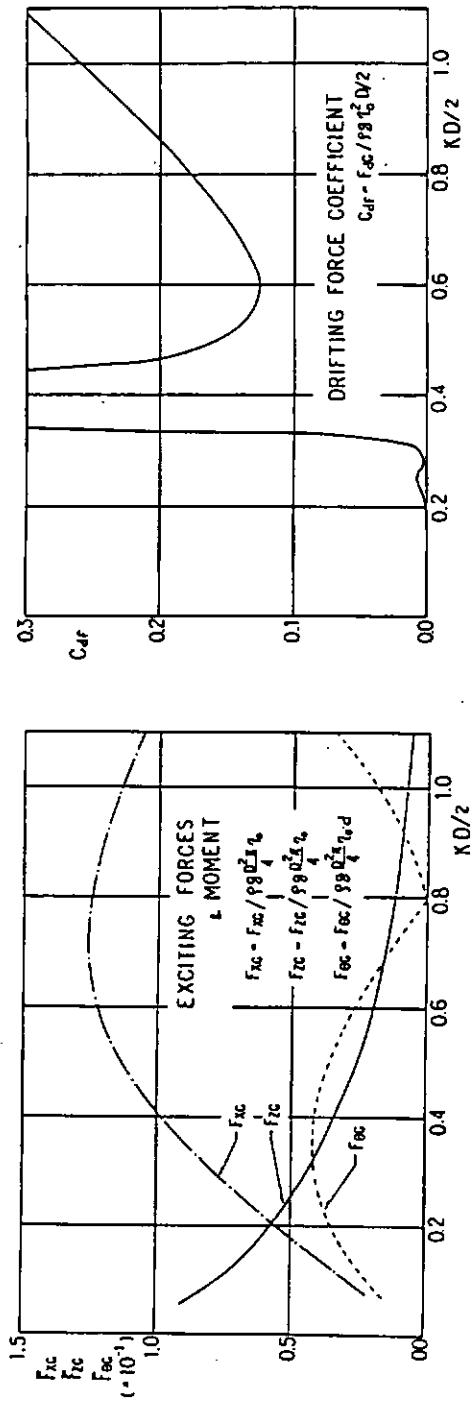
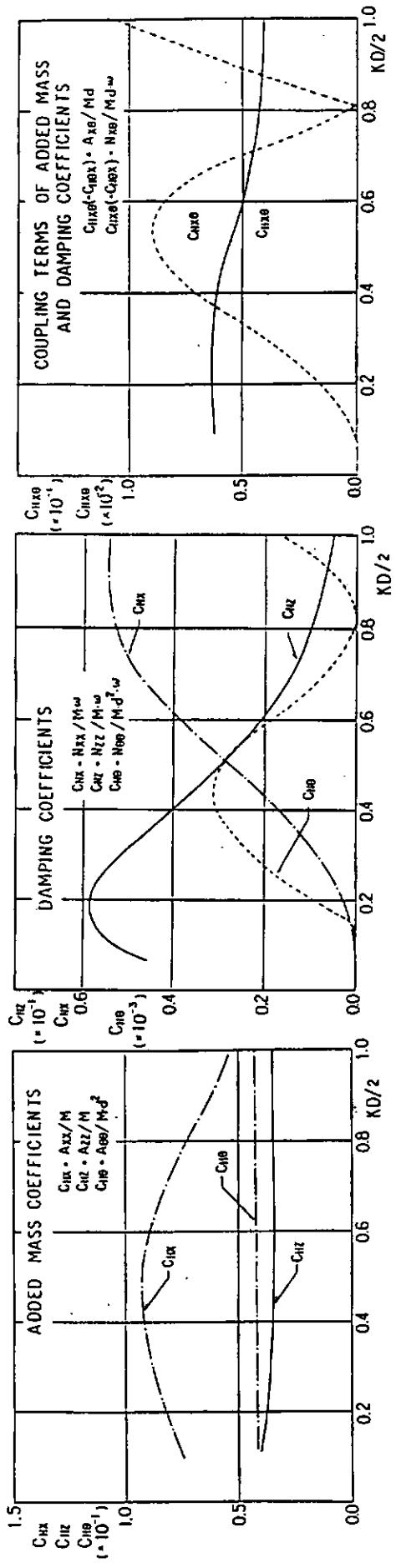


図 3.2.37 係留浮体の流体力係数及び波強制力

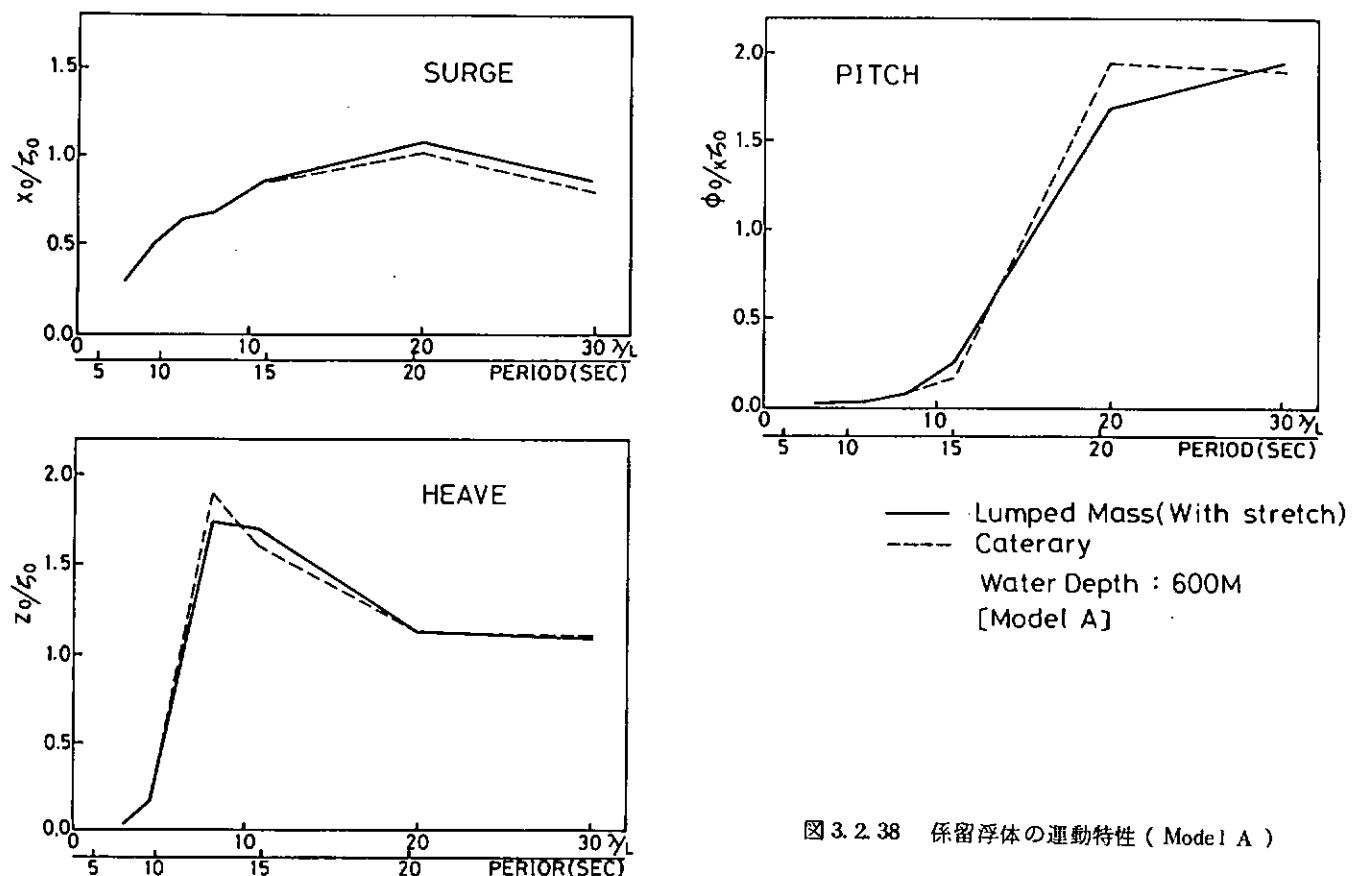


図 3.2.38 係留浮体の運動特性 (Model A)

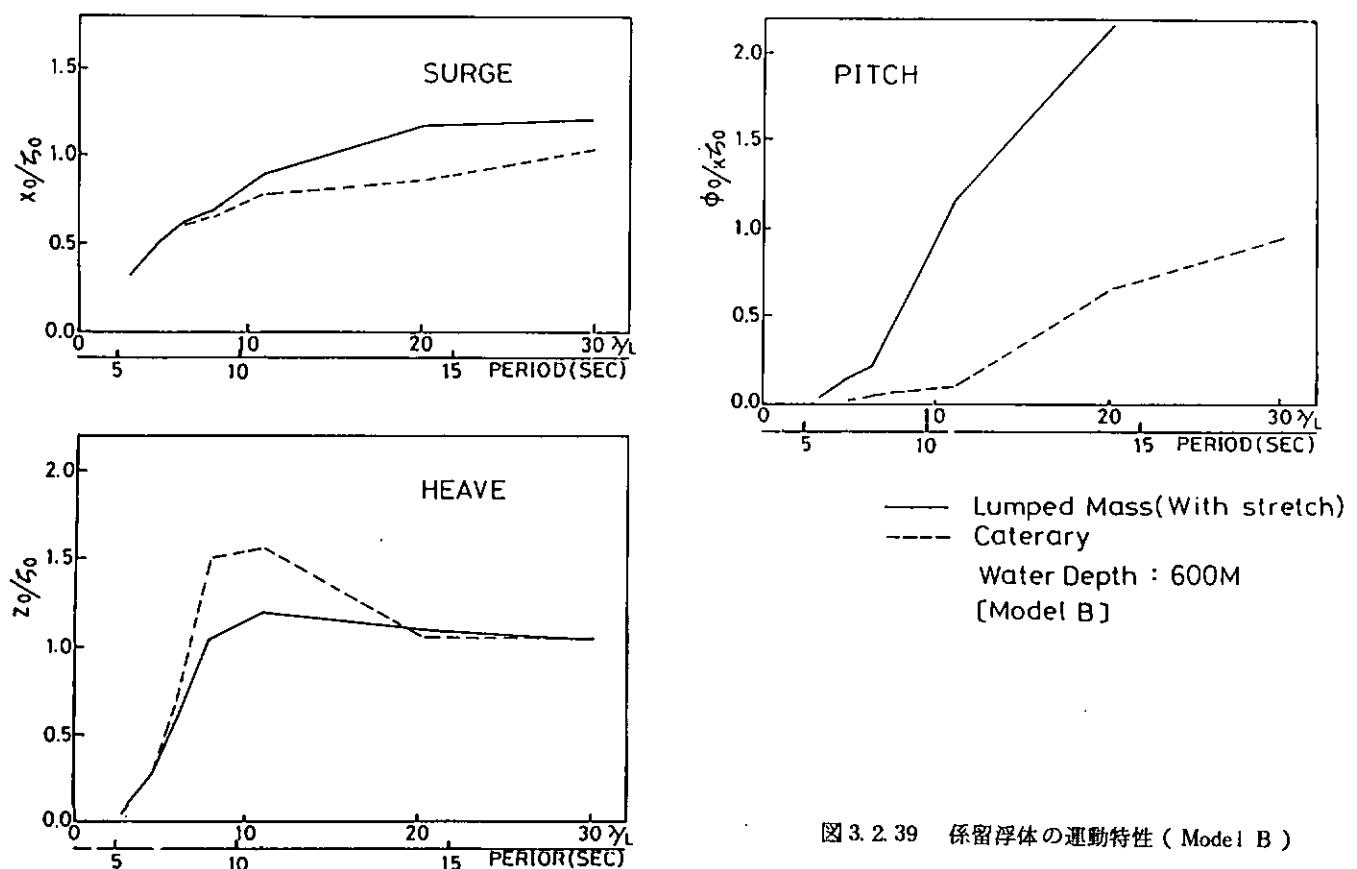


図 3.2.39 係留浮体の運動特性 (Model B)

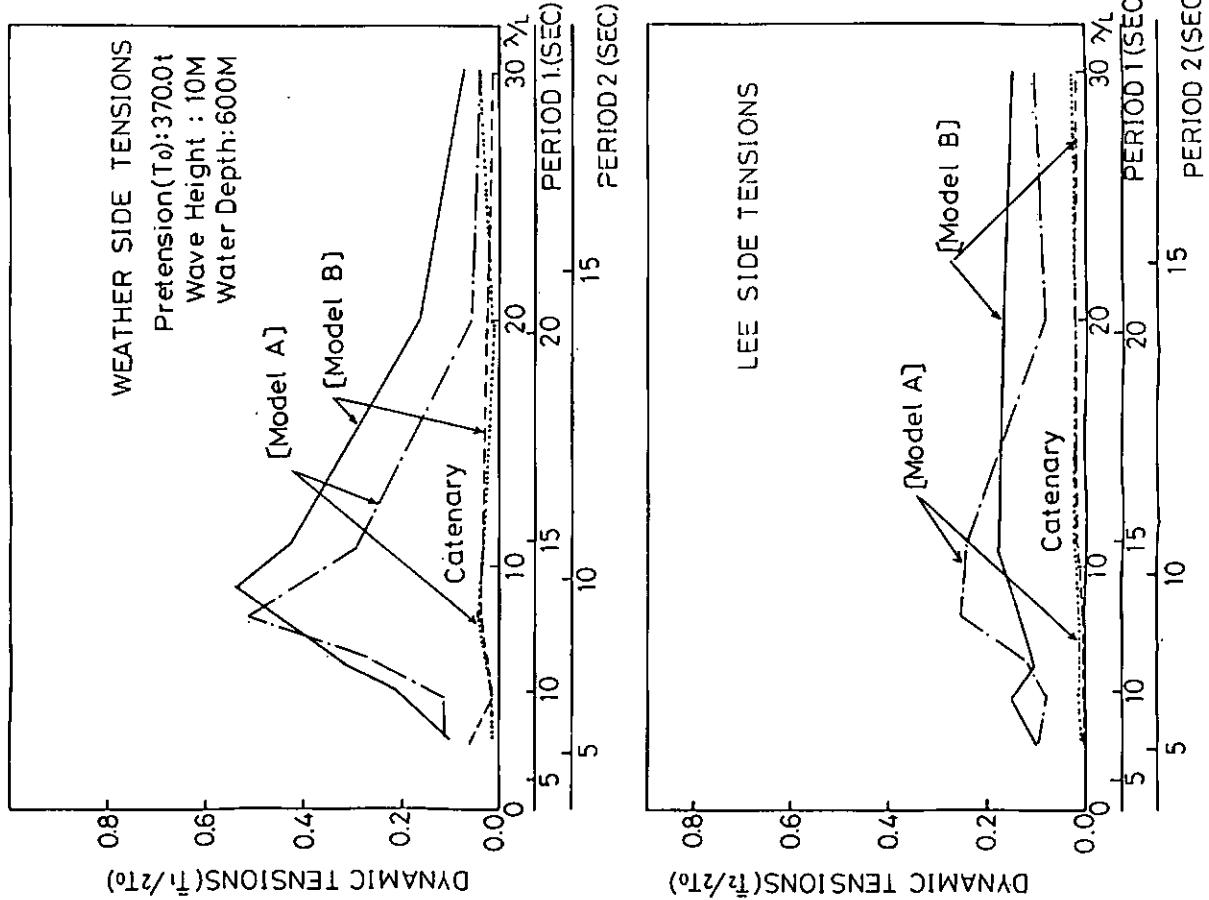


図 3.2.40 係留ラインに働く変動張力の比較 (Model B)

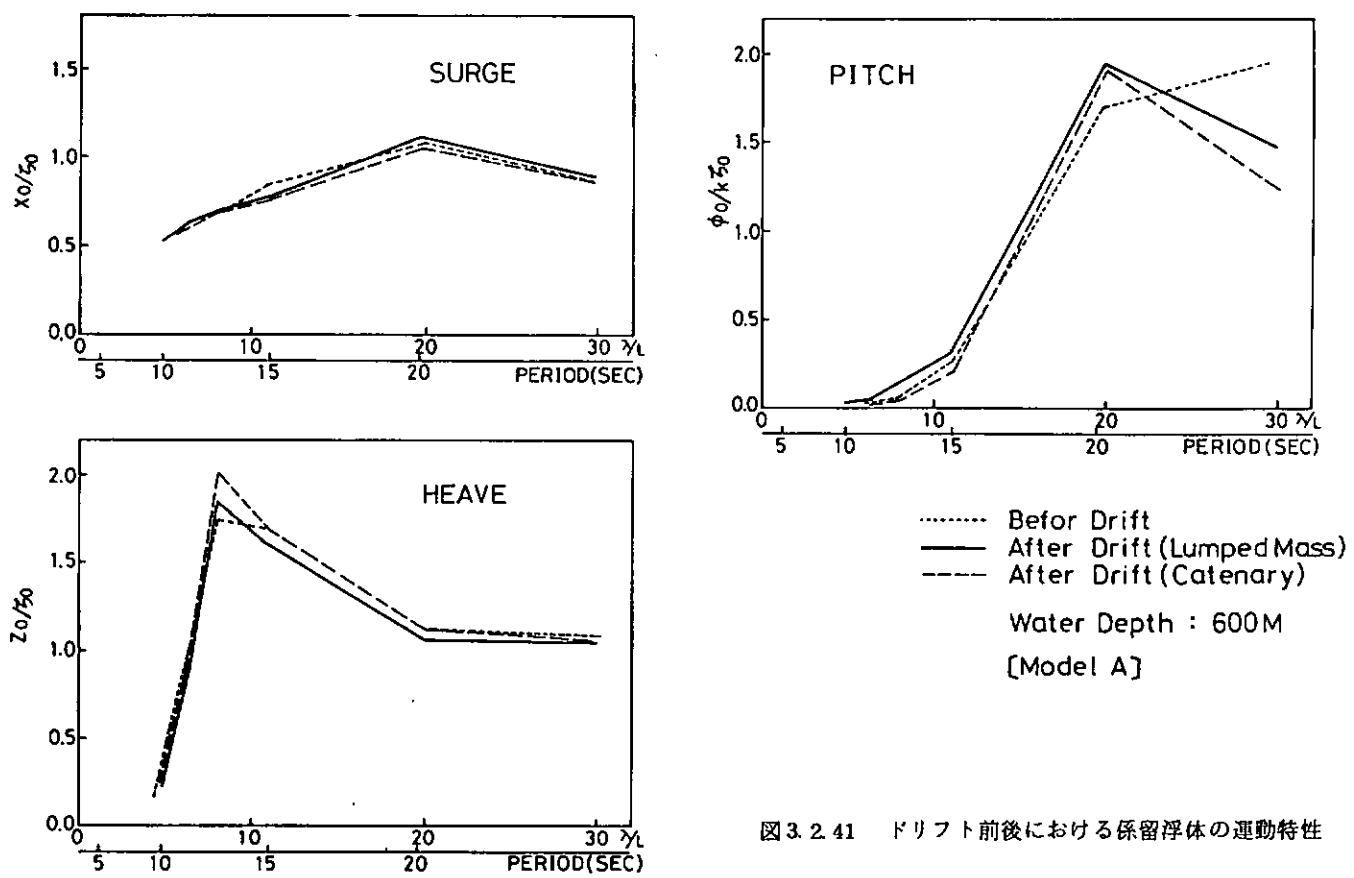


図 3.2.41 ドリフト前後における係留浮体の運動特性

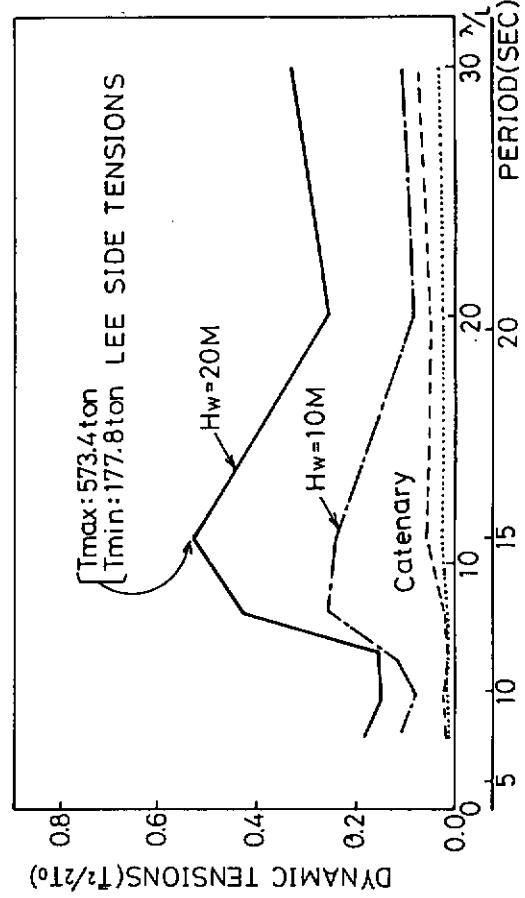
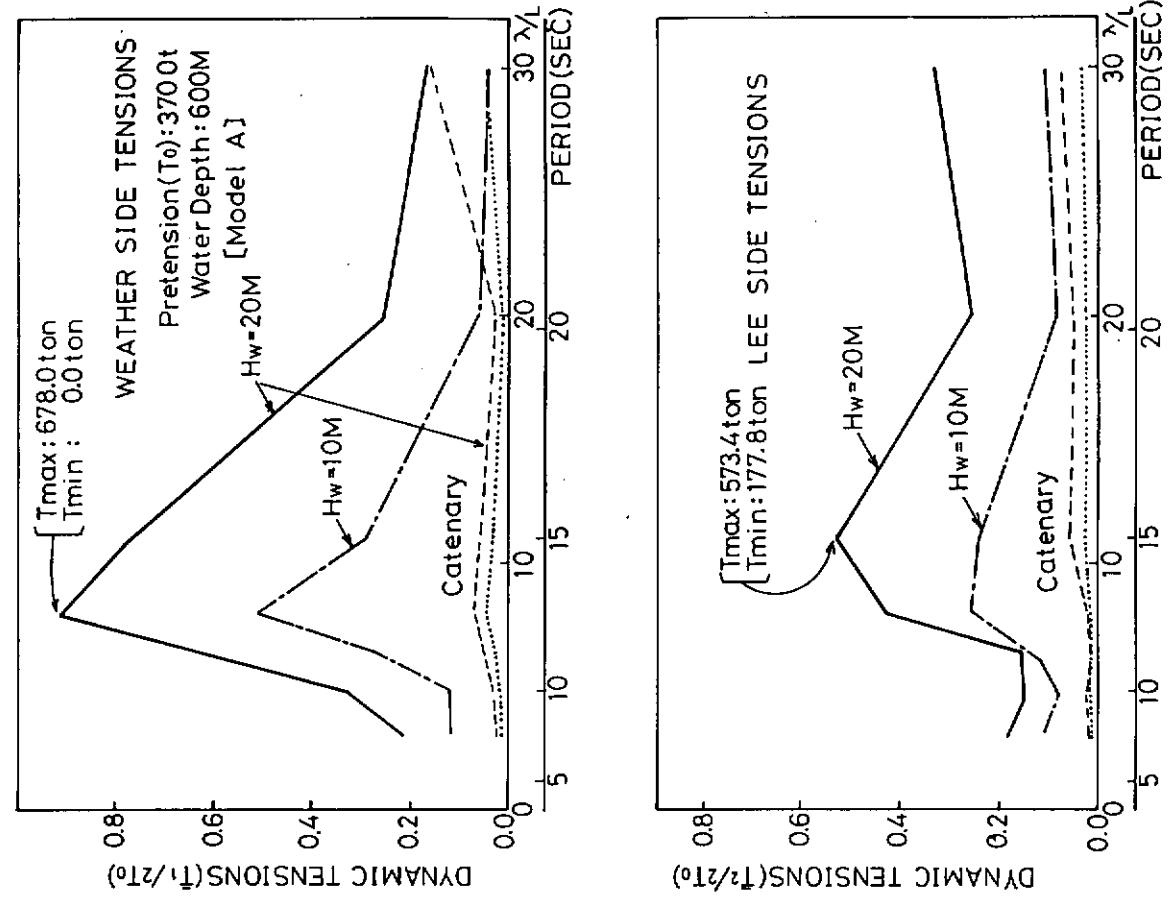
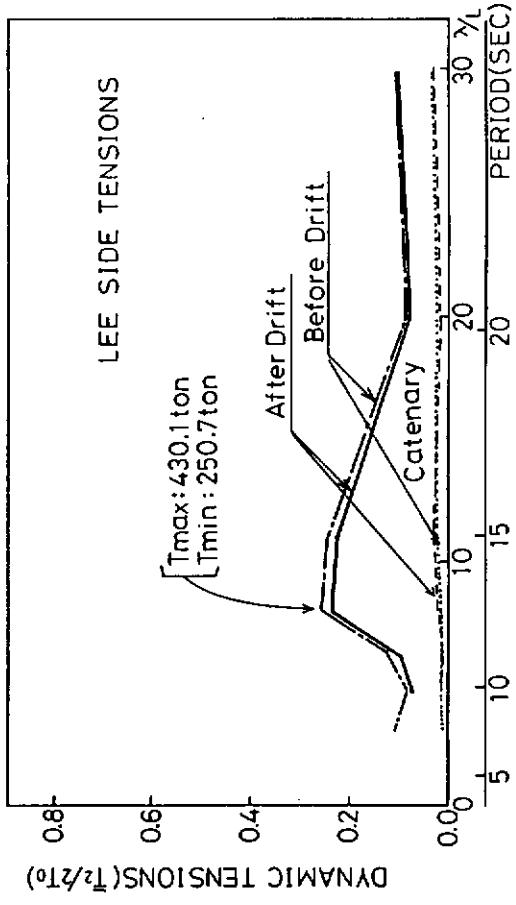
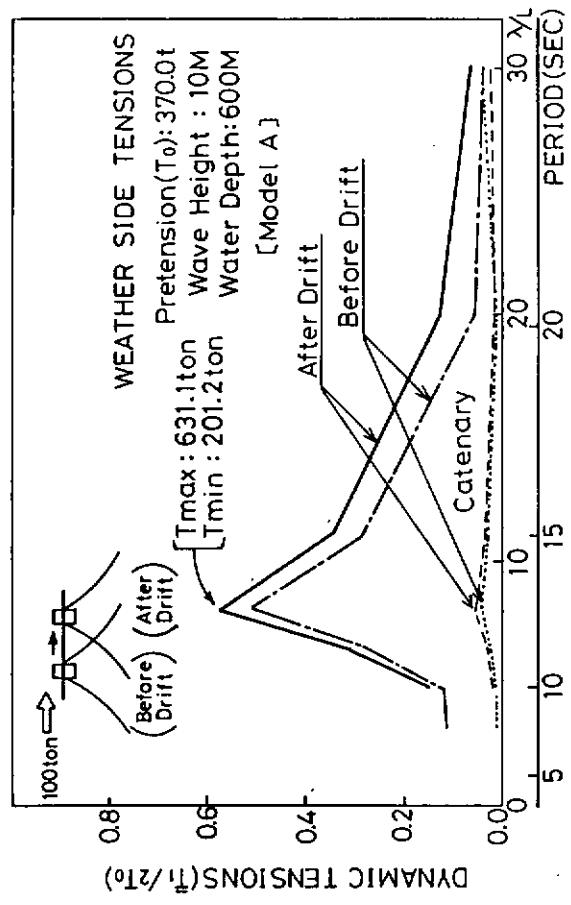


図 3.2.42 ドリフト前後ににおける変動張力の変化

図 3.2.43 変動張力の波高による変化

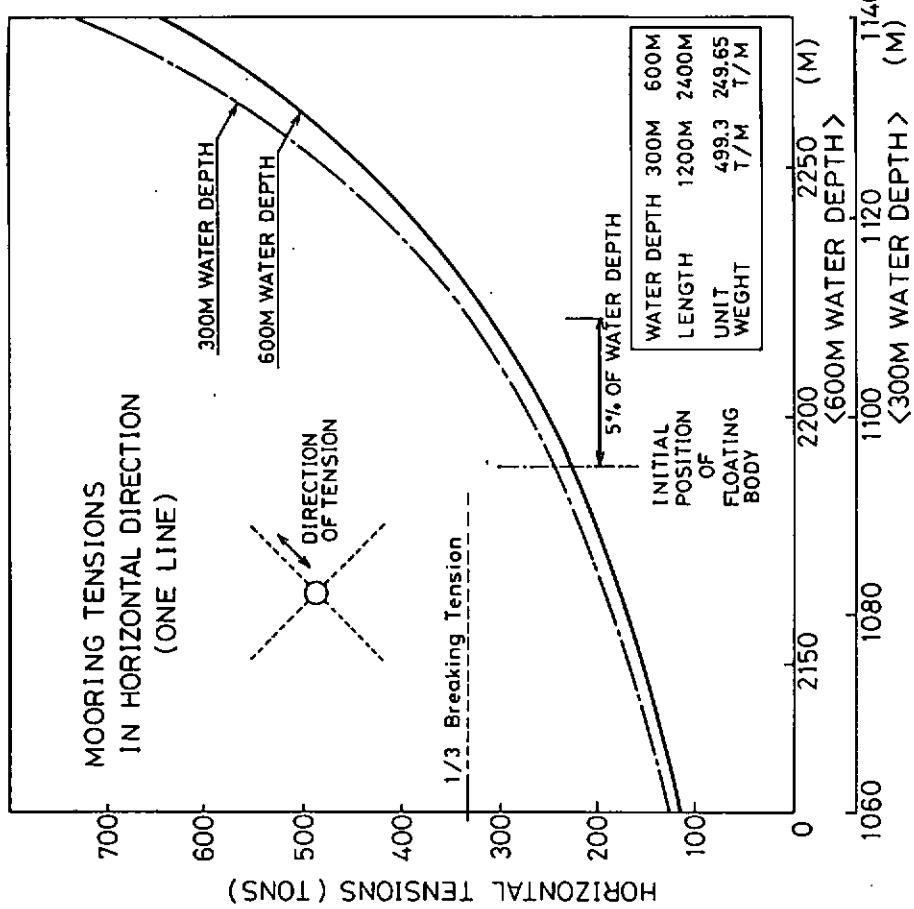


圖 3.2.45 縱留張力特性

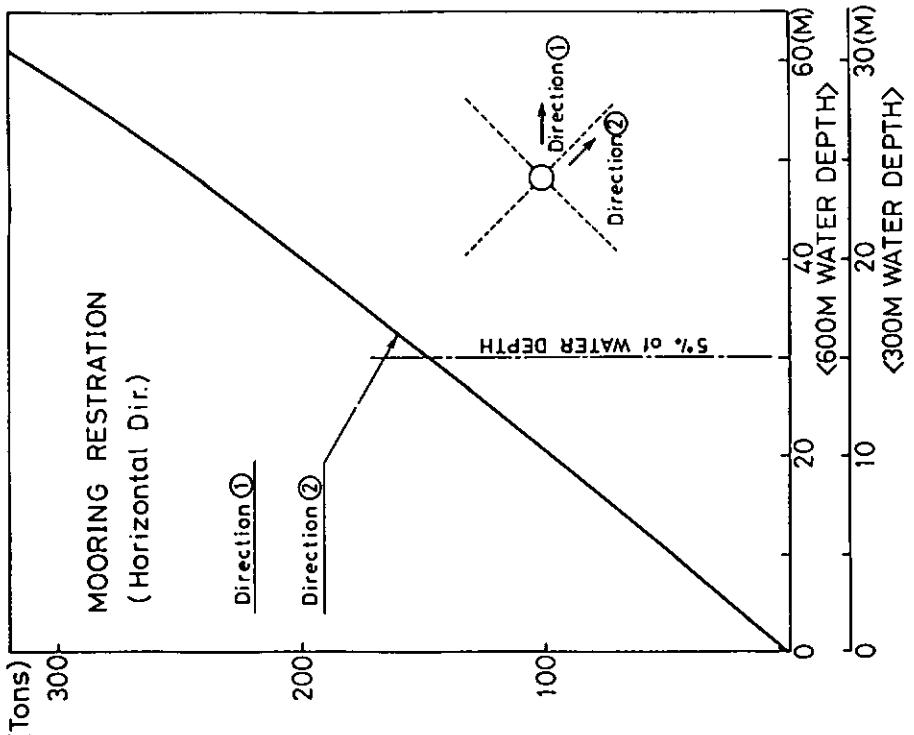


图 3.2.44 保留復原特性

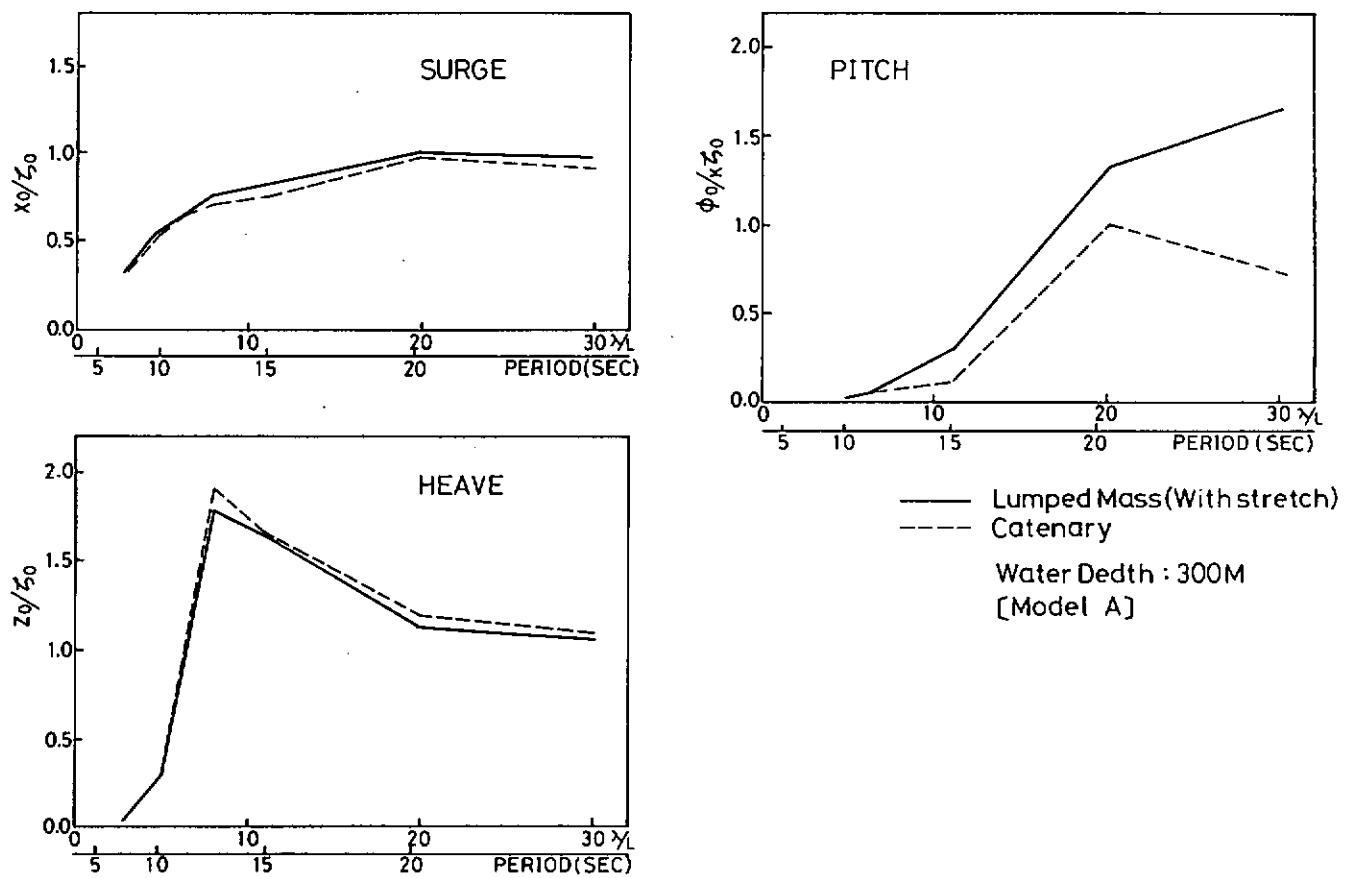


図 3.2.46 係留浮体の運動性 (Model A)

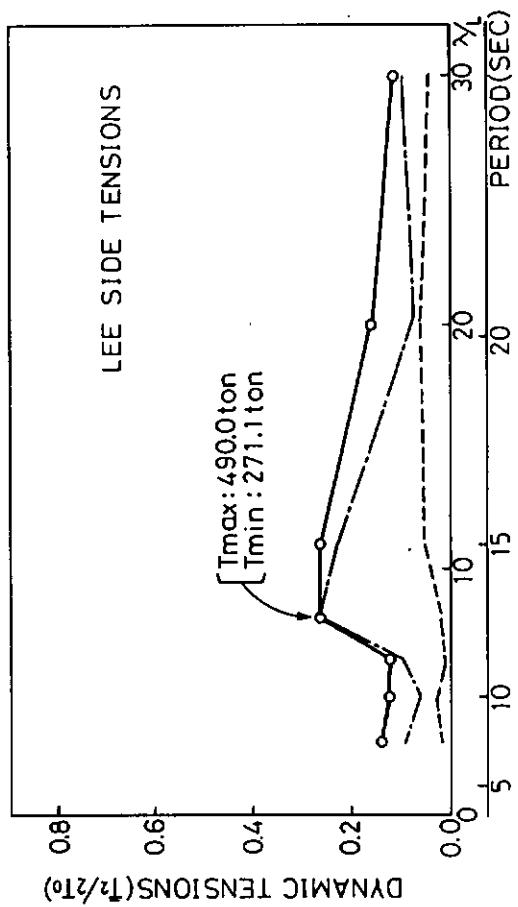
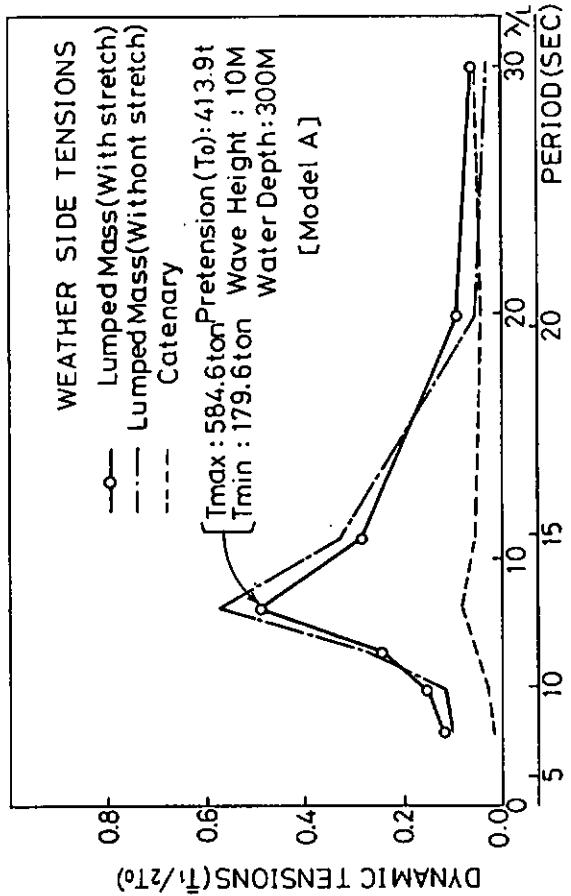
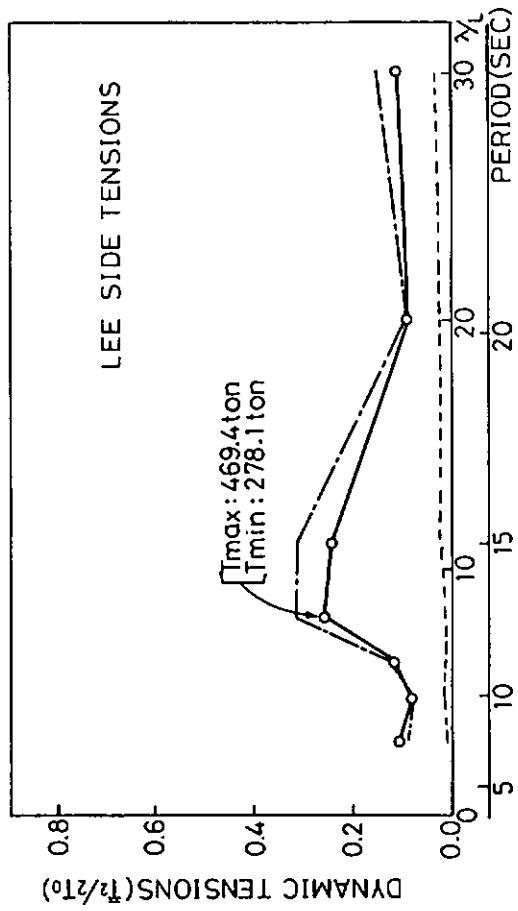
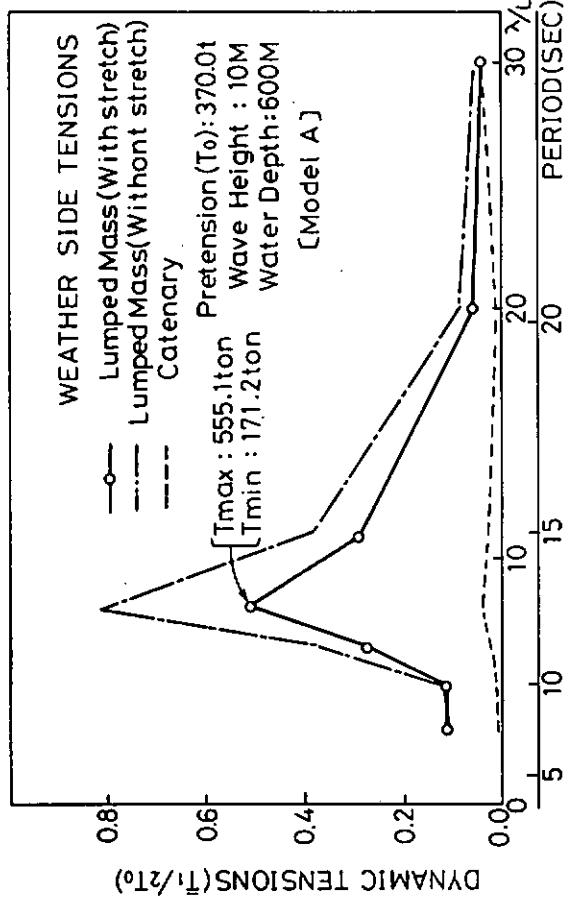


図 3.2.47 変動張力特性 (水深 300m)

図 3.2.48 変動張力特性 (水深 600m)

3.2.5 長周期運動の統計量予測法

浮体運動を正しく推定することは係留系の安全を確保するために重要なことである。一般には、係留力が非線形的ため、時系列解析をして運動の統計量（例えば最大値）を推定することになる。

一方、深海係留では、3.2.3で述べられたように、係留力の浮体運動に与える影響は線形とみなせることが期待できる。それ故、統計量予測は正規過程に対する既存の手法を利用する事が可能と考えられるものの、係留浮体の運動には波浪外力に起因する長周期運動が発生する特徴があり、正規過程論を適用できるかどうかの疑問がある。

そこで、ここでは、波による長周期外力（変動波漂流力）と波周期外力（波浪強制外力）をその位相関係も含めて正しく求め、長周期運動時の統計量を調べてみる。その際に、係留力は線形化し、運動の定常調和運動を求め、線形重畠法により時系列を求める手法をとった。

浮体は2次元矩形断面体である。

(1) 運動計算手法

波浪中の浮体に働く流体力は、浮体表面に働く圧力を積分すればよく、

$$F = - \int_S P \cdot n \, ds \quad (3.2.8)$$

である。ここに P は流体圧力、 n は浮体表面の法線ベクトルである。この式で重要な所は積分範囲 S で、時々刻々の浸水部分すなわち、波面までをとることで、波周期外力 F_W とともに長周期外力 F_D も求まる。詳しくは昭和58年度報告書2.5.2を参照されたい。なお、若干の仮定をすることにより、流体力は次の形に表わされる。まず、規則波中での波周期の流体力は、周波数を ω とすると、

$$F_{Wj} = - \sum_{i=1}^3 \left(A_{ij} \dot{X}_i^{(1)} + B_{ij} \ddot{X}_i^{(1)} + C_{ij} X_i^{(1)} \right) + F_{aj}^{(1)} \cos(\omega t + \delta_j) \quad (3.2.9)$$

$$, j = 1, 2, 3$$

である。ここに、 A_{ij} は付加質量マトリックス、 B_{ij} は減衰力係数マトリックス、 C_{ij} は復原力係数マトリックス、 $X_i^{(1)}$ は浮体の運動、 $F_{aj}^{(1)}$ と δ_j はいわゆる波浪強制外力の振幅と位相であって、添字 i は運動の方向（Heave, Sway, Roll）を、 j は力の方向を意味する。

従つて、波周期運動は、浮体の質量を M_j 、係留バネ定数を K_j として

$$M_j \ddot{X}_j^{(1)} + K_j X_j^{(1)} = F_{Wj}, \quad j = 1, 2, 3 \quad (3.2.10)$$

で求まる。今、単位振幅規則波に対する運動を $X_j^{(1)} = X_{aj}^{(1)} \cos(\omega t + \delta_{xj})$ とおき、不規則入射波が

$$\zeta(t) = \sum_{m=1}^{\infty} \zeta_m \cos(\omega_m t + \epsilon_m) \quad (3.2.11)$$

で与えられると、不規則波中の波周期運動は、

$$X_j^{(1)}(t) = \sum_{m=1}^{\infty} \zeta_m X_{aj}^{(1)} \cos(\omega_m t + \epsilon_m + \delta_{xj,m}) \quad (3.2.12)$$

で求まる。

次に長周期外力は重要な外力となる水平方向（Sway）のみを考えることにして、波が（3.2.11）で与えられる時に

$$F_D(t) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \zeta_m \zeta_n T_{mn}^c \cos [(\omega_m - \omega_n)t + \varepsilon_m - \varepsilon_n] \\ + \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \zeta_m \zeta_n T_{mn}^s \sin [(\omega_m - \omega_n)t + \varepsilon_m - \varepsilon_n] \quad (3.2.13)$$

と求まる。正弦関数と余弦関数の和で与えられているので、(3.2.9)の右辺最後の項にこれらを代入すれば、
 $X_j^{(1)}(t)$ と同様の手法で長周期運動を求めることができる。しかし、ここでは次式を解く方法によった。

$$[M + A(\omega_p)] \ddot{y}_G^{(2)} + B(\omega_p) \dot{y}_G^{(2)} + KY_G^{(2)} = F_D(t) \quad (3.2.14)$$

ここで、 ω_p は Sway の固有円周波数である。

y 、 F 、波周期の Sway を $y_G^{(1)}$ 、長周期の Sway を $y_G^{(2)}$ と記すこととするが、以上により、統計の Sway は

$$y_G = y_G^{(1)} + y_G^{(2)} \quad (3.2.15)$$

と求めることができる。

(2) 計算モデル

対象とした浮体は前年度と同じ矩形断面モデルであり、幅 100 m、奥水 50 m、KG が 37.5 m、慣動半径 25 m で、水深は 300 m である。

使用した波スペクトルは、ISSC のスペクトル

$$S_\zeta(f) = 0.11 H_V^2 T_V (T_V \cdot f)^{-5} \exp \{ -0.44 (T_V f)^{-4} \} \quad (3.2.16)$$

と、第 6 回 ISSC にて提案された JONSWAP のスペクトル

$$S_\zeta(f) = 0.072 H_V^2 T_V (T_V \cdot f)^{-5} \times \\ \exp \{ -0.44 (T_V \cdot f)^{-4} \} \cdot 3.3 \exp \{ -\frac{1}{2\sigma^2} (1.296 T_V f - 1)^2 \} \quad (3.2.17)$$

ここで

$$\sigma = \begin{cases} 0.07 & \text{for } f \leq (1.296 T_V)^{-1} \\ 0.09 & \text{for } f > (1.296 T_V)^{-1} \end{cases} \quad (3.2.18)$$

を用いた。 H_V は有義波高、 $T_V = m_0/m_1$ 、 m_0/m_1 は $S_\zeta(f)$ の 0 次と 1 次のモーメント、 f は周波数である。

スペクトルを ω で定義する時には $S_\zeta(\omega) = S_\zeta(f)/2\pi$ となる。スペクトルの分割方法については前年度本部会報告の図 2.5.2.2 による。

本年度は、前年度の結果をもとにして、若干例の計算を追加したのであるが、特に、JONSWAP の波スペクトルの場合を計算し、波スペクトルの違いによる影響をみた。以下には前年度の結果と本年度の結果を総合して報告する。

表 3.2.9 に計算ケースをまとめて示す。すべてのケースにつき、波スペクトルは $H_V = 8m$ 、 $T_V = 11s$ とした。

(3) 計算結果と考察

a) 波スペクトルによる標準偏差、最大値等の比較

図 3.2.4.9 は運動の標準偏差を示す。ISSC のスペクトルの場合と JONSWAP のスペクトルの場合の大体同じといえる。

図 3.2.5.0 から図 3.2.5.3 には、長周期の運動 $y_G^{(2)}$ と総計の運動 y_G の、それぞれの最大値および最大平均値の比較を示す。すべて、運動の標準偏差で無次元化されている点に注意されたい。これらによれば、波スペクトルによる差はほとんどみられないといえる。

b) Sway 運動の分布の検討

係留バネの強さ、および減衰力係数の大きさにより、Swayの分布形状が変化していく傾向がみられるため、Gram - Charlier 級数による近似を試みて考察してみた。

Gram - Charlier 級数とは、分布形状を正規分布形からの“ずれ”としてとらえる方法といえ、以下のように表現される。

y を Sway, \bar{y} をその平均、 σ をその標準偏差とし、かつ

$$x = (y - \bar{y}) / \sigma \quad (3.2.19)$$

$$\varphi = (1 / \sqrt{2\pi}) \exp(-x^2/2) \quad (3.2.20)$$

とした時に、確率密度関数 $p(x)$ を

$$p(x) = \varphi(x) + \sum_{n=1}^{\infty} (C_n / n!) \varphi^{(n)}(x) \quad (3.2.21)$$

と表わす。ここに、

$$\begin{aligned} \varphi^{(n)} &= (-1)^n H_n(x) \cdot \varphi(x) \\ H_1(x) &= x \\ H_2(x) &= x^2 - 1 \\ H_3(x) &= x^3 - 3x \\ H_4(x) &= x^4 - 6x^2 + 3 \\ H_5(x) &= x^5 - 10x^3 + 15x \\ H_6(x) &= x^6 - 15x^4 + 45x^2 - 15 \end{aligned} \quad \left. \right\} \quad (3.2.23)$$

であって、係数 C_n は次式によって求められる。

$$C_n = (-1)^n \int_{-\infty}^{\infty} H_n(x) p(x) dx \quad (3.2.24)$$

(3.2.19) 式で規準化しているため、 $C_1 = C_2 = 0$ となる。 C_3 は“ゆがみ”、 C_4 は“とんがり”と呼ばれるものであるが、 C_n の n が奇数の係数は非対称性を、また偶数の係数は分布形状のピークのとがりを表わす。

この級数を求めてみた結果を図 3.2.4.4 から図 3.2.5.1 に示す。 C_3 、 C_4 、 C_5 については精度よく求まるが、 C_6 については \bar{N} あるいは $\hat{\omega}_p$ が大きくなると、計算精度が落ちてくる可能性がある。

これらの図をみて目をひくのは C_3 と C_5 の結果である。減衰力係数 \bar{N} が変化した場合も固有周波数 $\hat{\omega}_p$ が変化した場合も、それが大きくなるにつれて、 $y_G^{(2)}$ の係数が小さいうちに y_G の係数が大きくなつくることであろう。すなわち、これは、正規過程 $y_G^{(1)}$ にまだ非対称性の現われていない $y_G^{(2)}$ を加えると、その和である y_G に非対称性が現われてくるということを意味している。

因みに、分布の近似度をみてみると図 3.2.6.2 から図 3.2.6.7 に示すとおり近似度は良好である。ただし、ケース B 4 の $y_G^{(2)}$ は近似度がよくない。以上は C_6 までとった結果であるが、試みに C_4 までの近似を行なつてみると、図 3.2.6.8 から図 3.2.7.0 を得る。すると先程のケース B 4 は改善されるが、ケース B 1 の $y_G^{(2)}$ は近似度が落ちてしまう。しかしながら、全般的には Gram - Charlier 級数での近似が可能であるといえよう。

次に極値の分布であるが、適当な近似関数は見あたらなかった。参考までに、図 3.2.7.1 と図 3.2.7.2 に

Cartwright と Longuet-Higgins⁵⁾ による理論値(点線)との比較を示すが、対応はよくない。図中の E はバンド幅パラメータである。

c) 長周期運動の大きさと最大値の関係

これまでみてきた運動の非対称性は、 $y_G^{(1)}$ と $y_G^{(2)}$ の相対的大きさに関係があると思われるので、 $y_G^{(2)}$ の標準偏差 σ_2 と $y_G^{(1)}$ の標準偏差 σ_1 の比、 σ_2/σ_1 を変数として最大値を整理してみた。図 3.2.7.3 は Sway の固有周期を変えた場合の例であり、図 3.2.7.4 は減衰係数を変えた場合の例である。このように、 σ_2/σ_1 を変数にするとき、標準偏差に対する最大値の比(以後これを最大期待値係数と呼ぶ)は、双方ともによく似た形となってくる。図には、 $y_G^{(1)}$ の極値の発生回数と $y_G^{(2)}$ のそれとに対応する、正規過程理論値の最大期待値係数を破線で示している。

これらの図によると、 σ_2/σ_1 が 2 度以下になると非対称性が現われ、波下側(Lee side) がやや大きく波上側(Weather side) がやや小さくなることがわかる。一方、 σ_2/σ_1 が 2 度以上になると非対称性は消えると同時に、最大期待値係数は正規過程の値より小さくなる。 σ_2/σ_1 が 2 度以下では、最大期待値係数はたかだか $y_G^{(1)}$ に対する正規過程理論値程度である。

以上の結果によれば、係留浮体の波浪中 Sway の最大振幅は、その標準偏差に正規過程としての最大期待値係数を乗じて推定すれば、ほぼ十分である。ただし、 σ_2/σ_1 が大きくなると、それは過大な値を与えるので、時系列解析をして求めた方がよいといえる。ただし、時系列解析をする場合には、少なくとも数回試行し、その結果の平均をとる必要がある。因みに、本計算では 5 回試行している。

(4) 波漂流力の簡易計算方法

変動波漂流力の計算は(3.2.1.3)式によるが、この計算は楽ではないので、近似計算方法を検討してみる。

(3.2.1.1) 式で与えられる入射波の包絡線の自乗は

$$A(t) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \zeta_m \zeta_n \cos [(\omega_m - \omega_n)t + \epsilon_m - \epsilon_n] \quad (3.2.2.5)$$

となる。ここで Hsu⁶⁾ の手法に則り、漂流力が入射波の包絡線の自乗に対応して変化すると考えるならば、変動波漂流力を次式によって表わすことができる。

$$F_D(t) = \sum_{m=1}^{\infty} \sum_{n=1}^{\infty} \zeta_m \zeta_n T_{mn}^* \cos [(\omega_m - \omega_n)t + \epsilon_m - \epsilon_n] \quad (3.2.2.6)$$

ここで、 T_{mn}^* は、 $\zeta_a \cos \omega t$ の規則波による漂流力を $\zeta_a^2 D(\omega)$ とする時

$$T_{mn}^* = D \left(\frac{\omega_m + \omega_n}{2} \right) \quad (3.2.2.7)$$

である。

変動波漂流力を厳密な(3.2.1.3)式と簡易な(3.2.2.6)式によって計算してみた結果の比較を図 3.2.7.5 と図 3.2.7.6 に示す。これらの図からわかるように、簡易式による結果は厳密式による結果とほとんど同じであると同じであるといえる。

(5) まとめ

波浪中において長周期運動が発生した時の統計量を調べてみた結果、以下のことが判明した。

①波周期運動と長周期運動を独立な正規過程として加え合せることはできない。② σ_2/σ_1 が 2 度以下では最大値に非対称性がでる。③ σ_2/σ_1 が 2 度以上ではそれが消え、最大値は正規過程理論値よりかなり小さくなる。その値の推定は時系列解析によって行なうが、その時に、変動漂流力は簡易式で計算することができる。

近年、波の「連」の研究が進んできている。長周期運動の解明にその成果を取り入れていく必要があると思われる。また、長周期の運動の推算精度を上げるためにには、長周期での静水中の減衰係数および波浪中の減衰係数を十分に検討する必要がある。

表 3.2.9 計 算 ケ ー ス

ケース	$\hat{\omega}_P$	$\overline{\Delta B}$ (\bar{N})	波スペクトル
K1	0.132	0 (0.007)	ISSC
K2	0.146	0 (0.008)	ISSC
K3	0.197	0 (0.016)	ISSC
K4	0.261	0 (0.034)	ISSC
K5	0.380	0 (0.110)	ISSC
B1	0.132	0 (0.007)	ISSC
B1J	0.132	0 (0.007)	JONSWAP
B2	0.132	0.02 (0.027)	ISSC
B3	0.132	0.05 (0.057)	ISSC
B3J	0.132	0.05 (0.057)	JONSWAP
B4	0.132	0.10 (0.107)	ISSC
B4J	0.132	0.10 (0.107)	JONSWAP
B5	0.132	0.15 (0.157)	ISSC

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

K : 係留バネ力係数

ΔB : 付加減衰力係数

b : 浮体断面半幅、 $T^* = \sqrt{b/g}$ 、 $B^* = M/T^*$

$\omega_P = \sqrt{K/(M+A)}$ 、 $\hat{\omega}_P = \omega_P \cdot T^*$

$\overline{\Delta B} = \Delta B/B^*$ 、 $\bar{N} = (B + \Delta B)/B^*$

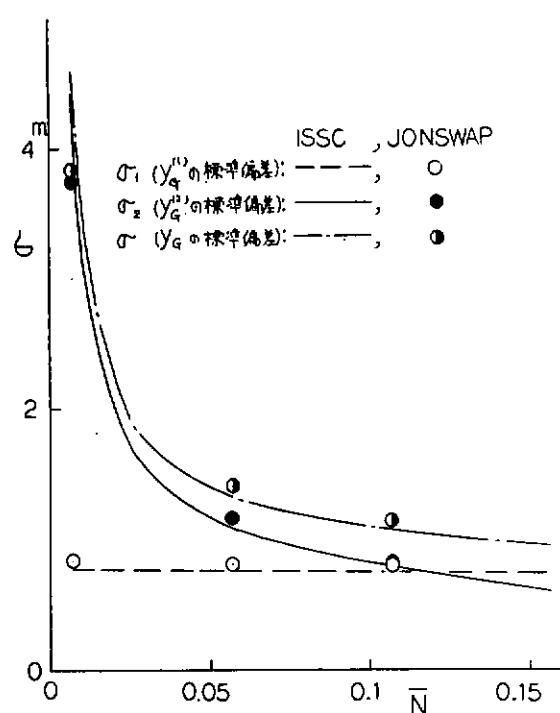


図 3.2.49 標準偏差の比較例

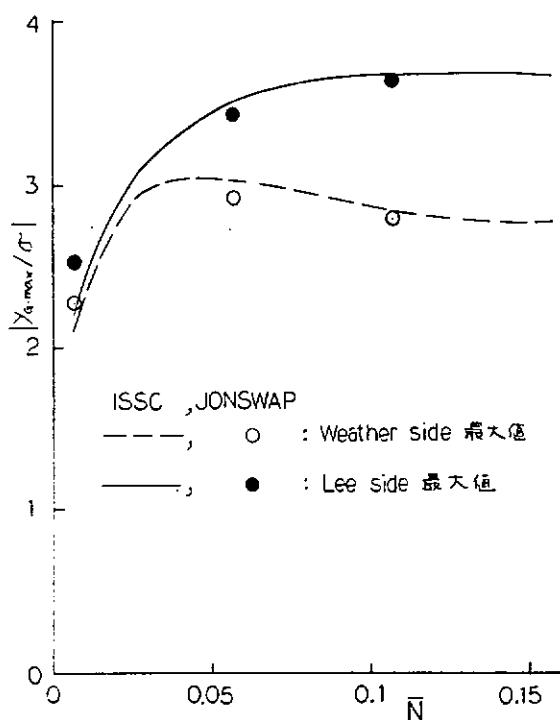


図 3.2.50 YG の最大値の比較

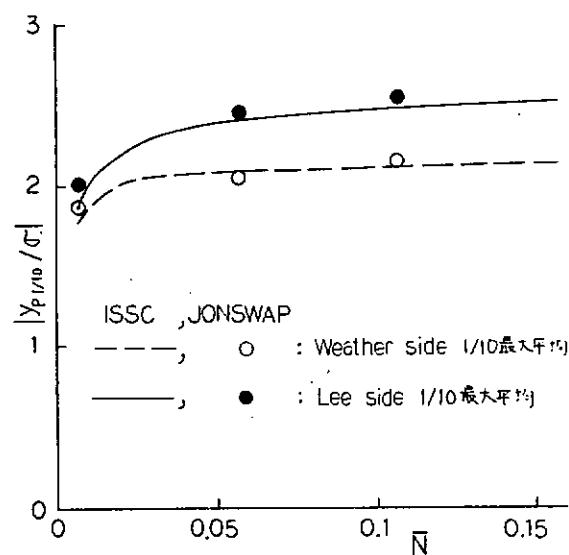


図 3.2.51 YG の 1/10 最大平均の比較

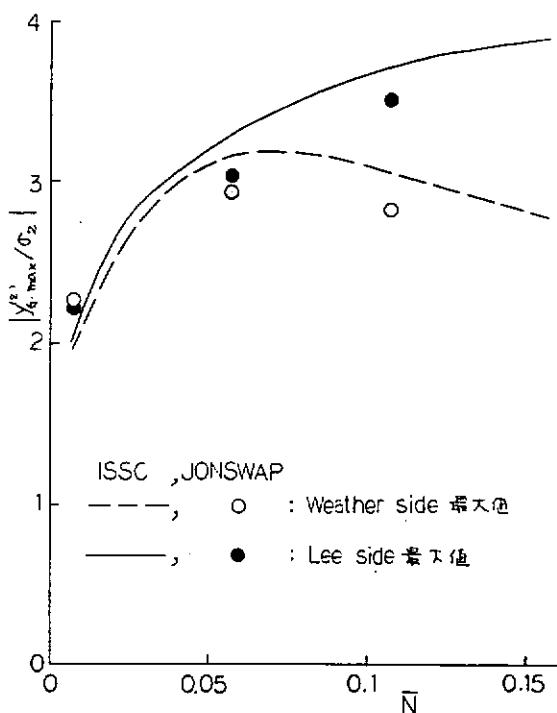


図 3.2.52 YG の最大値の比較

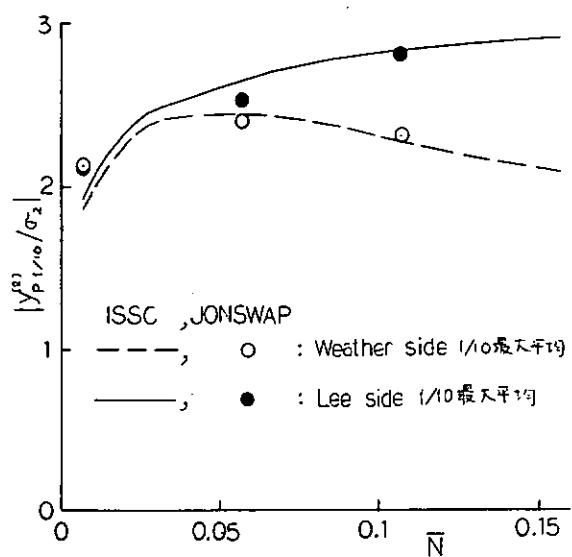


図 3.2.53 $Y_{G^{(2)}}$ の $1/10$ 最大平均の比較

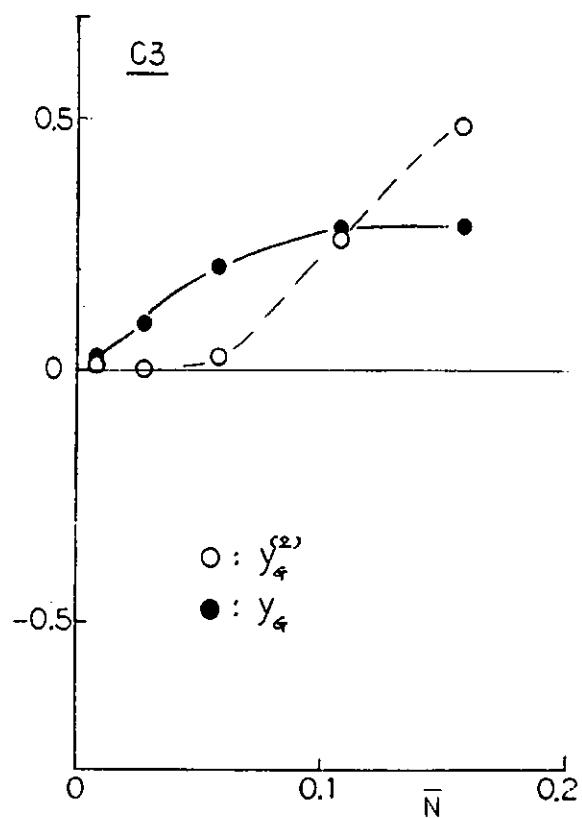


図 3.2.54 係数 C_3

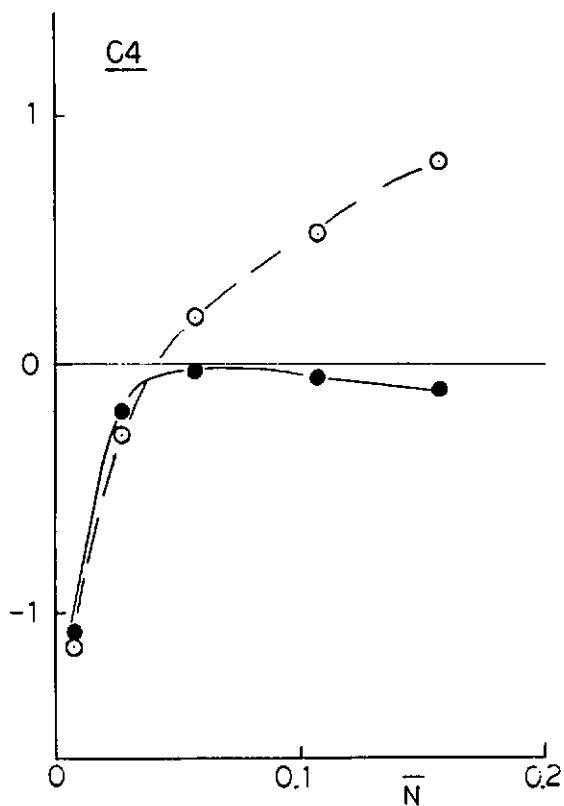


図 3.2.55 係数 C_4

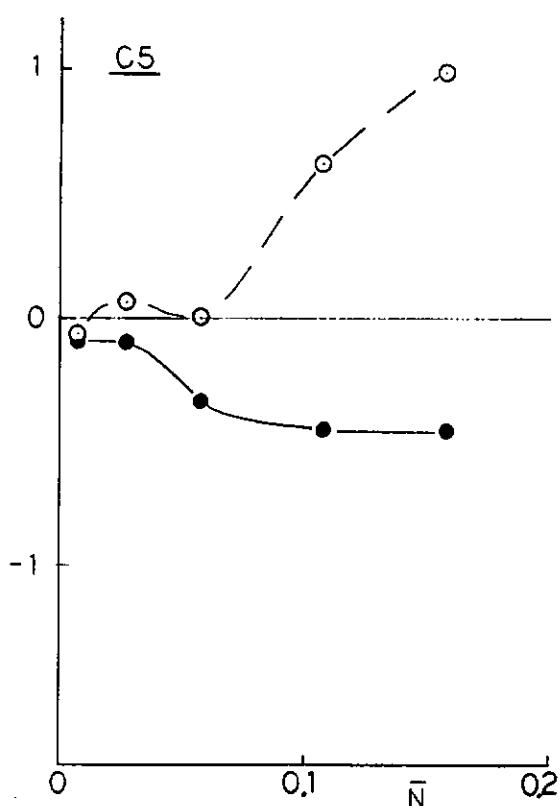


図 3.2.56 係数 C_5

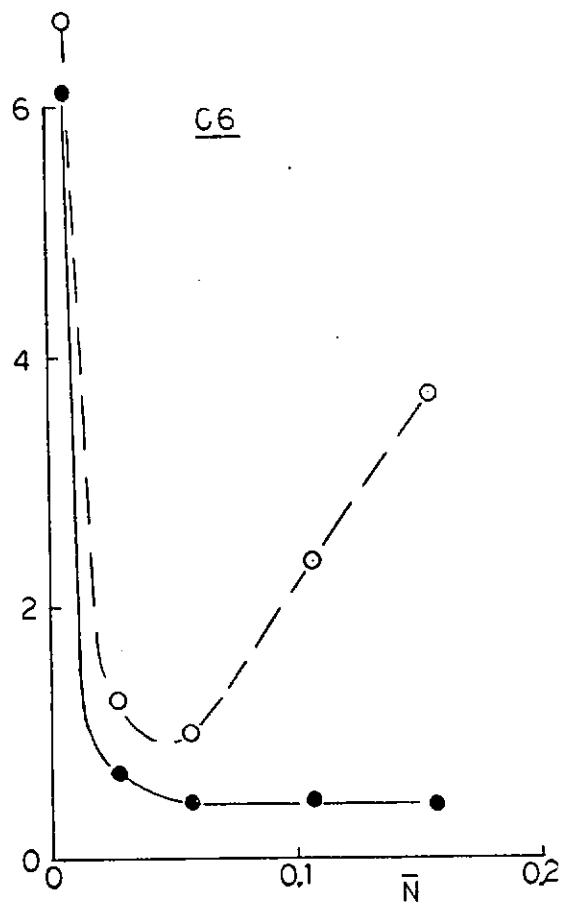


図 3.2.57 係数 C_6

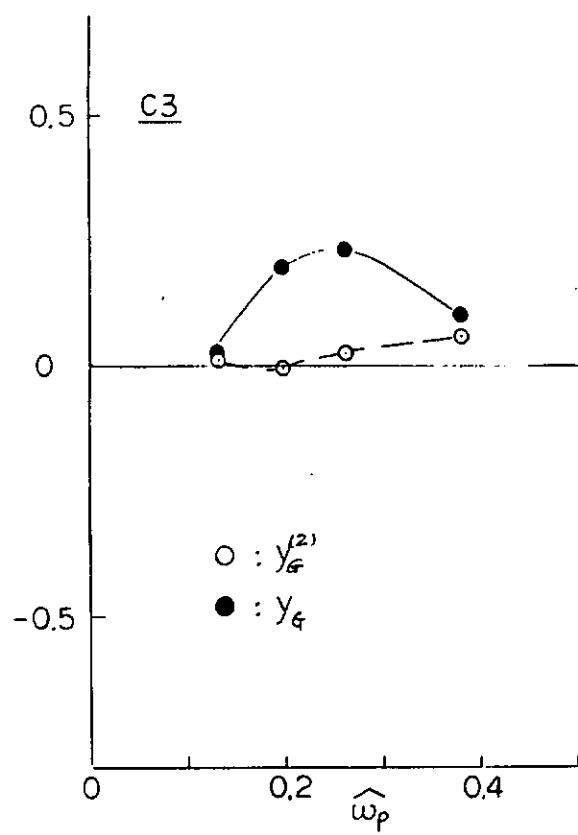


図 3.2.58 係数 C_3

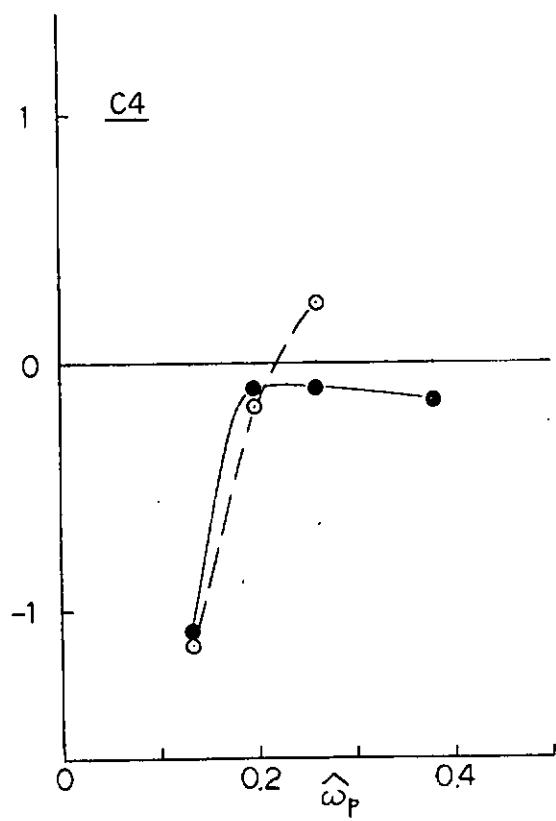


図 3.2.59 係数 C_4

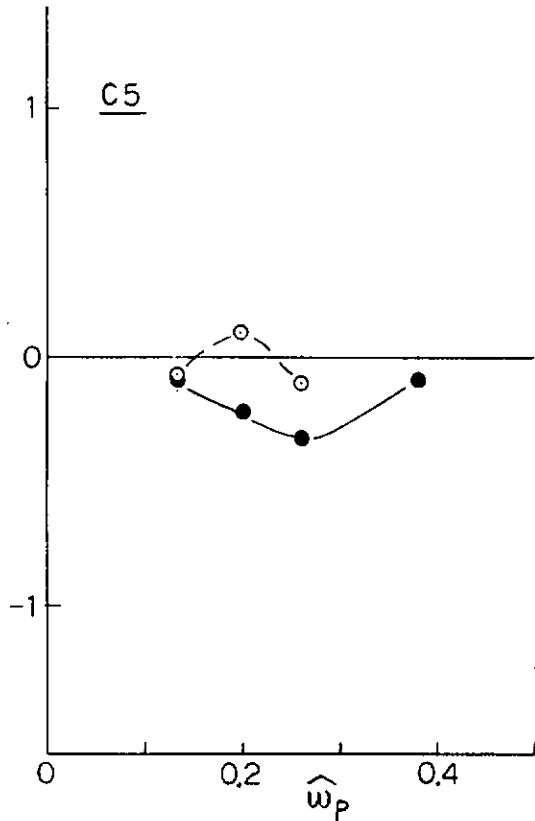


図 3.2.60 係数 C_5

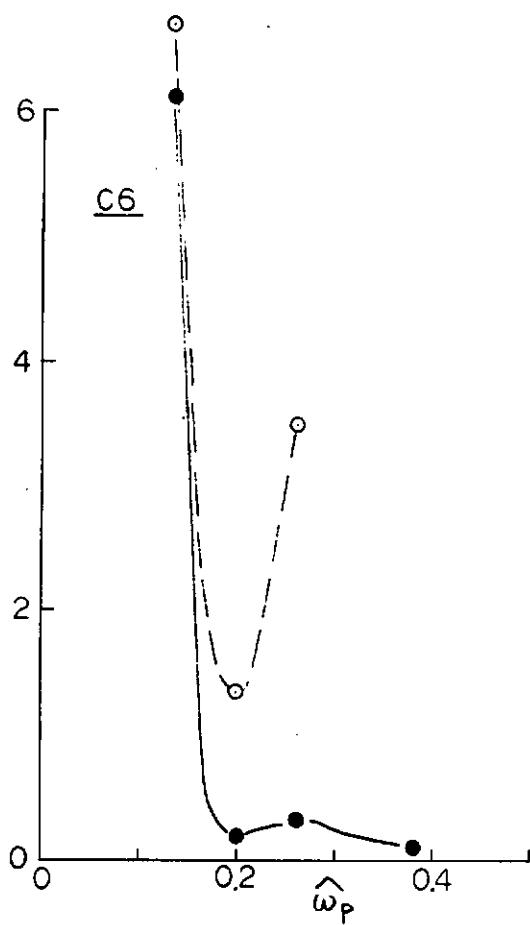


図 3.2.61 係数 C_6

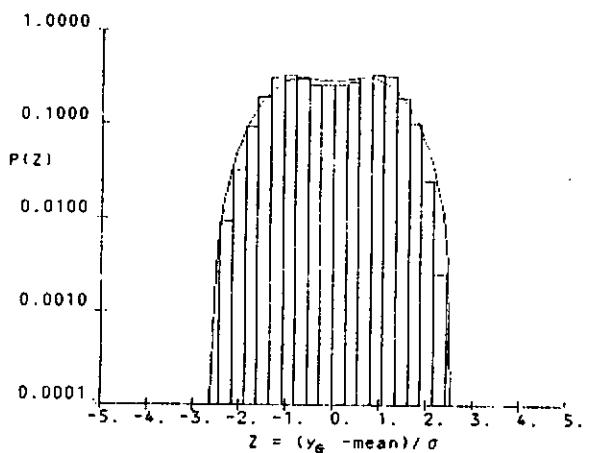


図 3.2.62 YG の確率密度 (B1)

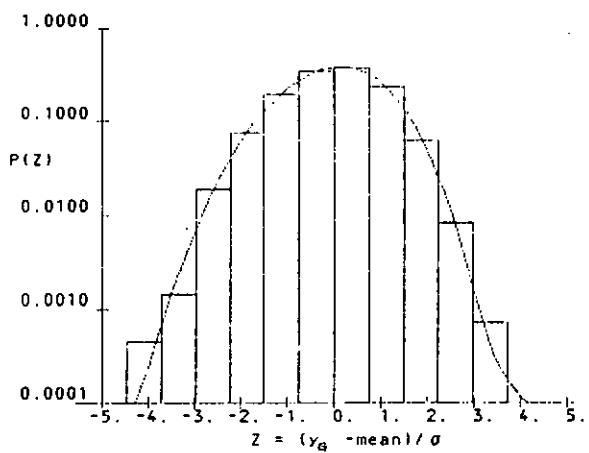


図 3.2.63 YG の確率密度 (B3)

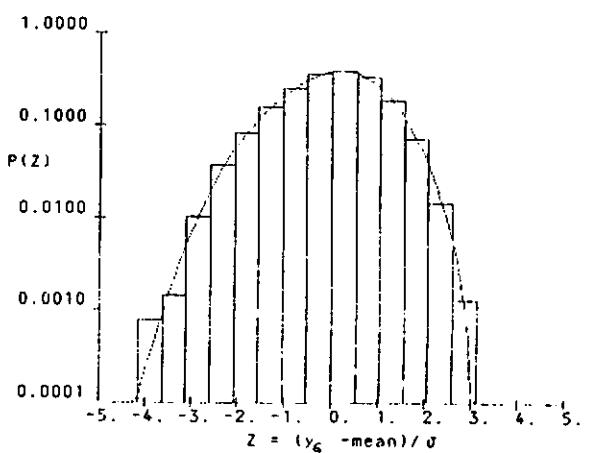


図 3.2.64 YG の確率密度 (B5)

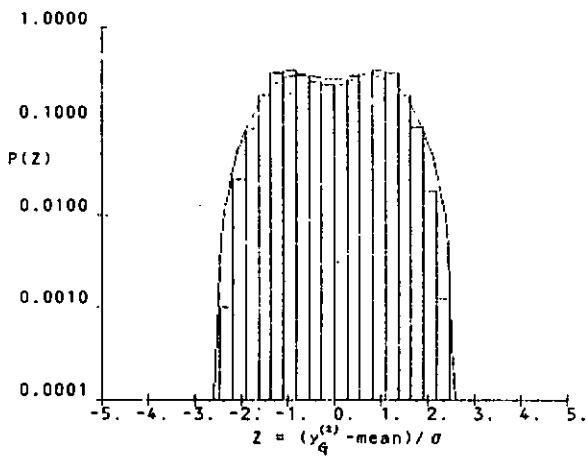


図 3.2.65 $YG^{(2)}$ の確率密度 (B1)

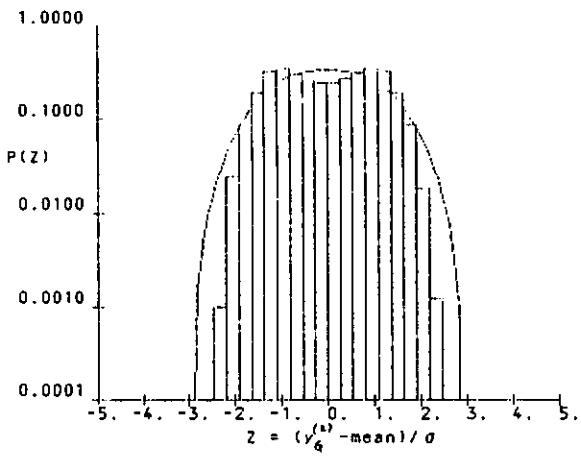


図 3.2.68 $YG^{(2)}$ の確率密度。 C_3 と C_4 による。(B1)

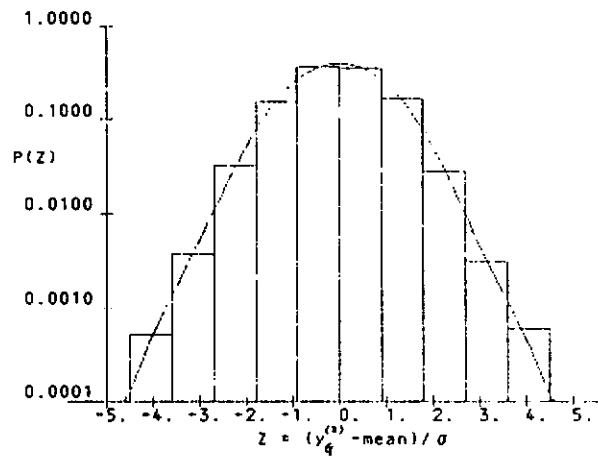


図 3.2.66 $YG^{(2)}$ の確率密度 (B3)

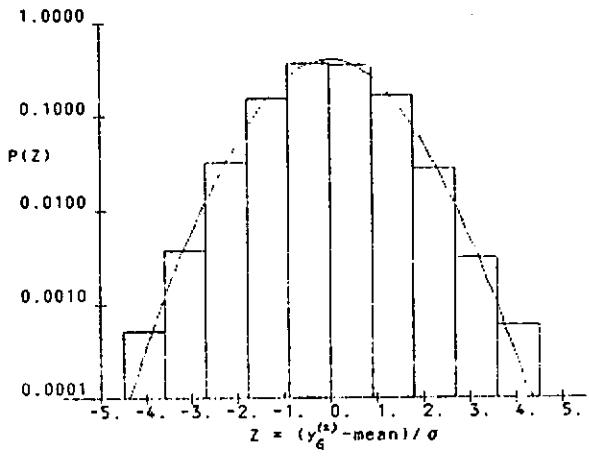


図 3.2.69 $YG^{(2)}$ の確率密度。 C_3 と C_4 による。(B3)

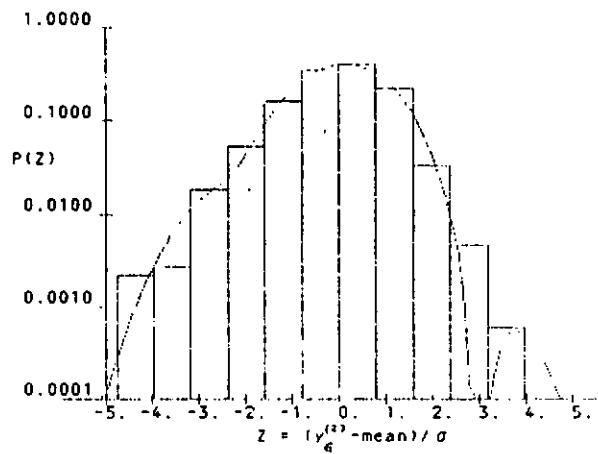


図 3.2.67 $YG^{(2)}$ の確率密度 (B5)

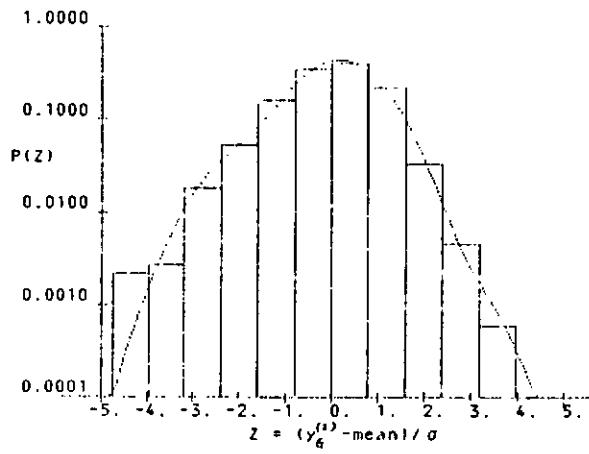


図 3.2.70 $YG^{(2)}$ の確率密度。 C_3 と C_4 による。(B5)

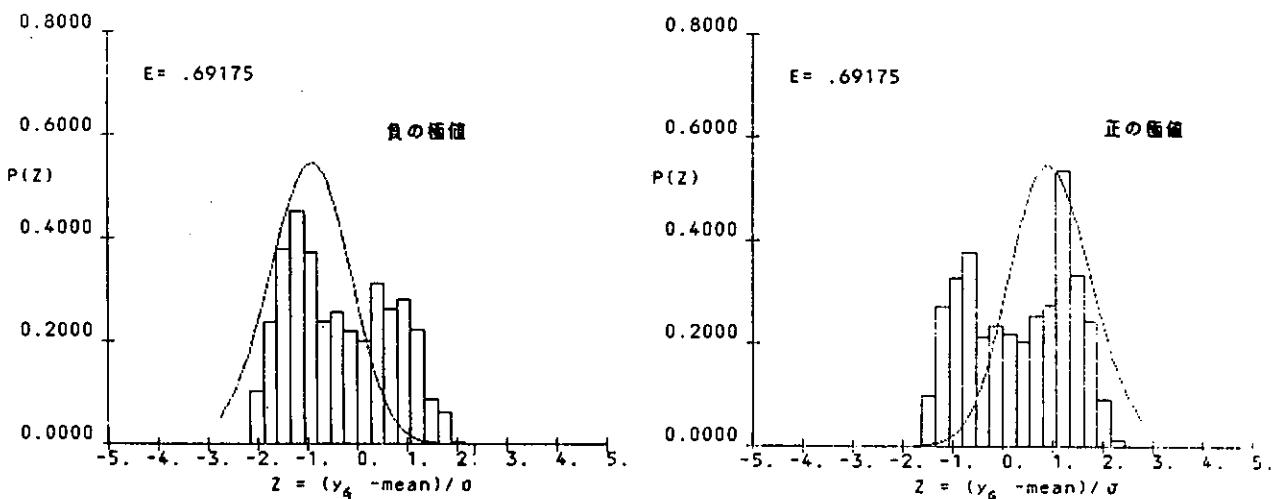


図 3.2.7.1 極値の分布例

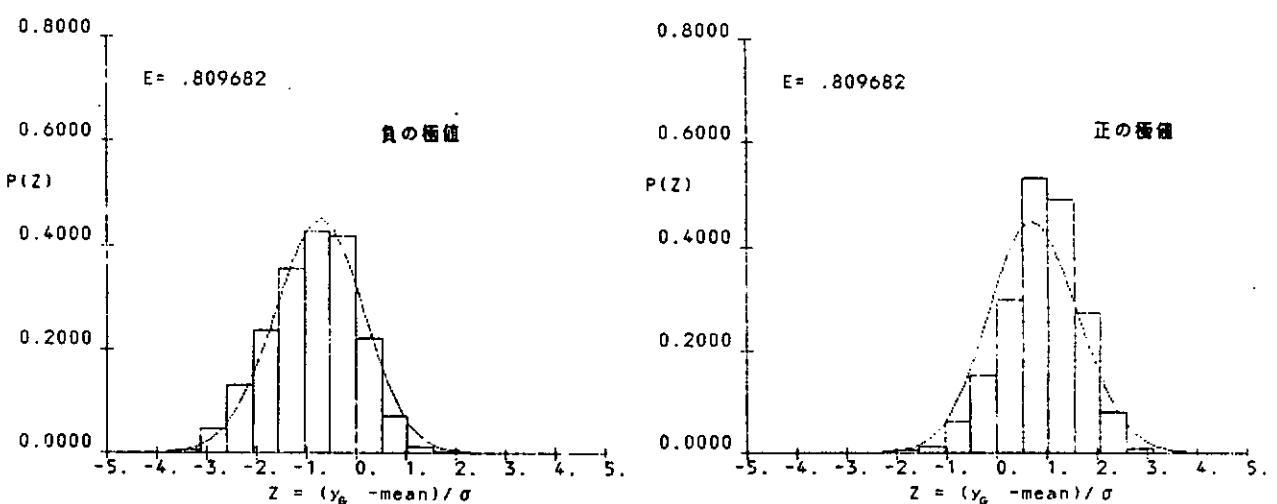


図 3.2.7.2 極値の分布例 (B 5)

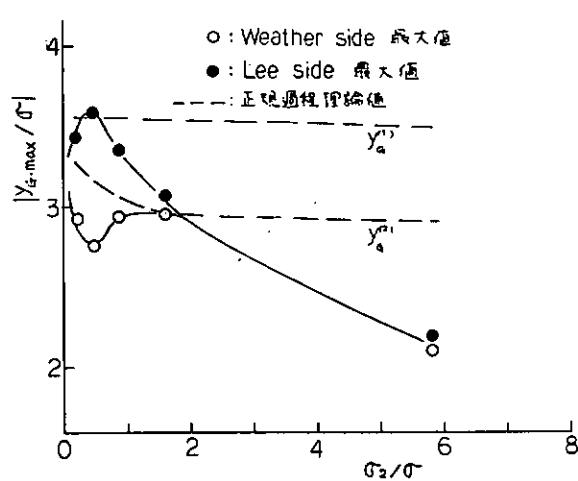


図 3.2.7.3 σ_2/σ_1 対最大期待値係数 (B1~B5)

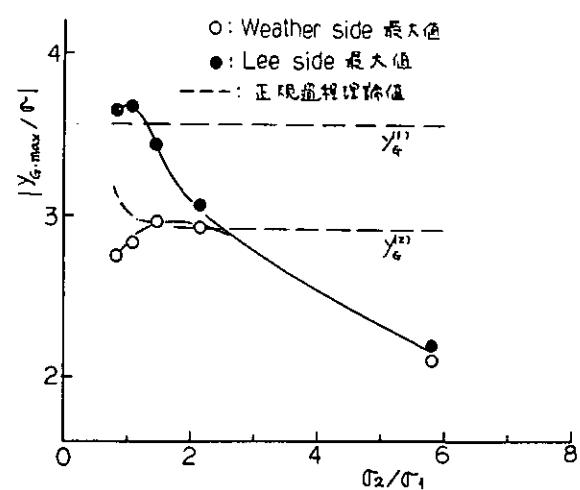


図 3.2.7.4 σ_2/σ_1 対最大期待値係数 (N1~N5)

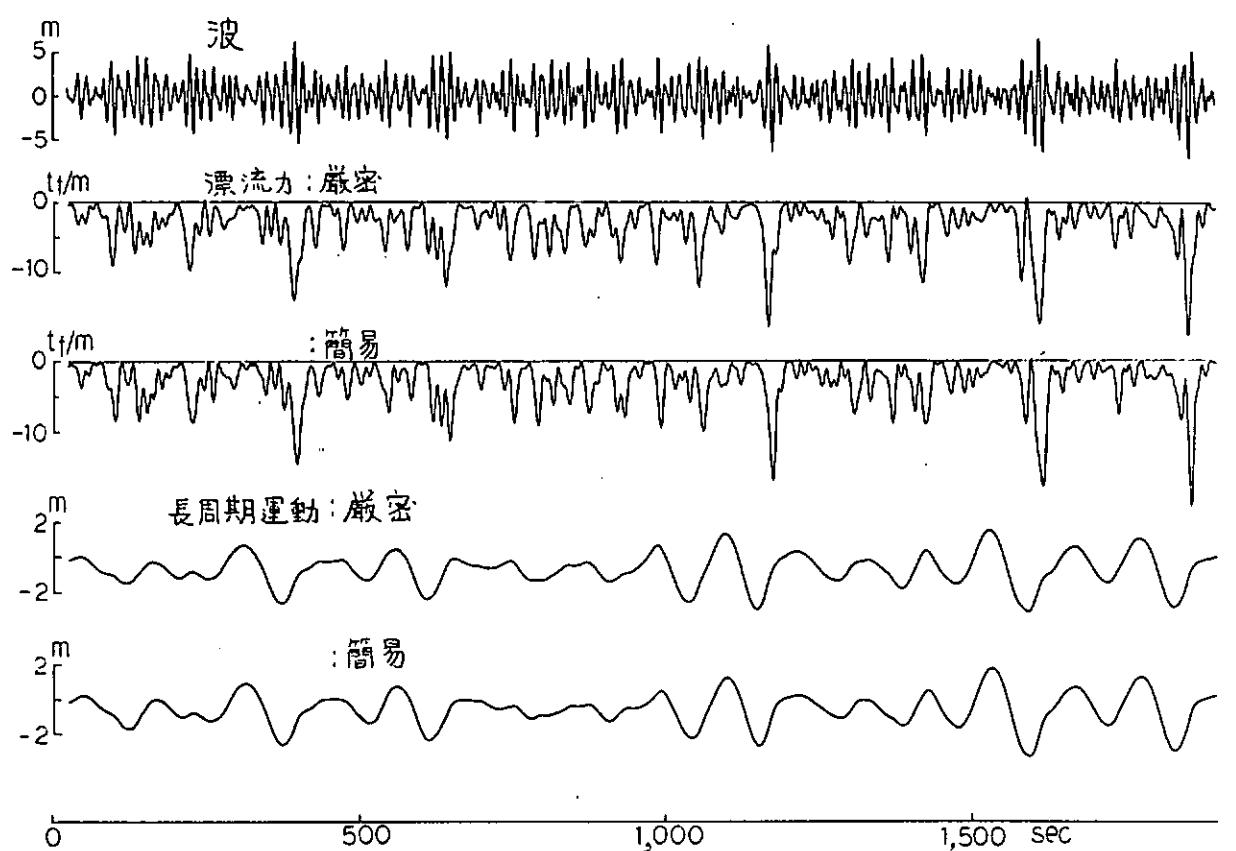


図 3.2.75 漂流力、長周期運動の時系列の比較

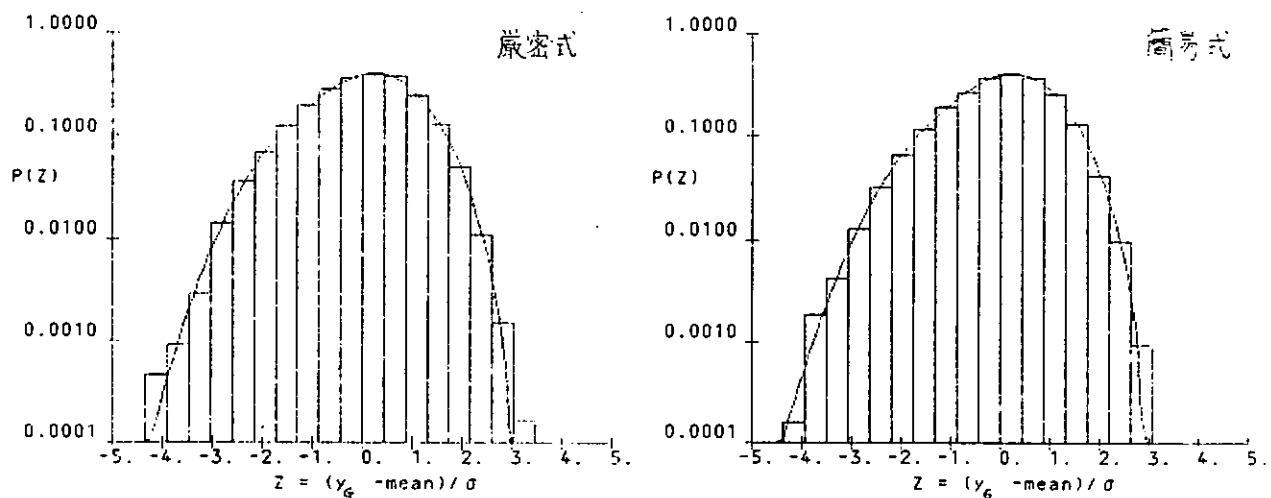


図 3.2.76 Sway の確率密度分布の比較

3.2.6 係留浮体の数値シミュレーション手法

(1) 数値シミュレーション手法の検討

(a) 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、前年度¹⁵⁾に引き続き、不規則波中運動シミュレーション結果の比較検討を行っている。

今、座標系を図 3.2.7.7 のようにとると、2次元係留浮体に対する運動方程式は次式で与えられる。

i) 流体力係数を固定した線形 2階微分運動方程式 (C.C.法)

$$\begin{aligned} \text{左右揺れ} : & \{ M + a_{11}(\omega_0) \} \ddot{x}(t) + b_{11}(\omega_0) \dot{x}(t) + \\ & \{ a_{31}(\omega_0) + \ell_y a_{11}(\omega_0) \} \ddot{\theta}(t) + \{ b_{31}(\omega_0) + \ell_y b_{11}(\omega_0) \} \dot{\theta}(t) \\ & + f_1 \{ x(t), y(t), \theta(t) \} + C_{D1}^* |\dot{x}(t)| \dot{x}(t) = F_{1w}(t) \end{aligned} \quad (3.2.28)$$

$$\begin{aligned} \text{上下揺れ} : & \{ M + a_{22}(\omega_0) \} \ddot{y}(t) + b_{22}(\omega_0) \dot{y}(t) + \\ & \rho g B y(t) + f_2 \{ x(t), y(t), \theta(t) \} = F_{2w}(t) \end{aligned} \quad (3.2.29)$$

$$\begin{aligned} \text{横揺れ} : & \{ k^2 M + a_{33}(\omega_0) + 2 \ell_y a_{13}(\omega_0) + \ell_y^2 a_{11}(\omega_0) \} \ddot{\theta}(t) \\ & + \{ b_{33}(\omega_0) + 2 \ell_y b_{13}(\omega_0) + \ell_y^2 b_{11}(\omega_0) \} \dot{\theta}(t) + WGM \theta(t) \\ & + \{ a_{13}(\omega_0) + \ell_y a_{11}(\omega_0) \} \ddot{x}(t) + \{ b_{13}(\omega_0) + \ell_y b_{11}(\omega_0) \} \dot{x}(t) \\ & + f_3 \{ x(t), y(t), \theta(t) \} + C_{D3}^* |\dot{\theta}(t)| \dot{\theta}(t) = F_{3w}(t) \end{aligned} \quad (3.2.30)$$

ただし、

M, W : 2次元浮体の質量及び排水量, $\ell_y = \overline{OG}$

$a_{ij}(\omega_0)$: 代表周波数 ω_0 における付加質量係数

$b_{ij}(\omega_0)$: " " 造波減衰力係数

$f_i \{ x(t), y(t), \theta(t) \}$: 係留系に基づく復原力で変位の関数として与えられる

$F_{iw}(t)$: 波に基づく外力で、左右揺れについては波浪強制力の外に波漂流力を考慮する

C_{Di}^* : 浮体に働く粘性力係数で自由動搖実験により推定する

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

$$\begin{aligned} \text{左右揺れ} : & \{ M + a_{11}(\infty) \} \ddot{x}(t) + \int_0^t K_{11}(t-\tau) \dot{x}(\tau) d\tau + \\ & \{ a_{31}(\infty) + \ell_y a_{11}(\infty) \} \ddot{\theta}(t) + \int_0^t \{ K_{13}(t-\tau) + \ell_y K_{11}(t-\tau) \} \dot{\theta}(\tau) d\tau \\ & + f_1 \{ x(t), y(t), \theta(t) \} + C_{D1}^* |\dot{x}(t)| \dot{x}(t) = F_{1w}(t) \end{aligned} \quad (3.2.31)$$

$$\begin{aligned} \text{上下揺れ} : & \{ M + a_{22}(\infty) \} \ddot{y}(t) + \int_0^t K_{22}(t-\tau) \dot{y}(\tau) d\tau + \rho g B y(t) \\ & + f_2 \{ x(t), y(t), \theta(t) \} = F_{2w}(t) \end{aligned} \quad (3.2.32)$$

$$\begin{aligned}
\text{横揺れ} : & \{ k^2 M + a_{33}(\infty) + 2 \ell_y a_{13}(\infty) + \ell_y^2 a_{11}(\infty) \} \dot{\theta}(t) \\
& + \int_0^t \{ K_{13}(t-\tau) + 2 \ell_y K_{11}(t-\tau) + \ell_y^2 K_{11}(t-\tau) \} \dot{\theta}(\tau) dt + WGM \dot{\theta}(t) \\
& + \{ a_{13}(\infty) + \ell_y a_{11}(\infty) \} \ddot{x}(t) + \int_0^t \{ K_{13}(t-\tau) + \ell_y K_{11}(t-\tau) \} \dot{x}(\tau) d\tau \\
& + f_3 \{ x(t), y(t), \theta(t) \} + C_{D3}^* |\dot{\theta}(t)| \dot{\theta}(t) = F_{3W}(t) \quad (3.2.3.3)
\end{aligned}$$

ただし、

$$\begin{aligned}
a_{ij}(\infty) & : \omega = \infty \text{における付加質量係数} \\
K_{ij}(t) & = \frac{2}{\pi} \int_0^\infty d\omega \cos(\omega t) b_{ij} : \text{メモリー影響関数}^{7) 12)}
\end{aligned}$$

(b) 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小水槽 ($L \times B \times D = 14m \times 0.3m \times 0.75m$)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 $H_0 = 1.0$ 、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動揺を画像解析により求めた。計測システムの概略図を図 3.2.7.8 に、係留装置の変位～反力特性を図 3.2.7.9 に示す。

(c) 実験結果と計算結果の比較

i) 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 Fourier 解析し

$$\zeta(t) = \sum_{n=1}^N a_n \cos(\omega_n t + \varphi_n), \quad (N = 90 \sim 120) \quad (3.2.3.4)$$

と表わした。これより、 i モードの動揺に対する波浪強制力は、各成分波に基づくものを合成して

$$F_{iw1}(t) = \rho g^2 \sum_{n=1}^N \frac{\bar{A}_i(\omega_n)}{\omega_n^2} a_n \cos [\omega_n t + \varphi_n + \varepsilon_i(\omega_n)] \quad (3.2.3.5)$$

となる。ここで、 $\bar{A}_i(\omega_n)$ 、 $\varepsilon_i(\omega_n)$ は i モードの動揺によって生じる進行波振幅比とその位相である。⁸⁾ 左右揺れに対しては、⁹⁾ Hsu の仮定により Pinkster が導いた式により波漂流力を考慮している。¹¹⁾ すなわち、

$$F_{iw2}(t) = \frac{1}{2} \rho g \sum_i \sum_j R_{ij} a_i a_j \cos \{ (\omega_i - \omega_j) t + (\varphi_i - \varphi_j) \} \quad (3.2.3.6)$$

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⁴⁾である。

ii) 結果の比較

模型実験により計測された不規則波中浮体の動揺及び係留反力を図 3.2.8.0 に、C. I. 法と C. C. 法による数値計算結果の比較を図 3.2.8.1 及び図 3.2.8.2 に示す。図中、横軸には時間を、縦軸には上から順に、入射波、左右揺れ、上下揺れ、横揺れ、波下側の係留反力及び波上側の係留反力を示している。ただし、数値計算においては、左右揺れ及び横揺れに対し、それぞれ、粘性減衰力を考慮し、 $C_{D1}^* = 0.12$ 、 $C_{D3} = 0.6$ としている。

これらの図において、上下揺れ及び横揺れに関しては、両計算方法による結果にほとんど差異は認められない。実験値との比較においては、計算値は実験値よりも多少大きな値を与えているが、定性的にはほぼ対応がとれている。一方、左右揺れに関しては、C. C. 法と C. I. 法による計算結果が極端に相違していることが

判る。すなわち、C. C. 法による計算結果は、波に対する応答に関しては実験値やC. I. 法とほぼ対応がとれているが、長周期の変動が現われていない点で対応性が認められない。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大きくなっているが、定性的にはほぼ対応がとれている。なお、係留反力の比較に関しては左右揺れについての考察とほぼ同様のことが言える。

(2) 不規則波中における係留浮体の応答計算

(a) 統計予測法の問題点

近年、ストリップ法による船体動揺計算法は実用計算法として船体強度や航海性能などの判定に利用され、安全な船舶設計に役立っている。そこでは、応答の線形性及び海洋波やそれに基づく応答スペクトラムが狭帯域であるという仮定のもとに、確率論的な考え方に基づく統計的予測法¹⁸⁾が用いられる。

一方、係留設計に対し同じ手法を応用して係留浮体の移動量や係留張力の統計値を推定する場合、運動方程式の非線形性や長周期動揺に対して特別な配慮が必要と思われる。そこで、ここでは、まお、新井ら²⁰⁾が用いた非線形運動方程式における繰返し計算法や長周期動揺に対する換算波スペクトラムの概念を導入する方法を考察する。次に、不規則波中係留浮体の応答スペクトラムについて、直接数値シミュレーションにより得られた結果を比較し、上述の項目に対する検討を行う。さらに、応答の最大期待値係数について、数値シミュレーション結果より求められたものを、Longuet-Higgins やOchi¹³⁾による理論式と比較している。

(b) 計算条件

i) 浮 体 : 幅 100m, 喫水 50m, 奥行 50m 部分切出し

ii) 係 留 系 : 長さ 50mにつき 3対の ø162 チューンで位置保持されている。

係留ライン全長 1,200m

初期張力(水平方向成分) 244.5 t (図 3.2.8.3 参照)

iii) 波スペクトラム : ISSC スペクトラム

有義波高 = 7.4 m、平均波周期 = 9.5 秒 (ビューフォート 10 の海象条件)

iv) 応 答 : 浮体の水平変位

(c) 換算波スペクトラム法による応答スペクトラム

i) 周波数応答関数

今、簡単のため横揺れを無視すると、 $\zeta_i = \zeta_a \cos(\omega t + Kx)$ なる規則波を受けたときの係留浮体の運動方程式は次式で

$$\left. \begin{aligned} & \{ M + a_{11}(\omega) \} \ddot{x} + b_{11}(\omega) \dot{x} + C_{D1}^* \dot{x} | \dot{x} | + f_1(F_D) \cdot x \\ & \qquad \qquad \qquad = F_{WS} + F_D(x, y, \zeta_i) \\ & \{ M + a_{22}(\omega) \} \ddot{y} + b_{22}(\omega) \dot{y} + \rho g B y = F_{WH} \end{aligned} \right\} \quad (3.2.37)$$

ただし、M:質量、 a_{11} 、 a_{22} :付加質量係数、 b_{11} 、 b_{22} :造波減衰力係数

C_{D1}^* :粘性影響を考慮した抗力係数、 f_1 :係留系に基づく復原力、

F_{WS} 、 F_{WH} :波強制力、 F_L :波漂流力

$$F_D = \frac{1}{2} \rho g \zeta_R^2, \quad \zeta_R: \text{反射波振幅} \quad (3.2.38)$$

(3.2.3.7)式より係留浮体の運動及び波漂流力を直接解くことは難しい。従って、ここでは、新井らの方法に従い、 F_D の初期値として無係留時の値を用いて(3.2.3.7)式及び(3.2.3.8)式について繰返し計算を行い、応答関数を次のように表示している。

$$\begin{aligned} \text{左右揺れ} \quad H_S(\omega) &= x_a |\zeta_a|, \quad \text{上下揺れ} \quad H_H(\omega) = y_a |\zeta_a| \\ \text{波漂流力} \quad R(\omega) &= F_D + \frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 \end{aligned}$$

得られた計算結果を線形計算結果と比較し、図3.2.8.4～図3.2.8.6に示す。これらの図から、今回計算した範囲においては、係留特性曲線以外の応答特性は、線形と非線形とでは相違が認められない。

ii) 応答スペクトラム

新井ら¹⁴⁾は不規則波中左右揺れの応答スペクトラム $S_x(\omega)$ を次式で求めている。すなわち、

$$S_x(\omega) = [S_\zeta(\omega) + S_{\zeta_D}(\omega)] \times H_S^2(\omega) \quad (3.2.3.9)$$

ただし、 $S_\zeta(\omega)$ ：波スペクトラム、 $H_S(\omega)$ ：左右揺れ周波数応答関数

$$S_{\zeta_D}(\omega) = S_{FD}(\omega) / |F_S(\omega)|^2 : \text{換算波スペクトラム}$$

ここで、 $S_{FD}(\omega)$ ：変動漂流力スペクトラム

$F_S(\omega)$ ：単位振幅波に対する波強制力

i) 得られた周波数応答関数を用いて計算した左右揺れの応答スペクトラムを図3.2.8.7に示す。この図では、係留系の固有周波数付近の値が過大となり、波スペクトラムのピーク付近($\bar{\omega} \approx 1.21$)での値が現われなくなっている。そこで、比較のため、係留系の復原力を強めて計算を行った。すなわち、

$f_1(x) = 80 + 5 \times 10^5 x(t/m)$ とした場合の周波数応答関数及び左右揺れの応答スペクトラムを図3.2.8.8～図3.2.9.1に示す。この場合では左右揺れの応答スペクトラムが双峰型となり、新井らの扱った応答スペクトラムと似た形状を示している。このことから、深海係留のように係留系の復原力がかなり小さくなる場合には換算波スペクトラムが過大とならないための何らかの修正が必要と思われる。例えば低周波数域における粘性影響などが考えられるが、詳しいことは今後の課題である。

(d) 数値シミュレーション手法による応答スペクトラム

運動方程式は前年度報告書に記されているように、左右揺れ／自由度についてのC.C.法とC.I.法を用いている。ただし、C.C.法では代表周波数として平均波周波数を用いている。与えられた波スペクトラムより約1000秒間(実船換算)の時刻歴を作成し、対応する時々刻々の運動を数値計算により求め、その結果を図3.2.9.2に示している。また、計算に用いた波強制力及び波漂流力の時刻歴を図3.2.9.3に示す。

運動の時刻歴をスペクトラム解析し、その結果を図3.2.9.3及び図3.2.9.5に示す。図3.2.9.5において、実線はC.I.法、破線はC.C.法である。両者を比較すると、波スペクトラムのピーク付近の周波数においてはC.C.法によるものが大きく、低周波数においては逆にC.I.法によるものが大きな値を与えており。一方、図3.2.9.3の波漂流力を見ると、その大きさは小さいが、波周波数より低い周波数で変動しており、このことが、低周波数における両計算法のスペクトラム値に差を与えてるものと思われる。

(e) 応答の最大期待値

応答の最大期待値は現象が線形で正規過程であれば、その標準偏差のから推定できる。すなわち、Longuet-Higginsは極値がRayleigh分布の場合について、また、OchiはTruncated Rayleigh分布に対し最大期待値係数(最大期待値 $E(X)/\sigma$)を与えている。従って、応答スペクトラムより標準偏差を求め、それに最大期

待値係数を乗すれば、その応答の最大期待値を推定できることになる。しかし、係留系が、本来、非線形であることや係留浮体の応答スペクトラムが狭帯域ではなく、双頭性の広帯域スペクトラムを持つことからその最大期待値についても検討する必要がある。そこで、ここでは、(4)で得られたC. I. 及びC. C.法による応答の時刻歴より最大値 X_{max} と最小値 X_{min} を読みとり

$$E(X) = X_{max} - X_{mean}, \quad X_{min} - X_{mean} \quad (3.2.40)$$

によって正及び負の期待値を求めた。ただし、 X_{mean} は平均値である。表 3.2.10 には波及び水平変位の最大値、最小値及び最大期待値係数を示す。また、図 3.2.9 6 では得られた最大期待値係数を Longuet-Higgins や Ochi の理論式による値を比較した。この図から(i)波及び数値シミュレーションから得られた最大期待値係数は Longuet-Higgins による理論式による値に近い値を与えていた。(ii) C. I. 法による水平変位には強い非対称性が認められる。なお、水平変位に見られる非対称性については新井らも指摘している。²⁰⁾一方、C. C. 法では運動波漂流力に基づく応答が精度良く求められないため、余り大きな非対称性が現われなかつたものと思われる。

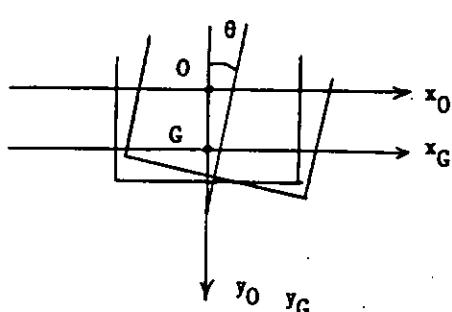


図 3.2.77 座標系

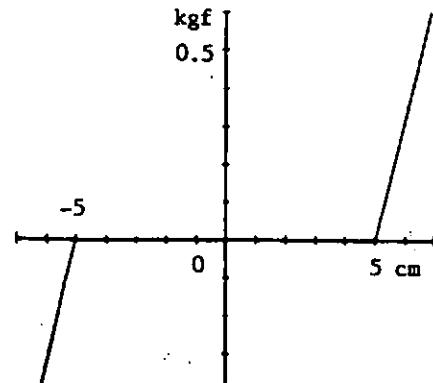


図 3.2.79 係留装置の変位～反力特性

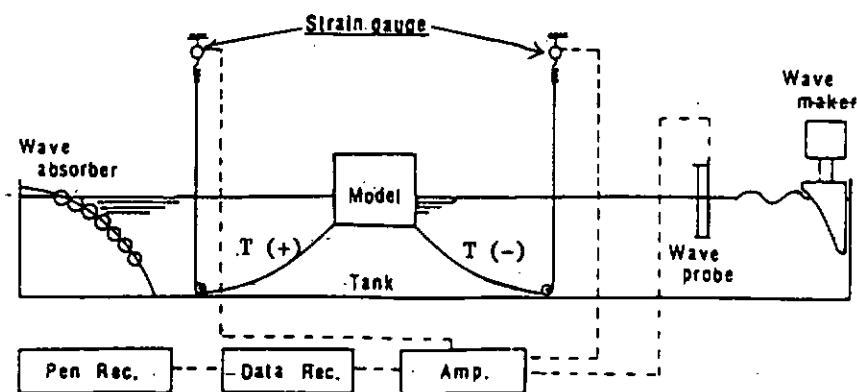


図 3.2.78 計測システムの概略図

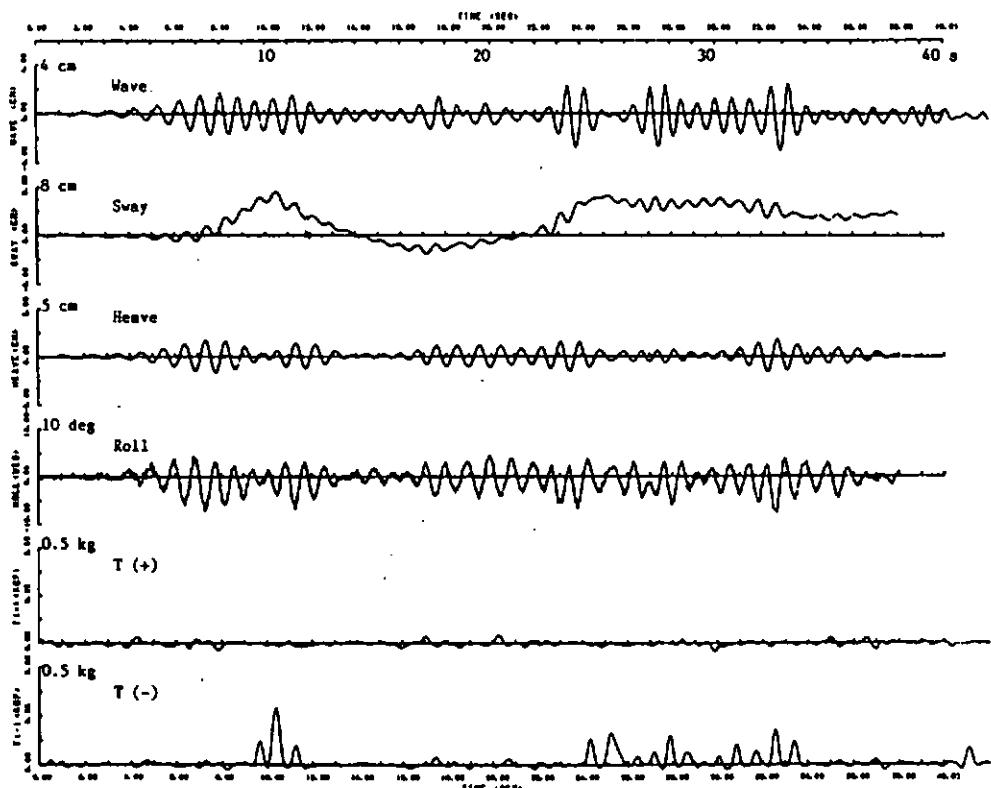


図 3.2.80 不規則波中実験結果

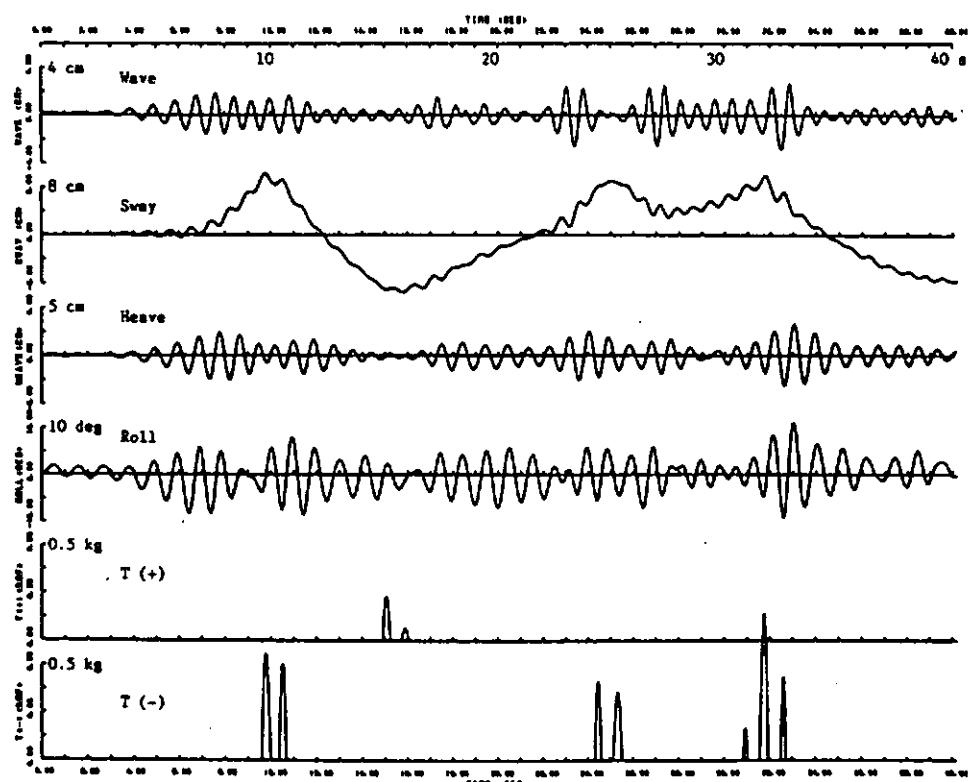


図 3.2.81 C.I. 法による数値シミュレーション結果

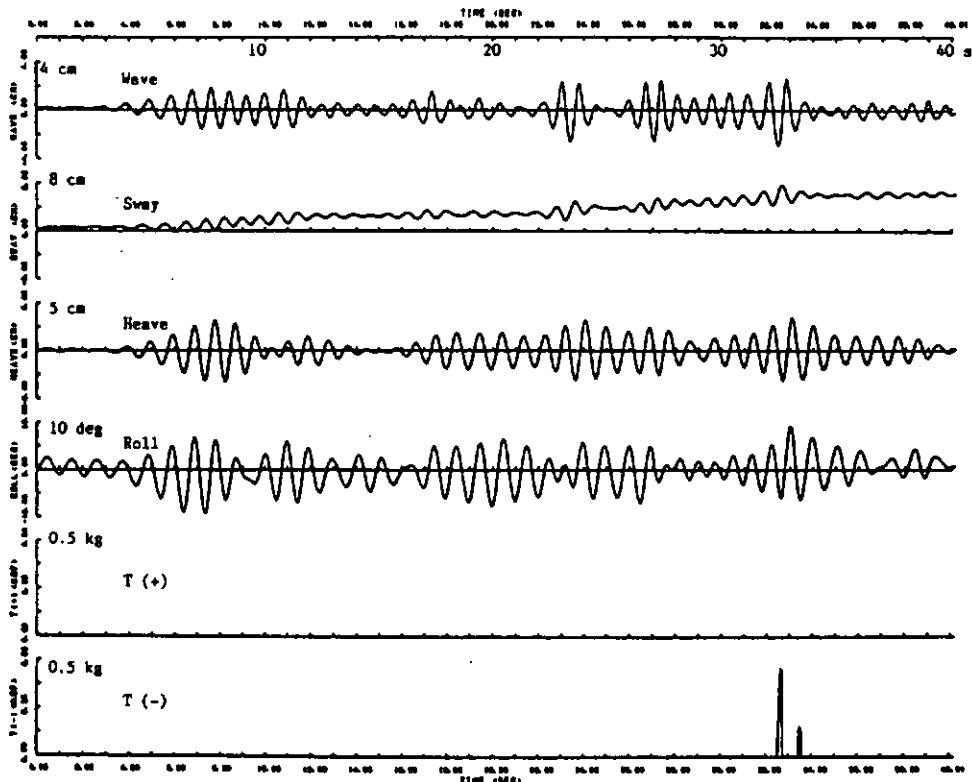


図 3.2.82 C.C. 法による数値シミュレーション結果

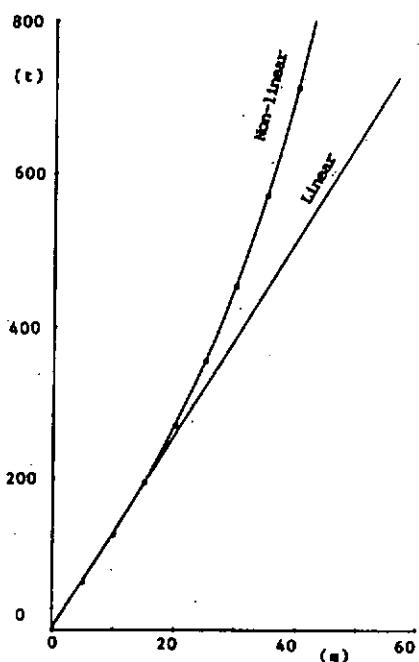


図 3.2.83 係留特性曲線(1対あたり)

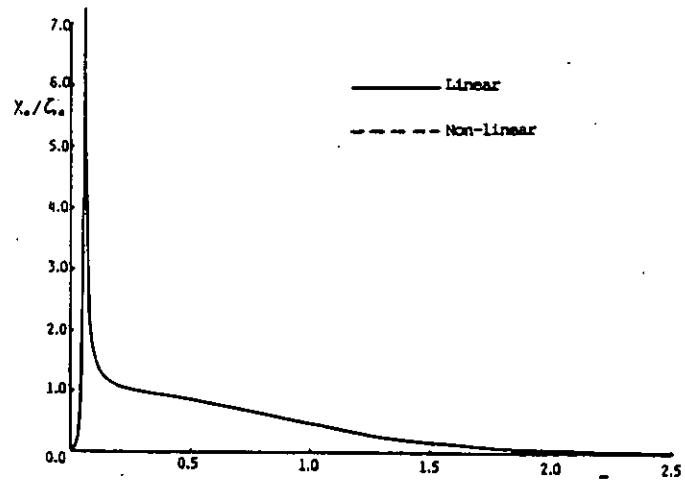


図 3.2.84 左右揺れ応答特性

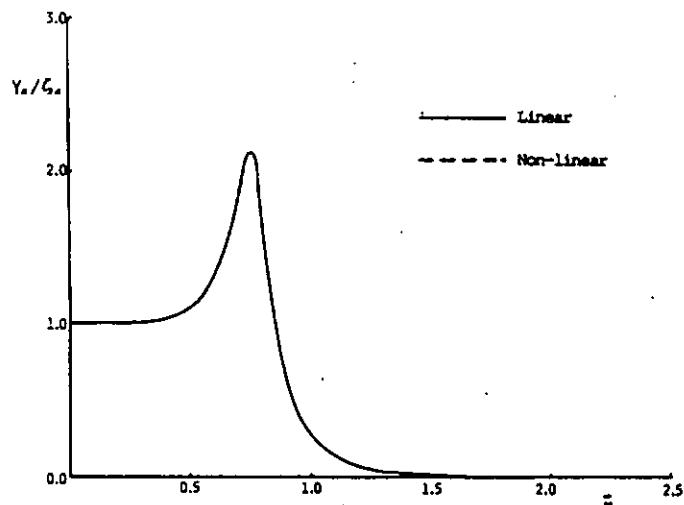


図 3.2.85 上下揺れ応答特性

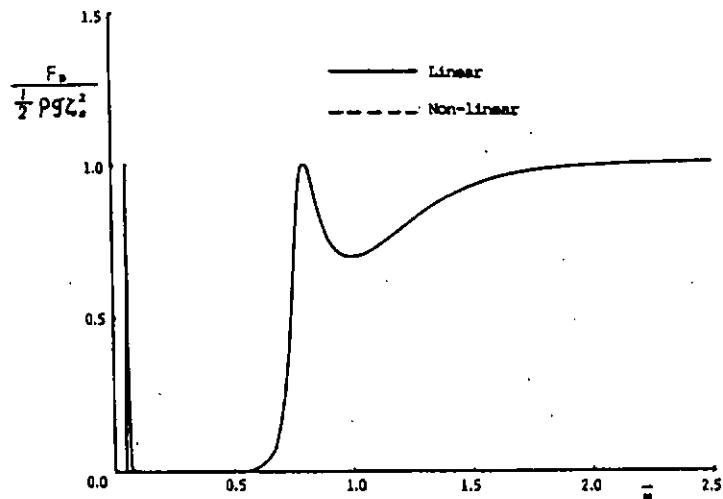


図 3.2.86 波漂流力係数

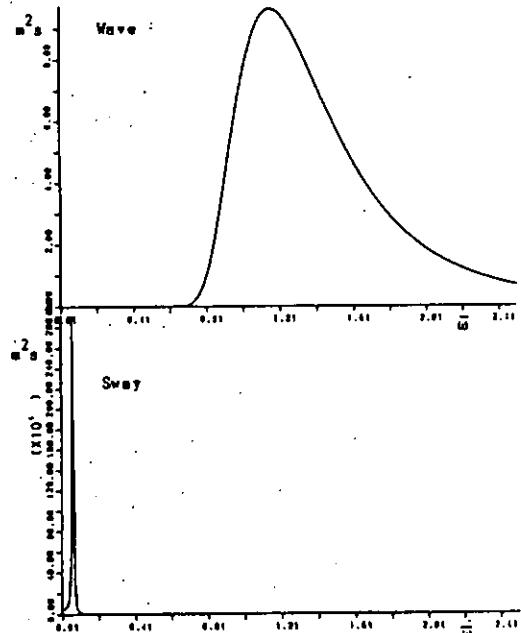


図 3.2.87 波スペクトラム及び
左右揺れ応答スペクトラム

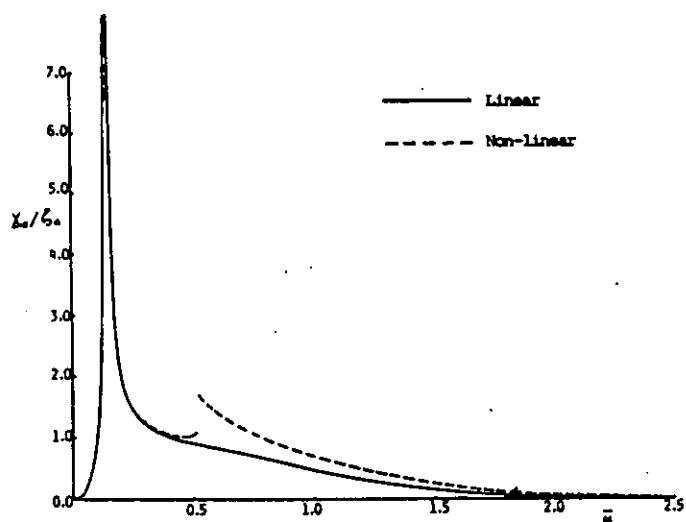


図 3.2.88 左右揺れ応答特性

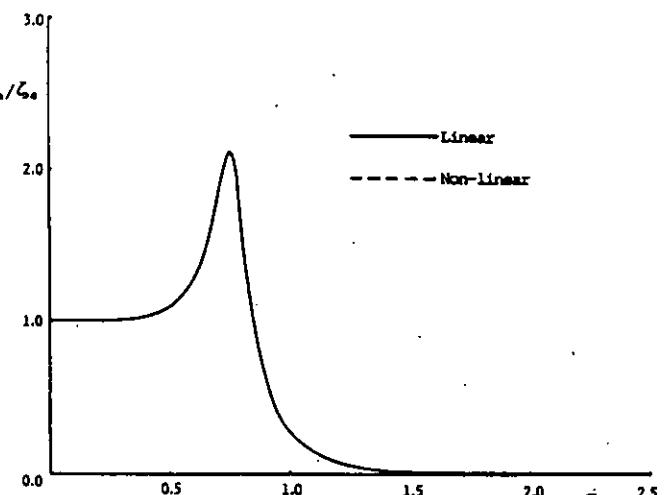


図 3.2.89 上下揺れ応答特性

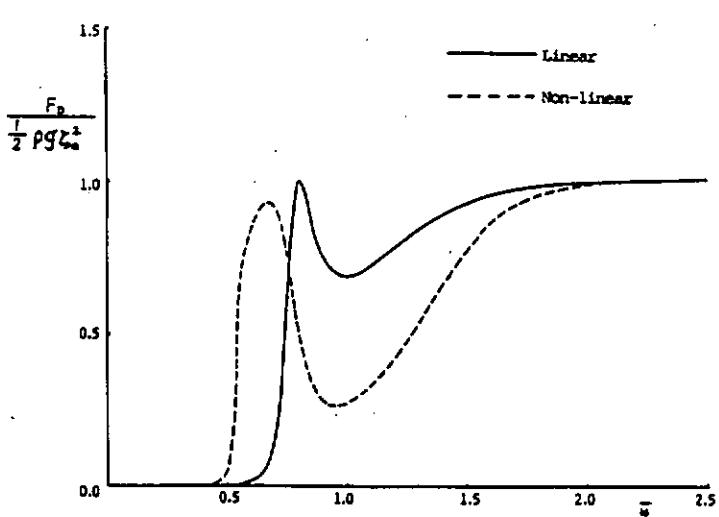


図 3.2.90 波漂流力係数

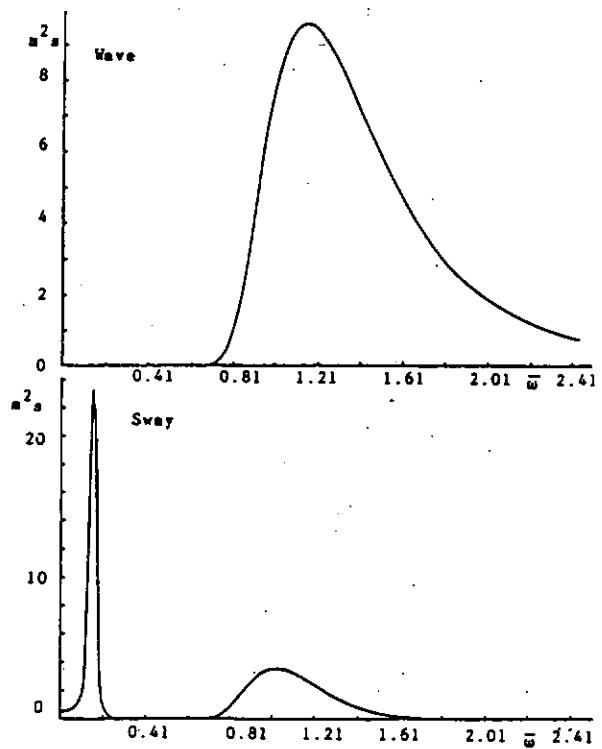


図 3.2.91 波スペクトラム及び左右揺れ応答スペクトラム

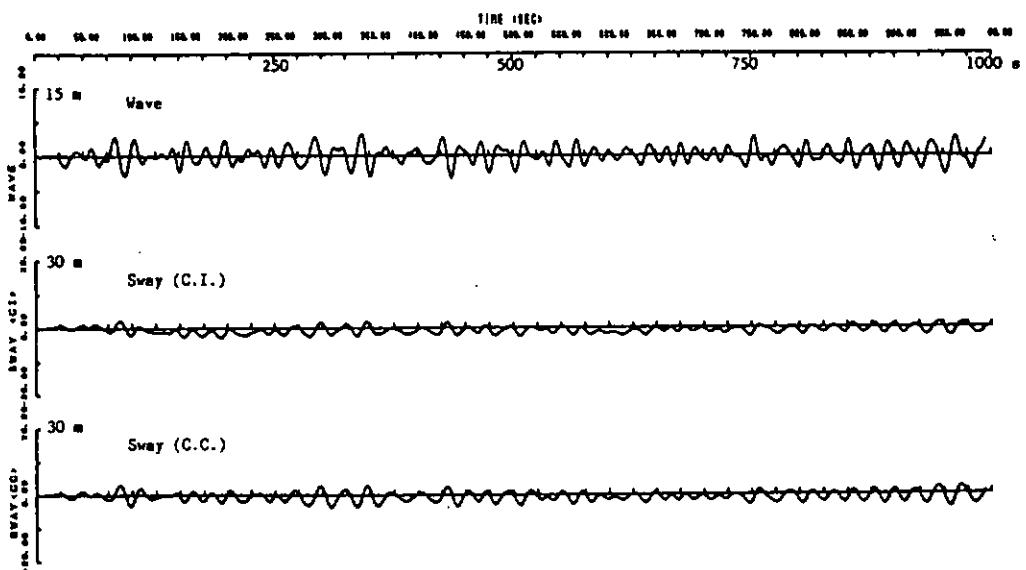


図 3.2.92 不規則波中左右揺れの装置シミュレーション結果

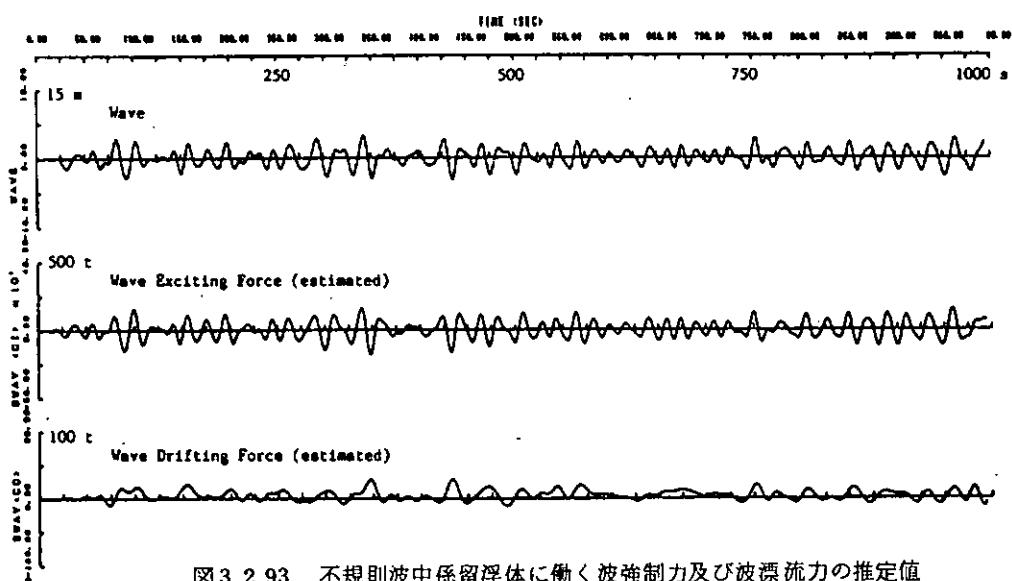


図 3.2.93 不規則波中係留浮体に働く波強制力及び波漂流力の推定値

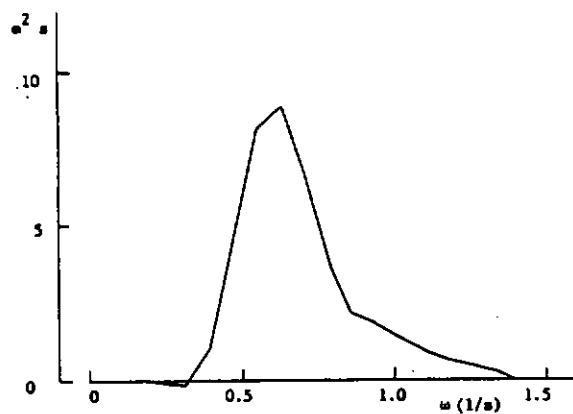


図 3.2.94 波スペクトラム

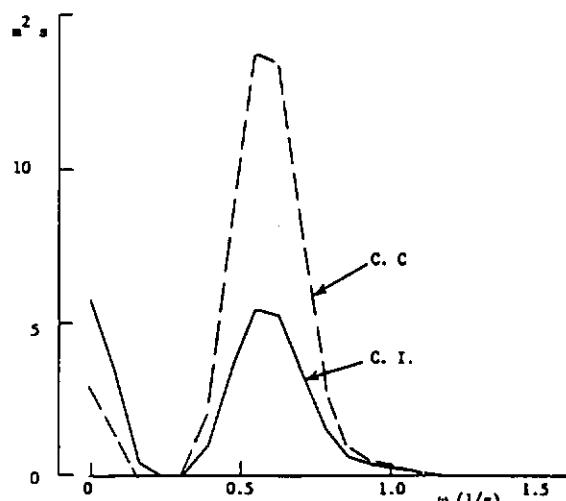


図 3.2.95 左右揺れ応答スペクトラムの比較

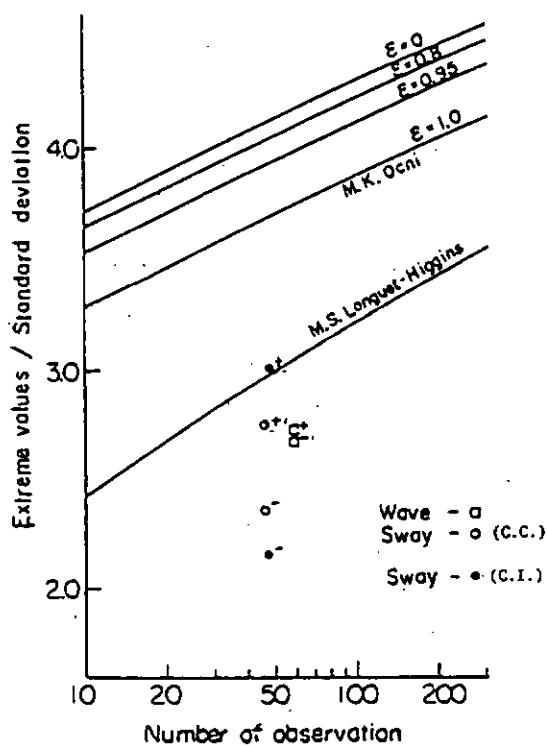


図 3.2.96 最大期待値係数

表 3.2.10 統計値

	Wave	Sway C.I.	Sway C.C.
Xmean	0.00	-1.09	-0.98
Xmax	4.89	3.43	4.56
Xmin	-4.82	-4.29	-5.94
σ	1.80	1.48	2.02
No. of Observation	58	47	46
Coeff. of Extreme (+)	2.72	3.05	2.74
Value (-)	2.68	2.16	2.45

3.2.7 生物付着チェーンの流体力係数

(1) 概 要

海洋構造物にとって、生物付着による影響は無視することのできない事柄である。特に係留ラインの場合は、生物が付着すると投影面積が原形の何倍かにもなり、そのまま流体力の増加となってあらわれる。これまで、係留用索鎖に対する生物付着の影響を調べたデータは少ない。そこで、特殊な例ではあるが、実海域で使用したチェーンの生物付着量と、流体力係数を求めたものがあるので、ここに示す。

(2) 供試チェーン

実験に供したチェーンは、浮体式消波堤の実海域試験に使用した、呼び径 22 mm の第 3 種チェーンである。水面に近い部分を、約 1 m 単位で 6 本切り出し、供試体とした。浸漬期間は、昭和 55 年 1 月から同 58 年 11 月までの約 3 年である。チェーンを引き上げた時にはフジツボが密着していたが、実験開始までの約半年間、日本钢管株式製作所の岸壁から海水中に吊り下げて置いたところ、表面にはイガイが密集して付いており、最初の状態とはかなり異っていた。海水中において、チェーンに生物が付着する状態の一つには違いないので、この供試体を用いて実験を行うことにした。なお、実験にあたっては、付着生物の剥離を防ぐため、ポリウレタン系塗料を塗布したので、表面はある程度丸味を持つようになった。

(3) 形状および粗度

実験時に供試体をセットした状態での流れの方向からの投影面の形状を、表 3.2.1-1 に示す（NO.0 のチェーンは比較のために実験を行った生物付着のないチェーンである）。同図から分るように、形状はチェーンそのものの形の影響も加わって全体的に波打っている。この形状を表わす指標として、上・下端の形状を 1 つの波形とみなして中心線からの値をある間隔で読み取り、それを変動量として変動係数を求めてみた。その結果を表 3.2.1-2 に示す。また図 3.2.8-7(1)～(6)は供試体長手方向各点での断面形状を示している。ただしこれは計測センサーの感度の関係から測定点を中心にして約 ± 5 mm の範囲を平均したものとなっており、実際にはこれよりも凹凸の激しいものになっている。

表 3.2.1-1 供試体の形状

NO.	形 状	A(cm ²)	V(cm ³)	A/A ₀
0		488	1000	1.0
1		1180	11820	2.4
2		1196	12720	2.5
3		1216	12920	2.5
4		867	6590	1.8
5		840	5470	1.8
6		1129	10720	2.3

表 3.2.1.2 供試体の形状に関する変動係数

チーンNO	変動係数 (%)		
	上下端(10%)の値	上下端(5%)の値	
1	U 18.0	15.2	
	L 12.3		
2	U 21.5	22.2	
	L 22.9		
3	U 19.3	23.3	
	L 27.3		
4	U 29.6	32.8	
	L 35.9		
5	U 23.0	24.3	
	L 25.6		
6	U 19.9	24.9	
	L 29.8		

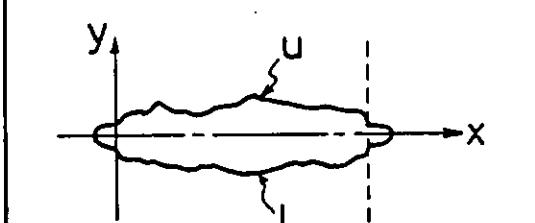
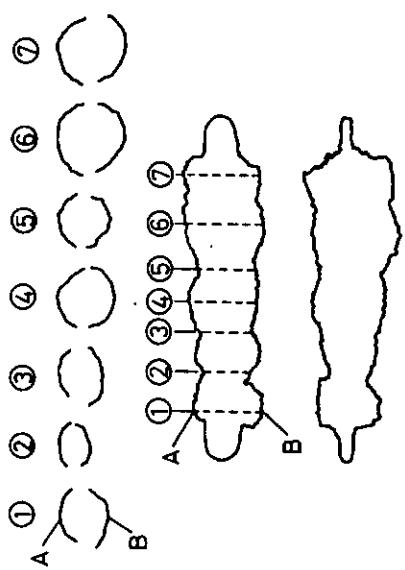
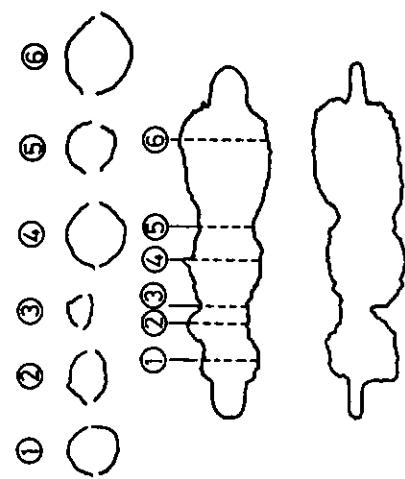


表 3.2.1.3 は供試体長手方向 8 等分点において周方向 45° 每に分割した点での付着生物の高さを示している。

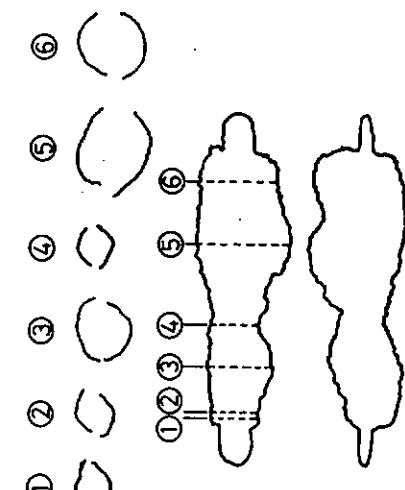
また表 3.2.1.4 は、各供試体の全体の平均値を、その供試体を体積が等価な円柱とみなしたときの径（代表径）で割り、それを粗度係数と定義して示したものである。



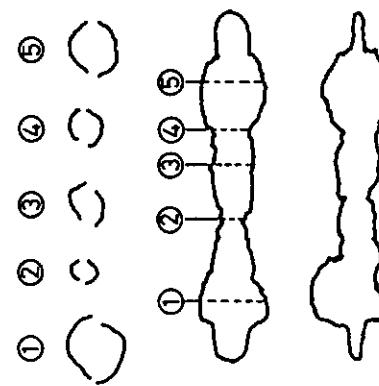
(1) No. 1



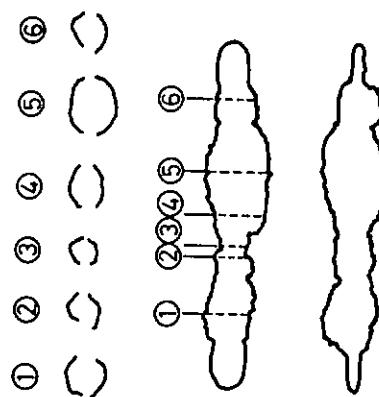
(2) No. 2



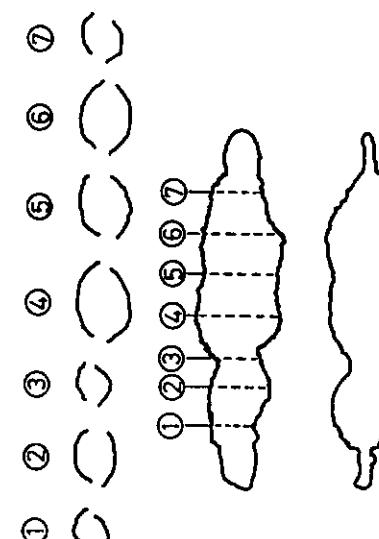
(3) No. 3



(4) No. 4



(5) No. 5



(6) No. 6

図 3.2.9.7 供試体の断面形状

表 3.2.1.3 供試体各点における付着生物の高さ

ゾーン No	横方向	周方向								平均 (周方向)	平均 (全体)
		①	②	③	④	⑤	⑥	⑦	⑧		
1	1	5	7	6	9	5	4.5	4.5	6	5.9	5.3
	2	5	5.5	4	6	9	7	5	5	5.8	
	3	6	7	3	5	6	5	8.5	8	6.1	
	4	5.5	9	5.5	5	2	7	4.5	4	5.3	
	5	3.5	4	5	7	3.5	3.5	6	3.5	4.1	
	6	3.5	8	7	3	8	3.5	3.5	3	4.8	
	7	6	4	6	5	2	9	4.5	5	5.2	
2	1	7.5	9.5	7	4	3.5	6	5	6	6.1	5.2
	2	5	4	4	7	4	11	7	6	6	
	3	3.5	4.5	9.5	5.5	9.5	5	6.5	4	5.8	
	4	2	2	2.5	3	6.5	5	4	4.5	3.4	
	5	3.5	4	6	6	4	3.5	5.5	5	4.7	
	6	8.5	6	5	4.5	4.5	3	10	8	5.7	
	7	5	5	5	3	4	6	6	3.5	4.7	
3	1	7	8	5	3	5	5	11	6	6.3	6.6
	2	8	7.5	6	3	6	4.5	6	6	5.9	
	3	6	9	12	7	8	3.5	8.5	4.5	7.3	
	4	7	7	12.5	11	19	4.5	3.5	6	8.8	
	5	7.5	7	8.5	10	4.5	3.5	6.0	4.0	6.4	
	6	7	6.5	4	8	5.5	4	5	4.5	5.6	
	7	3.5	6	6.5	9.5	7	5	10	3.0	6.3	
4	1	5	4.5	2.2	3.5	3	3.5	3	4	3.6	3.7
	2	2	2.5	3	3	4	6.5	4	4.5	3.7	
	3	1.5	2.5	3	3	4	4	2.5	6	3.4	
	4	3	2	3.5	4	4.5	3.5	6	4	3.8	
	5	1	6	4.5	1	2	1	3	2	2.6	
	6	5	6	6	3	7	2.5	2	2.5	4.3	
	7	6	3.5	4.5	4	3.5	5.5	4	3	4.3	
5	1	3	6	4	6	4	5.5	2.0	7	4.7	4.5
	2	2	4.5	5.5	2.5	4.5	5.5	5	5.5	4.4	
	3	3.5	2.5	4.0	4	2	5	4.5	3.5	3.6	
	4	3.0	4	5	4	4	3	7.5	6	4.6	
	5	8	7	8	6.5	1.5	5	2.0	4	5.3	
	6	2	2	9	5	1.0	4	2.5	3	4.7	
	7	6	4.5	4	3.5	4.5	4.5	4	2	4.1	
6	1	6	3	5	6	2	6.5	5	3	4.6	4.7
	2	4.5	2.5	9	4	2	4	2.5	4	4.1	
	3	3	6	5	6.5	5	8.5	5	6	5.6	
	4	4	7	3.5	5	6.5	7	4	4.5	5.2	
	5	4.5	5	6	3	4.5	6	3.5	4	4.6	
	6	7	4	4	7	5	2	3.5	5	4.7	
	7	2	3.5	5	6	4	5	2	4	3.9	

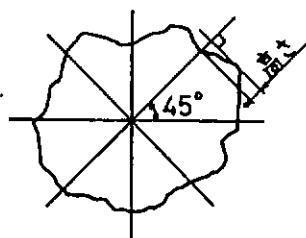


表 3.2.14 供試体の粗度係数

チェーンNo	粗度係数	代表径
1	0.038	1 4.1 cm
2	0.037	1 5.5
3	0.046	1 5.5
4	0.035	1 1.2
5	0.042	1 0.5
6	0.035	1 4.3

$$\text{粗度係数} = \frac{\text{付着生物の平均高さ}}{\text{代表径}}$$

(4) 実験及び結果

(a) 抗力係数(C_D)を求めるための実験

造波潮流水路(60^L×3^W×2^Bm)に、供試体を図3.2.9.8に示すように水平にセットして流れを作らせた。そして流速をU=0.1m/sec~0.8m/secまで0.1m/sec毎に変え、そのときに供試体に作用する力をLOAD CELLで計測した。次式により抗力係数 C_D を求めた。なお、治具のみに作用する力を別に求め、その分の影響を取り除いている。

$$C_D = \frac{F_D}{\frac{1}{2} \rho A U^2} \quad (3.2.41)$$

ここで、 F_D : 流体力

ρ : 水の密度

A : 供試体の流れ方向に対する投影面積

U : 流速

得られた抗力係数とレイノズル数(Re 数)との関係を、図3.2.9.9に示す。ここで Re 数は次式により定義した。

$$Re = \frac{U \cdot D}{\nu} \quad (3.2.42)$$

ここで、 U : 流速

D : 供試体の流れの方向に対する投影面の形状を、面積が等価な矩形におきかえたときの高さ

ν : 水の動粘性係数

図によると値のバラツキがあつて、明瞭な傾向を見出すことは難しいが、付着生物のないチェーンとの有意な差はないようである。そして、大略的な傾向として抗力係数は、投影面積にて無次元化すると生物付着の有無に関係なくほぼ同じ値になる。

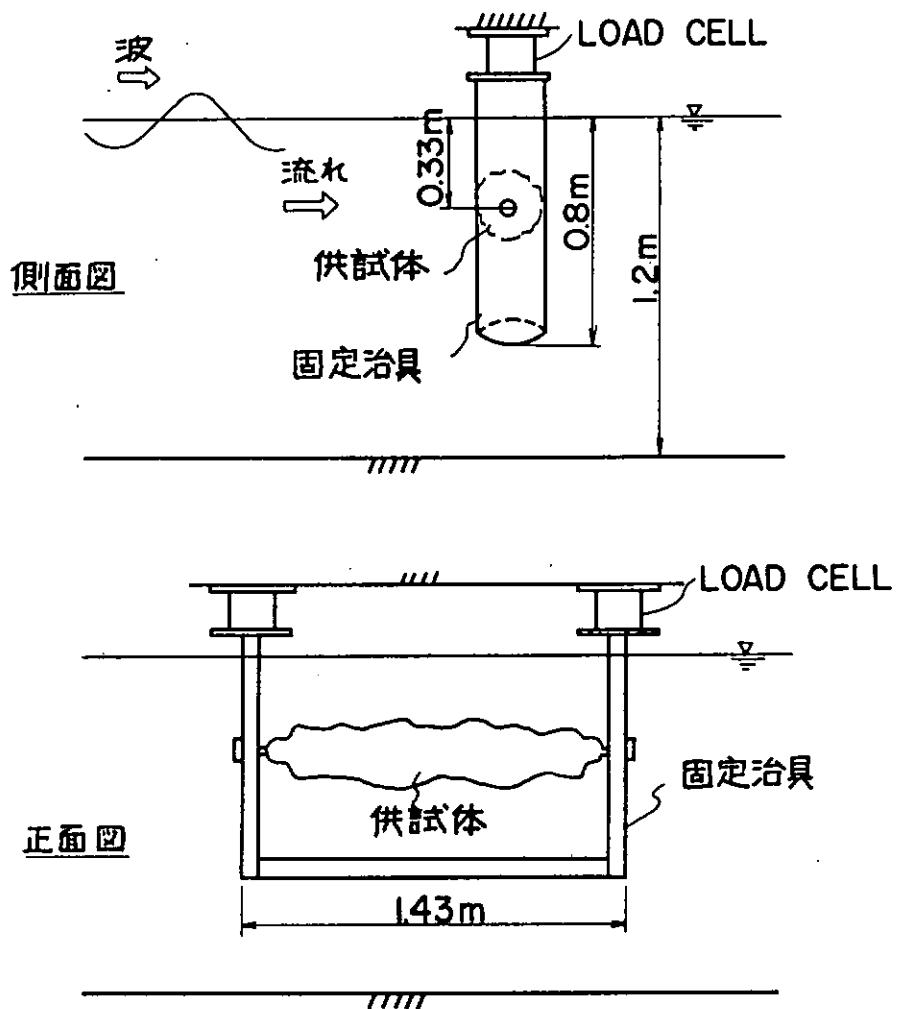


図 3.2.9-8 供試体のセット方法

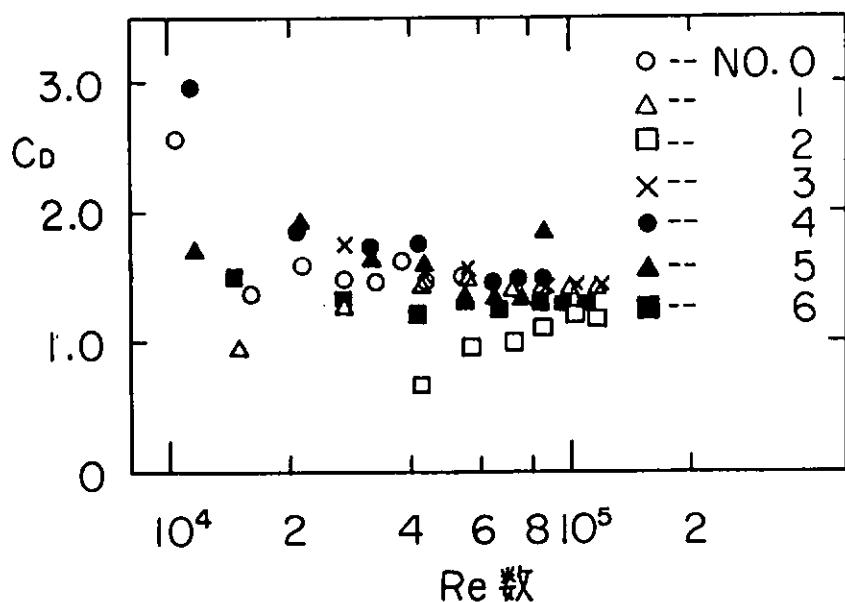


図 3.2.9-9 抗力係数と R e 数の関係

(b) 質量力係数 (C_M)を求めるための実験

抗力係数を求める実験と同じく、水路に供試体をセットし、波を作用させて質量力係数 (C_M)を求めた。波は波高 0.1 m で一定とし、周期を 1.4~3.8 sec まで 0.4 sec 毎に変化させて、作用する力を計測した。次に示すモリソンの波力算定式から求められる値と、実測波力とから最小自乗法により C_D , C_M を求めた。なお、この際に必要な、水粒子速度 (u) と水粒子加速度 ($\partial u / \partial t$) は、STOKES 波(5次)による値を用いた。

$$F_w = \frac{1}{2} \rho C_D A u |u| + \rho C_M V \frac{\partial u}{\partial t} \quad (3.2.4.3)$$

ここで、 F_w : 波力

u : 水粒子速度

$\frac{\partial u}{\partial t}$: 水粒子加速度

V : 供試体体積

得られた抗力係数及び質量力係数と、クーリガンカーベンター数(KC数)との関係を図 3.2.100 及び図 3.2.101 に示す。ここで KC 数は次式により定義した。

$$KC = \frac{u_{max} \cdot T}{D} \quad (3.2.4.4)$$

ここで、 u_{max} : 水粒子速度最大値

T : 波周期

これらの図から、KC 数は相異しているが、抗力係数及び質量力係数とともに No. 0 (生物付着のないチェーン) の約半分程度になっている。

なお、円柱の抗力係数及び質量力係数は、KC 数が 4.0 以上になると大略一定になる傾向にある。

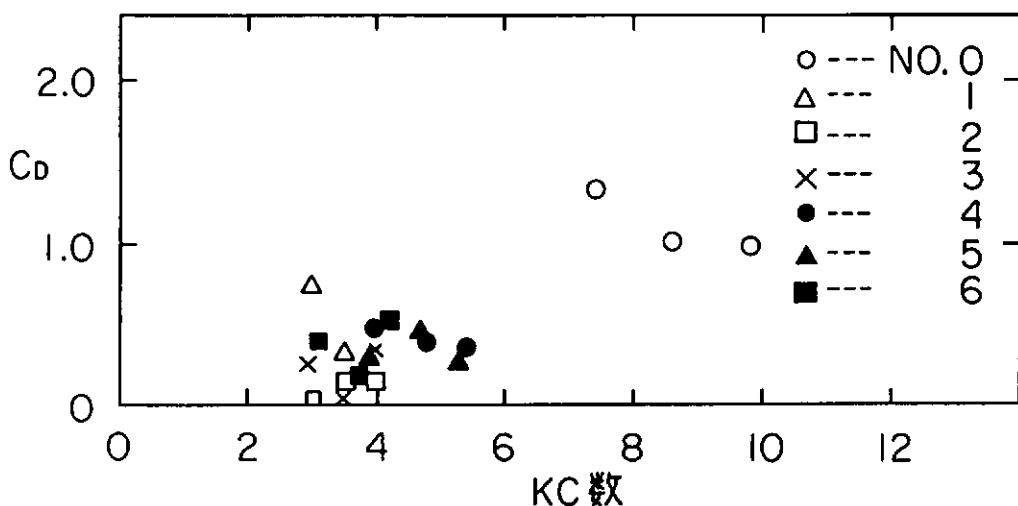


図 3.2.100 抗力係数と KC 数との関係

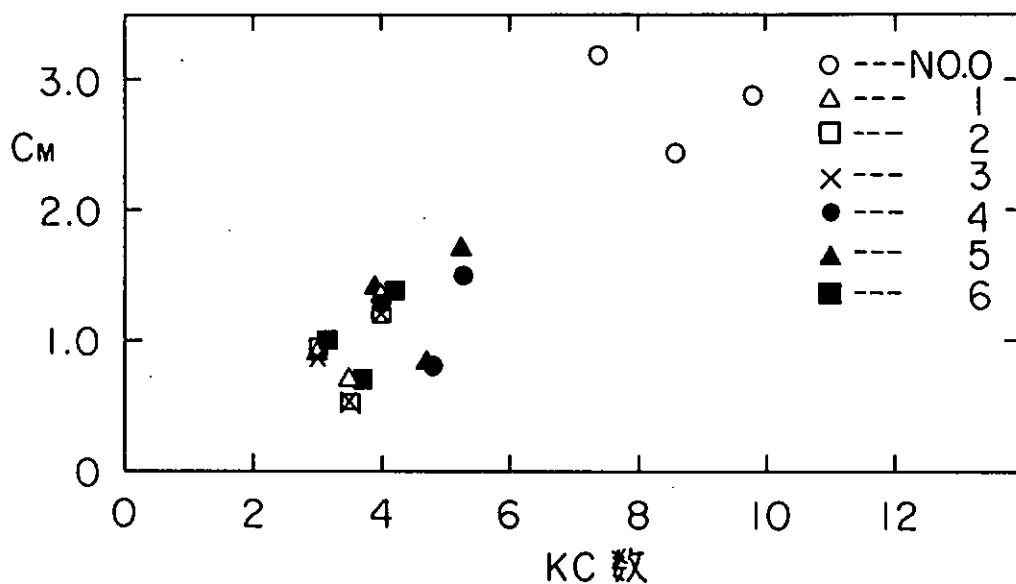


図 3.2.10.1 質量力係数とKC数との関係

(5) 結果

今回、一例ではあるが生物付着チェーンの流体力係数については水槽試験にて流れの中における抗力係数及び波浪中における抗力係数と質量力係数を調べた。その結果から次のことがいえる。

- ① 流れの中における抗力は、チェーンに生物付着の有無に関係なく大略投影面積にはば比例しているといえる。
- ② 波浪中における抗力係数及び質量力係数は、生物付着している場合、生物付着がない場合の大略1／2程度になるといえそうです。

参考文献

- 1) (社)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 昭和57年3月、研究資料No 352
- 2) 同上、昭和58年3月、研究資料No 362
- 3) 井上義行、中川清七：潮流抵抗を考慮した深海係留ラインの静的特性、関西造船協会誌第190号
- 4) 中嶋、元良、藤野：“係留浮体の運動を考慮した係留ラインの動的挙動について”、日本造船学会論文集、第150号、1981
- 5) D.E. Cartwright and M.S. Longust-Higgins, "The Statistical Distribution of Maxima of a Random Function", Proc. Roy. Soc. A, Vol. 237, 1956
- 6) F.A. Hsu and K.A. Blenkarn, "Analysis of peak Mooring Forces by Slow Vessel Drift Oscillation in Random Seas", Paper OTC 1159, 1970
- 7) Oortmerssen, G. Van : The Motions of a Moored Ship in Waves, Publication No 510, Netherland Ship Model Basin, (1976).
- 8) Hsu, F.A. : Analysis of Peak Mooring Forces by Slow
- 9) Pinkster, J.A. : Low Frequency Phenomena Associated with Vessels Moored at Sea, Soc. of Petroleum Engineers of AIME, SPE Paper No 4837, (1974)

- 10) 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)
- 11) 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)
- 12) 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)
- 13) 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)
- 14) 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)
- 15) 日本造船研究協会 第18-7研究部会報告書、研究資料No.371、(1984)
- 16) 堀田 平、佐藤恵一、橋本琢磨：履歴特性を有する係留力の下での浮体運動および係留力の基礎的研究
- 17) 関西造船協会誌、第186号(1982)
- 18) 福田淳一：応答の統計的予測、第1回耐航性に関するシンポジウム、1969
- 19) M.K.Ochi : On Prediction of Extreme Values, J. of Ship Research, Vol.17, No.1, 1973
- 20) 新井信一他：不規則波中の係留浮体の運動に関する研究、日本造船学会論文集、第140号、1976

第4章 係留ラインの強度に関する実験

4.1. 索の強度

4.1.1 鋼索の腐食疲労

(1) 目的

ワイヤロープの大気中における疲労強度に関しては、これまでに数多くの研究がなされており、本研究部会においても疲労試験を実施し、その結果を報告してきた。しかし、ワイヤロープが海洋構造物の係留索として用いられる場合には、海水中で使用されるため、腐食環境下における疲労強度が重要となるが、これらに関する資料は少ない。

そこで、本年度は、海水による腐食環境下での部分片振り張疲労試験を実施し、大気中に比べてワイヤロープの疲労強度がどのように変化するのかを検討することにした。

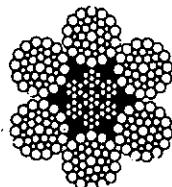
(2) 供試ロープ

(a) 供試ロープの諸元

表 4.1.1 供試ロープの諸元

構成	より方	めっきの有無	種別	ロープの径(mm)		外層素線径 (mm)	計算断面積 (mm ²)	切断荷重(tf)	
				公称	実際			規格	実際
1WRC 6×WS(36)%	普通 Zより	無 (裸)	B種	22.4	23.3	1.28	243	34.6	38.5

備考 (i) ロープの断面は右図のとおり。



(ii) ロープは腐食の進行をはやめるため、めっきのない裸ロープとした。

また、表面のロープ油は溶剤で脱脂した。

(b) 素線の諸元

ロープの主要素線(外層線)の諸元を、表 4.1.2 に示す。

表 4.1.2 主要素線の諸元

素線径 (mm)	鋼種	引張強さ (kgf / mm ²)	ねじり回数 (100d)回	巻解 (1d ± 8)
1.28	SWRH62B	187.5	41.7	良(折れない)

備考 (i) 鋼種は、JIS G3506(硬鋼線材)である。

(ii) 引張強さおよびねじり回数は、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。

(3) 試験方法

(a) 供試体

供試体の形状を、図 4.1.1 に示す。両端は支圧形ソケット(材質は S45C)とし、定着のための銛込み材としては、エポキシ樹脂に亜鉛粉末を混合したもの用いた。なお、供試体の形状は、腐食環境下及び大気中とも同じである。

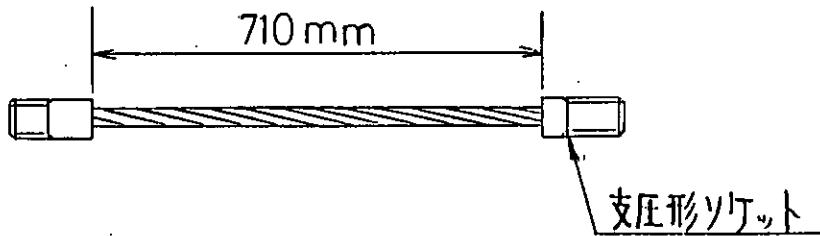


図 4.1.1 供試体

(b) 試験設備

腐食疲労試験の概要を図 4.1.2 に示す。試験は、堅形 50 t f パルセータ形引張疲労試験機で行った。接続金具を用いて、上下のクロスヘッドの間に供試体を取り付け、その周囲に腐食槽を取りつけた。供試体の端末加工金具の一部を含めて供試ロープ全体を腐食槽の中に入れて浸漬させた。

その状態の外観を写真 4.1.1 に示す。

なお、大気中の試験では、供試体の取り付け状態は同じにして腐食槽だけを取り除いて行った。

つぎに、腐食槽への海水の循環装置の概要を図 4.1.3 に示す。腐食槽への海水の循環は、リザーブタンク（容量 300 ℥）からポンプ（シールレスポンプ SL-03K）により腐食槽へ送り込み、オーバーフロー分を上側の口より排出し、元のリザーブタンクに戻るようにした。腐食槽の中の海水の量は常に 21 ℥である。なお、腐食槽への海水の流量はポンプのすぐ後につけた流量計で計測し、流量がほぼ 1.8 ~ 2.0 ℥/min に保つようにポンプの前のバルブを調整した。また、リザーブタンクには、温度計及び熱交換器を入れ、海水の温度が 20° ± 1 °C に保たれるように制御し、さらに、海水中の溶存酸素濃度を常に飽和状態に保つようにエアポンプによりリザーブタンクの海水中に常時空気を 3 ℥/min 吹き込んだ。

(c) 海水

腐食疲労試験時の海水としては、3 % 食塩水や天然海水、あるいは人工海水等が考えられるが、本試験では、昨年度の本部会報告¹⁾の鎖の腐食疲労試験の場合と同様 ASTM D1141-52 に準じた人工海水を用いた。なお、試験に用いた人工海水の組成を表 4.1.3 に示す。ここで用いた試薬は全て特級試薬であり、水は、水道水を 3 μm メッシュのフィルターとイオン交換樹脂とで濾過した純水を用いた。また調合後、0.1 N の NaOH 溶液を少量滴下し pH を 8.2 に調整した。

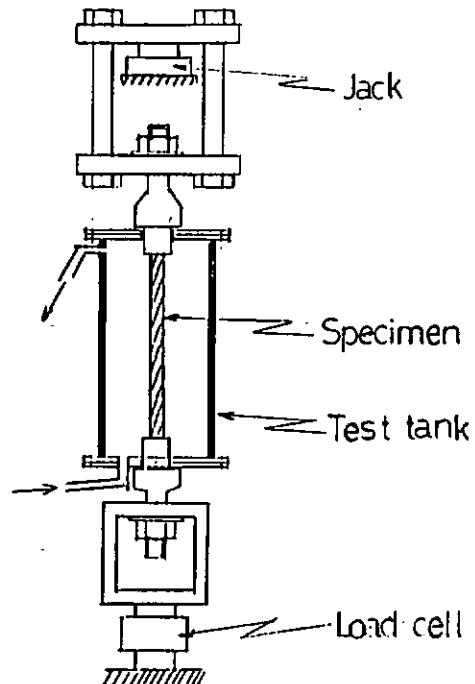


図 4.1.2 試験概要

表 4.1.3 人工海水の組成

成 分	g/10 ℥
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

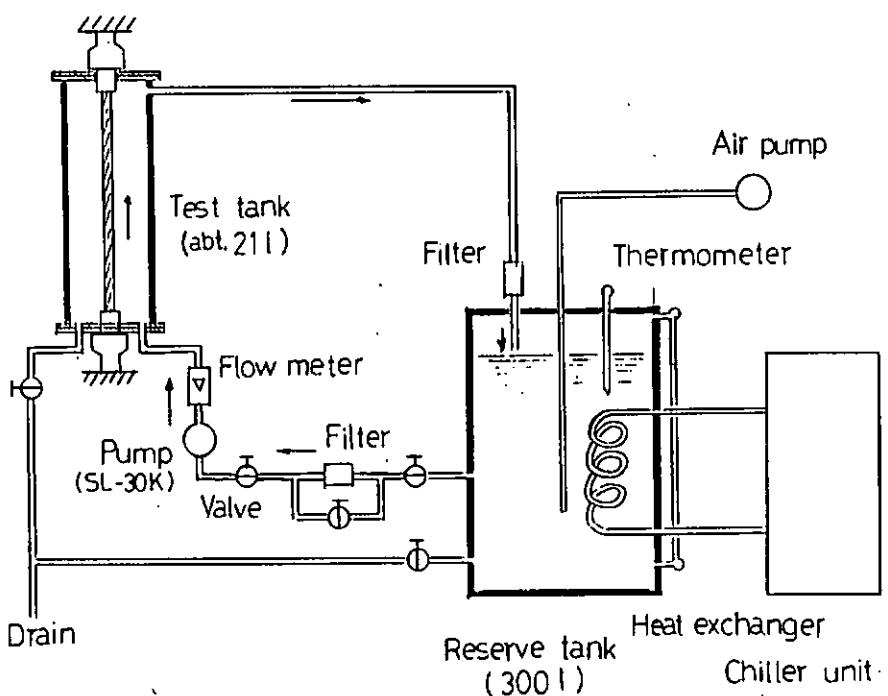


図 4.1.3 海水循環装置の概要

(d) 試験条件

(1) 荷重条件

荷重条件を表 4.1.4 に示すが、本試験では平均荷重をロープの規格切断荷重の約 1/5 で一定にし、荷重振幅を変化させた。

なお、荷重の繰返し速度は、250 cpm(4.2 Hz)とし、高サイクル側(低圧力振幅域)の一部で500 cpm(8.4 Hz)とした。

(2) 人工海水の状況

- ① 温度：20°±1°Cで制御した結果、実測では20°±0.5°Cであった。
- ② 溶存酸素濃度：常時空気を吹き込むことにより、常に飽和状態であったと考えられる。
- ③ pH：人工海水をpH 8.2で調整し、試験時に随時計測した結果、常にpH 8.2~8.3の範囲であった。

(e) 試験の終了条件

試験の終了条件は、次のいずれかに達したときとした。

- ① 1ストランド以上が切断するか、または断線が多発して試験荷重が保てなくなったとき。
- ② 繰返し回数が4×10⁶回以上になったとき。

(4) 試験結果

試験結果を表 4.1.4 に示す。これらの結果を用いた S-N 線図を図 4.1.4 に示す。この図で横軸には、繰返し回数及び繰返し速度 250 cpm (4.2 Hz)に対する試験時間を併せて示した。なお、海水中におけるロープ疲労強度による切断状況の様子を写真 4.1.2 に示す。

試験の結果及び試験後の供試体の状況をまとめると、次のとおりである。

- ① いずれの供試体とも、端末加工部内での切断はなかった。

表 4.1.4 試験結果

N ₀ (序号)	零圧氣 有無	荷重(応力) 最大 最小 平均	t (kgf/mm ²) 範囲(△)	荷重比 % q _n	繊維長 mm	最終延伸回数 X10 ⁶ 回	試験時間 hrs	終了時の状況	
11		13.4(55.1) 0.6(2.5)	12.8(52.7)	33.2	250	0.098	6.5	(i) □ X — — □ (下)	
8		12.1(49.8) 1.9(7.8)	10.2(42.0)	26.5	4	0.180	12	□ X — — □	
7		10.9(44.9) 3.1(12.8)	7.8(32.1)	20.3	4	0.387	26	□ X — — □	
9		9.6(39.5) 4.4(18.1)	5.2(21.4)	13.5	4	0.841	56	□ X — — □	
10	無 水	8.9(36.6) 5.1(21.0)	3.8(15.6)	9.9	50	2.15	72	□ X — — □	
17		8.6(35.4) 5.4(22.2)	3.2(13.2)	8.3	250	3.05	203	□ X — — □	
12		8.3(34.2) 5.7(23.5)	2.6(10.1)	6.8	500	6.00	200	切断せず	
18		8.3(34.2) 5.7(23.5)	7.0 (28.8)	2.6(10.7)	6.8	250	5.52	□ X — — □	
3		13.4(55.1) 0.6(2.5)	12.8(52.7)	33.2	4	0.218	—	□ X — — □	
2		12.1(49.8) 1.9(7.8)	10.2(42.0)	26.5	"	0.289	—	□ X — — □	
4	無 水	10.9(44.9) 3.1(12.8)	7.8(32.1)	20.3	4	0.753	—	□ X — — □	
5		9.6(39.5) 4.4(18.1)	5.2(21.4)	13.5	4	2.56	—	□ X — — □	
6	空氣 水	8.9(36.6) 5.1(21.0)	3.8(15.6)	9.9	500	5.93	—	切断せず	
15		13.4(55.1) 0.6(2.5)	12.8(52.7)	33.2	250	0.320	—	□ X — — □	
16		12.7(52.3) 1.2(4.9)	11.5(41.3)	29.9	"	2.42	—	□ X — — □	
14	有	12.1(49.8) 1.9(7.8)	10.2(42.0)	26.5	"	1.48	—	□ X — — □	
1		11.9(49.0) 3.1(12.8)	9.5(39.9)	8.8(36.2)	22.9	4	4.17	—	切断せず

- 備考：(i) 応力は、荷重をロープの計算断面積で除した値とした。
(ii) 荷重比は、(荷重の範囲／ロープの実際切断荷重) × 100 で求めた。
(iii) 終了時の状況の図で×印は切断位置を示す。×印の上の表示は切断したストランド数を示す。
表示のないものは、この辺りで断線が多発したことを示す。

- ② 海水中でのロープ（ロープ油なし）の疲労強度は、大気中（ロープ油なし）に比べて低下し、繰返し回数が 2×10^6 回の時間強度で比べると約7kgf/mm²低下している。そして、各時間強度における強度低下は応力幅にあまり関係がなさそうである。
- ③ 疲れ限度は、大気中（ロープ油なし）では、15kgf/mm²程度と考えられるが、海水中の場合には、今回の試験の応力範囲（10kgf/mm²以上）では見当たらぬ。
- ④ 海水中での疲労試験での繰返し速度と繰返し回数との関係では、今回の繰返し速度の範囲（4.2Hzと8.4Hz）では、大きな差は見当たらなかった。
- ⑤ 大気中の試験でも、ロープ油の有無によって疲労強度が著しく異なり、ロープ油無しのロープの疲労強度は、 2×10^6 回の時間強度で約22kgf/mm²と低下し、ロープ油有のロープの42kgf/mm²に対して約1/2程度であった。
- ⑥ 海水中の試験での断線の発生は、大気中（ロープ油の有無に関係なく）の場合に比べて、特定のストランドではなく、供試体全体に断線が発生する傾向があり、特に内部での断線発生が多い。従って、試験の終了条件としては、ストランドが切断する状態ではなく、断線が多発して荷重が保てなくなつた場合が多かった。

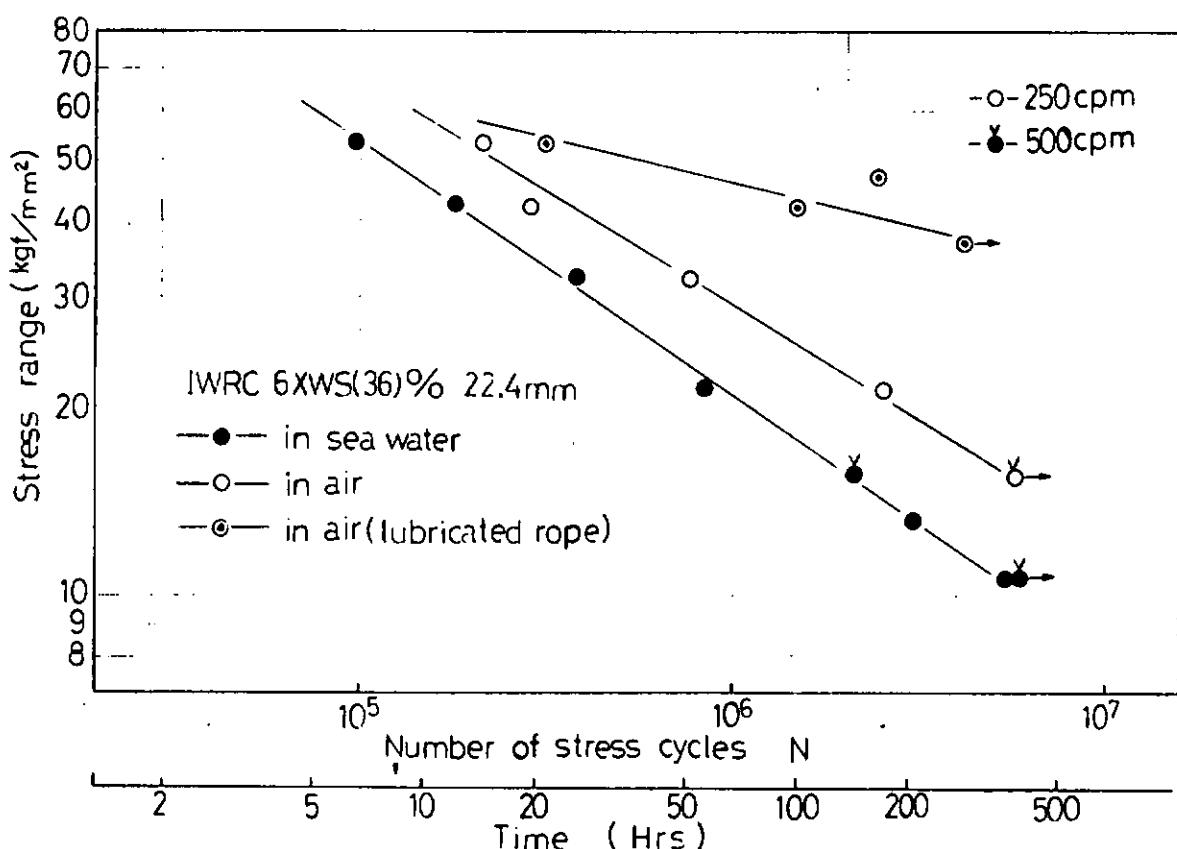


図 4.1.4 S-N線図

(5) 考察

(イ) 海水の影響(腐食疲労試験)

試験の結果では、海水中におけるロープの疲労強度は、大気中のそれに比べて明確に差が見られ、時間強度で $7 \sim 10 \text{ kgf/mm}^2$ 程度低下した。

ロープの海水中における疲労強度のデータは少なく、海水中でも大気中と差がないというデータもある^{2), 3)}。しかし、鎖や鋼線あるいは高強度鋼等の海水中における疲労試験によれば、疲労強度が著しく低下することが報告されている^{1), 4), 5)}。これらの結果から見れば、ロープの場合も、条件によって海水中の疲労強度が低下することは必然であろう。

海水中における疲労強度の低下については、腐食によるピット(孔食)を起点とするクラックの発生によるところが大きいと考えられている。しかし、写真 4.1.3 及び写真 4.1.4 に大気中及び海水中における疲労試験での外層素線の断線の破断面の SEM(走査電子顕微鏡)の様子を示すが、これを見る限り、破断面は大気中でも海

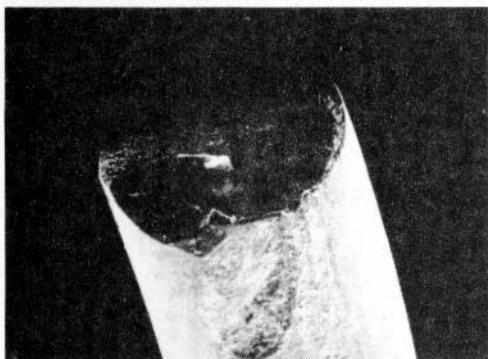


写真 4.1.3 大気中での破断面

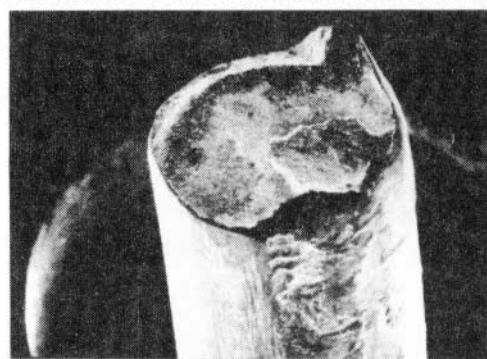


写真 4.1.4 海水中での破断面

水中でもあまり大差がないように見え、海水中のワイヤは腐食の影響をほとんど受けていないように見える。そして、クラックの起点は、あまり明確でないが、いずれもワイヤ側面にある圧痕部付近である。すなわち、今回の試験でのロープの素線(外層線)の破断は、ワイヤ表面での圧痕、言いかえれば、隣接ストランド(あるいは、中心ワイヤロープ)との接点での素線同士の擦過による圧痕部が破断の起点になったようである。

それにもかかわらず、海水中の疲労強度が大気中のそれより低下した原因是、上述の素線同士の擦過現象が海水中のような腐食環境下では擦過腐食(fretting corrosion)を一層促進させて疲労強度を低下させたこと、及び海水中における試験でロープの内部において断線の多発、すなわち、ロープ内部に海水が滞留し、一種の隙間腐食のような現象を生じさせて腐食による断線を発生したこと等が考えられる。

そこで、海水中におけるロープの疲労強度の低下が腐食による影響であるとすれば、海水中における疲労試験に要する時間、すなわち荷重の繰返し速度の影響が非常に大きいと思われる。しかし、今回の試験では、応力の範囲の小さい $\sigma_R = 10 \sim 15 \text{ kgf/mm}^2$ で、4.2 Hz と 8.4 Hz の繰返し速度で試験を行ったが、この範囲では、試験時間の長い 4.2 Hz の方が、若干寿命(破断までの繰返し数)が短い傾向が見受けられるが、大きな差は見られなかった。昨年度の本部会報告の鎖の腐食疲労試験¹⁾や、高強度鋼の腐食疲労試験⁵⁾において荷重の繰返し速度を海洋波の平均的な波周期を考えられる 10 cpm(0.167 Hz) で行った場合の疲労強度は著しく低下すると報告されている。従って、ロープの場合もさらに繰返し速度を遅くして、海水中での浸漬時間が長くなれば、疲労強度は、今回の試験結果よりさらに低下することが十分に予想される。

(ロ) ロープ油の影響(大気中の疲労試験)

通常のロープは、ロープ油が塗布されているが、今回の試験では大気中及び海水中ともロープ油を溶剤で除去

して試験を行った。そして、大気中の場合、従来のデータとの比較のためロープ油を塗布したままのロープについても同様な試験を行った。

その結果を示す図 4.1.4 によれば、ロープ油の無いロープは、ロープ油有りのものに比べて疲労強度が著しく低下し、 2×10^6 回での時間強度では約 $1/2$ にまで低下した。

この原因としては、ロープの疲労破断が主としてワイヤ同士の擦過 (fretting) によるもので、ロープ油の有無によるワイヤ間の潤滑の有無が大きな要因になったと考えられる。

昭和 58 年度の本部会報告で、被覆ロープの引張疲労試験の結果を示し、昭和 57 年度の本部会報告で通常のロープ油有りのものの疲労強度に比べ著しく低下していることを報告した。この時の被覆ロープの $\sigma_R = 30 \text{ kgf/mm}^2$ での破断までの繰返し回数は、今回のロープ油無しのロープの場合の結果とはほぼ近くなっている。このことは、被覆ロープではロープと被覆材との密着性を良くするためにロープ油を完全に除去しているので、それが被覆ロープの疲労強度の低下の主たる原因となったことを裏づけている。したがって、ロープに対するロープ油の役目としては、従来、防食及びシーブ等に対する曲げ疲労強度の向上等が大きな理由であったが、単に曲げ疲労だけでなく、引張疲労においてもロープ油が大きな意味をもつことを立証したと言える。

(6) 結論

- ① 海水中でのロープ（ロープ油なし）の疲労強度は、大気中（ロープ油なし）に比べて応力幅に関係なく、低下し、繰返し回数が 2×10^6 回の時間強度で比べると約 7 kgf/mm^2 低下した。
- ② 大気中の試験では、ロープ油の影響が顕著で、ロープ油が塗布されていなければ疲労強度は、著しく低下し、 2×10^6 回での時間強度においてロープ油有りの場合の約 $1/2$ 程度になる。

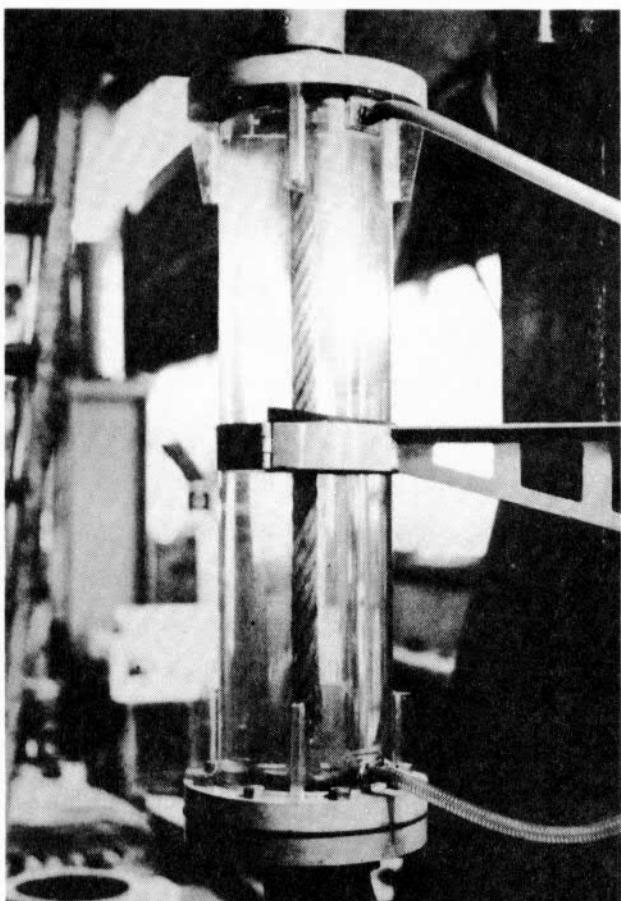


写真 4.1.1 腐食槽の状況

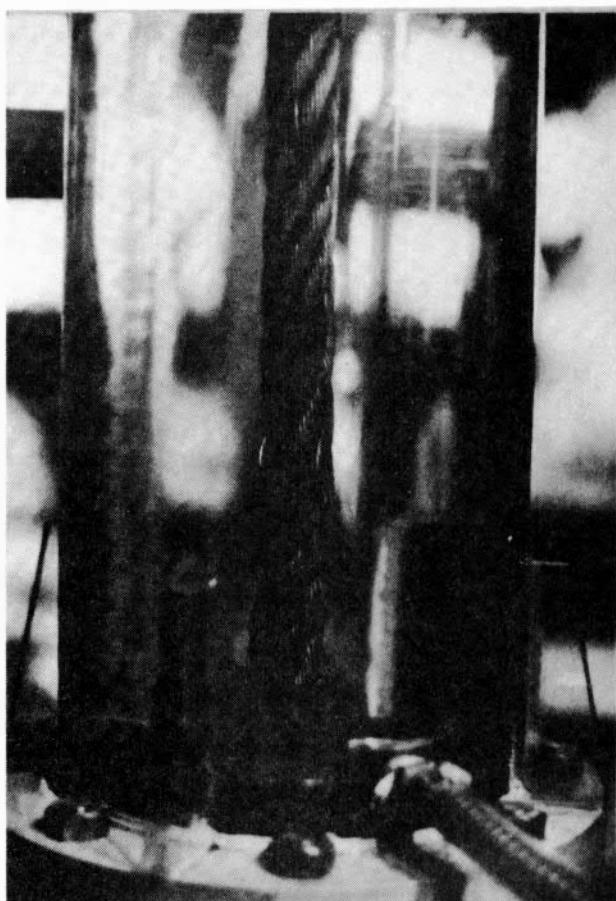


写真 4.1.2 海水中でのロープの切断状況

- ③ ロープの疲れ限度は、大気中でロープ油有りでは 30 kgf/mm^2 以上であるのに対し、ロープ油なしでは約 15 kgf/mm^2 程度と考えられ $1/2$ 以下に低下している。また、海水中（ロープ油なし）では、今回の試験の応力の範囲 ($\sigma_R > 10 \text{ kgf/mm}^2$) では疲れ限度は見当たらなかった。
- ④ 本試験の荷重の繰返し速度の範囲 (4.2 Hz と 8.4 Hz) では、速度による寿命（最終繰返し回数）への影響に大きな差は見られなかった。
- ⑤ 海水中の疲労試験では、大気中の場合に比べ擦過による内部断線の発生が多くなる傾向が見られた。

4.1.2 合成繊維索の強度

繰返し荷重を受けたナイロン索及びケブラー索の疲労強度及び残存強度に関しては、昭和 58 年度において試験を実施してその結果を報告した。本年度はケブラー索について、繰返し荷重の上限を更に下げ静的平均引張強度の 20 % にして残存強度に関する試験を実施した。また、ナイロン索の湿潤状態の疲労強度については、文献調査を実施し比較検討した。それらの結果を以下に述べる。

(1) ケブラー索の残存強度

(a) 試験方法

(i) 試験装置

横型引張試験機	最大秤量	50 tonf
	最大試験長	2000 mm
	引張ストローク	2000 mm

(ii) 供試索

試験に使用したケブラーダブルレード索の形状を図 4.1.5 に示す。供試索の寸法は昭和 58 年度において実施した試験に合わせ、材料は同じものを用いた。

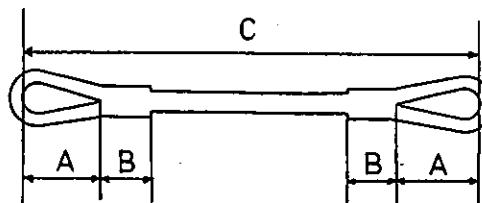


図 4.1.5 供試索の形状

直径	公称	15 mm
長さ アイ部長さ (A)	約	400 mm
スプライス部長さ (B)	約	200 mm
全長 (C)	約	3000 mm

(iii) 試験条件

試験室温度	$30 \pm 2^\circ\text{C}$
速度 引張速度	7.8 mm/sec
復帰速度	10.6 mm/sec
荷重 上限	平均引張強度の 20 %
初荷重、下限	平均引張強度の 3 %

(iv) 試験の種類

繰返し荷重回数	1,000回	3本
	10,000回	4本
	200,000回	3本
(繰返し周期	約13秒)	

(b) 試験結果

繰返し荷重の上限が平均引張強度 (B_o) の 20 % の場合のケブラー索の残存強度 (B_R) を平均引張強度に対する比で、図 4.1.6 に示す。図の横軸には繰返し荷重回数 (N) の対数をとって示している。この図から、繰返し荷重回数が 200,000 回迄の範囲では残存強度の低下は見られない。そこで、これを昭和 58 年度の疲労強度に関する試験結果の上にプロットすると、図 4.1.7 のようになる。昭和 58 年度の疲労強度に関する試験結果から外挿して、上限が 20 % の時の破断回数を推定すると、約 100,000 回程度となるが、今回 200,000 回でも残存強度の低下が見られなかった事から判断するとケブラー索の疲労強度は、繰返し荷重の上限が 20 % 付近の場合と、上限が 40 % 以上の場合とでは疲労強度の傾向が異なる可能性があることが予測できる。

(2) ナイロン索の湿潤状態と乾燥状態の疲労強度

Leeuwen の試験結果によれば⁷⁾ (本部会昭和 56 年度報告書 図 6.4.3.2)、試験した状態での平均引張強度に対する比で疲労強度 (B_F) を見た場合、ポリエステル索やポリプロピレン索では、湿潤状態と乾燥状態の差が大きいのに対し、ナイロン索ではその差は小さい。そこで、ナイロン索の疲労強度に関する今回の乾燥状態の試験結果と、既に報告されている湿潤状態の試験結果^{6), 7), 8), 9)} とを図 4.1.8 に示す。この図から、大略の傾向としては疲労強度に及ぼす索径の影響が見られるものの、索径が大きく異なる場合には、この影響はあまり顕著ではない。また、今回の直径 2.0 mm の索に対する結果は、約 1.7 mm の索に対する Leeuwen の結果とはやや傾向を異なるが、値としてはほぼ同程度の値であり、そして 2.4 mm の索に対する Crawford の結果とほぼ同様の結果を示している。なお索径の影響があまり顕著ではないが、試験した状態での平均引張強度に対する割合で見た場合、ナイロン索の疲労強度には、湿潤状態と乾燥状態との間で顕著な差は見られない。

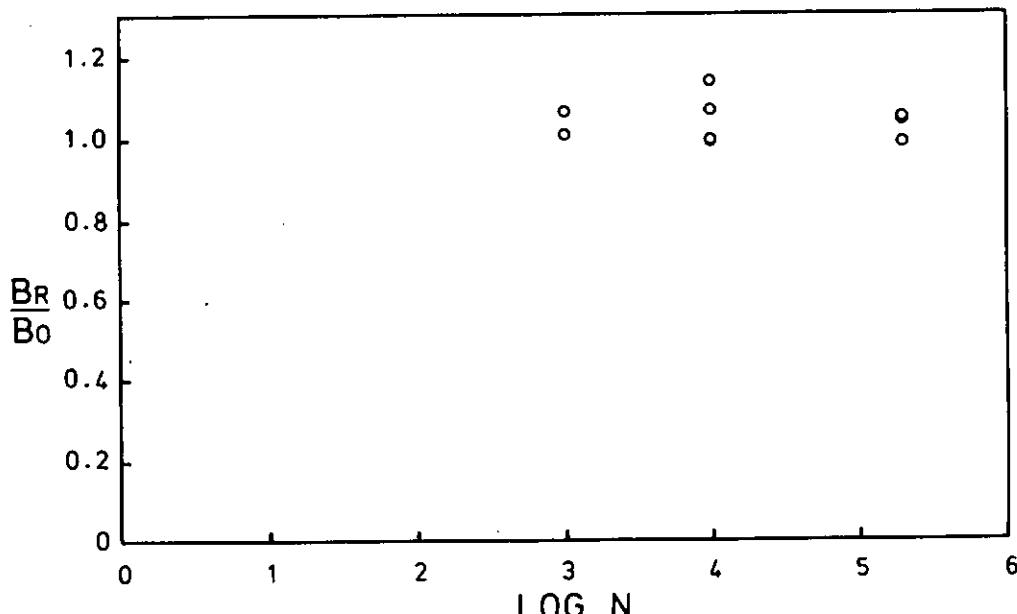


図 4.1.6 ケブラー索の残存強度 (繰返し荷重の上限 0.2 B_o)

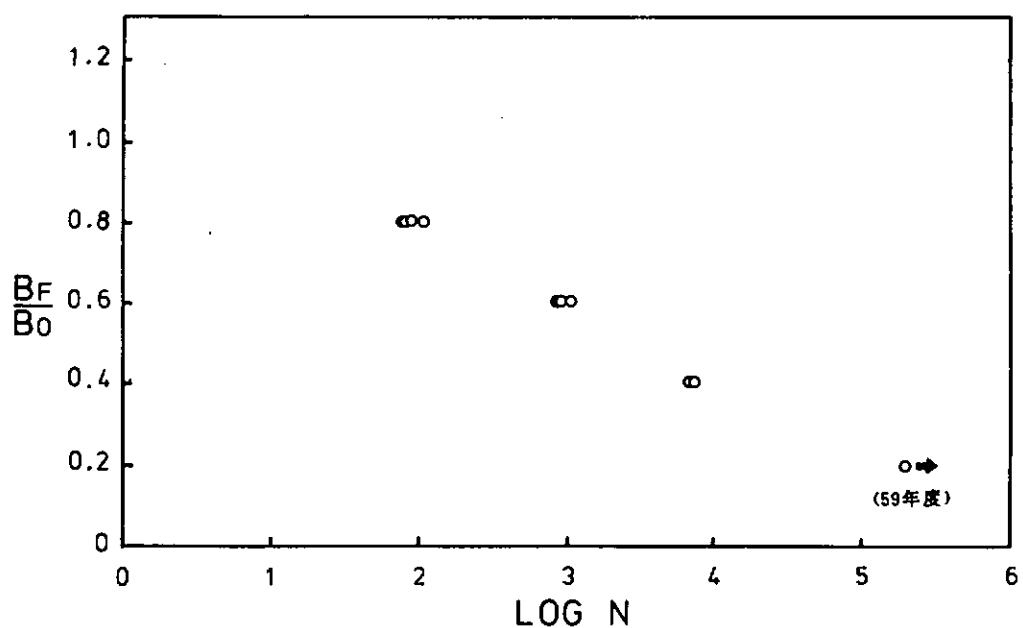


図 4.1.7 ケプラー索の疲労強度

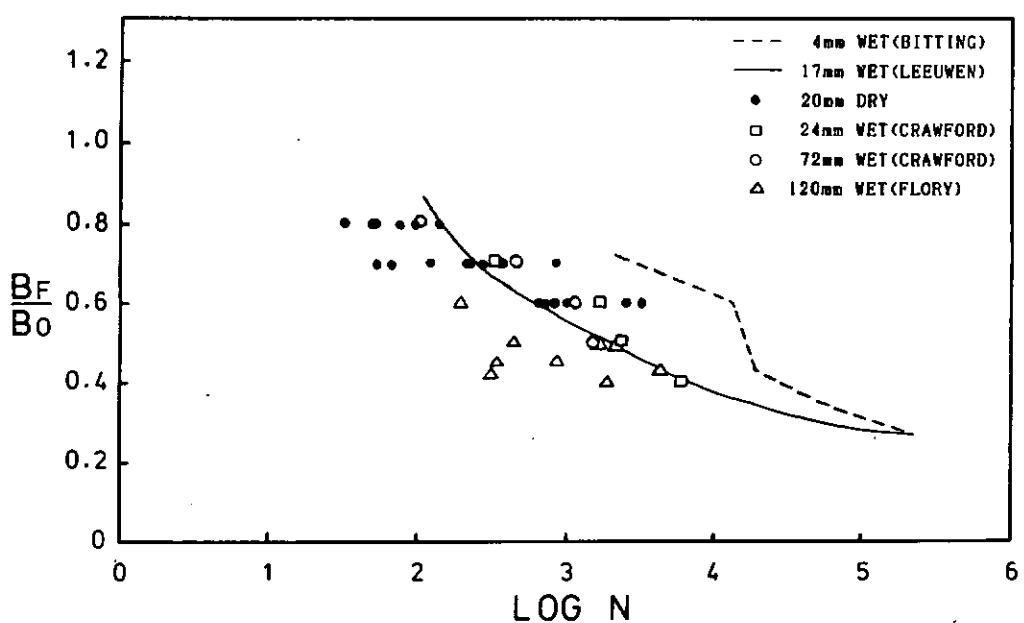


図 4.1.8 ナイロン索の疲労強度

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、1984.
- 2) F.Matanzo : Axial Fatigue of Corroded Wire in Sea Water, OTC 1579 (1972)
- 3) 飯田國廣他：ワイヤロープの引張り疲労強度と繰返し応力一歪応答、日本造船学会論文集、第154号、1983
- 4) F.L.Lague : "Marine Corrosion" Wiley (1975) 224
- 5) 丸山典夫他：高強度鋼の海水環境各種条件下における疲労強度、日本鉄鋼協会第107回講演大会講演概要集 S 594 (1984)
- 6) K.R.Bitting : Fatigue Failure in Nylon Ropes, Marine Technology Society Journal, Vol.14, No.5, 1980.
- 7) J.H.V.Leeuwen : Dynamic Behaviour of Synthetic Ropes, OTC 4003 (1981)
- 8) J.F.Flory : New and Used Strength of Large Marine Hawsers, OTC 4304, 1982.
- 9) H.Crawford and L.M.McTernan : Cyclic Testing of Continuously Wetted Synthetic Fiber Ropes, OTC 4635, 1983.

4.2. 鎖の強度

4.2.1 経年チェーンの強度

(1) 目的

浮体の係留に供されているチェーンは、時間の経過とともに、海水による腐食を受けて漸次衰耗し、その上、リンク同士が接触する部分では、摩耗も加わって衰耗が進行する。このように経年変化したチェーンでは、これまで本部会で検討を進めて来た疲労被害の累積の他に静的強度自体の低下等が生ずる。

一方、チェーンに対しても、船体や海中構造物と同様に、電気防食を施すことが考えられる¹⁾。その場合に腐食疲労強度がどれ程改善されるかが問題となるが、これに関するデータは皆無である。

そこで本年度は、①経年変化した状態をモデル化したチェーン、及び②電気防食を施したチェーンについて疲労強度を実験にて調べた。

(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リンクチェーンであり、その製造方法は次の通りである。

- ① スタッドは全て、端部に有害な突起を持たない改良型とする。
- ② スタッドのリンクへの溶接は行わない。
- ③ 完成後はショットブラスト加工を施し、塗装は行わない。

供試チェーンは、同一工程により3リンクチェーン32体、20リンクチェーン1体を製作した。表4.2.1に疲労試験条件と供試体数の一覧を示す。

表4.2.1 試験条件と供試体数

原形 チェーン		衰耗モデル チェーン		
空 気 中 (RAN)	人工海水中		空 気 中	
	無 防 食 (RSC)	電 气 防 食 (RSP)	衰耗 3 年 (RAD3)	衰耗 9 年 (RAD9)
5	5	10	5	5

原形チェーンとは、製作したままのチェーンであり、これらのチェーンを用い腐食の影響とこれに対する電気防食の効果を調査した。また衰耗モデルチェーンとは、後に述べる方法によって経年変化量を仮定し、3年及び9年間衰耗が進んだ状態を想定して、新しいチェーンをグライダーで削り落したものである。

3リンクチェーンの残りの2体からは、試験片を切り出し、材料の機械的性質を調べた。

供試チェーンの形状及び耐力試験荷重については、前年度における試験と同様である¹⁾。

チェーンを製作するために用いた丸鋼（JIS SBC70相当）の化学成分を表4.2.2に示す。丸鋼及び耐力試験実施後のチェーンから切り出した材料の、機械的性質を表4.2.3に示す。本材料の規格上の引張強さは70kgf/mm²であり、実物はこれをかなり上回っている。また、チェーン製造工程を経て、曲げ加工及び熱処理を受けた材料は、わずかに性状が変化し、特にフラッシュバット溶接部では、伸び及び衝撃吸収エネルギーが減少している。

表4.2.2 化学成分（%）

C	Si	Mn	P	S
0.36	0.28	1.57	0.020	0.029

表4.2.3 機械的性質

		引 張 試 験				衝撃試験（0℃）			
		降伏点 (kg/mm ²)	引張強さ (kg/mm ²)	伸 び (%)	絞 り (%)	① (kg-m)	② (kg-m)	③ (kg-m)	Ave (kg-m)
チェーン用丸棒（熱処理前）		53.3	74.7	26.3	62.3	5.3	7.7	4.8	5.9
チェーン切出材	母 材 部	61.0	76.0	22.9	65.4	18.9	19.8	26.1	21.6
	溶 接 部	60.4	76.0	17.9	60.5	11.2	7.7	8.6	9.2

(3) 衰耗と強度低下

(a) チェーンの衰耗量調査

チェーンの衰耗による強度低下を明らかにするためには、衰耗量を何らかの方法で仮定しなければならない。

しかし、チェーンの衰耗量については、前年度の本部会報告にも述べたとおり、公表されたデータはほとんどない。そこでここでは、航路標識ブイの係留用として、山形県鶴岡市由良沖で昭和55年8月から58年6月までの約3年間使用されていた、呼び径38mmのチェーンの形状を調査し、これを基にして衰耗チェーンのモデル化を行うこととした。図4.2.1は、航路標識ブイの係留方法を示したものである。図中のⒶ、Ⓑ及びⒸのチェーンについて（Ⓐ、Ⓑはそれぞれ28リンク、Ⓒは81リンクより成る）各部の寸法計測を行い、各グループでの平均値を求めた。結果を表4.2.4に示す。なお、表中の計測点は表下に示す記号に対応している。

このチェーンの使用前の詳細寸法は計測していないが、表4.2.4から概略、次のことが言える。

Ⓐ 計測点B、C、D、E、Gに比較して、B'、C'、D'、E'、G'での衰耗量が大きい。

Ⓑ Ⓑの枝鎖より、Ⓒ主鎖の方が衰耗が大きい。これは引き揚げた鎖に、海面下10m位まで、かなりの量の生物付着が見られたことと関係があると思われる。

(b) 衰耗チェーンのモデル化

上に述べた調査結果をもとに、以下に述べる手順で衰耗量（経年変化量）を仮定してモデルチェーンを作成し

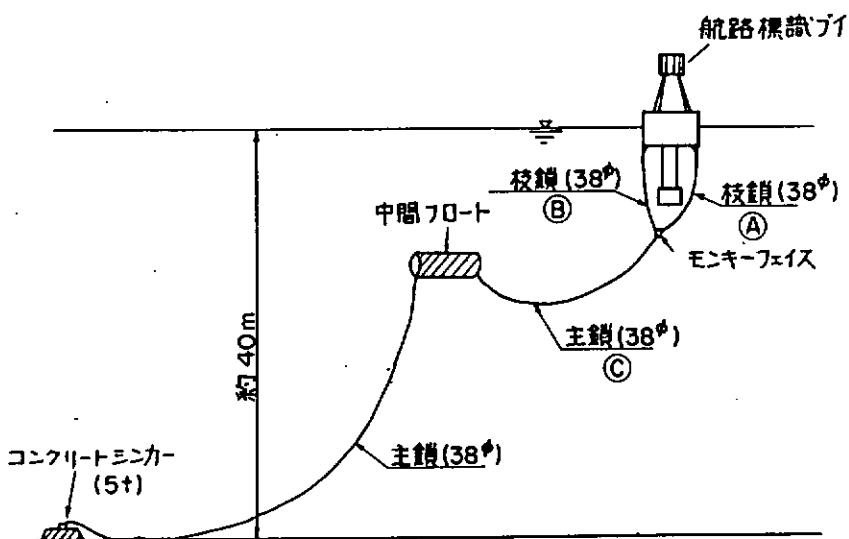
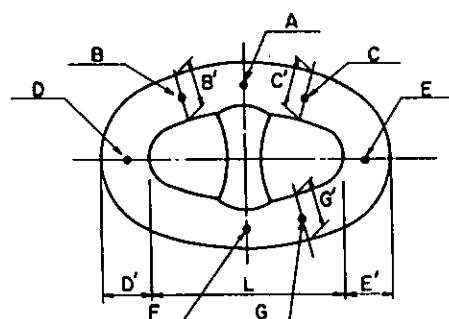


図 4.2.1 航路標識ブイの係留方法

表 4.2.4 航路標識ブイ係留用チェーンの寸法計測結果

(単位mm)

位置 計測点	フジニ A (スリット平均値)	フジニ B (スリット平均値)	フジニ C (スリット平均値)
A (フジニユート部)	40.5	40.0	36.2
B	37.5	37.7	35.9
B'	35.6	36.1	34.8
C	37.5	37.7	36.1
C'	36.5	36.1	34.9
D	38.2	38.3	37.6
D'	36.7	36.7	34.7
E	38.4	38.4	37.7
E'	36.8	36.7	34.9
F	38.6	38.5	36.1
G	38.4	38.4	36.5
G'	35.1	35.9	34.8
L	160.0	156.9	159.2



六

- ① まず、呼び径 4.0 mm の新しいチェーンの各部寸法を計測し（表 4.2.5(1)）、呼び径（4.0 mm）との比を求め、この比が呼び径 3.8 mm のチェーンでも同一であるとして、その衰耗前の元寸法を推定した（表 4.2.5(2)）。
 - ② 推定した元寸法と、衰耗の最も大きい①主鎖の実測値（表 4.2.5(1)）とから、3 年間での衰耗量を推定した（同(2)）。
 - ③ 計測点 D' 及び E' だけは、腐食と摩耗とが共存している。

以上の仮定により、図 4.2.2 に示す 3 年衰耗モデルの削り込み量を決定した。さらに比較のため、これらの削り込み量を単純に 3 倍にして、9 年衰耗モデルと仮定した。

リンクの削り込みは電動グライダーにより行った。その後、表面状態を実際の耗耗チェーンに近づけるため、塩酸に24時間浸漬した後大気中に放置し、以後約10日間、人工海水を定期的に噴霧して発錆を促した。

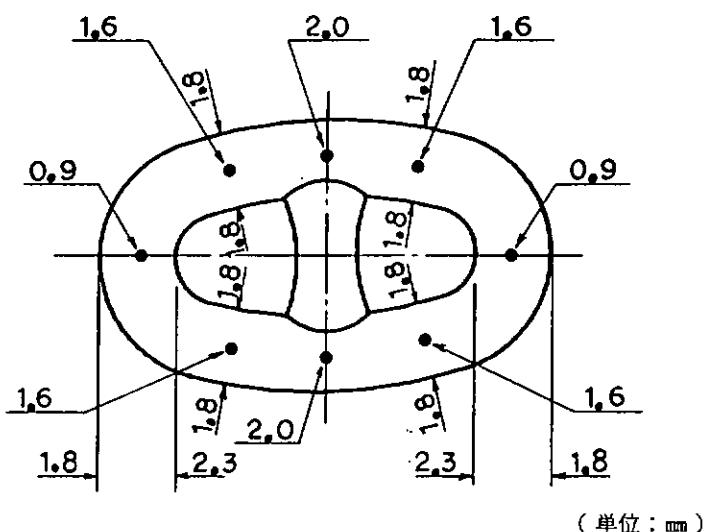


図 4.2.2 3年衰耗モデルの削り込み量

(c) 靜的強度

衰耗チェーンの静的強度を調べるために、静引張試験を実施した。試験装置は、後述する疲労試験と同じものを使用した。

得られた荷重と変位の関係を、図4.2.3に示す。40φチェーンの切断試験荷重は131トンであるが、3年衰耗チェーンでもこの荷重まで破断は起らなかった。一方9年衰耗チェーンでは強度は大きく低下し、切断試験荷重の70%に満たない荷重で破断に至った。

図4.2.4は、衰耗後の実断面積を用いてリンク平行部における公称応力を求め縦軸とし、伸び量をリンクの元の長さで無次元化して横軸としたものである。これによると3種類のチェーンで余り差がなくなる。すなわち、経年変化を腐食や摩耗による形状的減耗と見なすかぎり、今回仮定した衰耗量の範囲では衰耗後の実断面積の減少に比例して破断荷重が減少するといえる。

(d) 疲勞強度

100トン油圧サーボ式疲労試験機を用い、疲労試験を行った。試験装置は後述する。試験条件は、荷重が26, 32, 40, 60, 90トンから適宜4種類を選び、応力比(最小荷重/最大荷重)を0.05で一定とした。荷重の繰り返し周波数は0.5~1.5Hzとした。

試験結果を表 4.2.6 に示す。

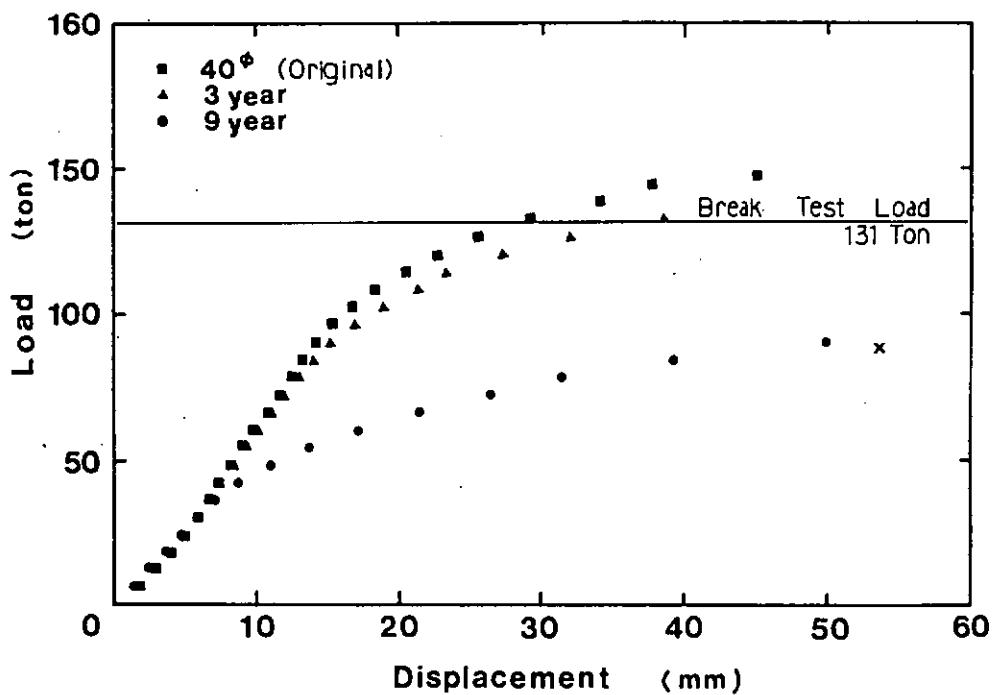


図 4.2.3 衰耗チェーン静引張試験結果

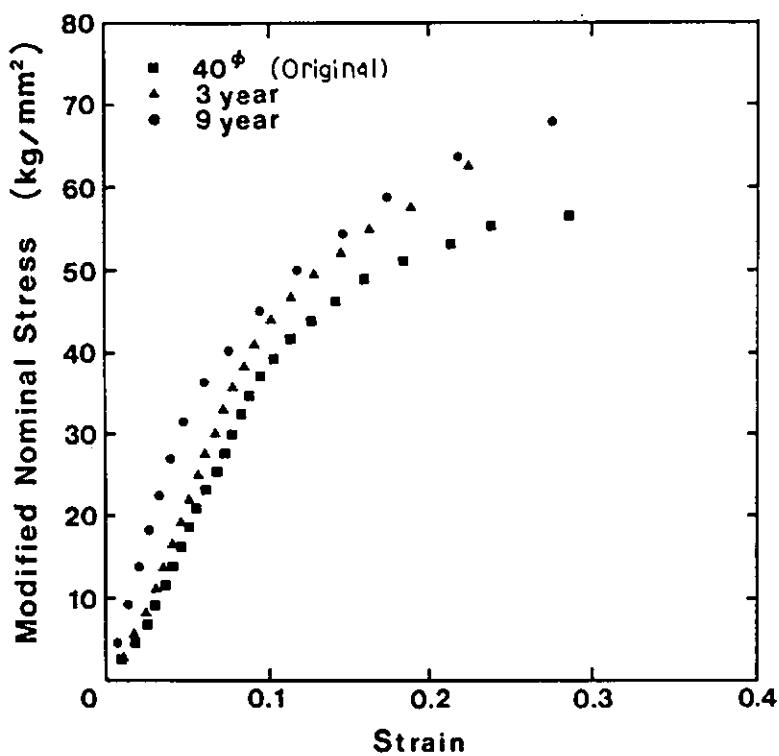
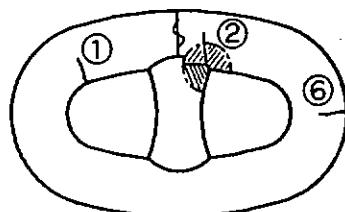


図 4.2.4 実応力と歪の関係

表 4.2.6 疲労試験結果(衰耗チェーン)

供試体 番号	最大荷重 ～最小荷重 (TON)	荷重範囲 (TON)	σ_N/σ_B	試験条件			破断		備考
				A:原形チェーン M3:3年耗耗 M9:9年耗耗	海水 温度 (°C)	周波 数 (Hz)	回数 (N↑)	個所	
RAN 1	1～27	26	1.478×10^1	A	0.3 2.0	1.504 $\times 10^6$	②	端末リンク 破断	
2	3～63	60	3.40×10^1	A	0.3 1.5	7.60×10^4	②		
3	2～42	40	1.274×10^1	A	0.3 1.5	3.93×10^5	①		
4	5～95	90	5.116×10^1	A	0.3	1.23×10^4	①		
5	2～34	32	1.819×10^1	A	0.3 2.0	1.185×10^6	②	端末リンク 破断	
RAD 1	2～42	40	2.274×10^1	M3	1.0 1.5	3.18×10^5	①		
2	3～63	60	3.410×10^1	M3	0.5 1.0	4.92×10^4	①		
3	5～95	90	5.116×10^1	M3	0.5	6.57×10^3	①		
5	2～34	32	1.819×10^1	M3	1.5	3.62×10^5	⑥		
RAD 6	2～42	40	2.274×10^1	M9	1	1.69×10^4	①		
7	3～63	60	3.410×10^1	M9	0.5	6.81×10^3	①		
9	2～34	32	1.819×10^1	M9	1	5.14×10^4	①		
10	1～27	26	1.478×10^1	M9	1.5	4.40×10^5	⑥		

破断位置



供試体 RAN1～5 は原形チェーン、RAD 1～5 は 3 年耗耗、RAD 6～10 は 9 年耗耗チェーンである。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で除した値を、また破断応力 σ_B は、材料の公称引張強さ 70 kgf/mm² を用いた。RAN 1 と RAN 5 で端末チェーンが破断した他は、全て中央リンクより破断した。破断位置は表下の図に示す。

図 4.2.5 の結果を図示する。横軸は破断までの荷重の繰り返し数(破断寿命)、縦軸は σ_N/σ_B を示す。3 本の実線はそれぞれ、原形チェーン、3 年耗耗チェーン、9 年耗耗チェーンの中央線である。3 年耗耗チェーンの強度低下は、それ程大きくないが、9 年耗耗チェーンは極端に強度が低下していることが判る。

図 4.2.6 は、実測断面積から求めた応力を同じく σ_B で無次元化し、縦軸にとってプロットしたものである。これによれば 3 種類のチェーンともほぼ 1 つにまとまり、静的強度と同様に、耗耗後の実断面積の減少に比例して疲労強度が減少するといえる。

(4) 防食の効果

(a) チェーンの防食方法

一般にチェーンは、製造後瀝青系塗料を塗布して出荷されるが、これは防食法としては十分なものではなく、使用開始後早い時期に、完全にペアな状態になると考えられる。一方前述のように、犠牲陽極(アノード)によ

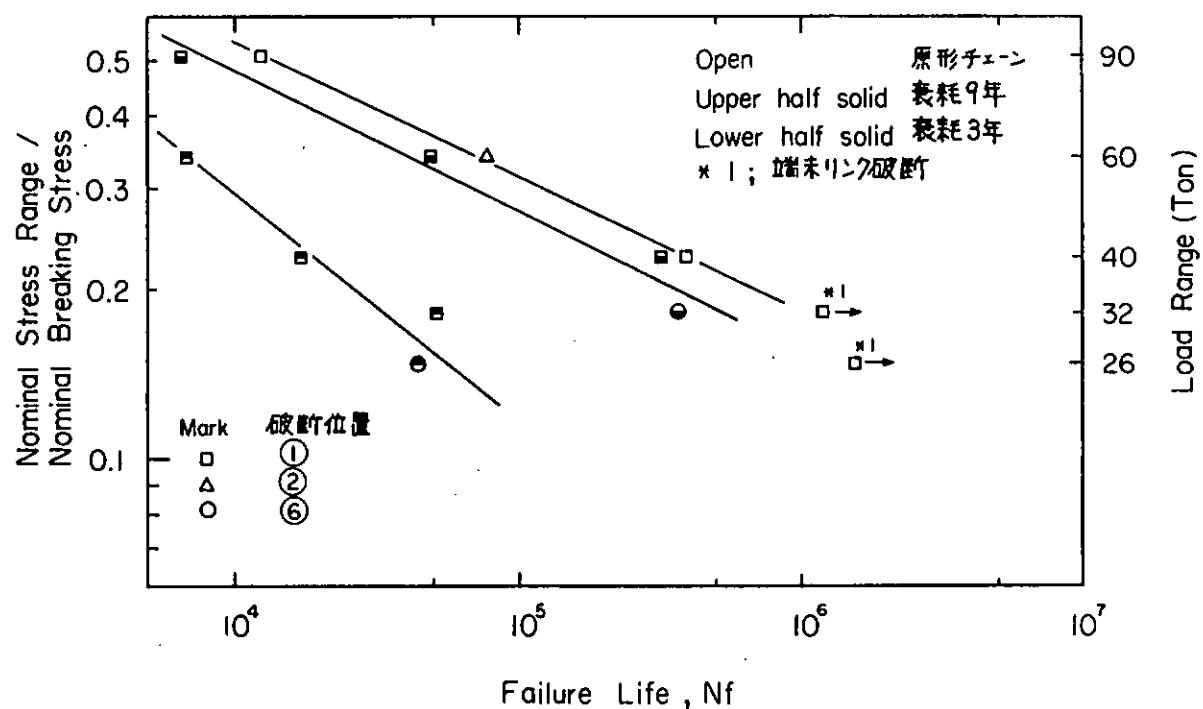


図 4.2.5 耗耗チェーンの疲労試験結果

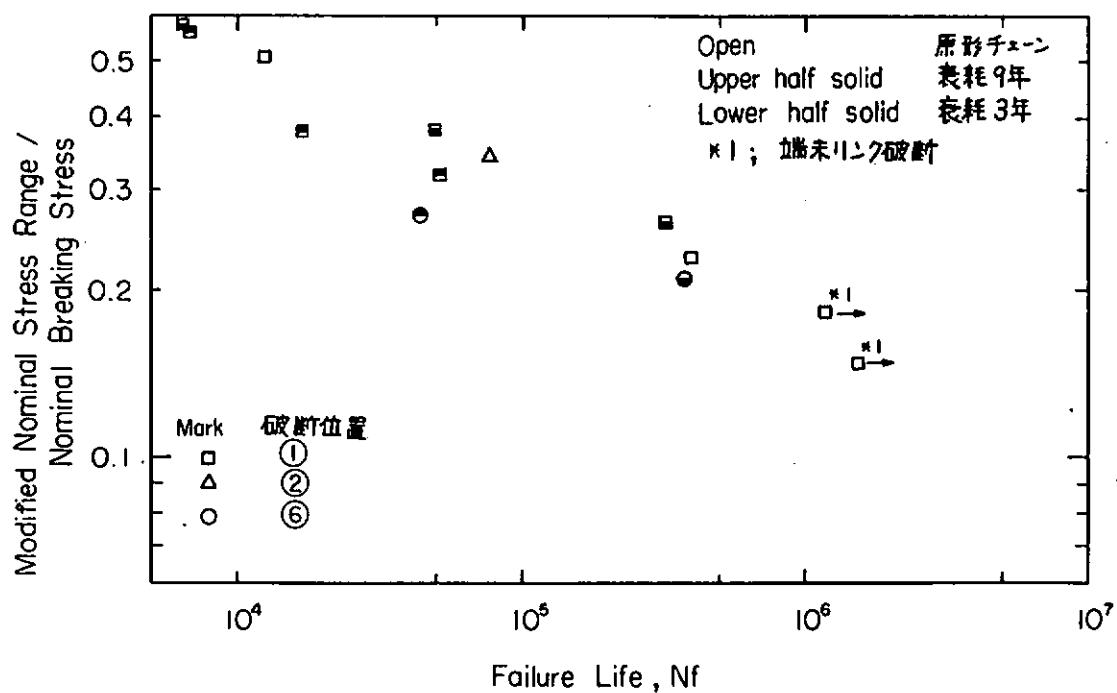


図 4.2.6 実断面積で補正した疲労試験結果

る防食は、チェーンに対しても有効であるとの報告があり¹⁾、これが腐食疲労強度の改善にも効果があるか確かめるため、疲労実験を行った。ただし、アノードによる防食は、その大きさや個数、取付要領等によって、結果が左右されることが予想され、防食条件を自由に制御することが困難でもあり、ここでは外部電源方式を用いることとした。

図 4.2.7 に電気防食要領を示す。

電気防食は、ボランシオスタットを使用し、カソード定電位防食法で行った。その時の電位は防食効果を大きく左右するため、いくつかの決定法^{2), 3)}について検討した。

その結果、ここでは、一般的な考え方³⁾に基づき、腐食疲労実験中のチェーンの浸漬電位（自然電位）を破断に至るまで計測し、その電位に対して、約 0.2 V 階分極を加えたものを防食電位とする方法を用いた。

図 4.2.8 に腐食疲労実験中におけるチェーンの電位と海水の pH の計測結果を示す。腐食疲労実験中の浸漬電位は、時間の経過と共に卑となっている。これは、繰返し荷重により保護皮膜が形成されないことと、腐食の進行を意味するものと考えられる³⁾。しかし、

その電位の変化は、飽和カロメル電極（SCE 電極）では -0.66 V ~ -0.67 V の間にあることから、本実験での防食は、-0.85 V と決めた。これは、従来経験的に最適な電位と言われている値と一致している。

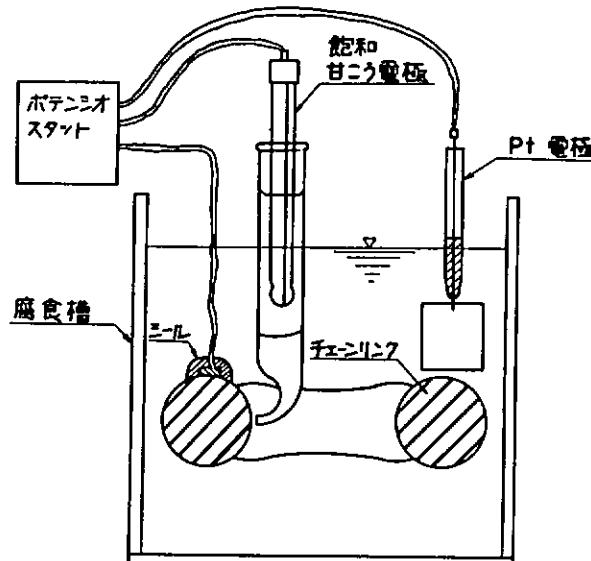


図 4.2.7 電気防食要領

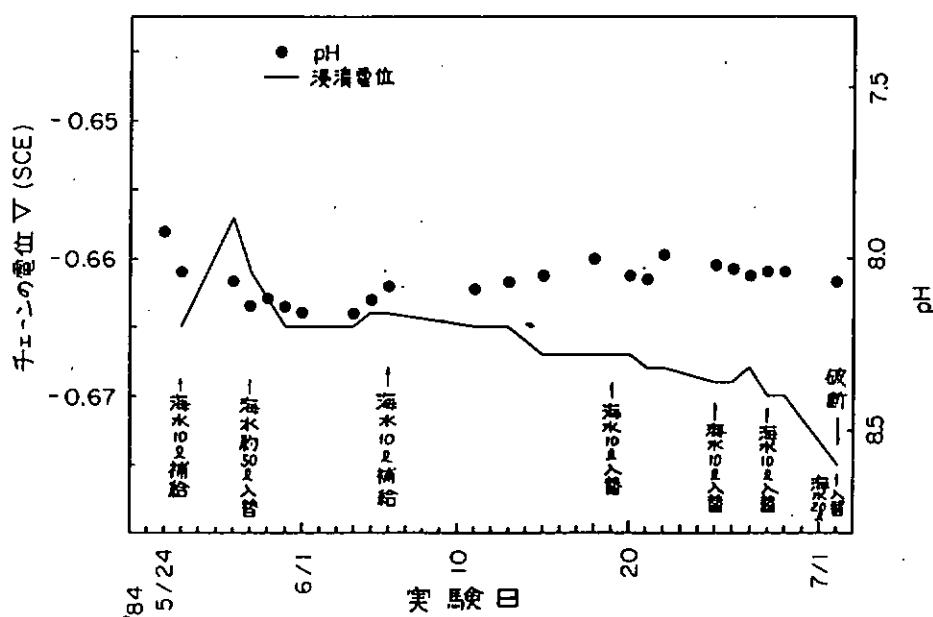


図 4.2.8 チェーンの電位と海水の pH の変化

(b) 腐食疲労試験要領

図 4.2.9 に本実験の加工システムを示す。本システムは、前年度報告のものと同じものを用いた。ただし電気防食実施上、必要な絶縁対策を行った。

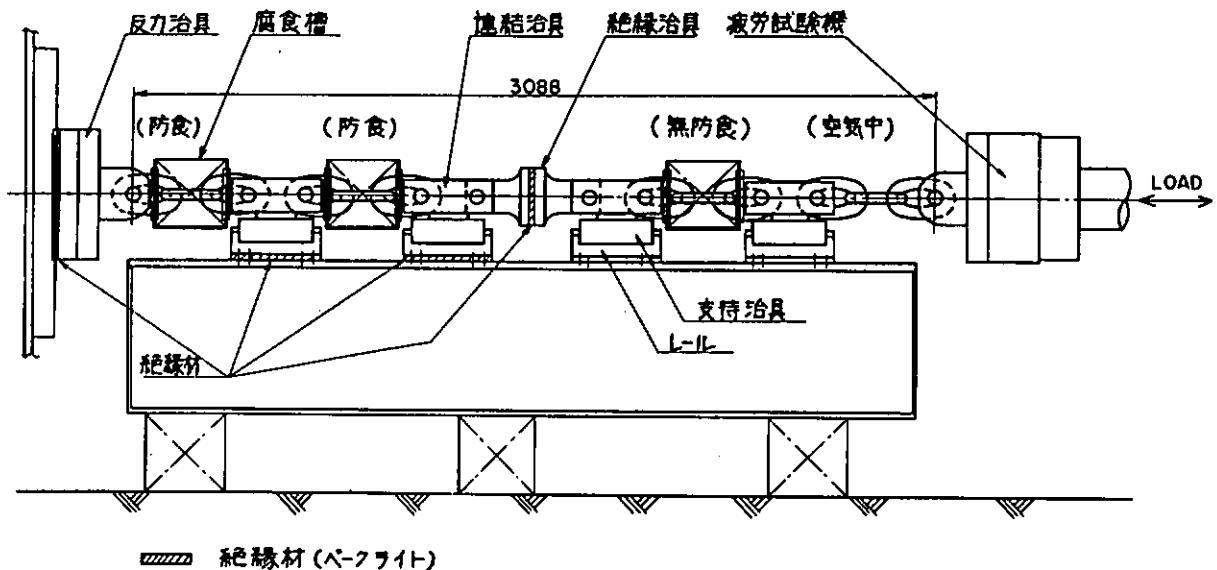


図 4.2.9 疲労試験加力システム

海水中無防食チェーン及び、海水中防食チェーンは、目的が防食効果を調べることにあるため、各々のチェーン表面の初期状態を均一にしておく必要がある。そのため、実験に先立ち脱脂を完全に行つた後、10%硫酸(50°C)により酸洗いを行つた。

本試験で用いた海水循環装置等は、昨年度と同じである。なお、人工海水のpHは、25°Cにおいて8.2になるように調整し、実験中は、腐食槽内で常に20°C±1°Cになるよう制御した。

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。荷重範囲については前述の衰耗チェーンの場合と同じ5種類とした。荷重の繰返し速度は、腐食疲労試験結果に大きく影響するといわれ⁴⁾、一般的には海洋波の平均的な波周期を考慮し、毎分10回(0.167Hz)が採用されている。そこで、ここでは試験日数の短縮を目的とし、20リンクチェーンより切り出した砂時計形試験片を用いて腐食疲労実験を行い、繰り返し速度の影響を調べた。

図4.2.10に、繰り返し速度毎分10回(0.167Hz)及び、毎分18回(0.3Hz)での腐食疲労実験結果を示す。図中○印は繰り返し速度毎分10回、□印は毎分18回を示す。この範囲では繰り返し速度の影響は全く見られない。このことから、チェーンの腐食疲労試験は全て繰り返し速度を毎分18回とした。

(c) 試験結果

試験結果を表4.2.7に示す。供試体RSCは無防食チェーン、RSPは電気防食を施したチェーンである。結果を図4.2.11に示す。ここには、比較のため原形チェーン(RANシリーズ)の空気中の疲労試験結果も、合わせて示す。3つの直線は、3種類のチェーンの結果の中央値を示す。高応力域($\sigma_r/\sigma_B = 0.5$)では、3種類のチェーンの疲労強度は全く差がない。中間応力域では、空気中と腐食環境下とで明瞭な差が現われるが、防食の効果は全く見られないか、又はむしろ有害である。一方低応力域($\sigma_r/\sigma_B < 0.2$)では、防食の効果が顕著に

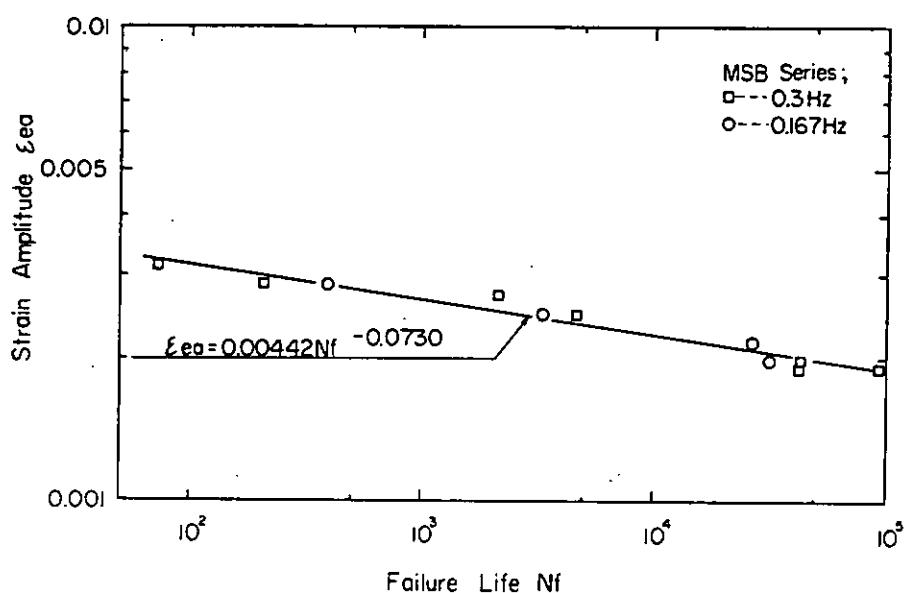


図 4.2.10 砂時計形試験片による腐食疲労試験結果

表 4.2.7 腐食疲労試験結果

供試体番号	最大荷重 ~最小荷重 (TON)	荷重範囲 (TON)	σ_N/σ_B	試験条件				破断	
				C:無防食	海 水 温 (°C)	周波数 (Hz)	回数(N_f)	個所	
R S C 1	1 ~ 2 7	2 6	1.478×10^{-1}	C	2 0	0.3	8.95×10^5	①	
	2 3 ~ 6 3	6 0	3.410×10^{-1}	C	2 0	0.3	3.85×10^4	②	
	2 ~ 4 2	4 0	2.274×10^{-1}	C	2 0	0.3	1.43×10^5	①	
	5 ~ 9 5	9 0	5.116×10^{-1}	C	2 0	0.3	1.57×10^4	①	
	2 ~ 3 4	3 2	1.819×10^{-1}	C	2 0	0.3	3.20×10^5	②	
R S P 2	3 ~ 6 3	6 0	3.410×10^{-1}	P	2 0	0.3	4.57×10^4	①	
	2 ~ 4 2	4 0	2.274×10^{-1}	P	2 0	0.3	9.39×10^4	②	
	5 ~ 9 5	9 0	5.116×10^{-1}	P	2 0	0.3	1.47×10^4	①	
	3 ~ 6 3	6 0	3.410×10^{-1}	P	2 0	0.3	3.33×10^4	①	
	2 ~ 4 2	4 0	2.274×10^{-1}	P	2 0	0.3	1.32×10^5	①	
	2 ~ 3 4	3 2	1.819×10^{-1}	P	2 0	0.3	$>2.00 \times 10^6$	—	
	2 ~ 3 4	3 2	1.819×10^{-1}	P	2 0	0.3	$>2.00 \times 10^6$	—	
	5 ~ 9 5	9 0	5.116×10^{-1}	P	2 0	0.3	1.33×10^4	①	
	2 ~ 4 2	4 0	2.274×10^{-1}	P	2 0	0.3	1.11×10^5	①	

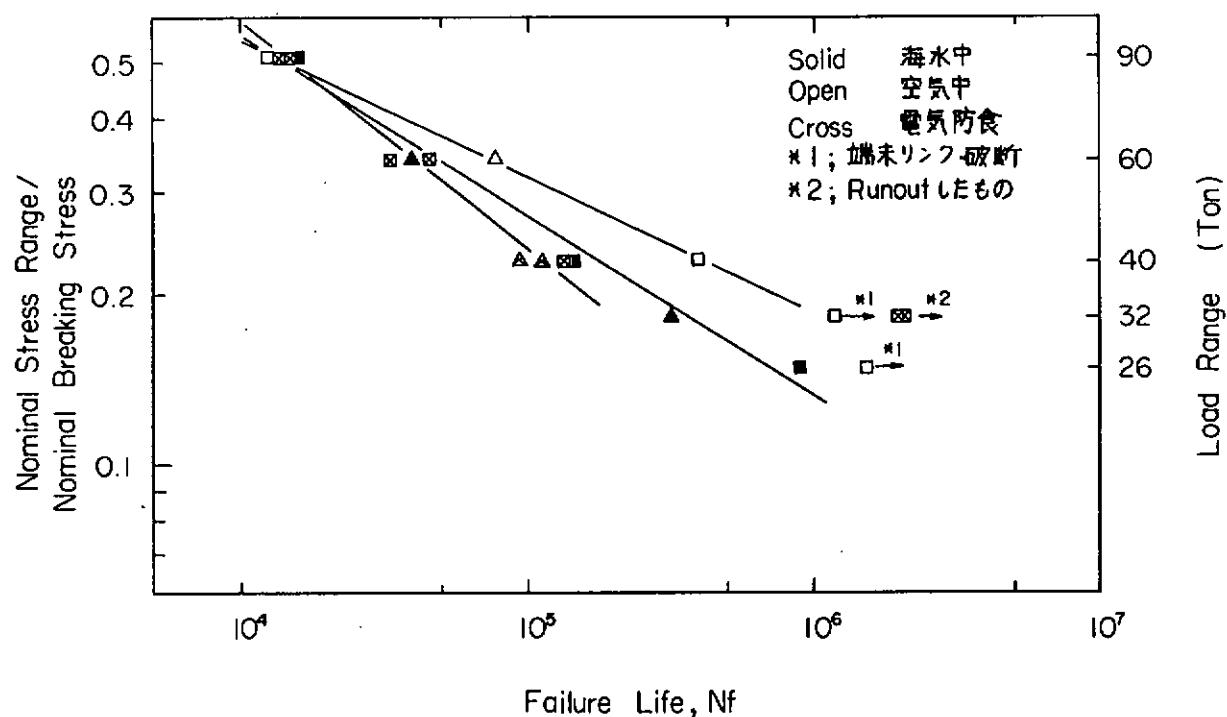


図 4.2.1.1 腐食疲労試験結果

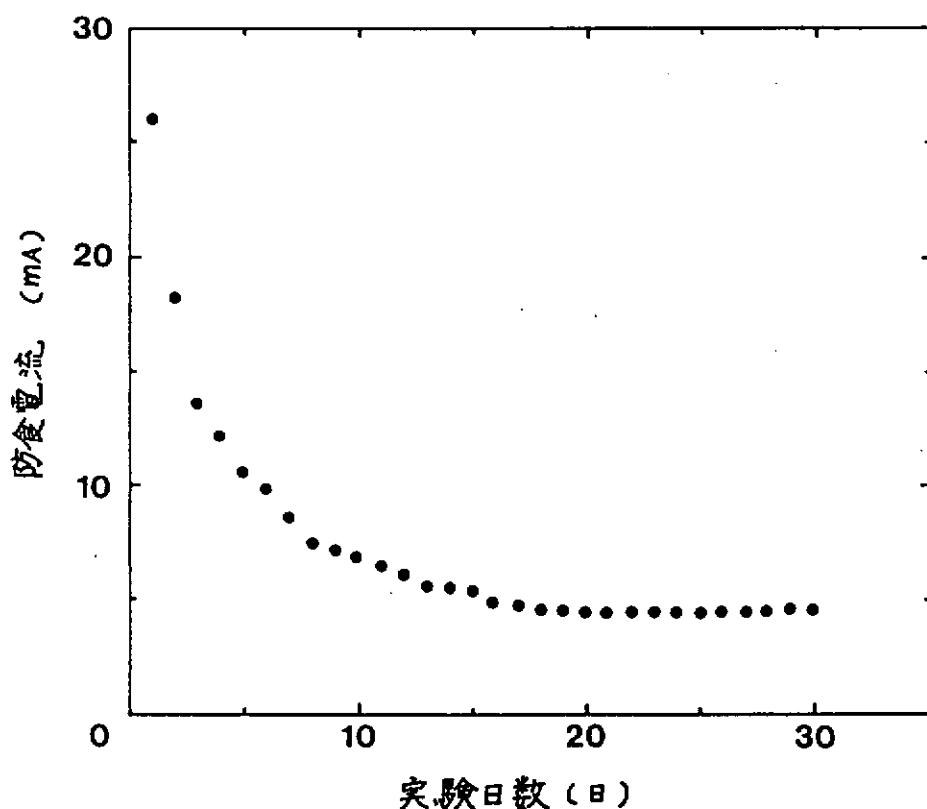


図 4.2.1.2 防食電流の時間変化

現われている。このように、防食の効果が高サイクル領域に入つてはじめて現われる現象は、以下のように考えられる。図4.2.1-2は、チェーンの防食電位を前述のように-0.85Vに保つたときの、所要電流の時間変化を観点したものである。これに見るようすに、防食電流はスタート時点ではかなり大きいが、日数が経つにつれて減少し、およそ20日程かかって一定値に落ちついている。この間チェーンの表面は、スタートと同時に黒色に変わり、以後徐々に乳白色の保護皮膜が形成されて来る。そして電流値が一定値に落ちつくと同時に、表面状態も一定になる。この結果から、チェーンの表面が防食電流により安定した防食状態になるまでに、20日前後の時間がかかっていることが推測される。この安定状態に到達するより前では、腐食疲労強度上も効果が現われないといえる。

(5) まとめ

本部会ではチェーンの疲労強度に関して、4年間に亘って調査研究を行つて来た。そこで、これまでの調査研究で明らかになつた結果をここにまとめる。

図4.2.1-3は、これまでに得られたチェーンの疲労強度データを、まとめて示したものである。図中○、●印は昨年度以前に得られているデータを、□、■印は本年度得られたデータを示す。また白抜き記号は空気中のデータ、黒印は腐食疲労データである。一方図中の実線は、空気中の疲労強度データ全てについて直線回帰したときの-20(97.6%非破壊確率)の線(下限線と呼ぶ)である。また一点鎖線は、スタッド端部の詳細について改良を施したもの、同じく下限線である。さらに点線は、腐食疲労強度データのみについての下限線を示す。それらの直線の回帰式は、次の通りになる。

$$\sigma_r / \sigma_B = 9.01 N_f^{-0.338} \quad (\text{空気中})$$

$$\sigma_r / \sigma_B = 7.79 N_f^{-0.309} \quad (\text{スタッドの改良型})$$

$$\sigma_r / \sigma_B = 2.07 N_f^{-0.432} \quad (\text{海水中})$$

以上の結果を踏まえ、これまでに得られた主な結論をまとめると、以下のようになる。

- 1) チェーンリンクのペンド部の応力集中係数は約3.5であり、この部分からの疲労破壊が、チェーンの疲労強度の上限を与える(昭和57年度報告書4.4.2)。
- 2) スタッドの押し込みによるへこみは、疲労強度を低下させるが、その端部に有害な突起等を持たせないこと等形状を改良することにより、解決できる(昭和58年度報告書3.3.1)。
- 3) スタッドをリンクに溶接することは、疲労強度上有害である(昭和58年度報告書3.3.1)。
- 4) 平均応力の高い係留方式では、その影響は無視できない。そして、平均応力の影響は、直線則で良く説明できる。
- 5) チェーンの疲労強度に対する腐食の影響は、きわめて大きい。
- 6) 衰耗したチェーンについては、形状的要因以外のものが無視できるとすれば、断面積の減少に比例して強度が低下するといえる。
- 7) 電気防食により、海水中の疲労強度はかなり改善できる。ただし、リンク同士の摩耗は別途考慮する必要がある。

なお、本文中に述べた由良沖航路標識ブイ係留用チェーンは、海洋科学技術センター堀田平氏の御厚意により借用したものである。

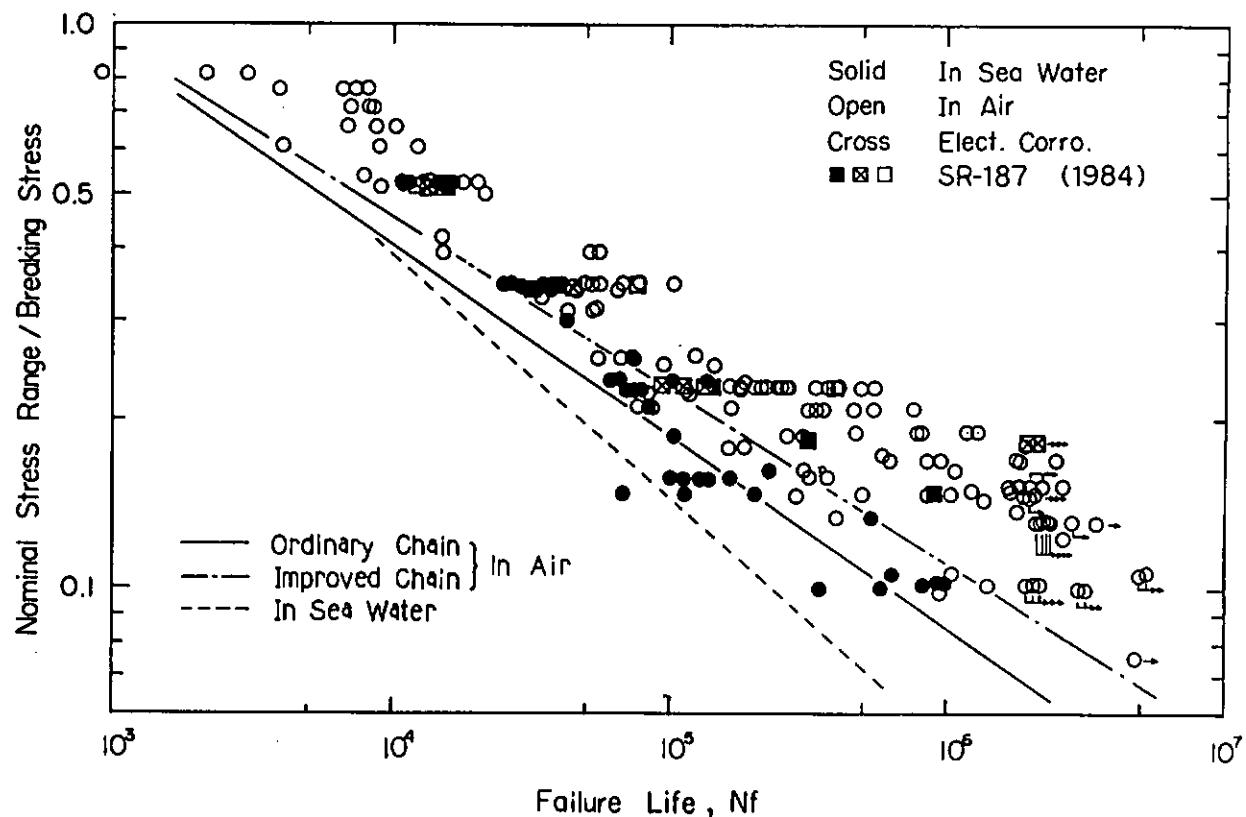


図 4.2.1 3 チェーンの疲労強度

4.2.2 脆性破壊

(1) 実験的目的

半潜水型オイル・リグの係留には、API規格のORQ (Oil Rig Quality) チェーンが多く使用されて来たが、最近、Det norske Veritas 規格のK4 チェーンが使用されるようになって来た。そこで、昨年と同じ呼び径の7 6 φmm-K4 チェーンについて、昨年度ORQ およびG3 (JIS、3種) チェーンで行ったと同様の実験を行い、これら各種チェーンの脆性破壊特性を比較検討した。

(2) 供試チェーン

表4.2.8に示す化学成分からなる7 8 φmm棒鋼を用い、焼入焼戻し処理として製造したK4 チェーンの規格を満たすチェーンを供試チェーンとした。

表 4.2.8 供試チェーンの化学成分(%)

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	Nb	Al
0.22	0.26	1.36	0.022	0.005	0.72	0.97	0.48	0.026	0.035

(3) 実験方法

(a) 機械的試験

供試チェーン・リンクの母材部、溶接部の2/3R位置から切り出したJIS 14号引張及びJIS 4号衝撃試験片により、チェーン材の機械的試験を実施した。

(b) チェーンの耐力及び破断試験

5リンク・チェーンに引張荷重を負荷し、K4規格耐力荷重(482tf)における全伸びを測定し、一度、除荷して永久伸びを測り、再び引張って、破断させて破断荷重を求めた。

(c) COD(Crack Opening Displacement)試験

チェーン・リンクの溶接部から、図4.2.1.3に示す試験片を切り出し、BS5762-1979⁵⁾に準じて種々の温度でCOD試験をした。

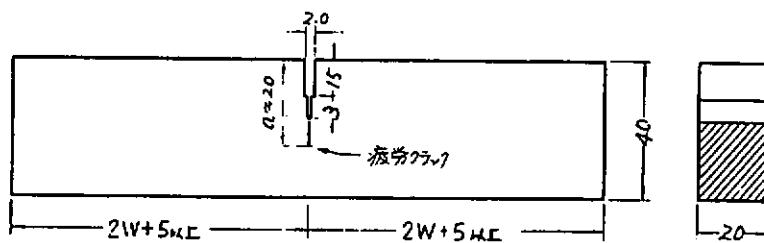


図4.2.1.3 チェーン・リンクから切出したCOD試験片

(d) チェーンの低温切欠引張試験

3リンク・チェーンからなる試験体の形状を図4.2.1.4に示す。ここで試験温度を-35°C一定にし、機械的に入れた切欠深さ、Lを変え、また一定切欠深さにおいて試験温度を種々変え、引張試験を行い、破断荷重を求めた。

(4) 試験結果及び考察

(a) 機械的試験

チェーン・リンクから切り出した試験片による引張及び衝撃試験の結果を表4.2.9及び図4.2.1.5に示す。

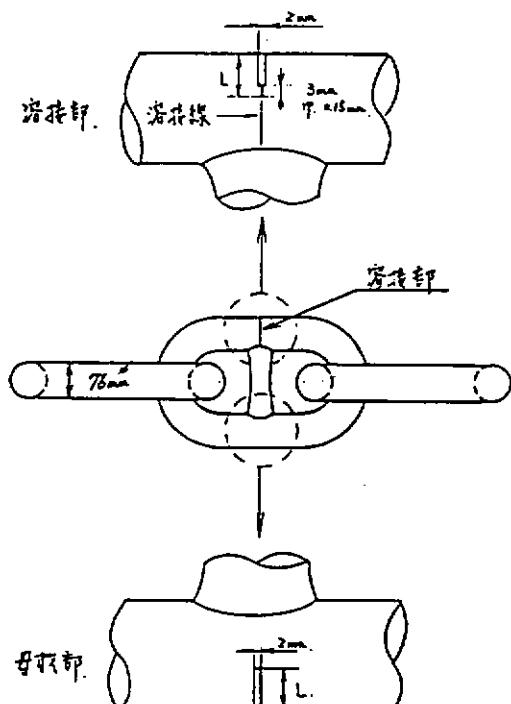


図4.2.1.4 3リンクチェーンの切欠引張試験片

表 4.2.9 供試チェーンの機械的性質*

位 置	引張強さ kgf/mm ²	耐 力 kgf/mm ²	伸 び %	絞 り %
母 材 部	96.8	85.9	17.6	69.0
溶 接 部	95.6	84.7	12.7	54.8

* JIS 14号引張試験片による。

図中には、前年度実施したORQ及びG3チェーンの溶接部のシャルピー遷移曲線を破線及び一点鎖線で示す。K4チェーン材の引張強さは、母材及び溶接部ともORQやG3チェーンが71~74kgf/mm²であるのに対して、90kgf/mm²以上である。また、図4.2.1.5からシャルピー値は、ORQやG3チェーン材よりすぐれていることが判る。

(b) チェーンの耐力及び破断試験

5リンク・チェーンのK4規格耐力(482tf)における全伸びは、16mmで、除荷後の永久伸びは14mmであった。その後、再負荷し、破断したときの荷重は、713tfであった。なお、76mmφ-K4チェーンの保証破断荷重は、613tf以上である。また、同サイズのORQ及びG3チェーンの引張破断荷重は、500tf前後である。したがって、K4チェーンは、これらの約4割増の強度があるといえる。

(c) COD試験

チェーン・リンク溶接部のCOD試験の結果を図4.2.1.6に示す。同図には、前年度試験したORQ、G3チェーン・リンク溶接部のCOD値も示す。これらのCOD値を用いて、それぞれのチェーンの規格耐力における最大許容欠陥深さを計算した¹⁾。その結果を図4.2.1.7に示す。同図をみてわかるように、各規格耐力かつ同一温度において、許容しうる最大の欠陥深さは、ORQ、K4、G3の順に大きくなる。そして、K4とG3とを比較すると両者のシャルピー及びCOD値には余り大きな差がないが、最大許容欠陥深さにおいてかなり大きな差が認められる。その原因としては、負荷の大きさ及び素材強度の差によるものと考えられる。

(d) チェーンの低温切欠引張試験

図4.2.1.3に示した試験体を-35°Cで試験した結果及び前年度において求めたORQ及びG3チェーンの結果を図4.2.1.8に併記する。この図から、同一切欠深さにおける破断荷重は、ORQ、G3、K4の順に大きい。しかし、各チェーンの規格耐力に耐える切欠深さは、G3がもっとも大きく、K4、ORQの順に小さくなる。この傾向は、図4.2.1.7の-35°Cにおける最大許容欠陥深さの順序と同じである。ただし、図4.2.1.7と、図4.2.1.8とを比較すると、前者の最大許容欠陥深さの方が小さい。これは、前者が疲労クラックをもとにしたものであり、後者が機械ノッチをもとにしたことによる差である。したがって、安全性の点からは、疲労クラックをもとにした図4.2.1.7を用いるべきである。しかし、これは破壊力学にもとづく計算結果であって、ここでは、これを補足する目的で機械ノッチをもとにした図4.2.1.8の実験を行っているので、両者の結果が、傾向において一致することは上に述べた通りである。

図4.2.1.9は、K4チェーンにおいて、機械ノッチ深さを約10mmと一定にし、試験温度を常温から-60°Cまで変えて、破断荷重を求めたものである。これでわかるように、このチェーンは-60°Cでも、650tf以上で破壊しており、通常の引張負荷では、10mmの切欠きがあっても、低応力破壊(耐力荷重以下の破壊)しないことが判る。

(5) 結言

以上の結果をまとめると、

- 1) $76\phi\text{mm}$ -K4チェーンの破断荷重は、同サイズのORQ、G3チェーンの破断荷重の約4割増である。
- 2) チェーン・リンク溶接部の低温破壊靭性は、ORQ、K4、G3（焼入焼戻処理したもの）の順に良くなる。

これを、各チェーンの規格耐力荷重、 -35°C での最大許容欠陥深さで示すと次のようになる。

K4チェーン（負荷482tfにおいて）：14mm

G3チェーン（負荷307tfにおいて）：23mm

ORQチェーン（負荷307tfにおいて）：5mm

したがって、同じサイズのチェーンでは、高負荷の係留にはK4チェーンがすぐれしており、極地のような低温域での係留には、焼入焼戻処理により製造したG3チェーンが良いといえる。

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、1984。
- 2) 腐食反応とその制御、産業図書（株）、1974。
- 3) 腐食防食協会：全属防食技術便覧、1978。
- 4) 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.
- 5) B S : 5762~1979, Method for Crack Opening Displacement (COD) Testing, 1979.

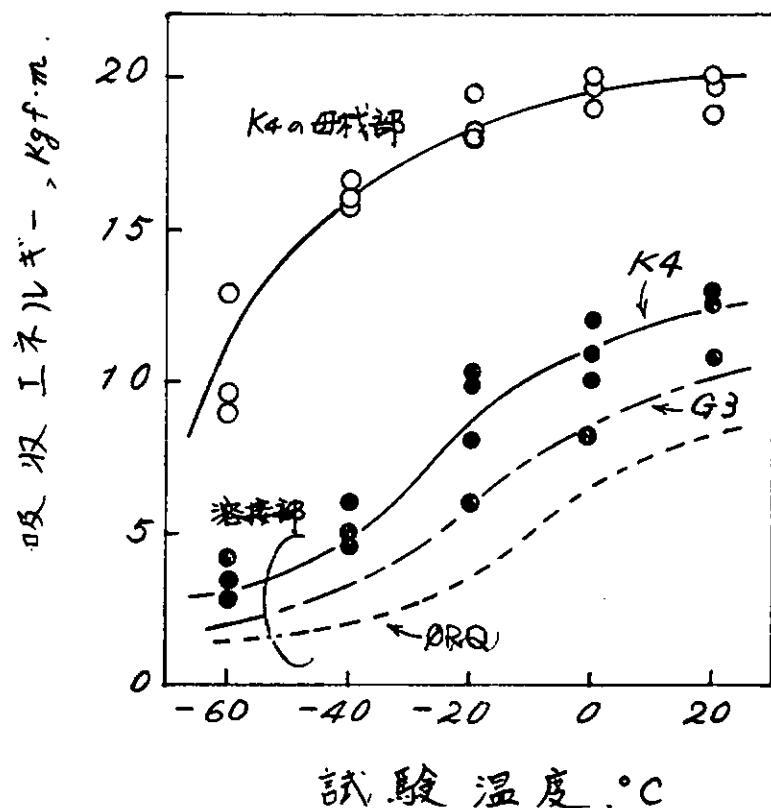


図4.2.1.5 供試チェーンから切り出した試験片によるシャルピー遷移曲線

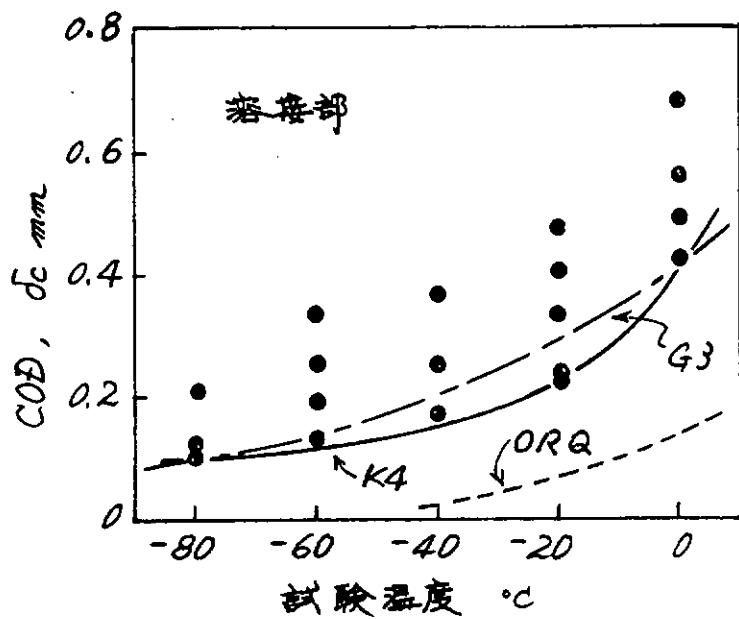


図 4.2.1 6 チェーン・リンク溶接部から切り出した試験片による C O D 試験結果

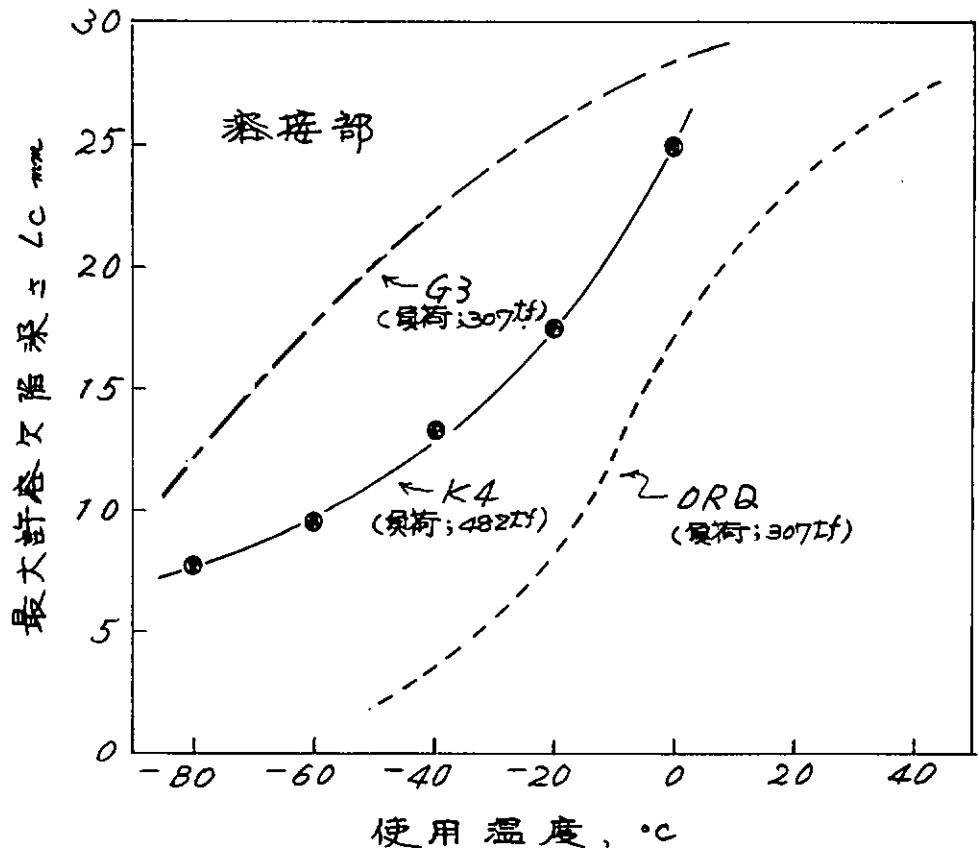


図 4.2.1 7 各種チェーン・リンクの溶接部のMin. C O D から計算した各温度での最大許容欠陥深さ

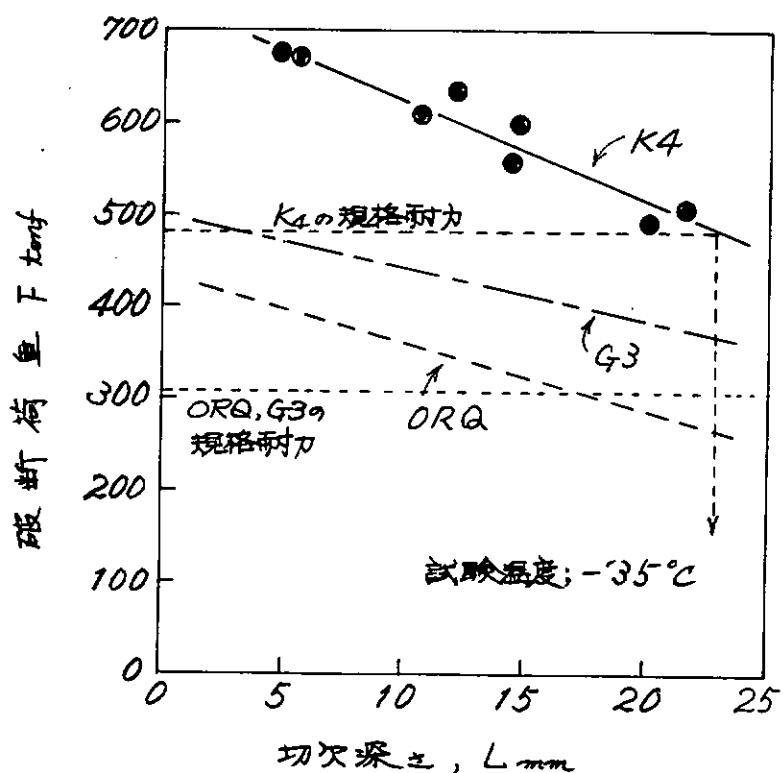


図 4.2.1.8 各種チェーン・リンク溶接部の -35°C における切欠引張試験結果

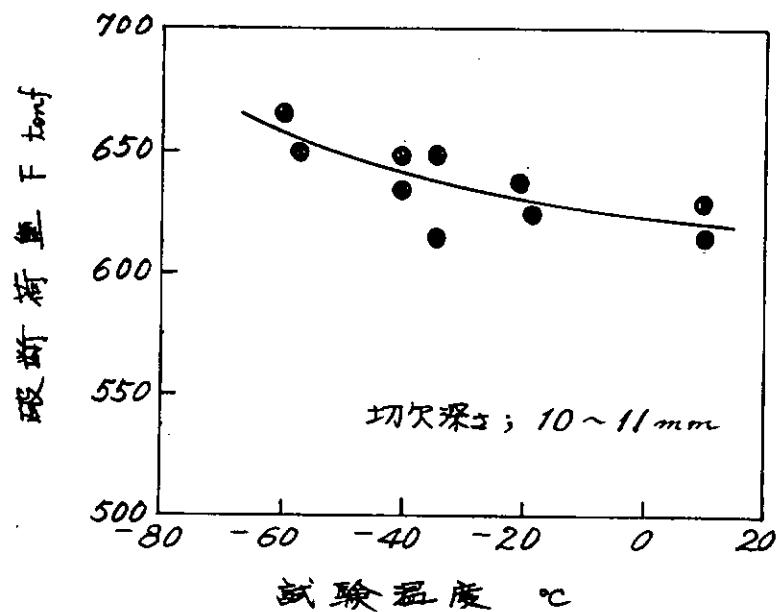


図 4.2.1.9 76φ-K4 チェーン・リンク溶接部に約 10 mm の切欠を付けた場合の低温切欠引張試験の結果

第5章 結 言

以上が、第187研究部会において昭和59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と成果並びに昭和56年度から昭和58年度までの調査研究の概要を記載したものである。

これらの調査研究の成果を総括し、報告書の末尾に従来の係留システムの設計指針や規則等に対して係留浮体の水平面内の長周期運動、係留ラインの動的影響及び係留用索・鎖の疲労強度等を勘案して係留システムの設計指針の内容の充実を図ると共に、簡便かつ実用性のあるものを作成して提示した。それは本研究部会に参加された各委員及び事務局の方々の努力と熱意によるところが大であるといえる。

したがって、新しい海洋空間等の有効利用としての海洋構造物の構想の創出や計画の作成に対して今回提示した係留システムの設計指針等が大いに活用されると同時に、深海域に索・鎖係留方式で係留された浮遊式海洋構造物が数多く実現する日が来るこことを祈って止まない。

付 錄 I

静的張力の3次元計算プログラム

A. 電算プログラムの説明

B. 電算プログラムのソースリスト及び計算例

A. 電算プログラムの説明

目 次

1. まえがき
2. インプットフォーマット及び説明
3. インプット要領

1. まえがき

静的張力の3次元計算に関しては、本研究部会からの昭和58年度報告書¹⁾あるいはそれを基にした井上らの報告²⁾に使用された電算プログラムを本研究部会に直接関与した委員の利用に供せられるように開発した。

したがって、計算のための理論式やフローチャート等は上述の報告書の通りであり、ここではそれらとの重複を避け、プログラムのインプット関連事項を記す。

電算プログラムはFORTRAN 77の原語で、計算機は HITAC-M-240-H システムを利用して開発されたが、FACOM-M-180 II AD システムの OSIV/F4 にもコンバートできることが確認されている。

1) (社)日本造船研究協会 第187研究部会 昭和58年度報告書

2) 井上義行、中川清七：潮流抵抗を考慮した深海係留ラインの静的特性計算、関西造船協会誌 第190号

2 インプットフォーマット及び説明

No		測定のデーターを与え 線路		実測値を使う場合と計算式を使う場合で、ソフトウェアが異なる。	
1	2	3	4	5	6
1	2	3	4	5	6
10	11	12	13	14	15
16	17	18	19	20	21
22	23	24	25	26	27
28	29	30	31	32	33
34	35	36	37	38	39
40	41	42	43	44	45
46	47	48	49	50	51
52	53	54	55	56	57
58	59	60	61	62	63
64	65	66	67	68	69
70	71	72	73	74	75
76	77	78	79	80	81
82	83	84	85	86	87
88	89	90	91	92	93
94	95	96	97	98	99
100	101	102	103	104	105
106	107	108	109	110	111
112	113	114	115	116	117
118	119	120	121	122	123
124	125	126	127	128	129
130	131	132	133	134	135
136	137	138	139	140	141
142	143	144	145	146	147
148	149	150	151	152	153
154	155	156	157	158	159
160	161	162	163	164	165
166	167	168	169	170	171
172	173	174	175	176	177
178	179	180	181	182	183
184	185	186	187	188	189
190	191	192	193	194	195
196	197	198	199	200	201
202	203	204	205	206	207
208	209	210	211	212	213
214	215	216	217	218	219
220	221	222	223	224	225
226	227	228	229	230	231
232	233	234	235	236	237
238	239	240	241	242	243
244	245	246	247	248	249
250	251	252	253	254	255
256	257	258	259	260	261
262	263	264	265	266	267
268	269	270	271	272	273
274	275	276	277	278	279
280	281	282	283	284	285
286	287	288	289	290	291
292	293	294	295	296	297
298	299	300	301	302	303
304	305	306	307	308	309
310	311	312	313	314	315
316	317	318	319	320	321
322	323	324	325	326	327
328	329	330	331	332	333
334	335	336	337	338	339
340	341	342	343	344	345
346	347	348	349	350	351
352	353	354	355	356	357
358	359	360	361	362	363
364	365	366	367	368	369
370	371	372	373	374	375
376	377	378	379	380	381
382	383	384	385	386	387
388	389	390	391	392	393
394	395	396	397	398	399
398	399	400	401	402	403
404	405	406	407	408	409
408	409	410	411	412	413
414	415	416	417	418	419
418	419	420	421	422	423
424	425	426	427	428	429
428	429	430	431	432	433
434	435	436	437	438	439
438	439	440	441	442	443
444	445	446	447	448	449
448	449	450	451	452	453
454	455	456	457	458	459
458	459	460	461	462	463
464	465	466	467	468	469
468	469	470	471	472	473
474	475	476	477	478	479
478	479	480	481	482	483
484	485	486	487	488	489
488	489	490	491	492	493
494	495	496	497	498	499
498	499	500	501	502	503
504	505	506	507	508	509
508	509	510	511	512	513
514	515	516	517	518	519
518	519	520	521	522	523
524	525	526	527	528	529
528	529	530	531	532	533
534	535	536	537	538	539
538	539	540	541	542	543
544	545	546	547	548	549
548	549	550	551	552	553
554	555	556	557	558	559
558	559	560	561	562	563
564	565	566	567	568	569
568	569	570	571	572	573
574	575	576	577	578	579
578	579	580	581	582	583
584	585	586	587	588	589
588	589	590	591	592	593
594	595	596	597	598	599
598	599	600	601	602	603
604	605	606	607	608	609
608	609	610	611	612	613
614	615	616	617	618	619
618	619	620	621	622	623
624	625	626	627	628	629
628	629	630	631	632	633
634	635	636	637	638	639
638	639	640	641	642	643
644	645	646	647	648	649
648	649	650	651	652	653
654	655	656	657	658	659
658	659	660	661	662	663
664	665	666	667	668	669
668	669	670	671	672	673
674	675	676	677	678	679
678	679	680	681	682	683
684	685	686	687	688	689
688	689	690	691	692	693
694	695	696	697	698	699
698	699	700	701	702	703
704	705	706	707	708	709
708	709	710	711	712	713
714	715	716	717	718	719
718	719	720	721	722	723
724	725	726	727	728	729
728	729	730	731	732	733
734	735	736	737	738	739
738	739	740	741	742	743
744	745	746	747	748	749
748	749	750	751	752	753
754	755	756	757	758	759
758	759	760	761	762	763
764	765	766	767	768	769
768	769	770	771	772	773
774	775	776	777	778	779
778	779	780	781	782	783
784	785	786	787	788	789
788	789	790	791	792	793
794	795	796	797	798	799
798	799	800	801	802	803
804	805	806	807	808	809
808	809	810	811	812	813
814	815	816	817	818	819
818	819	820	821	822	823
824	825	826	827	828	829
828	829	830	831	832	833
834	835	836	837	838	839
838	839	840	841	842	843
844	845	846	847	848	849
848	849	850	851	852	853
854	855	856	857	858	859
858	859	860	861	862	863
864	865	866	867	868	869
868	869	870	871	872	873
874	875	876	877	878	879
878	879	880	881	882	883
884	885	886	887	888	889
888	889	890	891	892	893
894	895	896	897	898	899
898	899	900	901	902	903
904	905	906	907	908	909
908	909	910	911	912	913
914	915	916	917	918	919
918	919	920	921	922	923
924	925	926	927	928	929
928	929	930	931	932	933
934	935	936	937	938	939
938	939	940	941	942	943
944	945	946	947	948	949
948	949	950	951	952	953
954	955	956	957	958	959
958	959	960	961	962	963
964	965	966	967	968	969
968	969	970	971	972	973
974	975	976	977	978	979
978	979	980	981	982	983
984	985	986	987	988	989
988	989	990	991	992	993
994	995	996	997	998	999
998	999	1000	1001	1002	1003

3. インプット要領

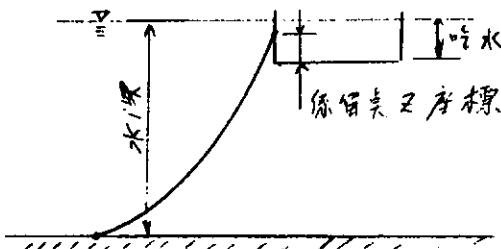
インプットデータシートに記したデータカードNoに従って、下記の要領にてインプットする。

No.1 タイトル：適当なコメントを記入

計算の種類：1を立てる OUTPUTする。

チェックライトに用いたものであり、通常はブランク。

No.2 水深、吃水、収束条件



No.3 1回のRUNで同一水深で用いる数種の係留ラインを計算できるようにするためのダミーカード (Max. 10)

No.4 TYPE No.、ラインの分割数、ブイ・シンカーの分割数、etc.

1ライン全長に亘って、セグメントの合計は1,000以下とする。ライン部分とブイ・シンカーパーの自動分割数を指定する。ただし、ラインの接地部ではセグメントの再分割を行うので、その分の余裕が必要。通常セグメントの合計で100～200あれば十分。

No.5 ライン材質番号、ラインの種類、長さ、etc

ライン材質番号をアンカーポイントから順番に付し、それぞれに対するラインの仕様をインプットする。

No.6 係留ラインの静的特性の計算点としての浮体側係留点に与える張力のx軸方向成分をインプットするためのダミーカード。

No.7 上述のx軸方向の水平力データ (Max. 50)。

No.8

} 潮流分布を水面より海底までインプットする。深さ方向に最大100分割にしたデータを入れられる。

No.9

(算式で内部発生するときは下記による。)

No.8'

} 上述のデータを潮流分布の算式に従って内部発生する。(この場合、流速のインプットはブランク)

No.9'

潮流モデル番号の1～4を選択。

1: GLルールによる。

$$U(Z) = (Z/d)^{0.1} \bar{u} + 0.1 \sqrt{T} \exp(-8\bar{Z}/T^2)$$

ただし、

Z: 海底からの距離、d: 水深

\bar{Z} : 海面からの距離、T: 波周期 (= B2)

\bar{u} : 海面での平均潮流 (= B1)

2 : D n V ルールによる

$$U(Z) = Uh_1 (Z/d)^{1/7} + Uh_2 Z/d$$

ただし、

Uh_1 : 潮流 ($= B_1$)

Uh_2 : 吹送流 ($= B_2$)

3、4 : H.O. Berteaux : Design of Deep Sea Mooring Lines , MTS 1970/5による。

No 1 0 係留ラインの潮流抵抗係数のための計算方法を流体力の計算モデルの番号で指定する。

(番 号)		(法線方向)	(接線方向)
1 : Wilson	①	$\sin^2\phi$	$k\cos^2\phi$
2 : Pode	②	$\sin^2\phi$	$k(0.01, 0.02, 0.03, 0.10)$
3 : Reber	③	$\sin^2\phi + k\sin\phi$	$k\cos\phi; k=0.022$
Landweber & Protter		$\sin^2\phi$	$k=0.022$
4 : O'Hara	④	$\sin^2\phi$	$k\cos\phi$
5 : Eames	⑤	$(1-\mu)\sin^2\phi + \mu\sin\phi$	$\mu\cos\phi; \mu=0.02$
6 : Whicker (based on data of Relf & Powell, 1917)	⑥	$\sin^2\phi$	$0.083\cos\phi + 0.035\cos^2\phi$
20: チェーン:		$N=R(0.43\sin^2\phi + 0.57\sin\phi)$	$F=0.14R\sin(\frac{5}{3}\phi + \frac{\pi}{6})$
21: ストランドロープ		$N=R\sin^2\phi$	$F=0.033R\cos\phi$
22: スパイラルロープ		$N=R\sin^2\phi$	$F=0.015R\cos\phi$
30: ブイ		球形と見做して、半径をインプット	
31: シンカー		立方体と見做して、一辺の長さをインプット。	

定数は法線方向、接線方向の値の順にインプット。

No 1 1 ダミーカード

No 1 2 計算タイプとしては浮体側係留点の y 方向変位を拘束する場合（計算タイプ：1.多点係留）と、拘束しない場合（計算タイプ：0.1点係留）を選択する。

No 1 3 係留ライン 1 種類についてのデータの終了を指定するカード。

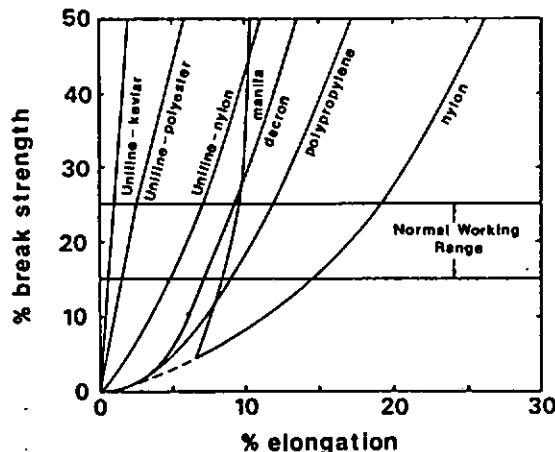


Fig. 1 - ELASTIC ELONGATION CHARACTERISTICS OF SOME NON-METALLIC ROPEs.

係留システムの設計指針

本研究部会は、昭和56年度から4ヶ年間に亘って海洋構造物の深海係留に関する調査研究において得られた成果を踏えて、以下に主として深海域において浮遊式海洋構造物を索・鎖係留方式で係留する際の「係留システムの設計指針」を提示した。

第1編 総論

第1章 適用範囲

1.1 一般

本指針を適用する際の想定条件としては、次の通りである。

- 1. 海洋構造物としては、主として浮遊式海洋構造物を対象とする。
- 2. 深海の水深としては、一応、大陸棚以深で水深が200m～1,000m程度の範囲とする。
- 3. 氷海域を除く、全ての海域を対象とする。
- 4. 係留システムとしては、主として索・鎖による係留方式とする。

(解説)

- (1) 浮遊式海洋構造物としては、半潜水型、柱状型、ブイ型、箱型、船型及び潜水型等多岐に亘るが、設置または稼動水深等を勘案し、本指針を検討する際に対象とした海洋構造物の型式は、半潜水型（フーティング型やロワーハル型）、柱状型、ブイ型、箱型及び船型である。なお、着底式及び有脚式海洋構造物であっても着底または脚を海底に降していない状態における係留時に關しても本指針が適用可能である。
- (2) 深海域の水深を定義づけすることは、極めて困難であるが、大陸棚以深を一応深海域であるとし、索・鎖の係留システムで海洋構造物を位置保持が可能な水深として水深を200m～1,000m程度にした。
- (3) 位置保持方式としては、着底型、有脚型、索・鎖型、ドルフィン・ダンパー型及び推進器やスラスター等による自動位置保持型並びにそれらの併用型等が考えられるが、主として索・鎖による1点係留、多点係留及びテンションレグ係留を本指針の検討対象の係留方式とした。

1.2 適用可能な範囲

本設計指針は、深海域に索・鎖の係留システムにて位置保持される浮遊式海洋構造物の運動及び係留システムの設計や検討を行う際に適用することができる。

(解説)

本設計指針としては、深海域に索・鎖の係留システムにて位置保持されている浮遊式海洋構造物であると限定しているが、係留システムの概略的な検討を行う場合には、ドルフィン・ダンパー型及び推進器やスラスター等による自動位置保持装置との併用型についても一応適用可能であるといえる。

1.3 本設計指針を利用する際の留意事項

今回提示した係留システムの設計指針は、本研究部会が4ヶ年間に亘って調査研究を行った成果を踏えて作成したものである。したがって、最終的なものを1冊に集約すべきではあるが、経費の節約や期間の制約等から不可能になった。

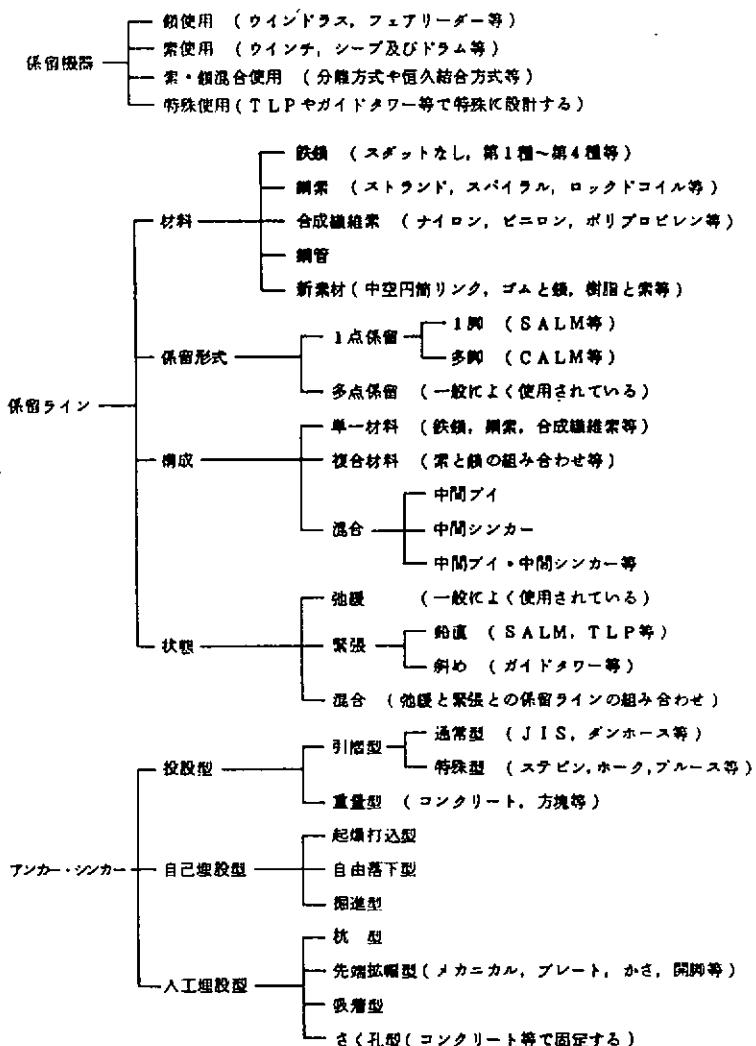
そこで、本設計指針中には、本研究部会の昭和56年度、昭和57年度、及び昭和58年度調査研究報告書及びその付録として提示してある部分は、各項ごとに参考または引用文献として書入してあるが、昭和59年度において調査研究を行って得られた成果は、本調査報告書の第4章までに記載してあり、それを参考または引用した場合、例えば第3章の3.2.1の静的張力の3次元計算手法については、本設計指針の本文中において〔3.2.1〕と記載してあることに注意されたい。

なお、設計指針中において他の文章を参考または引用した場合は第2編第2章の2.1のように記載してある。

第2章 係留システムの概要

係留システムの分類については第3編第1章の1.2に記載してある。係留用要素機器については第6編に記載してある。したがって、係留システムの概要としては、索・鎖係留方式による係留システムを構成している係留機器、係留ライン及びアンカー・シンカーを概念的に細分類した結果を表2.1に示すに止める。

表2.1 係留システムの構成別の概念的細分類



第3章 係留システムの検討手順

3.1 係留システムの設計手順

通常の海洋構造物を位置保持するための係留システムを検討する際、極めて概略な検討を行う場合と一般的な係留設計を行う場合とに区別できよう。

そこで、現在、海洋構造物の係留システムの設計に従事している人達を対象にして係留システムの検討手順を調査し、それらを集約したものとして図3.1.1に係留システムの概略的な検討手順を、図3.1.2に一般的な係留システムの設計手順を示す。

3.2 係留システムを設計する際に留意すべき事項

今回提示した設計手順は、基本条件だけが設定された後に新しく浮遊式海洋構造物の係留システムを検討または設計する場合について示してある。また、留意すべき事項は、今回の調査において指摘された事項を単に列挙するに止める。

イ) 自然環境条件の設定関係

- 1) 自然環境条件を設定する際には、海底地形及び海底土質並びに長周期の外力となる成分等を検討しておくことが大切である。
- 2) 自然環境条件の設定に当っては、稼動時、待機時及び荒天時等に区別し、稼動時についてはWorld Wideか、限定海域か、及び極地か等に区分し、待機時については、即時に稼動できる状態か、または、即時に移動できる状態かで区分する。また、荒天時については、構造強度の設計条件との関係を明確にする。

ロ) 流体力と外力関係

- 1) 自然環境条件から外力を推算する際、Shilding Effect、海上風の鉛直分布、潮流の深さ方向の流速と流向分布、付加物(Riserとか接舷している船舶等)による力及び波浪漂流力等をどの程度考慮すべきか、検討しておくことが必要である。
- 2) 動搖時の定常外力の取扱、動搖時の流体力の非線形性及び長周期運動時の流体力特性等を明確にする。

ハ) 係留方式の選定関係

- 1) 各種係留方式の中から最適かつ適正な係留方式を選定する際には、可能な範囲で評価項目を設定し、その評価項目について検討する。次に、係留方式について諸要目を設定する。
- 2) 係留方式を選定する際には、可能な範囲で各種係留方式とも推算精度を同等にすることが大切である。
- 3) 現在は、係留要目を設定する際には定常外力の大きさ、または過去の実績や類似案件等に基づいて初期の要目を設定すると比較的よい結果が得られる。
- 4) 係留ラインの長さは、異常時においてもアンカー一点で鉛直方向分力が現われないように充分係留ラインを長くする必要がある。

ニ) 静的張力特性関係

- 1) 定常外力と浮体の定常変位及び長周期運動の変位量等を勘案して静的係留特性図を作成することが大切である。
- 2) 潮流や係留ラインの動的特性等をどの程度考慮するかが問題である。
- 3) 初期張力を設定する際には、自然環境条件も大切であるが、浮体の許容変位量と係留ラインの安全率等がより大切である。

ホ) 浮体の運動関係

- 1) 長周期運動による水平変位量と周期の高精度予測法の確立が必要である。

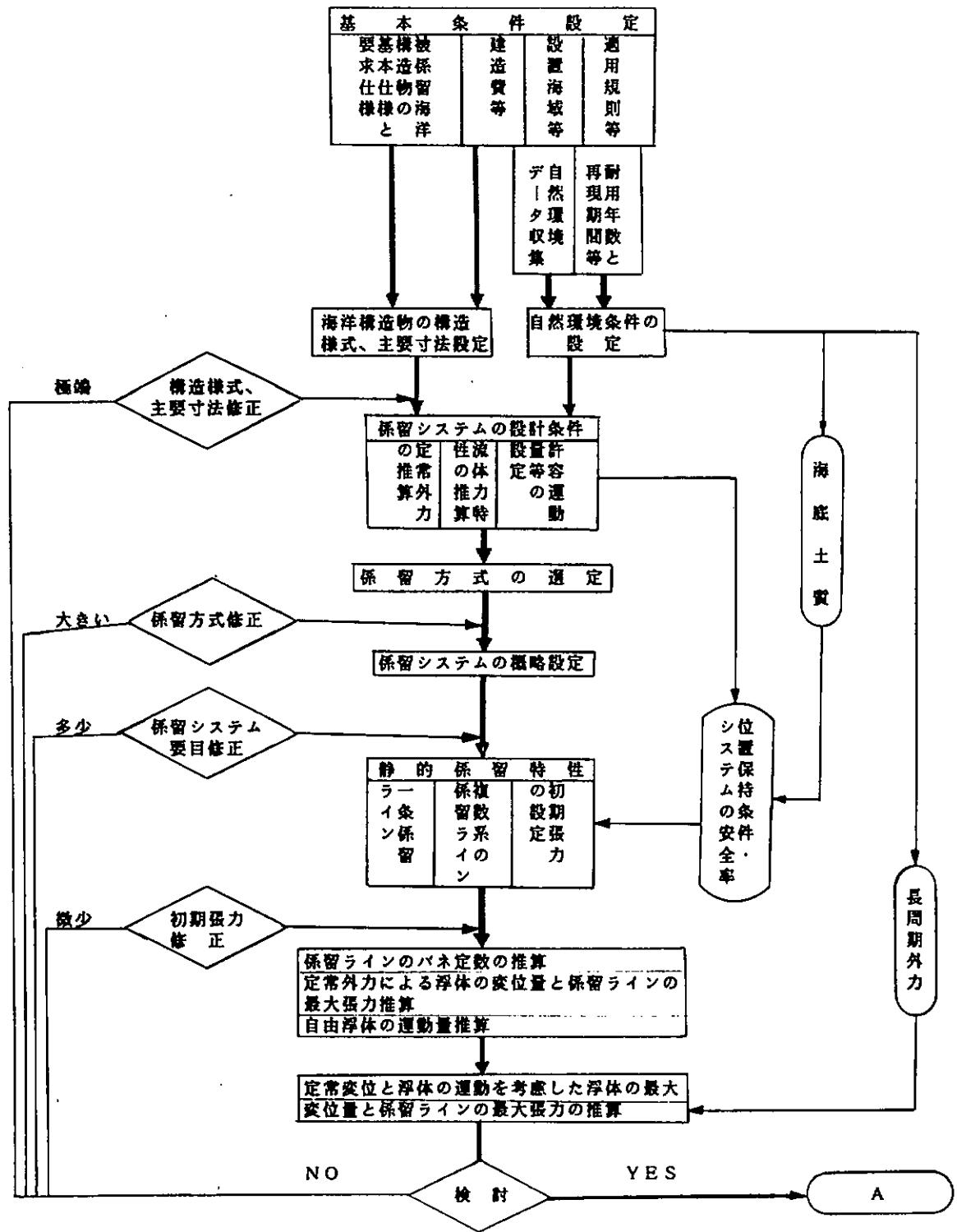


図 3.1.1 係留システムの概略検討手順 (1/2)

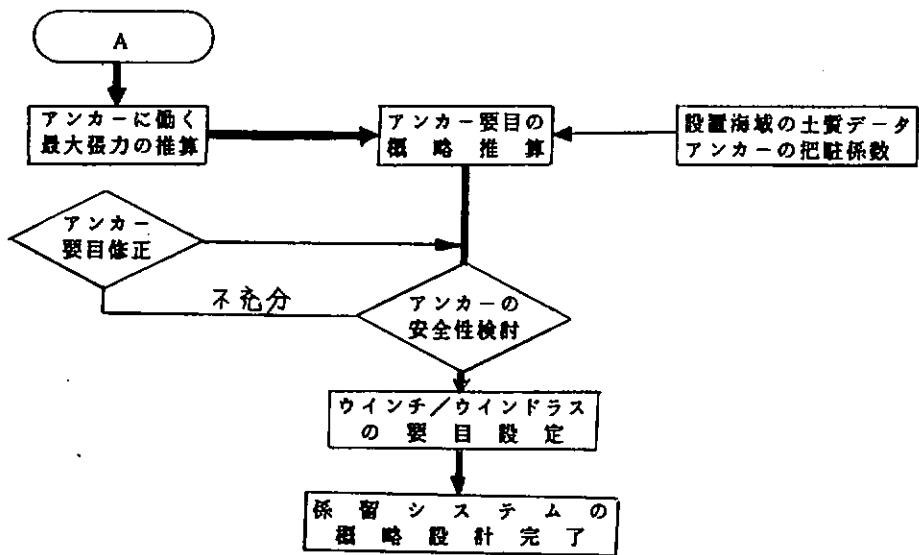


図 3.1.1 係留システムの概略検討手順 (2/2)

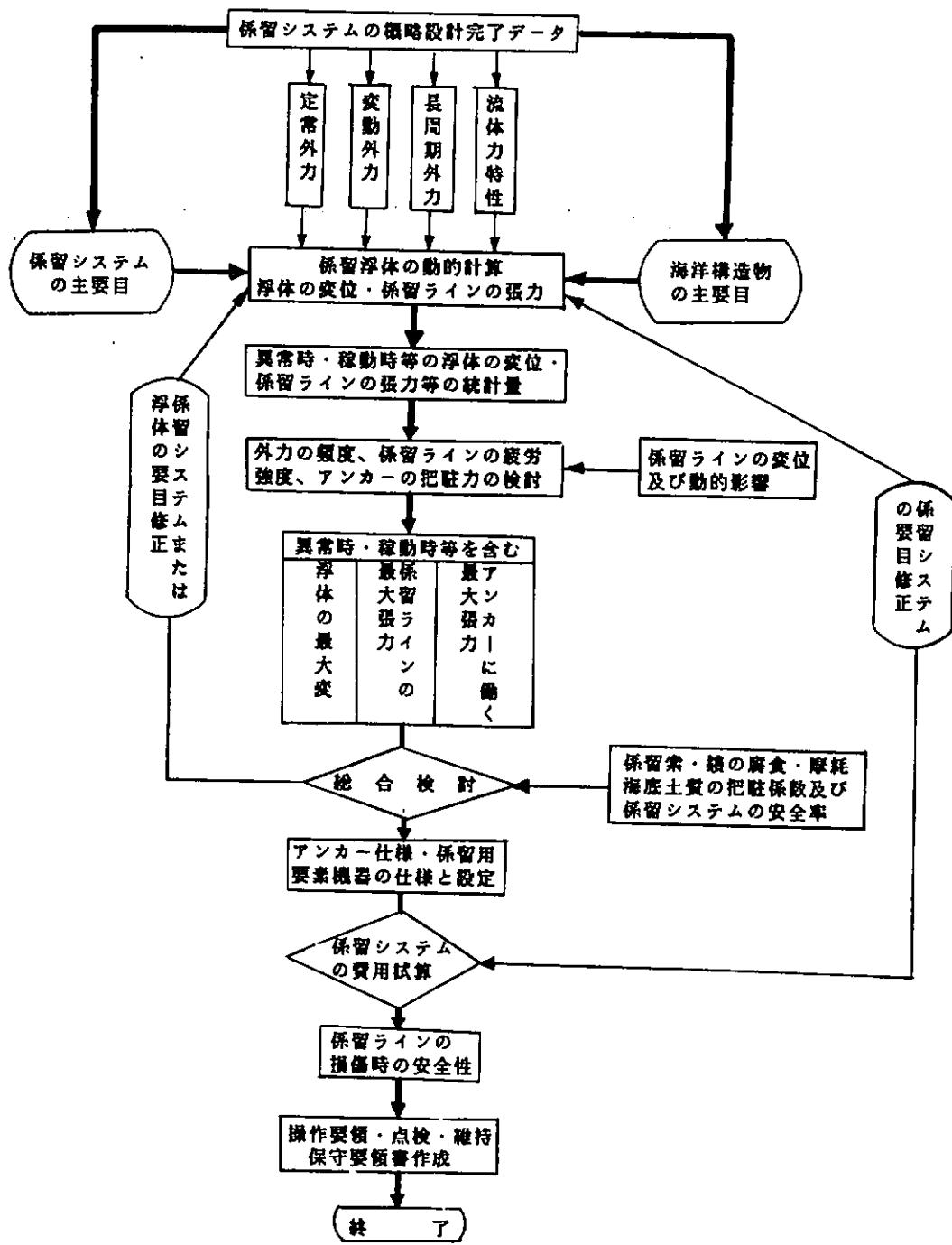


図 3.1.2 係留システムの一般的な設計手順

2) どの波スペクトルを適用すべきか、また、不規則波のスペクトル及び浮体の動揺応答の統計量は、どの程度の最大期待値に対して求めるべきかが問題である。

3) 係留ラインの動的影響をどの程度考慮すべきか、検討することが必要である。

ヘ) アンカー関係

1) アンカーの要目を設定する際には、一般に海底土質が不明なことが多いので価格、期待しうる把駐力、重量、アンカーラックへの収納具合、異常時の走錨性及び船級協会の適用規則等を勘案して検討する。

2) アンカーの要目は、通常船主の意向またはこれまでの実績等による場合が多い。

ト) その他

ワインチ／ウインドラス等の能力は、一般に船級協会規則、JIS規格または船主の意向等によって決定する場合が多い。

以上が、係留システムを実際に設計している方々からの指摘された事項である。したがって、係留システムの検討または設計する際には、これらの貴重な意見を勘案する必要があろう。

第2編 自然環境条件及び外力と流体力

第1章 自然環境条件

1.1 一般

海洋構造物の深海係留システムの設計、検討を行う場合、構造物の形式、係留方式および設置海域に応じて以下に示す自然環境条件のうち、関係のあるものを選んで設計条件とする必要がある。

- (1) 風 (2) 波 (3) 流れ (4) 天文潮・気象潮 (5) 津波 (6) 生物付着
- (7) 海底土質 (8) その他必要な自然環境条件

また、波と流れなど自然環境条件の組み合わせについても考慮する必要がある。

(解説)

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。特に重要なものについては1.2以降において標準的な取扱い方法を述べる。

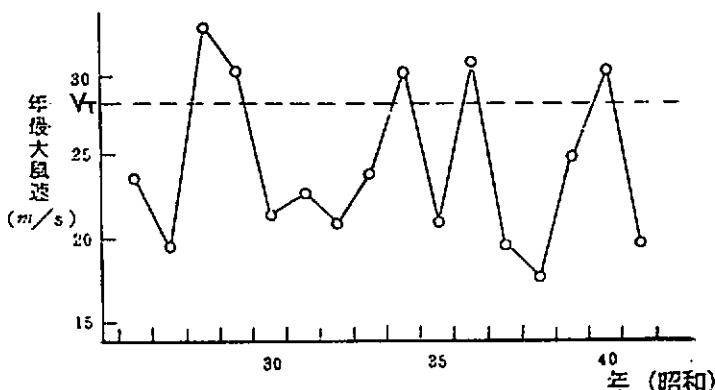
1.2 再現期間・耐用期間・非超過確率

自然環境条件の再現期間Rは、次式により算定される値以上とする。

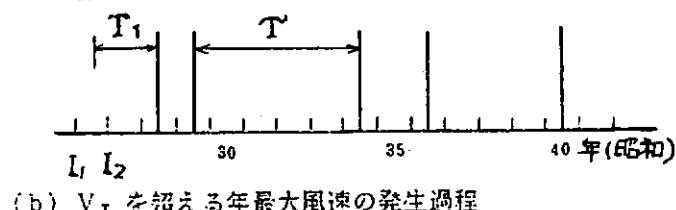
$$R = \frac{1}{1 - Q^{1/T}}$$

T : 耐用期間

Q : 耐用期間中に発生する値が、再現期待値を超えない確率（非超過確率）



(a) 各年の最大風速



(b) V_T を超える年最大風速の発生過程

図1.2.1 年最大風速(大阪築港。阪神高速道路公団の資料による)

(解説)

風速、波高等の統計資料が一定期間ごとの最大値で与えられる場合がある。例えば、図1.2.1の(a)は各年ごとの最大風速 U_{max} を16年にわたって置点したもので、1年に一個ずつ得られる独立な確率変量Vの実現値とみなすことができる(以下(1.2.2)式まで亀田^{*}の手法による)。

年最大風速が V_T を超えるという事象に着目すると、事象の発生は図1.2.1の(b)のように表現できる。すなわち、時間軸を離散的な区間 I_1, I_2, \dots に分割し、それぞれの区間で事象が発生するか否かを論ずる。異なる区間での事象の発生が独立で、1つの区間に事象が発生する確率(区間発生確率) p が区間によらず一定の場合、この事象発生過程をベルヌーイ試行列と呼ぶ。

ベルヌーイ試行列において、 m 個の区間で発生する事象の数を $K(m)$ とすると、 $K(m)$ の確率関数は容易に次のように得られる。

$$P_K(k, m) = \binom{m}{k} p^k (1-p)^{m-k} \quad (1.2.1)$$

これは二項分布を表す。時間の長さを区間Iの長さを単位として表わすことにして、事象が初めて発生するまでの区間 T_1 を初生起時間、事象が発生してから次の事象が発生するまでの区間数 T' を再起時間と呼ぶ。各区間の独立性から、 T_1 と T' は同一の分布に従い、その確率関数は次のような幾何分布になる。

$$P_{T_1}(m) = P_{T'}(m) = p(1-p)^{m-1} \quad (1.2.2)$$

区間の平均値R 即ち「平均してRに一度の割合で V_T 以上の値が現れる間隔」を V_T の再現期間(return period), V_T をR再現期待値といい、次式で表わされる。

$$R = \sum_{m=1}^{\infty} m P_{T'}(m) = \sum_{m=1}^{\infty} m p (1-p)^{m-1} = \frac{1}{p} \quad (1.2.3)$$

耐用期間Tの間に V_T を超えない確率、即ち非超過確率をQとすると、区間発生確率 p との間に次式が成立する。

$$Q = (1-p)^T \quad (1.2.4)$$

(1.2.3), (1.2.4)式より

$$R = \frac{1}{1 - Q^{1/T}} \quad (1.2.5)$$

あるいは

$$Q = (1 - \frac{1}{R})^T \doteq (1 - \frac{1}{R/T}) \quad (1.2.6)$$

再現期間Rと耐用期間中の非超過確率Q、区間中の非超過確率 $1-p$ の関係を耐用期間20年として(1.2.5)式より求めると表1.2.1のようになる。

表1.2.1 再現期間Rと非超過確率Q(耐用期間T=20年の場合)

R	20	40	60	80	100	200
Q	0.36	0.60	0.71	0.78	0.82	0.90
1-p	0.95	0.975	0.983	0.9875	0.99	0.995

* 亀田弘行、荷重の解析、機械・構造システムの信頼性工学、日刊工業新聞社

即ち、再現期間を耐用期間と同じ($R/T=1$)とすると耐用期間中では64%が再現期待値を超えててしまうが、再現期間100年($R/T=5$)のときは18%が超えるにすぎない。10%の超過確率におさえるためには再現期間200年($R/T=10$)にする必要がある。一方、再現期間20年($R/T=1$)のとき、年間(単位区間)では5%が再現期待値を超えるが、100年($R/T=5$)のときは1%，200年($R/T=10$)のときは0.5%が超えるにすぎない。

通常20年の耐用期間に対し50～100年の再現期間をとることが多い。

1.3 風

- 1. 基本風速 U_{10} (m/sec)は設置海域の海面上10mの高さにおける10分間平均風速とする。
- 2. 風速の出現確率はGumbel分布(二重指數分布あるいはFisher-Tippett Type I)を適用する。
- 3. 設計風速は準静的な解析を行う場合、係留系の固有周期、減衰比に応じた適切な平均風速を用いる必要がある。
- 4. 基本風速の設定は設置海域における長期間の実測値に基づいて行うことが望ましい。
- 5. 設計風速は高度補正を行う必要がある。

(解説)

- (1) 既存データあるいは実測データに基づいて基本風速を設定する手法は、〔3.1.1の(1)〕及び「昭和58年度報告書4.1.1」に示すものに従うとよい。
- (2) 風速の出現確率については、Weibull分布を用いるとよい*。
- (3) 変動風による動的応答は〔3.1.1(2)〕に示した方法(スペクトル法)に準じて求めることができる。準静的な解析を行う場合には、係留系の固有周期が100秒以上、減衰比が0.5以上の時、評価時間を1時間程度とすれば、基準風速20～40m/s程度に対しては1分間平均風速を、40m/s以上では10分間平均風速を設計風速として用いれば充分のようである。

1.4 波

- 1. 設計波および設計スペクトルは、再現期間に対する最大値を用いる。
- 2. 波浪の出現確率は、二重指數分布を適用する。
- 3. 設計波および設計スペクトルは、設置海域における長期波浪統計に基づいて行うことが望ましい。
- 4. 長期波浪統計は、30年以上あることが望ましい。
- 5. 設計波および設計スペクトルは、-3.の他に気象資料に基づいた波浪推算によっても行う。
- 6. 構造物の稼動率や施工等に関しては、波浪の年間出現確率統計によって行う。
- 7. 波浪の年間出現確率統計は、波高、波周期、風速の結合頻度分布の形で与える必要がある。

(解説)

- (1) 波浪の設定は、設計波(規則波)あるいは設計スペクトル(不規則波)によって行う。その際、波周期はひとつに限定せず、碎波限界内で数種類を選び、構造物にとって最も厳しいものを採用する。波スペクトルの形状としては、波高と波周期をパラメータとするPierson-Moskowitz型が一般に用いられる。
- (2) 長期波浪統計からN年最大波を求める場合、Gumbel分布やWeibull分布等を仮定するが、それらの分布形状が

* 風工学研究所、ビル風の知識、鹿島出版会

波浪データに適合していることを確認した上で用いなければならない。

- (3) 設置海域における波浪データがない場合、近傍における波浪データを、適當な波の変形を考慮した上で使用することができる。
- (4) 構造物の稼動率および係留索鎖の疲労強度の推定には、線形重ね合わせを基礎とする長期予測の手法が有効である。構造物の稼動率には定常変位が、係留索鎖の疲労強度には平均応力がそれぞれ影響するため、波浪データは波高と波周期のみならず、風速との結合頻度分布として与える必要がある。
- (5) 構造物に対する波浪条件を具体的に設定する場合には、〔3.1.2(5)〕に示した各海域における波浪の実測データに関する文献が参考になる。また、北海と大西洋沿岸については、ルールでN年最大波高が設定されている場合もある。

なお、設計する際の波浪の設定法に関しては、〔3.1.2〕の波を参照されたい。

1.5 流 れ

- 1. 海洋における流れに関しては、潮流・海流および吹送流を検討する必要がある。また、必要に応じて、他の流れについても検討する必要がある。
- 2. 海洋における流れの設定は、設置海域における長期間の実測値に基づいて行なうことが望ましい。
- 3. 潮流は、実測値を調和分析し、調和定数を求めるこにより設定することが出来る。
- 4. 海流は、表層に集約された流れとして取り扱うことが出来る。
- 5. 吹送流は、Ekman流で表わされる。

(解説)

- (1) 潮流の調和定数は、30日程度の観測期間では変動する可能性があるため、出来る限り長期間の観測を行なうことが望ましい。潮流は、水深方向に変化の少い流れである。
- (2) 海流の標準的な鉛直分布は、〔3.1.3(2)〕に示す。
- (3) Ekman流は〔3.1.3(3)〕に示すように、深さ方向に流速と流向を変化させた螺旋形の流れである。

1.6 天文潮・気象潮

天文潮・気象潮の設定は、長期間に亘る実測値、または過去の記録による推定値、あるいは異常気象条件に対する推定値などを参考にして行う必要がある。

(解説)

深海域で沿岸から相当離れている場合、天文潮（潮汐）や気象潮（高潮）による潮位は一般に重要な自然環境条件とならないが、係留方式によっては検討しなければならない場合がある。天文潮（潮汐）と気象潮（高潮）を重ねる場合には、朔望平均満潮面に気象潮の推定最大潮位を加えたものを標準とする。

1.7 津 波

津波の設定は、長期間に亘る実測値、または過去の記録による推定値あるいは解析値などに基づいておこなわなければならない。

(解説)

深海では津波の波源域及びその近傍が最も厳しい条件となる。しかし、深海での津波波形の記録はほとんどないので、過去の津波を解析した数値計算例を参考にする必要がある。

流速uは、水深をh、水面変位を η 、重力加速度をgとする時、

$$u = \eta \sqrt{g/h}$$

となるので、深海では殆ど問題とはならない。

1.8 生物付着

設置海域及び設置年数等に応じ、生物付着による重量増加、流体力増加及び装置機能障害等について検討する必要がある。

(解説)

海洋構造物の没水部や海中部の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、流体力増加、及び装置機能障害という問題が生じ、安全性に影響する。

- (1) 生物付着量は海域、陸からの距離、水深、材質および設置期間等により変化するが、これらに関し北米、北海及び日本近海等における実測例を「昭和57年度報告書 4.5.2」に示してある。
- (2) 鎮の生物付着による流体力特性については〔3.2.7〕に示してある。
- (3) 生物付着防止法・清掃法に関しては「昭和58年度報告書 3.1.3」に示してある。

1.9 海底土質

- 1 アンカー・シンカーの把駐力や係留ラインと海底の摩擦力などを求めるうえで、海底土質の特性を調査しておく必要がある。
- 2 海底土質に対するアンカー・シンカーの把駐性能などを求めるためにはサウンディングが行なわれている調査結果が最も役に立つ資料となる。

(解説)

- (1) 海底土質は、土の性質を表わすいくつかの状態定数^{*}をもとに分類される。分類法としては、一般の土質と同様に次のような分類法が用いられる。
 - ① 日本統一土質分類法
 - ② PIANCによる分類法
 - ③ 三角座標式土質分類法
 - ④ AASHTO 分類法
 - ⑤ 米国統一土質分類法
- (2) 世界の海洋底における土質分布は〔3.1.6〕に示されている。一般に海底の堆積土は水深が増大するのに従って鉛直ならびに水平方向の変化の度合が小さくなるといわれている。その他、個別的にはあるがイリノイ工業大学による調査及びOTEC 係留のための調査などが示されている。^{*)}
- (3) 日本近海における海底土質に関しては個々に調査された資料が、一覧表にまとめられている。^{**)} 代表的なものは〔3.1.6〕に示されている。

(4) 海底土質を詳細にしらべるためには土質調査を行なう必要がある。土質工学会の土質試験法には各種の試験法が示されている^{**)}が、海底土質調査においては試料採取を行なわずに土の工学的性質をしらべるサウンディングすなわち、原位置調査のなされた結果が最も役に立つ資料となる。代表的な試験の種類と要旨は〔3.1.6〕に示されている。

*) 本研究部会 昭和56年度報告書 6.6.5 海底土質と把駐力（研究資料 №352）

**) 本研究部会 昭和56年度報告書 6.6.4 海底土質 （研究資料 №352）

1.10 自然環境条件の組み合わせ

海象及び気象条件の設定は、“通常時”と“異常時”とに区分する。海象及び気象の条件に対しては、個々の条件を設定すると共に、それらが組み合わさった最悪の条件及び考えられる人為的外力との組み合わせについても検討する。

（解説）

海象及び気象条件の設定は、運用面を重視した“通常時”と安全性を重視した“異常時”とに区分して求める。

通常時：稼働時における各環境条件で最大級のもの。

年間を通じての累積度数率によって決定する。

異常時：構造物設計上の耐用年数内で考えられる最大のもの、又は所要の再限期間に対する極値解析で求め る。

その他、場合によっては、(1) 設置・補修時、(2) 構造物破損時等についても考慮する。

上記の状態について、海象及び気象条件を各々決定し、さらに各々の組み合わさった場合についても検討する。

具体的な組み合わせについて、表1.10.1に示す。

自然環境条件の組み合わせにおいては、その方向及び周波数特性等が最も悪い条件の組み合わせを考え、又例えば、波と流れの干渉効果^{1), 2), 3)}等が考えられるものについてはこれを考慮して算出する。

自然環境条件及び人為的外力⁴⁾（例えば、船舶等の衝突、航空機等の墜落による衝撃力等。）との組み合わせについては、確率論に検討を加え、考慮する事が望ましい。

1) 安藤、星野、三島：一様中における波浪の変形について、第38回船舶技術研究所研究発表会講演集（1981）

2) 大川：海洋波の変形、日本造船学会誌、№609（1980）

3) ECOR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（1974）

4) 安藤、大川、上野：“浮体工法による海上空港建設に係る評価のための技術調査研究”，船舶技術研究所報告、運輸省、Supplement №4, 1983.3

表 1.10.1 自然環境条件の組み合わせ

	通常時	異常時 (I) (台風時)	異常時 (II) (津波時)	異常時 (III) (地震時)	設置 補修時	構造物 破損時
風	○	◎	○	○	○	○
波	○	◎	○	○	○	○
流れ	○	○	○	○	○	○
天文潮、 及び気象潮	△	◎	○	○	○	○
津波			◎			
高潮		◎				○
生物付着	△	△	△	△		△
海底土質	○	○	○	○	○	○
地震				◎	○	
氷(着氷)	△	△	△	△		△
雪	△	△	△	△		△
人為的外力	○	△			○	△

◎ : 異常時の値を考慮すべきもの

○ : 通常時の値を考慮すべきもの

△ : 場合によって考慮すべきもの

第2章 外力及び流体力

2.1 一般

- 1. 構造物および係留システムには、それ自身の慣性力の他に第1章で述べた各種自然環境から受ける外力と、動搖することによる流体力(radiation流体力)が働く。
- 2. 構造物の形式、係留方式および設置海域に応じて、以下に示す自然環境外力を、定常力および変動力に分けて検討する必要がある。
 - (1) 風 , (2) 流れ , (3) 波 , (4) 地震
- 3. 外力は一般に構造物および係留システムにとって最も不利となるものを選ばなければならない。但し、その可能性が非常に低いと考えられる場合は、適当に参酌してもよい。

2.2 風による力

- 1. 定常風荷重は次式により算定する。

$$F_0 = \frac{1}{2} \rho_A C_D U_0^2 A \quad (1)$$

ここで、 ρ_A は空気の密度

C_D は一様流中の抗力係数

U_0 は風速

A は風向に垂直な平面に投影した物体の面積

- 2. 周期的変動風荷重は次式で求められる。

$$F_D(t) = 2 F_0 X_D(f) \cdot \frac{u(t)}{U_0} \quad (2)$$

ここで、 f は変動周波数

$$X_D(f) = C_D(f)/C_D$$

$C_D(f)$ は周波数 f で変動する場合の抗力係数

$u(t)$, U_0 は風速の変動成分と平均風速

- 3. 変動風荷重のスペクトルは次式で求められる。

$$S_D(f) = 4 F_0^2 |X_D(f)|^2 \frac{S_u(f)}{U_0^2} \quad (3)$$

ここで、 $S_u(f)$ は変動風速のスペクトルである。

(解説)

構造物に働く風荷重で最も重要な成分は抗力であり、(1)式はその最も一般的な式である。揚力、横力およびモーメントなどが問題となる様な場合は C_D にそれぞれの係数を用いればよい。この場合、 A はそれらの係数を定義した時の値である。抗力係数 C_D は、構造物の形状、流れの方向、レイノルズ数等によって変化するので、構造物全体に働く風荷重を正確に把握するためには、風洞試験を行うことが望ましい。しかしながら、一般的には個々の部材に働く力を加え合わせて、全体の風荷重を推定する。細長い部材に対しては、種々の断面形状に対して抗力係数が求められている^{*}ので、部材の微小長さに働く力を(1)式で求め、積分すればよい。この場合 A は断面の投影長さである。また、 C_D は臨界レイノルズ数以下か以上かによって異なるので注意が必要である。このように、個々の部材に働く力を加え合わせる場合は、部材が有限なことによる 3 次元影響、部材間の相互干渉効果などを考慮して、個々の抗力係数を補正したもの用いる。また、トラス構造の場合には、充実率、構造全体の縦横比などに対する補正法^{*, **}がある。

風速 U_0 は、第 2 編第 1 章の 1.3 で述べた基準風速 U_{10} に対してべき乗則によって構造部材の高さに応じて補正した値を用いる。

変動風荷重は、物体後流に発生するカルマン渦および物体の振動によって励起される場合もあるが、それらは構造物全体に作用する力としては無視できる程度なので、流れそのものの時間的、空間的乱れに起因する場合について考えればよい。この場合、風速は $U(t) = U_0 + u(t)$ と表わせるものとし、構造物にはある瞬間における風速に応じた定常荷重が働くという準定常の仮定に従うものとすれば、全抗力は

$$\begin{aligned} F(t) &= \frac{1}{2} \rho_A C_D A \{ U_0 + u(t) \}^2 \\ &= \frac{1}{2} \rho_A C_D A \{ U_0^2 + 2 U_0 u(t) + u(t)^2 \} \end{aligned} \quad (2.2.1)$$

ここで、 $u(t)^2$ は微小で省略できるとすれば

$$F(t) = F_0 \{ 1 + 2 \frac{u(t)}{U_0} \} \quad (2.2.2)$$

となる。風速変動が $u(t) = u_0 \sin(2\pi f t)$ のような周期的なものであるとした場合、第 2 項における F_0 、即ち、周期的変動風中における抗力係数は、一様流中の抗力係数の値とは異なるものと考えられる。そこで変動流中の抗力係数を $C_D(f)$ と定義すれば、変動抗力は(2)式で与えられる。(2)式における $X_D(f)$ は、入力としての変動風速 $u(t)$ と、出力としての変動風荷重 $F_D(t)$ の伝達関数ともいるべき量である。(3)式は(2)式をスペクトルの場で表わしたものであり、 $|X_D(f)|^2$ は一般に空力アドミッタンスと呼ばれている。空間的な乱れを考慮する必要のある場合は空力アドミ

ッタンスはもう少し複雑な式になるが、現時点では空間的乱れの構造もはつきり解明されていないので、ここでは考へないこととする。伝達関数又は空力アドミタンスの性質および実測例は岡内ら^{*)}に示されている程度であり、その数は少ない。それらの特性は、物体の大きさと空間相関より定義される乱れの空間スケールとの比および周波数に依存している。それによると、構造物に対して乱れのスケールが大きくかつ周波数が低い場合は 1 になる性質があるが、海洋構造物のようなものに対しては実体がほとんど解明されていない。

変動風のスペクトルについては〔3.1.1〕を参照されたい。

*) 岡内功、伊藤学、宮田利雄：耐風構造、丸善株、1977

**) 日本海事協会：係留システム設計指針、1983

2.3 流れによる力

流れによる力は次式により、定常力のみを考慮すれば十分である。

$$F = \frac{1}{2} \rho C_D U^2 A$$

ここで、 ρ は海水の密度

C_D は一様流中の抗力係数

U は部材位置における流れの速度

A は流れに垂直な面に投影した部材の面積

(解説)

流れによる力は流体が空気から海水に変わっただけで、風による力の場合と物理現象としては同じであるので、2.2 の定常風荷重について述べた解説は、流速の分布に関する以外はすべて適用される。

流れとしては、海流、潮流および吹送流が一般的なもので、これらについては〔3.1.3〕を参照されたい。津波に伴う流れについてもこの式で力を求めることができるが、第2編第1章1.7で述べたように深海ではほとんど問題ならない。流れと波が共存している場合については 2.4 で述べる。

2.4 波による力

- 1. 波長に対して十分小さい部材に働く波強制力は次式により算定する。

$$F = \frac{1}{2} \rho C_D A u |u| + \rho C_M V \frac{\partial u}{\partial t} \quad (1)$$

ここで、 ρ は海水密度

C_D, C_M は振動流に対する抗力係数および質量力係数

u は部材位置における波粒子速度

A は u に垂直な平面に投影した部材の面積

V は部材の体積

- 2. 上記以外で波高が極端に大きくない場合の波強制力は、線形ポテンシャル理論で求めることができる。また、それらの付加質量係数および減衰係数が求められている場合は次式にて算定してもよい。

$$F = F_{F.K} + \rho a V \frac{\partial u}{\partial t} + \rho \omega b V u \quad (2)$$

ここで、 $F_{F.K}$ はフルード・クリロフの力

a, bは付加質量係数および減衰係数

ω は波の円周波数

- 3. 構造物に働く波漂流力は線形ポテンシャル理論により求められる。

- 4. 不規則波中においては定常漂流力

$$\bar{F} = \rho g \int_0^\infty S_\zeta(\mu) D(\mu) d\mu \quad (3)$$

の他に、長周期変動漂流力が現われる。そのスペクトルは近似的に次式で求められる。

$$S_F(\omega) = 2 \rho^2 g^2 \int_0^\infty S_\zeta(\mu) S_\zeta(\mu + \omega) D(\mu + \frac{\omega}{2}) d\mu \quad (4)$$

ここで、gは重力加速度

$S_\zeta(\omega)$ は波のスペクトル

D(ω)は規則波による波漂流力係数

(解説)

海洋構造物を構成する部材の寸法が、波長に比べて十分小さい場合には、波と同じ周期の変動力は(1)式のいわゆるモリソン式を用いて算定してよい。抗力係数 C_D および質量力係数 C_M は振動流中における値であり、特に抗力係数は一樣流中のものと区別する必要がある。これらの係数は一般に次式で定義されるKC数に依存することが実験的に確かめられている。

$$KC = u_m T / d \quad (2.4.1)$$

ここで、dは部材の代表長さ(直径など)、 u_m は水粒子の最大速度、Tは振動の周期である。

細長い部材に対しては、その微小長さ dx に働く力として(1)式を適用する。即ち、

$$dF = \frac{1}{2} \rho C_D |u| u |d| dx + \rho C_M \frac{\partial x}{\partial t} V dx \quad (2.4.2)$$

ここで、Vは部材の断面積である。 C_M , C_D の値について KC 数の影響を調べたものは、円柱断面に対しては Sarpkaya¹⁾ があるが、その他の断面に対しては資料は少なく、角柱や角柱の角にわずかに丸みをつけた断面に対する実験例^{2), 3), 4)} があるにすぎない。したがって、これらの形状以外では、文献⁵⁾による値を用いるか、質量力係数にはポテンシャル理論値を、抗力係数には定常流中のものを代用させる。水粒子速度 u は、水深、波長、波高等に応じて、適当な波理論によって求める。また、潮流などの流れが存在する場合は、流れの速度 U_0 を加えた $u + U_0$ を新たに u として用いなければならない。その場合は、2.3 の流れによる力を含むことになる。

これらの部材は、その寸法に対して生物付着量が多くなる可能性が高いので、生物付着が波強制力に与える影響を考慮する必要がある。この扱い方については文献^{6), 7)}を参照されたい。

一方、箱型構造物、セミサブ型構造物のコラム付ローハルまたはフーティング付コラム、および比較的大きなブイなどに働く波強制力は、線形ポテンシャル理論による計算値が実験値と良く一致しているという報告が数多くなされている。この場合、diffraction 問題を厳密に解く方法と、radiation 問題を解いて求められた付加質量係数および減衰係数を用いて(2)式より算定する方法とがあり、両者は比較的良好に一致する。また、ローハルのような細長い物体については、その断面形状に対する2次元流体力係数を用いて算定してもよい。

波漂流力の理論の概要については、昭和56年度報告書5.3.3を参照されたい。線形理論と規則波中における実験結果とは概ね一致しているようである。不規則波中における変動漂流力についての(4)式は、波のスペクトルが狭帯域

型であるという仮定で導かれた近似式である。厳密な変動漂流力を求めるには、2次のポテンシャルまで求める必要がある。

- 1) T. Sarpkaya ; Force on Cylinder and Spheres in a Sinusoidally Oscillating Fluid, Journal of Applied Mechanics, ASME, Vol. 42, No 1, 1975
- 2) 工藤君明, 木下篤, 仲渡道夫 ; 振動する矩形柱に働く流体力に関する実験的研究, 関西造船協会誌, 第177号, 1980
- 3) 田中紀男, 池田良穂, 姫野洋司, 福富廉 ; 振動する二次元柱体に働く粘性流体力の計測, 関西造船協会誌, 第179号, 1980
- 4) 田中紀男, 池田良穂, 西野公夫 ; 振動する各種二次元柱体に働く粘性流体力, 第6回海洋工学シンポジウム(日本造船学会), 1982
- 5) 土木学会 ; 水理公式集(昭和46年度改訂版), 1971
- 6) 加藤直三 ; 付着生物の基礎調査と直立円柱に加わる波力への影響について, 第6回海洋工学シンポジウム, 1982
- 7) 元良誠三, 藤野正隆, 重松健司 ; 円柱部材の流体力に及ぼす生物付着影響, 第6回海洋工学シンポジウム, 1982

2.5 地震による力

- 1. 地震による荷重は、震度法または修正震度法によるものとする。
- 2. 特に重要な構造物の場合には、地震応答解析を行わなければならない。

(解説)

深海において索鎖係留された海洋構造物に働く地震による力はほとんど考慮する必要はないと思われるが、TLPやガイドタワーの場合には必要に応じて考慮しなければならない。

震度法とは、構造物の重量と震度との積で表わされる地震力が、構造物に静的に作用するとみなす設計法である。仮に構造物および係留システムが地盤と一体となって振動するときは、全体について同じ震度としてよいが、係留された構造物の固有周期が地震の周期に対して十分長くなると、構造物は振動しないと考えてよい。係留された構造物の固有周期が上記の中間にある場合には、修正震度法が用いられる。

2.6 構造物に働く radiation 流体力

- 1. 構造物に働く radiation 流体力は、付加質量による慣性力、造波減衰力および粘性減衰力から成ると考えてよい。このうち付加質量および造波減衰力は、線型ポテンシャル理論で求められる。
- 2. 粘性減衰力は近似的に次式で求められる。

$$F = \frac{1}{2} \rho A C_D (\dot{x} - u) |\dot{x} - u| \quad (1)$$

ここで、 ρ は海水密度 A は部材の投影面積
 C_D は振動流に対する抗力係数 \dot{x} は部材の運動速度
u は部材位置における波粒子速度

(解説)

構造物が静止した流体中で動搖したときに働く力を radiation 流体力と言うことにする。一般の船舶では横揺れ以外は粘性減衰力を考慮する必要がない場合が多いが、浮遊式海洋構造物では多くの場合横揺れ以外でも粘性減衰力を考慮しないと動搖などの推定精度が悪いことが明らかにされている。従来は粘性減衰力は単に運動速度の自乗に比例する項を考えていたが、現在では波粒子との相対速度の自乗に比例するとした方が合理的であると考えられ、(1)式を用いるようになった。注意しなければならない点は、この相対速度は部材の位置によって異なるので、ロワーハルのような長い部材では数点に分けて評価し、加え合わせなければならないことである。また、このことによって 6 自由度の運動がすべて連成する。すべての部材についてこの項を考慮すれば、2.5(1)式の第 1 項はこの式に含まれていることになる。また、流れと波が共存している場合は、それらの合成流速を U とすればよい。なお、(1)式が構造物の重心など一点の代表点で評価できるような場合は、(1)式を等価線形化すれば運動速度の自乗と波粒子速度の自乗の項に分けられ、従来の考え方と一致する。

構造物の付加質量および造波減衰係数は線形ボテンシャル理論による計算と実験結果はおおむね一致しているという報告が多くなされている。線形理論による場合でも、厳密な 3 次元計算による場合、部材によって 3 次元計算と 2 次元計算を使い分けて併用する場合、2 次元計算を主とする場合など様々な方法がとられている。線形理論の解法は 3 次元、2 次元ともに様々な方法があり、それらの特徴、参照すべき文献などは藤井^{*}らにまとめられている。
radiation 流体力にも生物付着による影響を考慮しなければならない。

* 藤井齊、前田久明、小林正典； 我国における海洋工学性能分野研究の現状 2、海洋構造物の運動推定法(1)，日本造船学会誌、第 622 号、1981 年 4 月

2.7 係留ラインに働く流体力

- 1. 一様流中に斜めに置かれた係留ラインには、ラインの法線方向および接線方向に抗力が、それらに垂直の方向に揚力が働く。それらは次式によって算定する。

$$F = \frac{1}{2} \rho A C_{D_i} U^2 \quad (1)$$

ここで、 ρ は海水密度

A は係留部材の投影面積

C_{D_i} はそれぞれの方向の抗力係数または揚力係数

U は係留部材位置における流入速度

- 2. 静水中または一様流中で振動する係留ラインには、係留ライン自身の慣性力の他に、付加質量による慣性力と、流れと振動の合速度の 2 乗に比例する粘性減衰力が働く。それらは次式によって算定する。

$$F = \rho a V \ddot{x}_i + \frac{1}{2} \rho A C_{D_i} |u| u \quad (2)$$

ここで、 a は付加質量係数

\ddot{x}_i は i 方向の加速度

V は係留部材の体積

C_{D_i} は i 方向の粘性減衰係数

u は流れと振動の合速度

(解説)

深海における係留では、係留ラインが長くなるので、これに働く流体力は浮体に比べて無視できなくなると考えられる。したがって、一様流中での静的均り合い状態や、波と流れが共存する場での係留系全体の運動を取扱う場合には、係留ラインに働く流体力を正確に把握しておく必要がある。

一様流中における係留ラインに働く流体力の扱い方は力の方向のとり方によって2通り考えられる。1つは流れと同一方向(D_x)とこれに垂直な方向の力(L_x)に分ける場合であり、他は部材の法線方向 F_y と接線方向 F_x の力に分ける場合である。これらは図のような関係にあるので相互に換算ができるが、

文献を参照する場合にはそれらの定義に注意する必要がある。本指針では後の係留ラインの解析に便利な様に、部材の法線方向と接線方向に分けて考えるものとする。また、流入角度 χ は図に示すようにとるものとする。

一様流中における係留部材の抗力係数はReiffら¹⁾、宮崎ら^{2), 3)}、安藤⁴⁾等の実験値がある。しかし、揚力係数および部材の接線方向の抗力係数に関する資料は少ない。昭和57年度報告書ではチェーン、ストランドロープおよびスパイラルロープに働く3分力について、Re数および流入角 χ の広範囲な実験を実施してそれぞれの係数を示しているので、これを利用することを推奨する。流入角 χ をもつとき、これらの抗力係数を流入角90°の抗力係数 $C_D(90^\circ)$ を用いて簡単に推定する方法がいくつか提案されている。

ロープの法線方向に関しては円柱部材に対する cross-flow principle が適用でき、次式で近似できる。

$$C_{DY}(\chi) = C_D(90^\circ) \sin^2 \chi \quad (2.7.1)$$

チェーンの法線方向については宮崎の実験式³⁾

$$C_{DY}(\chi) = C_D(90^\circ) \sin^3 \chi + \frac{1}{4} C_D(90^\circ) \sin 2\chi \cos \chi (\sin \chi + \cos \chi) \quad (2.7.2)$$

で近似できる。チェーンの接線方向の場合にも宮崎の実験式³⁾

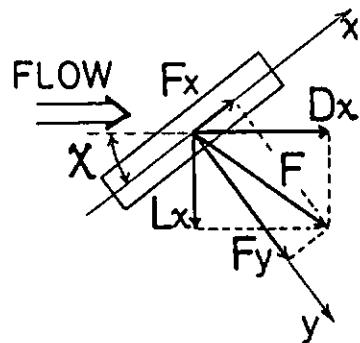
$$C_{DX}(\chi) = C_D(90^\circ) \sin^2 \chi \cos \chi - \frac{1}{4} C_D(90^\circ) \sin 2\chi \sin \chi (\sin \chi + \cos \chi) \quad (2.7.3)$$

があるが、本部会で実施した実験結果と比べると、 $\chi \geq 45^\circ$ では大略結果を説明しているが、 $\chi < 45^\circ$ ではあまり合わず、 $\chi = 0^\circ$ で $C_{DX}=0$ となるなど、合理的推算式とは言えないようである。

流れの中で振動する係留部材を扱う場合は、流れと振動の方向に注意して、その合速度を用いる慣性項は振動成分のみである。係留用部材に関する付加質量の資料としては、流れがない場合のロープおよびチェーンの法線方向に対する安藤の実験⁴⁾、ロープの法線方向および接線方向に対する宮崎の実験⁵⁾がある。昭和57年度報告書では、チェーン、ストランドロープおよびスパイラルロープの法線方向および接線方向について、流れがある場合も含めて実験で求めているので、そのデータを用いることを推奨する。それによると、接線方向の付加質量はチェーンの場合はわずかにあるが、ロープの場合はほとんど零である。法線方向の付加質量は、流れのない時、チェーンの場合はKC数および周波数によらずほぼ一定値を示すが、ロープの場合はKC数に依存している。流れがある場合は、流れの方向およびKC数に依存して大きく変化しており、流れの方向によっては付加質量が負になる場合もある。しかしながら、KC数が大きい場合には、全体の流体力の中に占める付加質量の割合は抗力に比べてかなり小さくなっている。

(2)式第2項の抗力は、流れの方向に垂直な振動をする場合は

$$\begin{aligned} F_D = & \frac{1}{2} \rho A C_{Di} \sqrt{U^2 + 0.5 x_i^2 \omega^2} U \cdot j \\ & - \frac{1}{2} \rho A C_{Di} \sqrt{U^2 + 0.5 x_i^2 \omega^2} \chi_i w \cos \omega t \cdot i \end{aligned} \quad (2.7.4)$$



のように定常成分と変動成分に分けられる。ここで U は一様流の流速 ω は振動の円周波数 i , j は振動方向および流れ方向の単位ベクトルである。流れと振動方向が一致する場合も同様に

$$\begin{aligned} F_D &= \frac{1}{2} \rho A C_{Dj} xi^2 \omega^2 \left[\left(a^2 + \frac{1}{2} \right) - 2a \cos \omega t \right] \quad (a \geq 1) \\ &= \frac{1}{2\pi} \rho A C_{Dj} xi^2 \omega^2 \left[2 \left(a^2 + \frac{1}{2} \right) \sin^{-1} a + 3a \sqrt{1-a^2} \right. \\ &\quad \left. - 4 \left\{ \frac{1}{3} (a^2+2) \sqrt{1-a^2} + a \sin^{-1} a \right\} \cos \omega t \right] \quad (a < 1) \quad (2.7.5) \end{aligned}$$

のように定常成分と変動成分に分けられる⁵⁾。ここで $a = U/xi\omega$ である。小寺山ら⁶⁾が鉛直円柱を用いてそれぞれの場合について、抗力係数を実験で求めた定常成分および変動成分から別々に求めたところ、定常成分から求めた抗力係数と変動成分から求めた抗力係数とは性質が異なっていることを見いだした。そこで、昭和 57 年度報告書でもチェーン、ストランドロープおよびスパイラルロープについて定常成分と変動成分に分けて抗力係数を求めたので直接的にはこの資料を用いることができる。しかしながら、それらの結果によると、流れがない場合を除くとストランドロープについては定常抗力係数、変動抗力係数とも KC 数の大きい範囲では一様流中の抗力係数と大差がないことが判明した。したがって、実用上は C_{Dj} として一様流中の抗力係数を用いてよい。

なお、係留ラインに働く流体力についても、生物付着による影響を考慮する必要がある。実際に生物付着したチェーンを用いて流体力係数を求めた例が〔3.2.7〕に示されている。

- 1) E. F. Relf, C. H. Powell ; Test on Smooth and Stranded Wires Inclined to the Wind Direction, and a Comparison of Results on Stranded Wires in Air and Water, A.R.C. R & M, 1917
- 2) 宮崎芳夫 ; 網地の流体抵抗に関する基礎的研究-(V), Journal of the Tokyo University of Fisheries, Vol. 50, No. 2, 1964
- 3) 宮崎芳夫, 小池考知, 佐藤要, ; 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-I, 日本航海学会論文集, 62 号, 1970
- 4) 安藤定雄 ; 索・鎖の流体力について, 西部造船会会報第 50 号, 1975
- 5) 宮崎芳夫 ; 網地の流体抵抗に関する基礎的研究-(IV), Journal of the Tokyo University of Fisheries, Vol. 50, No. 2, 1964
- 6) 小寺山亘, 田代昭正 ; 波浪中を前進する鉛直円柱に加わる流体力についての実験的研究, 日本造船学会論文集第 151 号, 1983

第3編 係留方式と係留特性

第1章 各種係留システムとその選定

1.1 選定基準^{*)}

係留システムの選定にあたっては、各種係留システムの特徴を考慮し、下記事項について比較検討して決定するものとする。

- (1) 自然環境条件
- (2) 利用条件
- (3) 施工条件
- (4) 工期
- (5) 工費
- (6) その他

(解説)

(1) 自然環境条件

これは本設計指針の第2編に示したものであり、自然環境条件に適した係留システムを選定しなければならない。

(2) 利用条件

これは係留システムの利用上からの制約である。係留される海洋構造物の種類や規模・機能などによって異なる係留の許容変位や耐用年数、保守点検の難易あるいはアクセスによる制約条件などを検討する必要がある。

(3) 施工条件

係留システムを施工する場合、海上工事となることが多いが、本設計指針の第7編にも示したように、この場合種々の施工上の制約を受ける。すなわち、風雨、気温などのほかに波浪、潮せき、潮流の影響を強く受け、作業時間が制限される。施工による海水の濁りも大きな問題となることがあり、周辺の環境への配慮が必要である。また、海水中における施工は一般に精度を高めることが難しく、その確認も難しいことが多い。したがって、施工法について十分な検討が必要である。また、作業施設も係留システムの選定にあたり制約要因となることもあるので検討する必要がある。

(4) 工期及び工費

以上の条件を考慮したうえ、工期及び工費の比較検討を行って係留システムを決定する。

(5) その他

本設計指針の第5編係留ラインの強度、第6編係留用要素機器をも十分考慮し、比較検討を行なって係留システムを決定する。

^{*)} (社)日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説、昭和54年3月

1.2 係留システムの分類

各種係留システムは、次の如く分類できる。

- (1) 係留の期間による分類
 - (a) 長期係留
 - (b) 短期係留
- (2) 係留点の数による分類
 - (a) 一点係留
 - (b) 多点係留
- (3) 係留ラインの材質・構成による分類
 - (a) チェーン係留
 - (b) ワイヤロープ係留
 - (c) 合成繊維索係留
 - (d) 複合索鎖係留
 - (e) ブイ・シンカ付係留

(解説)

(1) 係留の期間による分類

- (a) 長期係留 (permanent mooring)
- (b) 短期係留 (temporary mooring)

長期係留は浮桟橋、浮防波堤、海上石油備蓄基地、海上空港などの施設をその耐用年数と同程度の期間に亘って係留するものであり、係留システムの耐用年数、経年変化、保守・点検などを、十分に考慮した設計・施工が必要である。一方、短期係留は長くとも1年間程度の係留であり、その間における係留システムの保守・点検は行なうにしても、通常は腐食、疲労強度などに特別の配慮をしていない。また、短期係留のなかでも海洋石油掘削装置の係留システムなどにおいては被係留構造物の状態に対応して更に次の如く細分される。

- (b-1) 位置保持係留 (position keeping)
- (b-2) 非常時係留 (emergency mooring)
- (b-3) 曳航 (towing)

位置保持係留は掘削装置の作業時の係留の如く、所定の範囲内に位置保持するための係留であって、図1.2.1に示すような係留パターンがある¹⁾。一方、この位置保持係留を指して単に temporary mooring と呼ぶこともある²⁾。

非常時係留は作業時または曳航時等の海象条件を上回る悪天候に遭遇した時に浮遊式構造物が大きく漂流されるのを防ぐ目的で行なわれる係留であり、この時の係留システムの安全率は下げて設計して差支えない。

曳航は被曳航物を曳船等で曳いて航行することであるが、両者は索等で結ばれており、航行中の両者の位置関係は相対的にはほぼ一定に保持されている。したがって、曳航時の曳索や曳航金物は位置保持係留における係留索や係留金物の設計に準じてよいと考えられる²⁾。

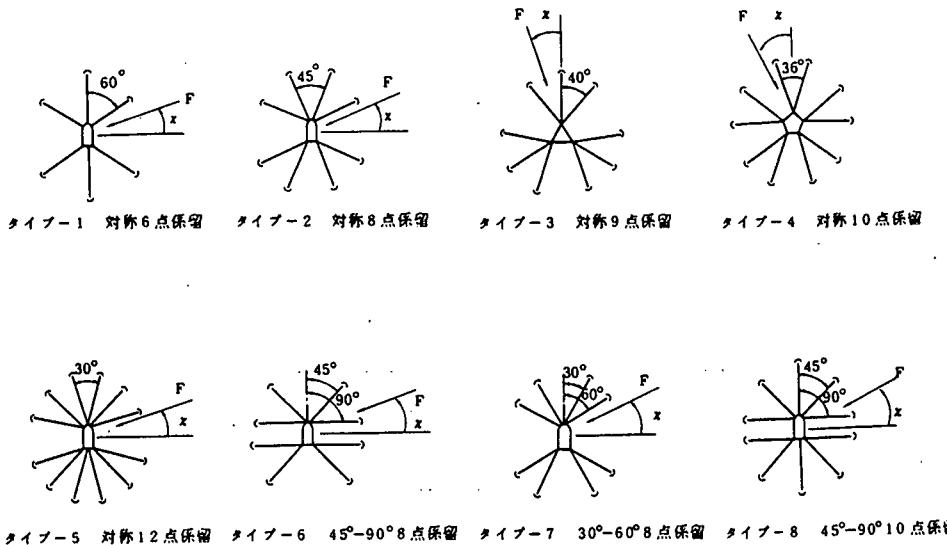


図 1.2.1 浮遊式海洋石油掘削装置における典型的な係留パターン¹⁾

(2) 係留点の数による分類

- (a) 一点係留 (single point mooring, SPM)
- (b) 多点係留 (multi-point mooring)

一点係留は単に係留点が一つである係留システムを指すことには違いないが、一般には、タンカーの沖合における係船荷役装置としての係留システムを指すことが多い¹⁾。したがって、船級協会でも荷物油の荷役輸送のための配管やゴムホースを含めた規定を設けている³⁾。

また、OCIMF(Oil Companies International Marine Forum)では SPM に供するホースの規格⁴⁾および取扱い要領⁵⁾なども定めている。この

ような SPM は係船と荷物油の輸送ラインを一体化したシステムとして様々なタイプのものがあり、また貯油タンクを備えたものもある。文献¹⁾にはそれらがまとめて紹介されている。

多点係留は先に記した位置保持係留として短期係留に使用される。図 1.2.1 の如き係留パターンのはかに、洋上石油備蓄基地で貯蔵船の長期係留に用いるドルフィン・フェンダ係留や、ドルフィンと係留チェーンの組合せによる混合係留方式などがある。これらの係留システムを図 1.2.2 から図 1.2.4 に示す。また、ガイド・タワーやテンション・レグ・プラットフォーム(TLP)も多点係留の一種とも考えられる。

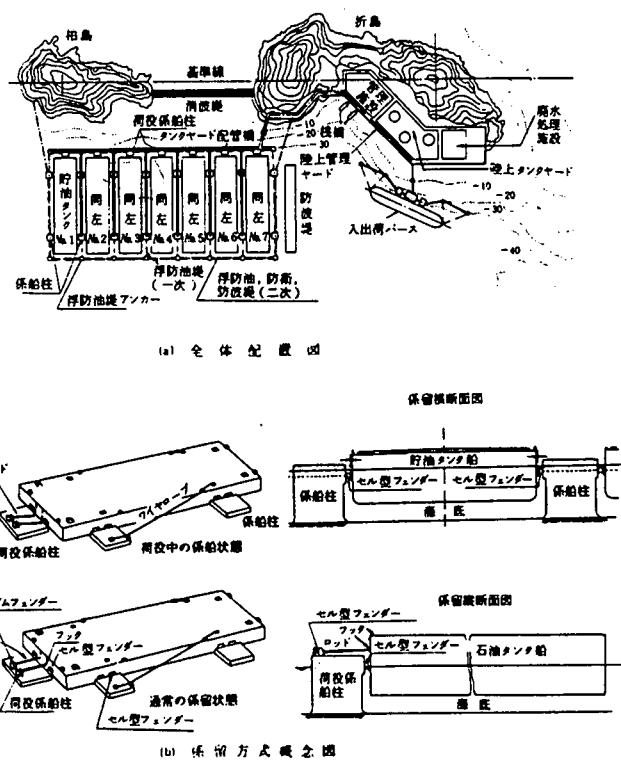


図 1.2.2 上五島洋上石油備蓄基地¹⁾

しかしながら、ガイド・ラインやテンション・レグは通常の意味での係留装置の概念を越えるもので、構造物の基本部材と見做せる重要な役割を有している。したがって、それらも係留技術の延長上ではあるが、安全性に対する格別の配慮が必要である。

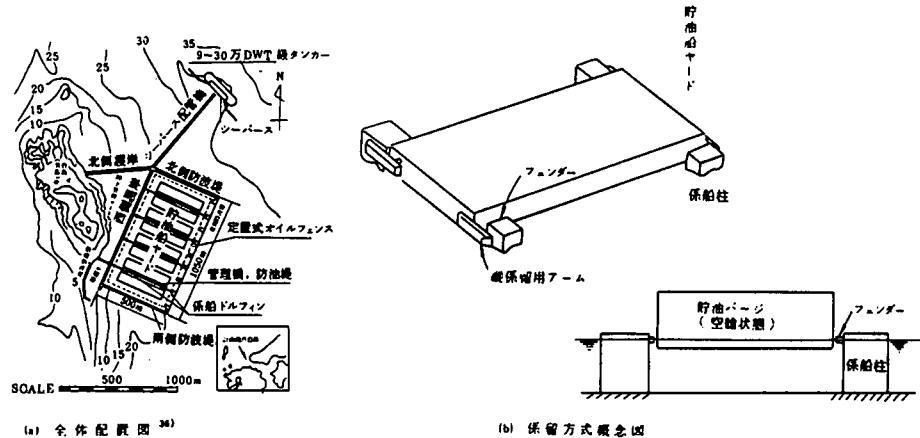


図 1.2.3 白島洋上石油備蓄基地¹⁾

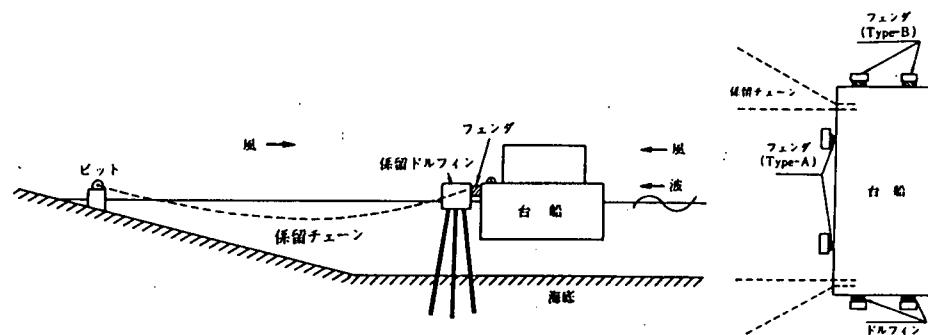


図 1.2.4 ドルフィンと係留チェーンの混合係留方式の概念図⁶⁾

(3) 係留ラインの材質・構成による分類

- (a) チェーン係留
- (b) ワイヤロープ係留
- (c) 合成繊維索係留
- (d) 複合索鎖係留
- (e) ブイ・シンカ付係留

係留ラインの材質・構成による分類は、ラインの材質から定まるラインの単位長さ当たりの水中重量、破断荷重、伸び率、耐腐食性、耐摩耗性などの相違による分類とも考えられるものである。複合索鎖係留やブイ・シンカ付係留は単一索鎖による係留では満足できない種々の制約条件を満すために工夫されたものである。これらの一般的な特徴は表 1.2.1 に示すとおりである⁷⁾。また、係留ラインの材質・構成による静的係留特性の相違等の特徴は昭和 57 年度報告書に示してある⁸⁾。さらに、ワイヤロープ係留と複合索鎖係留の動的係留特性の相違が調べられ、昭和 58 年度報告書に記されている⁹⁾。

ワイヤロープや合成繊維索の伸び率等の物性や規格等は昭和 56 年度報告書に示してあるが⁷⁾、係留特性の上で重量な伸び率について参考のために、OCIMF のデータ¹⁰⁾を図 1.2.5 に示す。

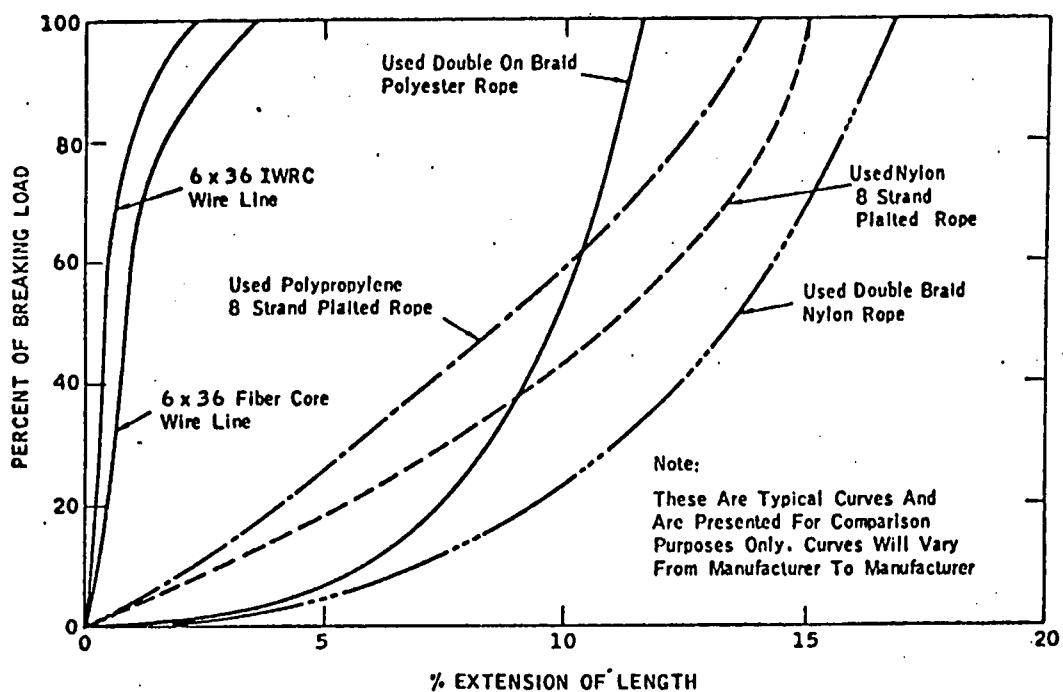
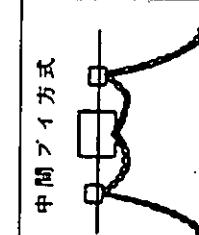
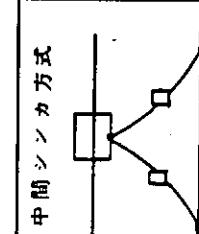
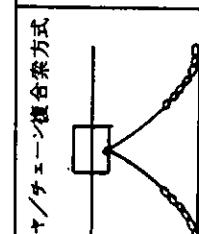
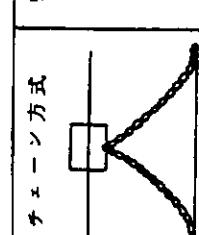
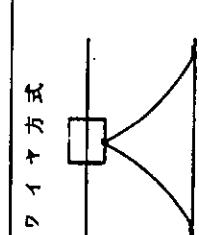


図 1.2.5 代表的係留ラインの伸び率¹⁰⁾

参考文献

- 1) 日本海事協会：係留システム設計指針，昭和58年
- 2) Det norske Veritas : Rules for Classification of Mobile Offshore Units, 1982
- 3) American Bureau of Shipping : Rules for Building and Classing Single Point Moorings, 1975
- 4) Oil Companies International Marine Forum : Hose Standards, Specification for Rubber, Reinforced, Smooth Bore, Oil Suction and Discharge Hoses for Offshore Moorings, 1978
- 5) OCIMF : Buoy Mooring Forum Hose Guidl, Guide for the Handling, Storage, Inspection and Testing of Hose in Field, 1974
- 6) 産業調査会：海洋土木大事典，1984
- 7) (社)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，昭和57年3月，研究資料No 352
- 8) 同上 昭和58年3月，研究資料No 362
- 9) 同上 昭和59年3月，研究資料No 371
- 10) OCIMF : Guidelines and Recomendations for the Safe Mooring of Large ships at Piers and Sea Islands, 1978

表1.2.1 係留ラインの材質・構成による分類と特徴⁷⁾

係留方式	ワイヤ方式	チャーン方式	ワイヤ/チェーン複合方式	中間シンカ方式	中間ブイ方式
特性					
適正水深	50 ~ 200m	20 ~ 500m	400 ~ 1000m	20 ~ 1000m	20 ~ 1000m
コスト	普通	普通	高価	やや高価	高価
主要機器	大型ワインチ	大型クインドラス	大型ワインチ及び大型クインドラス	大型ワインチ、または大型クインドラスの中間シンカ	大型クインドラス
作業船	中型	大型	大型	大型	大型
保守・管理	ワイヤロープの破損に注意のこと	普通	ワインチ・クインドラスの保守、管理を頻繁に行う必要あり	中間シンカの取扱、保管方法要検討	中間ブイの保守・管理を頻繁に行う必要あり
係留地点への移動性	良	良	良	やや不良	不良
信頼性	実績多	実績多	新方式	新方式	新方式
船体への影響	格納時に重心高	格納時に重量大	重心高、重量増	重心高または重量大	係留時の負担重量小
通常(作業)時	水平移動小	水平移動比較的大	水平移動比較的小	水平移動比較的小	水平移動大
暴風時	エネルギ吸収効果小 走端し易い	エネルギ吸収効果比較的大	エネルギ吸収効果比較的大 走端し難い	エネルギ吸収効果大 走端し難い	エネルギ吸収効果大
浅水	走端し易い	走端比較的し難い	ワイヤ切断の危険性	走端し難い	走端し難い
大水深	ワイヤ長さに製造上の制約	重量増加大	比較的安定	比較的安定	中間ブイ容量大
大外力	ワイヤ長さ大、走端し易い	比較的安定	比較的安定	比較的安定	安定

第2章 静的係留特性と定常変位

2.1 係留ラインの静的特性

係留ラインの静的特性は下記事項を考慮して検討するものとする。

- (1) ラインの有効長さ
- (2) ラインの水中重量
- (3) ラインの破断荷重
- (4) ラインの弾性的性質
- (5) ラインに作用する流体力
- (6) ラインに付加するブイ・シンカ等の荷重
- (7) 海底地形・地質
- (8) ラインと海底との摩擦力
- (9) その他

(解説)

(1) ラインの有効長さ

係留ラインの浮体側係留点からアンカ点までの長さであり、ラインによる係留力の作用点間の長さである。したがつて、例えばフェアリーダより内側で、浮体にある係留ラインの長さは除いたものである。このラインの有効長さを浮体側係留点からアンカ点までの鉛直高さ(=水深)で除したものと係留ラインの scope と称し、その値によつてカテナリー理論による係留特性は例えば図 2.1.1 の如く変わる。^{1) 2)} したがつて、適切なラインの有効長さを決定する必要がある。

(2) ラインの水中重量

係留ラインの水中重量は係留特性にとって基本的な値であつて、カテナリー理論では係留力はラインの水中重量に比例している。係留ラインの単位長さ当たりの空中重量 W_a および水中重量 W は、ほぼラインの公称径 d の 2 乗に比例するものと考えてよく、その平均的な比例定数を表 2.1.1 に示す。³⁾

(3) ラインの破断荷重

係留チェーンの破断荷重 T_B は公称径 d のほぼ 2 乗に比例しており、

$$T_B = 2.0d^2 (44 - 0.08d) \quad (\text{NK 第3種チェーン}) \quad \dots \quad (2.1.1)$$

$$T_B = 2.15d^2 (44 - 0.08d) \quad (\text{API 係留チェーン})$$

T_B : 破断荷重 (Kgf)

d : 呼び径 (mm)

という関係がある。大径のチェーンほど呼び径の 2 乗より低目の傾向である。ワイヤロープ、ナイロンロープはチェーンよりも良好に呼び径の 2 乗に比例している。それらの平均的な比例定数を表 2.1.2 に示す。³⁾ また、同表には破断荷重と水中重量の比も示してある。この比強度の高いものが深海係留では有利となる。

(4) ラインの弾性的性質

係留ラインの弾性的な伸びを考慮すると、係留特性は図 2.1.2 の例の如く変わる。^{1) 2)} 係留ラインの弾性的な伸びに関しては図 1.2.5 にもその一例を示した。一般的には、³⁾

チェーンあるいはロープにおいては、構造的な伸びが生ずるために、素材の荷重-伸び関係と比べてそれが複雑となる。予荷重による永久伸びを除去して、弾性的な伸びと対応する荷重の関係を表すと、一般

に次のようなべき乗則で表すことができる。⁴⁾

$$\frac{T}{A} = C_e \epsilon_e^m \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2.1.2)$$

ここで、

T : 相対的な弾性張力 A : 公称断面積
 C_e : 弹性定数 ϵ_e : 公称弾性伸び率
 m : べき乗定数

定数 C_e, m は実験的に確かめられるべき性格のものであり、バラツキが含まれるが、 m の参考値としては、チェーンが 1、ワイヤロープが 1.5、ナイロンロープが 3といえる。比較的小さな範囲の繰り返し荷重に対しては、

$$\frac{dT}{A} = E_t d\epsilon_e \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2.1.3)$$

が適用できる。ここで、 E_t は接線弾性係数であり、

$$E_t = m C_e \epsilon_e^{m-1} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2.1.4)$$

で与えられる。

公称断面積 A は公称径 d と次の関係式で表せる。

$$A = k_a d^2 \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2.1.5)$$

k_a は断面積係数であり、代表的な値を表 2.1.3 に示す。チェーンの場合は片側リンクの断面積を基準とする。³⁾

表 2.1.3 係留ラインの断面積係数³⁾

断面積係数 ラインの種類	$k_a (= A/d^2)$
チエーン	$\frac{\pi}{4} = 0.785$
ストランドロープ (IWSC, IWRC)	0.48~0.51 (0.50)
スピアルロープ	0.59~0.61 (0.60)
ナイロンロープ	0.63

(5) ラインに作用する流体力

本研究部会昭和 57 年度報告書⁵⁾に示したように、とくに深海係留においてはラインに作用する潮流抵抗等の流体力を考慮する必要がある。同報告書にはその為の計算法と計算結果が示されている。

(6) ラインに付加するブイ・シンカ等の荷重

ラインにシンカあるいはブイが付加すると、係留特性はそれぞれ図 2.1.3 あるいは図 2.1.4 の如く変化する。^{1) 2)}したがつて、ラインに付加する荷重を考慮して係留特性を求めなければならない。

(7) 海底地形・地質

浅海係留では海底地形・地質の係留特性に及ぼす影響は比較的顕著ではあるが、^{1) 2) 3)} 深海係留ではラインの

表 2.1.1 係留ラインの平均的な重量特性³⁾

比例定数 ラインの種類	$C_a [=w_a/d^2] (\text{kgf}/m/mm^2)$	$C_s [=w/d^2] (\text{kgf}/m/mm^2)$
チーン	0.023	0.020
ストランドロープ (IWSC, IWRC)	0.0040	0.0035
スパイラルロープ	0.0050	0.0044
ナイロンロープ	0.00060	0.000060

表 2.1.2 係留ラインの平均的な破断荷重特性³⁾

ラインの種類	$C_B [=T_B/d^2] (\text{kgf}/mm^2)$	$C_B/C_s [=T_B/w] (m)$
チーン	8.2	4.1×10^3
ストランドロープ (IWSC 6×37)	6.6	1.9×10^4
ストランドロープ (IWRC 6×37)	5.5	1.6×10^4
スパイラルロープ	8.2	1.9×10^4
ナイロンロープ	1.4	2.3×10^5

注) チーンおよびIWRCストランドロープについては公称径が3 in(76.2 mm)程度のものを対象とする。ナイロンロープは水中破断荷重である。

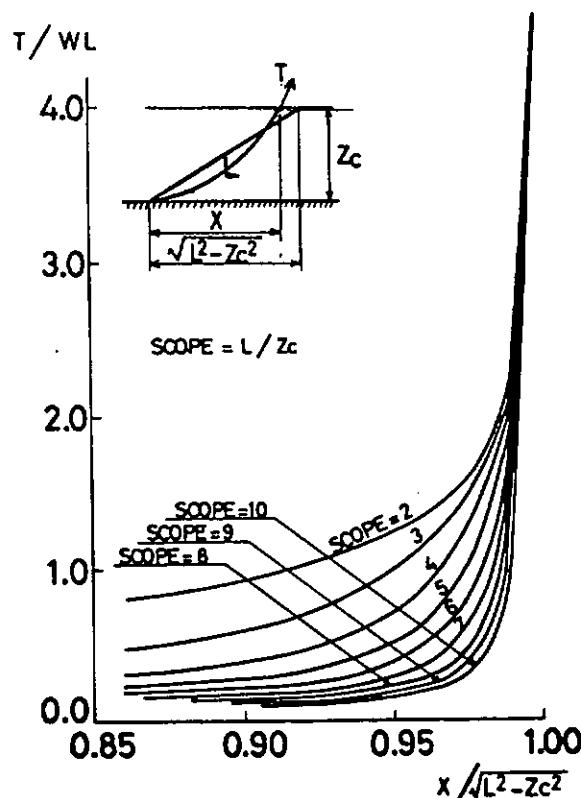


図 2.1.1 Design chart using scope parameter^{1) 2)}

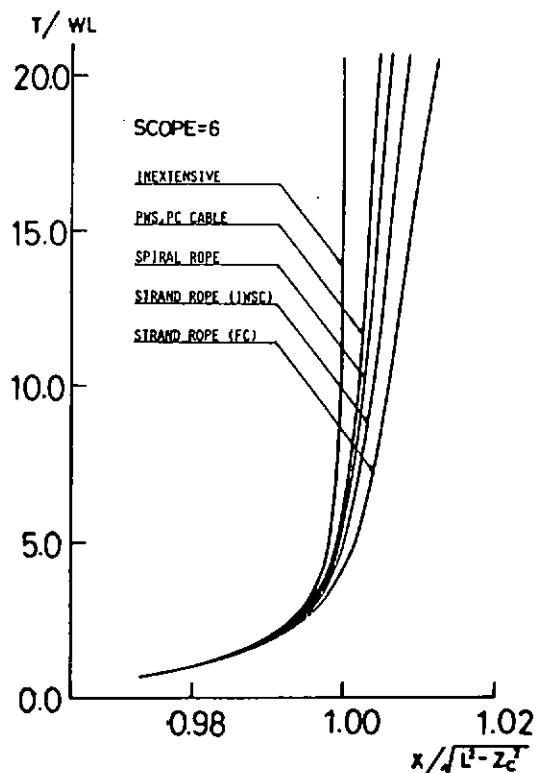


図 2.1.2 Design chart using extension parameter^{1) 2)}

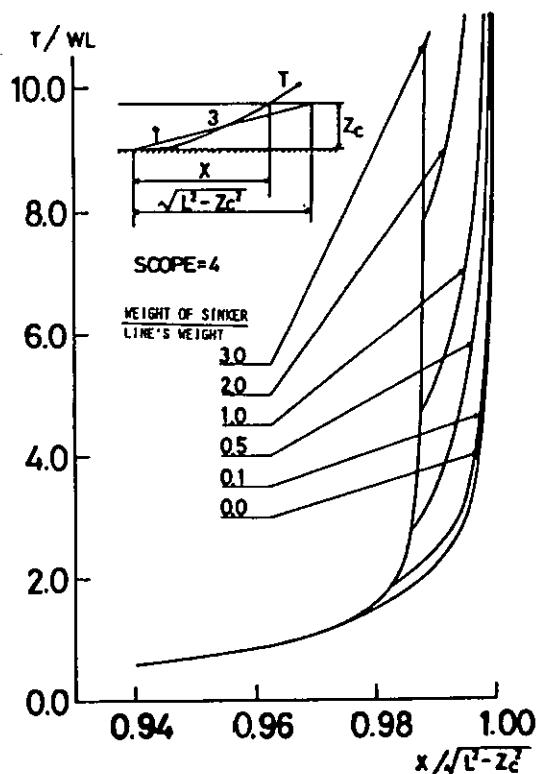


図 2.1.3 Design chart using sinker parameter^{1) 2)}

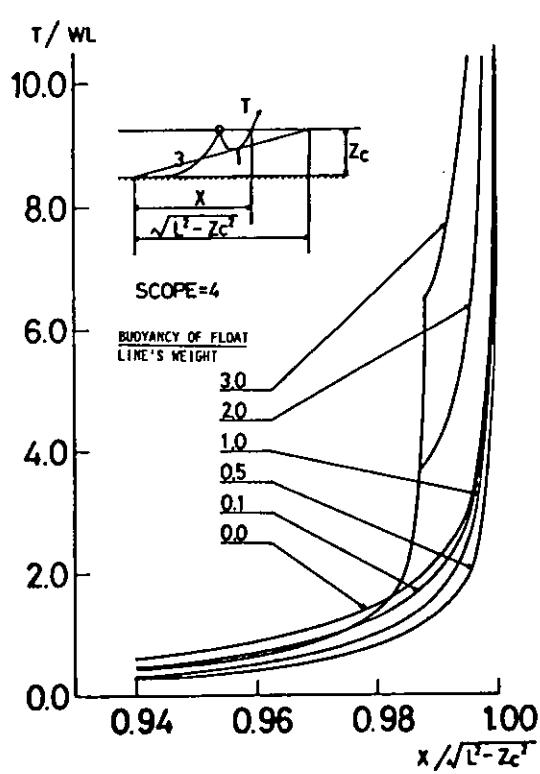


図 2.1.4 Design chart using buoy parameter^{1) 2)}

海底を這う部分が相対的に小さくなる為に、その影響も小さくなる。

(8) ラインと海底との摩擦力

ラインと海底との摩擦力についても、海底地形・地質の係留特性に及ぼす影響と同様のことがいえる。

参考文献

- 1) 井上義行、中川清七：海底影響を考慮した係留ライン特性と係留設計図表、日本造船学会論文集、第151号、昭和57年6月。
- 2) (社)日本造船研究会：第179研究部会 箱型海洋構造物の運動特性及び係留システムに関する研究報告書昭和57年3月、研究資料No.346
- 3) 日本海事協会：係留システム設計指針、昭和58年
- 4) Wilson, B. W.: Elastic Characteristics of Moorings, Proc. ASCE, Vol. 93, No. WW4, 1967/11
- 5) (社)日本造船研究協会：第107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58年3月、研究資料No.362

2.2 多点係留の係留復原力

多点係留の係留復原力は各係留ラインの静的特性によつて得られる各ラインの浮体側係留点における張力の浮体重心に対する合力として求める。

(解説)

図2.2.1に示すようなm本の多点係留を考える。座標系は右手系直交座標とし、鉛直上方にz軸をとるものとし、アンカ点をAj (j=1, 2, 3, ..., m)、浮体側係留点をSj、浮体の重心点をGとする。各係留ラインの水平距離(dj)、鉛直距離(hj)の関数として、各係留ラインの静的特性、すなわち

$$H_j = H(d_j, h_j) : \text{係留ライン張力の水平分力}$$

$$V_j = V(d_j, h_j) : \text{\"{o}の鉛直分力}$$

$$T_j = T(d_j, h_j) : \text{\"{o}}$$

$$\phi_j = \phi(d_j, h_j) : \text{係留ラインの立上り角}$$

が得られる。また、浮体が係留ラインから受ける合力、合力モーメントは、浮体側係留点におけるHj, Vjからつぎのようにして求められる。

浮体側係留点における各係留ラインによる力はベクトル表示で、

$$F_j = \begin{bmatrix} H_j \cos \phi_j \\ H_j \sin \phi_j \\ -V_j \end{bmatrix} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2.2.1)$$

$$\beta_j = \tan^{-1} \frac{y_{aj} - y_{sj}}{x_{aj} - x_{sj}} : \text{各係留ラインがx軸となす角、であり、浮体の重心点に対する}$$

浮体側係留点の位置ベクトルは、

$$\overrightarrow{GS_j} = \begin{bmatrix} x_{sj} - x_g \\ y_{sj} - y_g \\ z_{sj} - z_g \end{bmatrix} \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (2.2.2)$$

であるから、各係留ラインによる重心点まわりのモーメントは

$$M_j = \overrightarrow{GS_j} \times F_j$$

$$= \begin{pmatrix} -H_j \sin \theta_j \cdot (z_{sj} - z_G) - (y_{sj} - y_G) \cdot V_j \\ -H_j \cos \theta_j \cdot (z_{sj} - z_G) - (x_{sj} - x_G) \cdot V_j \\ H_j \sin \theta_j \cdot (x_{sj} - x_G) - H_j \cos \theta_j \cdot (y_{sj} - y_G) \end{pmatrix} \dots \dots \quad (2.2.3)$$

と書ける。したがつて、合力 (F_R) および浮体重心に対する合力モーメント (M_R) は、

$$F_R = \sum_{j=1}^m F_j \quad \dots \dots \dots \quad (2.2.4)$$

$$M_R = \sum_{j=1}^m M_j \quad \dots \dots \dots \quad (2.2.5)$$

で計算される。⁴⁾

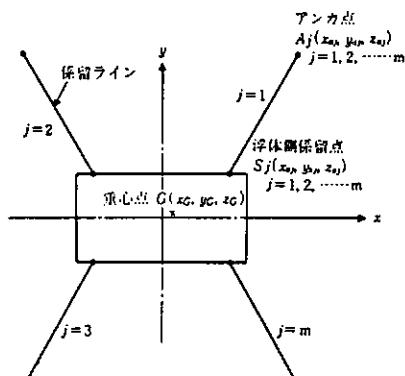


図 2.2.1 多点係留の座標系

*) 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 卷第 5 号昭和 51 年 9 月

2.3 係留浮体の定常変位

係留浮体の定常変位は浮体に作用する定常外力が係留復原力と釣合うものとし求める。

(解説)

ここでいう定常外力は係留浮体の波浪中動揺や周期運動等の動的特性を考慮しなくても大差ないものであつて、外力の変動周期が係留浮体の運動の固有周期に比して十分長いものである。通常は潮流抵抗、平均風速に対応する風荷重および変動成分を考慮しない波漂流力などの合力を定常外力としている。

本研究部会では半潜水式石油掘削装置等で深海係留用に用いられている複合索・鎖係留についての特徴やカテナリ理論による係留特性計算法および実施・検討例を調査した。^{*} また、具体的な係留特性のシリーズ計算を行ない、係留索・鎖諸元と水深、浮体変位、初期張力、ラインの有効長さ、係留復原力等の関係を調査し、^{**} それらの設計図表を用いた応用例をも示し、計算法を整理した。^{***} これらの成果を応用することによつて最大係留復原力等を満足する係留索・鎖諸元を簡易推定できる。

*) (社) 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昭和 57 年 3 月、研究資料 No. 352

**) 同 上 昭和 58 年 3 月研究資料 No. 362

***) 同 上 昭和 59 年 3 月、研究資料 No. 371

第4編 係留浮体の運動と係留力

第1章 係留浮体の数値シミュレーション手法

1.1. 運動方程式

浮体の運動方程式としては、メモリー影響関数と動搖速度との重疊積分により表わされた流体力係数を用いて表現されたもの（C.I.法）と、実用計算法として広く用いられている周波数に依存した流体力係数を用いて表現された運動方程式（C.C.法）がある。

（解説）一般に、索鎖等による係留方式の係留力特性は強い非線形性を示すので、波浪等の変動外力が作用する環境条件下において係留力を精度良く推定するためには、時間領域での数値解法であるシミュレーション計算法によらねばならない。この場合、運動方程式は次の2通りのものがある。

a) 流体力係数を固定した線形二階微分運動方程式（以下C.C.法）

$$\{M + M_s(\omega\theta)\} \ddot{x}(t) + N_s(\omega\theta) \dot{x}(t) + C_s\{x(t)\} = F_w(t) \quad (1.1.1)$$

ただし、

M ：二次元浮体の質量 $\ddot{x}(t)$ ：左右揺れ

$M_s(\omega\theta)$ 、 $N_s(\omega\theta)$ ：代表周波数 $\omega\theta$ における流体力係数

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

$F_w(t) = F_{w1}(t) + F_{w2}(t)$ ：波に基づく外力で、波浪強制力 $F_{w1}(t)$ と波漂流力 $F_{w2}(t)$ 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疊積分により表わされた微積分運動方程式（以下C.I.法）

$$\{M + M_s(\infty)\} \ddot{x}(t) + \int_0^t K_s(t-\tau) x(\tau) d\tau + C_s\{x(t)\} = F_w(t) \quad (1.1.2)$$

ただし、

$M_s(\infty)$ ： $\omega=\infty$ における付加質量係数

$K_s(t)$ ：左右揺れに対するメモリー影響関数

なお、詳細に関しては、「昭和57年度報告書3.4.1」及び「昭和58年度報告書2.5.3」並びに〔3.2.6〕を参照されたい。

1.2 波の時系列の作成

不規則な変動波はこれを多数の周波数成分がランダムな位相で重なり合つたものと考えると、波スペクトル S_w を用いて次のように表示できる。

$$\zeta(t) = \int_B \sqrt{2S_w(\omega)} d\omega \exp(i(\omega t + \theta_w)) \quad (1)$$

ただし、 θ_w は $(0, 2\pi)$ 間における一様な乱数である。数値計算を行う場合には時間の刻み幅を Δt とし、 ω の範囲 $(0, \omega_N)$ に $N+1$ 個の点を順にとる。

$$0 < \omega_0 < \omega_1 < \dots < \omega_N = \pi / \Delta t \quad (2)$$

このとき、(1) 式は次のように離散表示される。

$$\begin{aligned} \zeta(t) &= \sum_{k=1}^N \sqrt{2S_w(\omega_k) \Delta \omega_k} \cos(\overline{\omega_k} t + \theta_k) \\ \overline{\omega_k} &= (\omega_k + \omega_{k-1}) / 2 \\ \Delta \omega_k &= \omega_k - \omega_{k-1} \end{aligned}$$

ここで注意すべきことは、 $\Delta \omega_k$ を等間隔に選んだ場合には、長時間にわたりシミュレーションを続けると同じ波形を繰り返す可能性があるということである。これ为了避免には、 ω_k を $(0, \omega_N)$ 間の一様乱数となるように選ぶといい。また $\Delta \omega_k$ の間のスペクトルの面積 $S_w(\omega_k) \Delta \omega_k$ が等しくなるように $\Delta \omega_k$ を選ぶ方法もある*。

* 珠久正憲：浅海浮上式備蓄タンクの係留に関する研究（非線形数学モデルによる数値シミュレーション）、日本造船学会論文集、第146号、1976

1.3 波による力

波の式を

$$\zeta(t) = \sum_{k=1}^N a_k \cos(\omega_k t + \theta_k) \quad (1)$$

と表わしたとき、波浪強制力は各成分波に基づくものを合成して

$$F_{w1}(t) = \rho g^2 \sum_{k=1}^N \left\{ A_s(\omega_k) / \omega_k^2 \right\} \cdot a_k \cos\{\omega_k t + \theta_k + \epsilon_s(\omega_k)\} \quad (2)$$

となる。ここで、 $A_s(\omega_k)$ 、 $\epsilon_s(\omega_k)$ はそれぞれ左右揺れによつて生じる進行振幅比とその位相である。

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

$$F_{w2}(t) = \frac{1}{2} \rho g^2 \sum_i \sum_j R_{ij} a_i a_j \cos((\omega_i - \omega_j)t + (\theta_i - \theta_j)) \quad (3)$$

と書くことができる。ただし、 R_{ij} は成分波数における定漂流力係数で、漂流力を F_D 、入射波高を ζ_s とすると、

$$R_{ij} = F_D ((\omega_i + \omega_j) / 2) / \frac{1}{2} \rho g \zeta_s^2 \quad (4)$$

* Hsu F.A. and K.A. Blenkarn : Analysis of Peak Mooring Forces by Slow Vessel Drift Oscillation in Random Seas, Paper OTC 1159 Houston, 1970。

** Pinkster J.A. : Low Frequency Phenomena Associated with Vessels Moored at Sea, Soc. of Petroleum Engineers of AIME, SPE Paper No. 4837, 1974。

1.4. 流体力及びメモリー影響関数

周波数領域における流体力の計算法はいろいろあるが、実用的には二次元の多重極展開法（例えばUrseil-田才法等）が有用である。また、メモリー影響関数は周波数領域の発散波振幅比 A_s を用いて、

$$K_s(t) = [2\rho g^2/\pi] \int_0^\infty (A_s^2/\omega^3) \cdot \cos \omega t d\omega$$

で計算できる。

また、高周波数領域における積分については高木・斎藤が論じている。

（解説）メモリー影響関数を導入することによる効果は、「昭和58年度報告書2.5.3」及び〔3.2.6.〕を参照されたい。

* 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り扱い（第1報）、関西造船協会誌、第182号、

1981。

1.5. 係留浮体の数値シミュレーションに対する総合的検討

- 1) 粘性の影響や非線形性の強い係留特性等をそのまま扱うことができる。すなわち線形モデルでは扱えなかった現象を把握することができる。
- 2) 変動外力についても任意の複合外力を考慮することができる。突風中の過渡応答も知ることができる。
- 3) C.C.法では、式中の M_s 、 N_s 等の流体力係数は一般に周波数 ω に依存するが、計算上中でこの点を考慮するのが困難である。したがって、通常は、代表周波数 ω_0 における流体力を用いる便宜的な方法がとられている。
- 4) 一般に、シミュレーション計算法は膨大な計算時間を要するので、係留システムの概略要目を決定するための初期設計段階で用いられる計算法としては必ずしも適当なものではなく、むしろ要目の決定は近似計算法で行い、そこで設計された係留鎖が破断しないかどうかの安全確認のために用いればよい。

（解説）

C.C.法とC.I.法による数値シミュレーションの結果の比較及び模型試験にて求めた時系列との比較等に関しては、「昭和58年度報告書2.5.3」及び〔3.2.6.〕を参照されたい。

第2章 係留浮体の長周期運動

2.1. 一般

深海係留においては、水平面内運動（Surge, Sway, Yaw）に長周期の運動が励起される可能性があり、これを十分に検討する必要がある。

（解説）洋上に係留された浮体は、一般にその水平面内運動に長周期の固有周期を有する。そこに何らかの長周期で変動する外力が作用すると、たとえそれが小さな力であっても、係留浮体に同調現象としての大きな動揺を誘起することになる。

一方、長周期の外力として考えられるものに、変動風による力、海洋波中の長周期波による力、および波漂流力による力などがある。

変動風による力は第2編第2章の2.2-2で与えられるから、これを外力として浮体の運動を求めることができる。長周期波による力は、海象条件としてその波高と周期が与えられれば、第2編第2章の2.4-1あるいは2.4-2に

より算定できよう。

波漂流力に関しては、波周期の波力との相関があるため、その取り扱いに注意を要する。

長周期の運動を正しく求めるためには、浮体に働く外力を正しく評価することが必要であるとともに、長周期運動の平水中および波浪中の減衰力を水槽試験等により十分に検討する必要がある。

なお、以下においては、本部会で調査した成果を中心に、波漂流力による長周期運動について述べるものである。

2.2. 変動波漂流力

変動漂流力の時系列は本編 1.3 によって近似することができる。

(解説) 変動波漂流力の時系列を厳密に求めるには、浮体の表面に働く圧力を時々刻々と積分しなければならない。その手法については昭和 58 年度報告書 2.5.2 に示してある。なお、近似計算法としては [3.2.5] に示してある手法で変動波漂流力の時系列を求めることができる。

また、変動波漂流力のスペクトルは、第 2 編第 2 章の 2.4-4 によって求めることができる。

2.3. 長周期運動

本編 1.3 により波周期外力(波浪強制力)と変動漂流力を求め、本編(1.1.2)式の運動方程式の外力とし、運動の時系列を求める。

(解説) 現象が線形であるならば、長周期運動のスペクトル $S_x(\omega)$ は次式によって求めることができる。

$$S_x(\omega) = |H(\omega)|^2 S_p(\omega) \quad (2.3.1)$$

ここに

$S_p(\omega)$: 変動漂流力のスペクトル。

$H(\omega)$: 単位振幅 COS 波外力による長周期運動応答振幅。

である。

しかし、係留力の非線形性の影響を無視できない場合には、時系列解析によらなければならない。さらに、もし係留力を線形で近似できる場合でも、本編 2.4 の統計量の問題があることと、漂流力が非線形力であるなどから、時間領域で時系列解析することが望ましい。

2.4. 長周期運動の統計的性質

変動漂流力によって長周期運動が発生すると、運動の分布が正規分布からはずれてくる^{*}ので、長周期運動の統計量の十分な検討を必要とする。

(解説) 線形理論においては、正規過程不規則波中の浮体の運動の分布は正規分布であり、さらに運動が狭帯域とすると、運動の極値はレイレイ分布となる。また有義値、1/n 最大期待値等が理論的に与えられている。

一方、係留浮体に長周期運動が発生すると、平均値からみて、波下側(Lee side)と波上側(Weather side)の運動の分布および最大値等の統計量が同じにならない現象が現われる。

本部会では、2 次元矩形断面浮体の Sway について調べている。Sway 運動のうち、波周期成分の標準偏差を σ_1 および長周期成分のそれを σ_2 とする。係留力および減衰力係数を変えた場合を調べてみた結果、 σ_2 / σ_1 が 2 度より小さくなってくると、Sway の Lee side 最大値が大きくなり、Weather side の最大値が小さくなる傾向がみられた。一方、長周期運動が大きくなつて σ_2 / σ_1 が大きい場合では、この非対称性は消えるとともに、最大値が正規

*) 本研究部会 昭和 58 年度報告書 2.5.2 不規則波中における長周期運動の統計量(研究資料 No.371)

過程の理論値よりかなり小さくなる傾向がみられた。

深海係留では、係留浮体の水平面内運動の固有周期が長くなり、長周期運動が大きくなる可能性がある。そのような場合には、先に述べたように線形理論で処理すると最大値等を過大に予測してしまうようであり、注意を要するところである。

最大値、 $1/n$ 期待値等の求め方であるが、理論的解明がなされておらず、よって、時系列解析によりこれらを求める必要がある。その場合、同一スペクトルを有し時系列が異なる入射波に対して計算を少なくとも数回は試行し、その平均をとるようにする必要がある。

なお、非線形性が弱く、かつ狭帯域の運動であれば、この条件のもとに日根野^{**)}が示した $1/n$ 最大期待値の求め方がある。

**) 日根野元裕、「不規則波中における非線形応答の極値分布の計算」、日本造船学会論文集、第156号、1984。

第3章 係留力の推定法

3.1 係留ラインに働く張力の変動成分の推定法

索・鎖等の係留ラインに働く張力は、浮遊式海洋構造物の動揺周波数等によって第3編第2章に記述した静的留特性以外に索・鎖の動的影響が加わるため、適切な推定法にて張力の変動成分量を検討して考慮する必要がある。

(解説)

係留ラインに働く張力の変動成分に関する研究は、浮遊式海洋構造物が出現した1950年以降から始まり、近年、特に数多くの研究者が取り組みだした課題である。このように研究が盛んになった要因は、係留ラインの上端を浮遊式海洋構造物の動揺を模擬して強制的に振動を与えると、係留ラインの上端に働く張力が図3.3.1の棒線で示す範囲で変動し、振動周波数が高くなると無視し得ない量に達するためである。

したがって、係留ラインに働く張力の変動成分に関する実験的研究が盛んになり、それに伴なって理論的に推算する手法が開発されて来ている。

最近、一般的によく使用されている係留ラインに働く張力の変動成分を推算する手法及びその概要を比較すると表3.1.1に示すようになる。それらの中から、通常用いているLumped Mass法及び2種類の簡易法を紹介する。

(1) Lumped Mass法

Lumped Mass法とは、係留ラインを有限個の要素に分割し、質点とこれらを結ぶ線で係留ラインをモデル化し、各質点の運動を差分法を用いて解く手法である。その手法の詳細は、昭和57年度報告書3.1.3の(2)及び昭和58年度報告書2.4.1に記述してある。

Lumped Mass法の主な特徴は次の通りである。

- a) 係留ラインは、均一な係留ラインの外、複合係留ライン及び中間ブイやシンカー付係留ラインについても適用可能である。
- b) 係留ラインの伸びや係留ラインの非線形流体力等を考慮することができます。
- c) 計算は、係留ラインの挙動及び張力等であるが、時刻歴計算であるために挙動や張力等の過渡的な現象及び非線形問題についても適用可能である。
- d) 係留ラインが緊張係留状態では余り問題がないが、弛緩係留状態では、係留ラインの海底からの立ち上がり付近で数値計算上に工夫を加えて計算精度が悪化することを防ぐ必要がある。
- e) 曲げ剛性の大きな係留ラインについては、適用することが難しい。

f) 計算時間が長く、簡便かつ実用性に欠けている。

Lumped Mass 法の解法としては、係留ラインに働く張力を予め仮定して各質点の変位を収束計算する手法と各質点の変位を固定して係留ラインに働く張力を収束させる手法とに大別できる。

(2) 簡易法

(a) ノーマルモード法

係留ラインに働く張力の変動成分の特性を調べる簡易的な手法の1つとしてノーマルモード法を推奨する。

ノーマルモード法に関する詳細は、昭和58年度報告書2.4.2に詳述してある。

ノーマルモード法は、Lumped Mass 法や模型試験値と比較してほぼよい精度が保たれ、計算時間が短かいため、実用的な推定法であるといえる。

ノーマルモード法の概要を以下に述べる。

- a) 係留ラインの変形モードを数個の振動モードの和であるとする。なお、振動モードは、予め固有振動数解析にて求めておくと簡便化が図れる。
- b) 係留ラインは、単一索・鎖または複合索・鎖の場合のみであり、中間ブイやシンカー付には適さない。
- c) 計算は、周波数応答特性を求めるため過渡応答を求めるには適さない。
- d) 係留ラインの初期状態は、2次元懸垂線形状とし、係留ラインの上端の振動も2次元とした場合である。
- e) 海流・潮流は考慮できないが、非線形の粘性減衰力は等価線形化して考慮することができる。
- f) 浮遊式海洋構造物の動搖振幅が非常に大きい場合や係留ラインの海底への接触等で非線形性が強くなった場合には、計算精度が悪化する可能性があるので注意する必要がある。

なお、ノーマルモード法による動的張力の簡易計算の利用法に関しては、〔3.2.2〕を参照されたい。

(b) 線形近似法

この簡易法は、係留ラインに働く張力の変動成分を係留ラインの運動変位を微小変位と仮定し、運動方程式を線形近似して簡易に推算する方法である。^{*)}、^{**)}

この方法は、係留ライン各点の静的変位を端点(係留点)の変位の一次式として求め、その静的変位を各点の動搖変位とし、動的張力を求める方法である。

係留点の変位と係留ラインの動搖変位の関係はカテナリー理論を用いいると、係留点P_xの微小変位△x、△zとの間には

$$\begin{pmatrix} \Delta x \\ \Delta z \end{pmatrix} = S C \begin{pmatrix} \Delta x_0 \\ \Delta z_0 \end{pmatrix} \quad (3.1.1)$$

ただし、

$$S = \begin{pmatrix} \sinh^{-1} A - \frac{A}{\sqrt{1+A^2}} & \frac{1}{\sqrt{1+A^2}} - 1 \\ \frac{1}{\sqrt{1+A^2}} - 1 & \frac{A}{\sqrt{1+A^2}} \end{pmatrix}$$

$$C = \begin{pmatrix} \sinh B_0 & \cosh B_0 - 1 \\ \cosh B_0 - 1 & B_0 \sinh B_0 - \cosh B_0 \end{pmatrix} / D$$

$$D = 2 - 2 \cosh B_0 + B_0 \sinh B_0$$

*) 小寺山 亘：係留浮体の運動と係留鎖張力について、西部造船会会報、第53号(1977)

**) 島田、小林他：係留ライン張力に対する動的影響について、西部造船会会報、第60号(1980)

$$A = \frac{\ell - b}{a} = \sinh \frac{x - b}{a}$$

$$B = \frac{x_0 - b}{a}$$

の関係がある。(3.1.1)式の関係を用いると、 P_m 点の変分($\triangle\delta_1$, $\triangle\delta_2$)に対するP点の法線方向の速度

\vec{v}_n 、 \vec{v}_t ならびに加速度 $\vec{\alpha}_n$ 、 $\vec{\alpha}_t$ は

$$\left. \begin{array}{l} \vec{v}_n = L_1 U_1 S C \triangle \dot{\delta} \\ \vec{v}_t = L_2 U_1 S C \triangle \dot{\delta} \\ \vec{\alpha}_n = L_1 U_1 S C \triangle \ddot{\delta} \\ \vec{\alpha}_t = L_2 U_1 S C \triangle \ddot{\delta} \end{array} \right\} \quad (3.1.2)$$

たゞし、

$$L_1 = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 1 \end{pmatrix} \quad L_2 = \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix}$$

$$U_1 = \begin{pmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{pmatrix}$$

$\theta = P$ 点におけるラインのx軸となす角

で表わされ、係留ラインの微小部分 $d\ell$ の法線および接線方向に働く力 dF_n 、 dF_t は、等価線形化を行なえば

$$\left. \begin{array}{l} \vec{dF}_n = (1 + m_n \frac{\rho_w}{\rho_c}) \frac{w_b}{g} \vec{\alpha}_n d\ell + \frac{4}{3\pi} \rho_w C_{Dn} D_c v_{ns} \vec{v}_n d\ell \\ \vec{dF}_t = (1 + m_t \frac{\rho_w}{\rho_c}) \frac{w_b}{g} \vec{\alpha}_t d\ell + \frac{4}{3\pi} \rho_w C_{Dt} D_c v_{ts} \vec{v}_t d\ell \end{array} \right\} \quad (3.1.3)$$

ことで

m_n 、 m_t : ラインの法線および接線方向の付加質量係数

C_{Dn} 、 C_{Dt} : " " " の抗力係数

ρ_w 、 ρ_c : 流体および係留ラインの密度

D_c : 係留ラインの等価直径 ($= \sqrt{\frac{W_s}{\frac{1}{4}\pi\rho_c g}}$)

w_b : " 単位長さ当たり空中重量

v_{ns} 、 v_{ts} : " 法線および接線方向の速度振幅

である。係留ライン全体に加わる力は、アンカー点(P_a)から係留点(P_m)まで積分して

$$\left. \begin{array}{l} \vec{F}_n = \int_0^{\ell_0} U_1 \frac{d\vec{F}_n}{d\ell} d\ell \\ \vec{F}_t = \int_0^{\ell_0} U_1 \frac{d\vec{F}_t}{d\ell} d\ell \end{array} \right\} \quad (3.1.4)$$

となる。ここに U'_1 は U_1 の転置マトリックスを表わす

係留ラインに働く慣性力および抗力に基づく力の和 \vec{F} は

$$\vec{F} = -(\vec{F}_n + \vec{F}_t)$$

であり、 \vec{F} の*i*成分(*i* = 1, 2)を F_i とすれば

$$T_x = w_w (a + \Delta a) - \frac{a + \Delta a}{\ell_0 - (b + \Delta b)} F_i \quad (3.1.4)$$

$$\left. \begin{aligned} T_y &= w_w \{ L_0 - (b + \Delta b) \} - F_y \\ T_s &= T_x + F_x \end{aligned} \right\} \quad (3.1.5)$$

が得られ、係留ラインに働く張力は(3.1.5)式を \cos オリ \sin 成分に分けると

$$T_x = T_{x0} + T_{xc} \cos \omega t + T_{xs} \sin \omega t$$

$$T_s = T_{s0} + T_{sc} \cos \omega t + T_{ss} \sin \omega t$$

となり 全張力 T は

$$T = \sqrt{T_x^2 + T_s^2} \quad (3.1.6)$$

で求められる。

なお、taut な係留の場合についても全く同様にして得られる。

上記の線形近似法を用いて種々の係留状態において係留ラインの上端を強制上下揺れさせた場合の限界点の加速度 (α_c) を求め、 α_c 、 h/a 、 Z_s/D_c 間の関係を求めた結果を図 3.1.3 に示す。図中における記号の定義は次の通りである。

h : 水深

Z_s : 係留点の上下揺れ振幅

D_c : 係留ラインの等価直径 ($= \sqrt{\frac{w_w}{\frac{\pi}{4} \rho_c g}}$)

w_a, w_w : " の空中および水中における単位長さ当り重量

T_{b0} : " 静止時における水平張力

ω : " 動搖角周波数

ρ_c : " の密度

$a = T_{b0} / w_w$

図 3.1.3 を用いると係留ラインの動的影響を考慮した概略の係留設計が可能となる。

(3) 係留ラインの動的影響を考慮した概略検討法

- i) 浮遊式海洋構造物の波浪中における動搖応答特性（無係留状態）を求め、浮体の各係留点における上下方向の最大加速度 ($\alpha = Z_s \omega^2 / g$) を求める。
- ii) 係留浮体の運動は、風、流れ及び波浪等による定常外力が浮体に働く場合の平衡状態を中心にして変動外力によって動搖しているとし、浮体の平衡状態における各係留ラインに働く水平方向の定常張力 T_{b0} を求める。
- iii) 係留ラインの水中における単位長さ当りの重量 (w_w)、水深 (h) 及び係留ラインに働く水平方向の定常張力 (T_{b0}) から h/a ($= h \cdot w_w / T_{b0}$) を求める。その h/a を図 3.1.3 の横軸上でとり、そこに鉛直線を引く。その線上で i) で求めた α を置点し、それ以下の限界加速度 α_c になる Z_s/D_c を読みとる。

なお、限界加速度 α_c は図 3.1.1 の領域 II と III の境界である。この同波数になると係留ラインに働く張力が初期張力の 2 倍になり、それより高い周波数ではスナップ現象が生じる。

そこで、 w_w と D_c との間には、次の関係がある。

$$D_c = \left(\frac{\rho_c}{\rho_c - \rho_w} \cdot w_w / \left(\frac{\pi}{4} \rho_c g \right) \right)^{1/2} \quad (3.1.7)$$

ここで、 ρ_c : 係留ラインの密度

ρ_w : 流体密度

g : 重力加速度

表 3.1.1 係留ラインに働く張力の変動成分を推算する手法の分類

種類	計算法	係留ライン	非定常問題	減衰力	計算時間	適用範囲
簡易法	係留ラインが懸垂線曲線を保持するとし、それに係留ラインの運動的な力を考慮して求める。	均一	不可能	非線形	短かい	図 3.1.1 の (I) と (II)
線形化法	係留ラインの運動を微小とし、運動方程式を線形常微分方程式にして解く。	均一	不可能	線形	短かい	動搖振幅が大きい場合には不適
特性曲線法	係留ラインの偏微分方程式を特性曲線を用いて連立常微分方程式にして解く。	均一	可能	非線形	長い	図 3.1.1 の (I) (II) 及び (III) 程度
Lumped Mass 法及び有限要素法	係留ラインを有限個の要素に分離し、バネと質点との系で置き換えて各要素の運動を解いて行く。	不均一	可能	非線形	長い	図 3.1.1 の全範囲

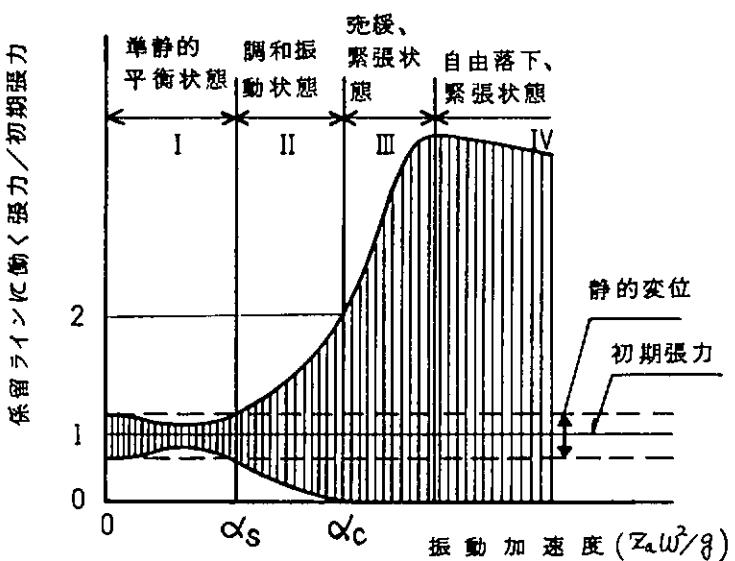


図 3.1.1 係留ラインの上端に働く張力の振動周波数に対する応答

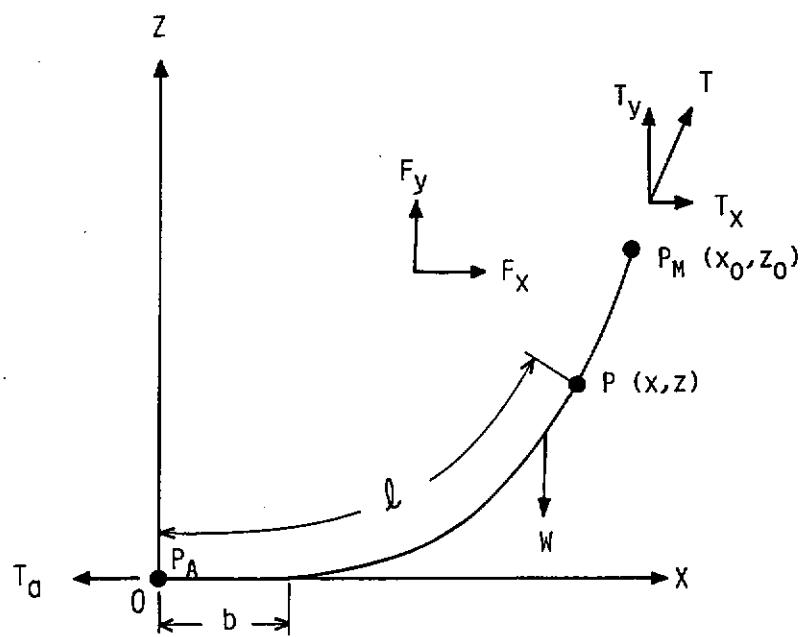


図 3.1.2 係留ラインの座標系と力の釣り合い

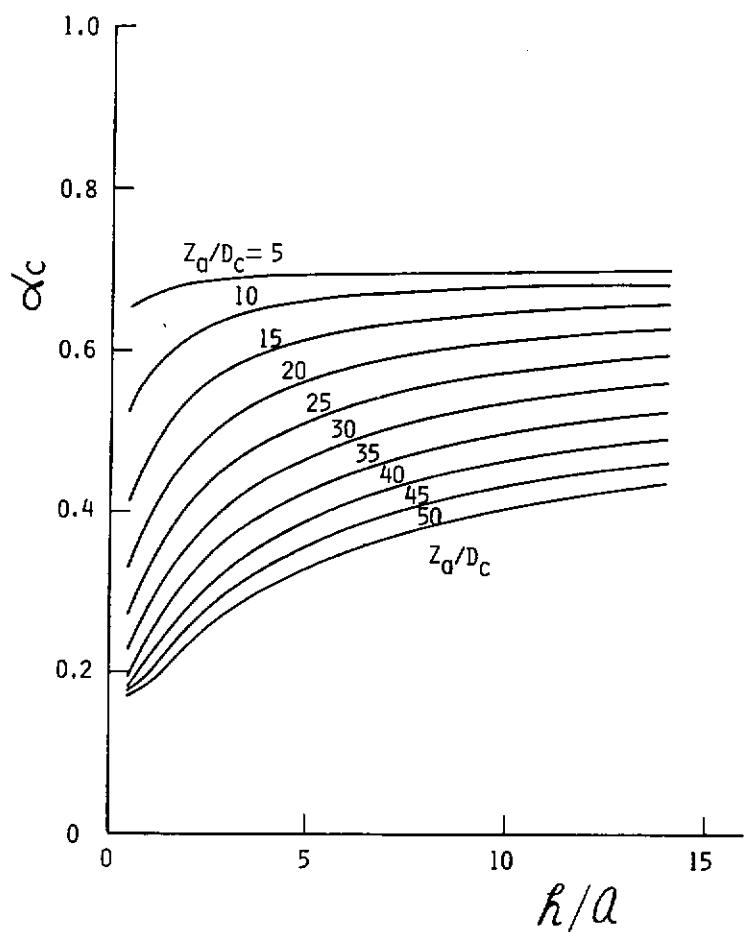


図 3.1.3 緊張状態 (III) となる限界加速度特性

である。したがって、最初に仮定した w_w より求めた $(D_c)_c$ とグラフから求めた $(D_c)_g$ とで次の条件を満足している場合は限界加速度以下になって安全側にあるといえる。

$$(D_c)_g \geq (D_c)_c. \quad (3.1.8)$$

なお、(3.1.8)式を満足しない場合には、グラフから求めた $(D_c)_g$ を基にして a を再度求めて新しい h/a でも $\alpha_c > \alpha$ が満足しているかを確認する必要がある。

以上の手順で求めた、 a 、 W_w 、 D_c は Catenary 理論のもとに係留ラインのプロファイルも決定するが、いま、 $\alpha_c = \alpha$ となる Z_s / D_c が選ばれた場合係留ラインのスナップ現象開始の限界点であるから、係留ラインに働く張力は動的影響を考慮しても、最大でも初期張力の 2 倍となる。また、 $\alpha_c > \alpha_0$ となる Z_s / D_c ではスナップ現象は現われず最大張力は 2 倍以下に収まることになり、係留ラインの破断荷重、安全平等を考慮して適当な D_c を決定することができる。

なお、係留点の左右揺れについては、深海係留の場合、左右揺れによる動的影響は上下揺れに比し小さく、限界加速度は上下揺れ時の α_c よりかなり大きいもの（10倍以上）となり、動的影響は小さいものと考えられる。しかし、Slack 係留時の浮体の左右揺れ特性は、Slowdrift の問題があり、動搖が非常に大きくなる場合（しかし、動搖加速度は小さい）があるので動的影響の考慮は不要と思われるが、水平動搖振幅に応じた静的張力変化については考慮する必要がある。

***) 原、田才他：振動する係留鎖の挙動と張力、日本造船学会論文集 148 号、(1980)

3.2. 係留ラインに働く張力の動的影響

係留ラインに働く張力に関しては、次の諸事項を十分検討する必要がある。

- 1 静的係留特性の適用限界
- 2 簡易法（線形近似法）の適用限界
- 3 係留ラインの動的影響が浮体に及ぼす効果

（解説）

(1) 静的係留特性の適用限界

静的計算の場合、初期張力 (T_0) の他に係留点の動搖振幅に対応した静的変位による張力の変化分、すなわち加速度 $\alpha = 0$ における張力変化分は考慮されるが動搖の振幅や周波数の変化に伴なう慣性力や抗力等の動的成分は考慮されない。係留ラインの張力特性については、図 3.1.1 のような特性をもつが、係留ラインの動搖加速度が小さい領域 I の範囲では、張力振幅は静的計算による振幅より小さくなり、領域 II になると静的振幅より大きくなる。そして領域 III の弛緩・緊張状態を経て領域 IV 自由落下・緊張の状態になると張力は、再び減少する傾向を示す。

以上のことから、静的計算による張力振幅より大きくなる点すなわち領域 I と領域 II の境界点が静的計算の適用限界と考えられる。

図 3.2.1 に動的計算による張力振幅が静的張力振幅を越す限界の加速度 (α_s) の計算例を示すが同一の Z_s / D_c 、 h/a であっても a の大きさにより α_s の値は大きく異なっている。また α_s は h/a に反比例する傾向にあり、 h/a が比較的大きい、深海係留においては、動搖加速度が小さくても動的影響を考慮する必要がある。

(2) 簡易法の適用限界

* , **, ***
3.1 の(2)(b)及び(3)に示した線形近似法による結果をいくつかの実験結果と比較すると係留点の動搖加速度 $\alpha (= \frac{\omega^2}{g} Z_s)$: 無次元値 < 0.6 では、この線形近似法による計算値と実験値は良い一致を示すが、 $\alpha > 0.6$ では次第に一致しなくなり、実験値は、計算値より小さくなる傾向にある。

しかし、計算値と実験値との差異は、 $\alpha = 0.8$ でも 20 %程度であるので、この線形近似法を用いた簡便法の適用限界としては $\alpha = 0.8$ 程度迄と考えられ、係留設計の初期段階における概略設計に適している。なお、図 3.1.3 の作成に当ってのシリーズ計算時の計算条件は

$$\begin{aligned} h &: 250 \sim 1600 \text{ (m)} \\ a \left(= \frac{T_{ho}}{W_w} \right) &: 100 \sim 2000 \text{ (m)} \\ D_c &: 0.128 \sim 0.289 \text{ (m)} \\ Z_a &: 1 \sim 10 \text{ (m)} \\ Z_a / D_c &: 5 \sim 50 \\ h/a &: 0.5 \sim 14.0 \end{aligned}$$

である。

(3) 係留ラインの動的影響が浮体に及ぼす効果

浮体が大水深域に係留される場合、浅海域での係留ラインと比較すると、係留ラインの自重や張力が浮体の排水量に対して大きくなることが考えられる。一方、大水深域では、一般に環境条件が激しく、浮体の運動は大きくなることによって、係留ラインに働く変動張力も増加する。この様な場合、係留ラインと浮体は相互に干渉し合い、運動周期によっては、係留ラインに働く変動張力の増分は極めて大きくなる事が予想される。同時に、係留されている浮体の運動も大きく影響されることもでてくるので、この様なことが予想される場合は、シミュレーション手法によってあらかじめ検討しておく必要がある。

なお、係留ラインの動的影響が浮体に及ぼす効果の検討については〔3.2.4〕の浮体を考慮した係留ラインの変動張力において検討しているので参照されたい。

また、一般的には、係留浮体と係留ラインが相互に干渉し合って張力の増分を大きくしたり、浮体の運動に大きく影響を及ぼす事は少ない。

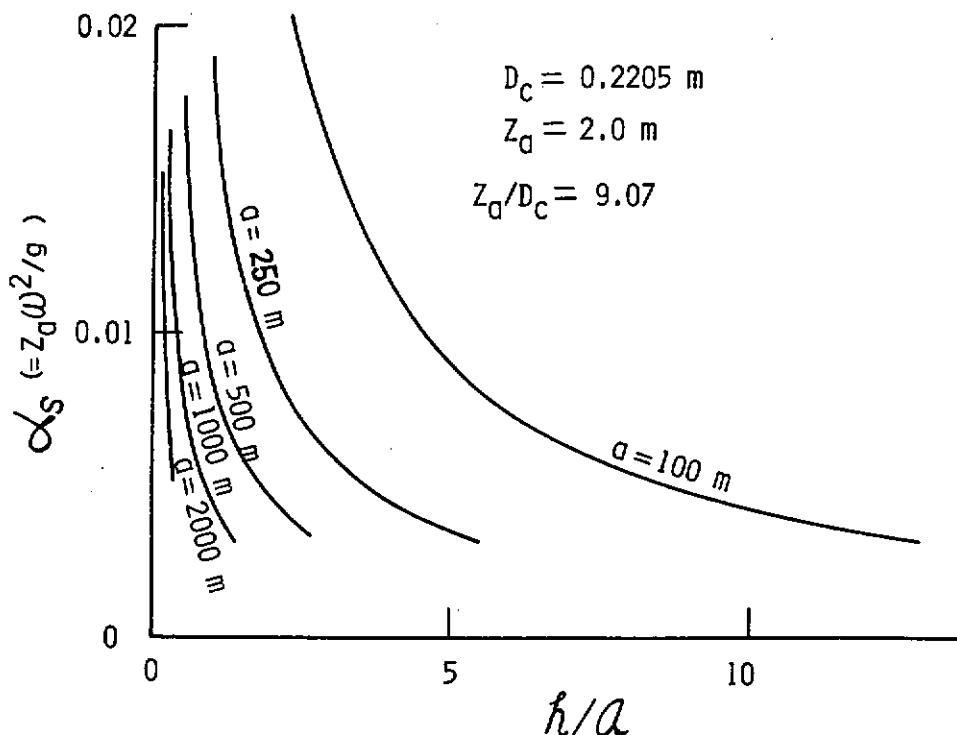


図 3.2.1 動的張力振幅が静的張力振幅を越す限界の加速度

3.3. 係留ラインに働く張力の最大値予測

3.3.1. 初期張力

構造物の許容変位量等を考慮して、適当な初期張力を加えるものとする。

(解説) 通常はアンカーを敷設した後で索鎖を巻き込んで初期張力を加える。この目的はアンカーの安定性を良くするためであるが、これに伴い図3.3.1のようにカテナリー曲線の傾斜の大きい部分を用いることになるので係留反力は大きくなり、浮体の変位量は小さく抑えられる。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ある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。

詳細については本研究部会昭和58年度報告書を参照されたい。

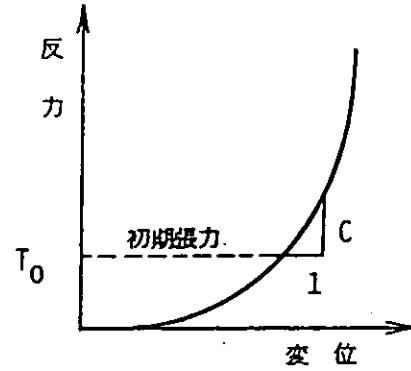


図3.3.1 初期張力とバネ定数

3.3.2. 定常張力

係留システムに作用する外力のうちの定常成分による定常変位とそのときの係留力は、第3編の係留特性と第2編第2章の外力とにより求められる。

(解説) 風、潮流、波漂流力などの定常外力により、浮体は係留反力が外力と釣り合う位置まで変位するが、この場合、外力の作用方向の組み合わせは、それが著しく非現実的でない限り、係留システムにとって最も不利なものとする必要がある。

3.3.3. 変動張力

係留浮体は、3.3.2で述べた定常変位位置を中心として運動するので、係留システムに働く係留力はそれによるものを加えなければならない。

(解説) 係留浮体が、定常変位位置を中心にして運動したときの最大変位は、定常変位に運動の変位を加えたものになるが、この変位に対する係留力は、第3編第2章の係留特性を用いて求められる。

一般に、索鎖等による係留方式の係留力特性は強い非線形性を示すので、波浪等の変動外力が作用する環境条件下において係留力を精度良く推定するためには、時間領域での数値解法であるシミュレーション計算法によらねばならない。しかし、第1章で記述したようにシミュレーション計算法は膨大な計算時間を要するので、係留システムの概略要目を決定するために初期設計段階で用いられる計算法としては必ずしも適当なものではない。そこでまず浮体の運動に及ぼす係留システムの影響を無視して、定常外力との釣合位置に自由浮体の運動を重ね合わせて係留力を推定する簡易計算法によって係留系を設計し、安全性の確認のためにシミュレーション計算を行うのが有効と考えられる。

また、係留浮体の運動には、長い左右搖周固有周期と同調することによって起こる長周期の変動があるが、これについて次節で述べる。

3.3.4. 長周期運動による張力

不規則波中の係留浮体は、長周期の運動を行うのでそれによる係留力を考慮しなければならない。この長周期の運動の計算法は第2章に詳述されている。また簡易的な方法として、不規則波中の長周期運動の標準偏差は、次式によって推定できる。

$$\rho_D = x_D / 2 \nu$$

ただし、

$$\rho_D : \text{長周期運動の標準偏差}$$

$$\nu = N_s / \sqrt{(M + M_s) \cdot C_s}$$

$$M : \text{浮体の質量}$$

$$N_s : \text{減衰力係数}$$

$$x_D = F_\theta / C_s$$

$$F_\theta : \text{外力のうちの定常成分}$$

$$M_s : \text{付加質量}$$

$$C_s : \text{復原力係数}$$

(解説) 係留されない浮体は一般に水平面内の変位に対して復原力を持たないので、固有周期も存在しないが、索鎖で緩やかに係留された場合には非常に長い固有周期を持つ。このような低周波数域では減衰力も小さいために、何らかの原因で長周期運動が惹き起こされるとかなり大きな運動になることがある。この原因としては次のようなものと考えられる。

- 1) 長周期の変動波漂流力
- 2) 長周期の変動風抗力
- 3) 長周期波

このような不規則波中における係留浮体の長周期運動と係留力を求めるには1.3の(3)式あるいは入射波のスペクトルを用いて表わした2.1の(2)式を用いて波漂流力の時系列を作成し、必要に応じて変動風等を考慮してシミュレーションによって運動方程式を解けばよい。ただし、この場合には次のことに注意しなくてはならない。すなわち初めに述べたように長周期運動が起こるような低い周波数領域では運動の減衰力が非常に小さいために、応答はその固有周波数の近傍で鋭いピークを持つ。ゆえに漂流力の時系列を求める際の素成波の選択及びスペクトル計算の際の周波数の分割には十分な注意が必要である。また変動外力が小さく周期が長いことに加えて計算を開始した際の過渡的な運動の減衰に時間がかかるために、シミュレーションの時間は十分長くとる必要がある。

概略設計の段階ではこのようなシミュレーション法を用いずに、次のように長周期運動とそれに伴う係留力とを推定することもできる。まず図3.3.2の外力・変位曲線上で、風および潮流の力による定常変位Aを求める。さらに式の定常波漂流力 F_D 、すなわちAが加わったときの変位Oを求める。次に

$$[\text{面積}Ob]/[\text{面積}Oa] = 1/2\nu \quad (3.3.1)$$

となるようにb、Bをとると、Obが長周期運動による変位である。ただし、 ν は無次元減衰力係数で連成を無視した左右揺の運動方程式

$$(M + M_s)\ddot{x} + N_s\dot{x} + C_s x = F_w(t) \quad (3.3.2)$$

の係数を用いて次式により定義されるものである。ただし $F_w(t)$ は変動外力である。

$$\nu = N_s / \sqrt{(M + M_s) \cdot C_s} \quad (3.3.3)$$

長周期運動の変位が得られれば、各係留ラインの係留力はそれぞれの静的係留特性から求めることができる。

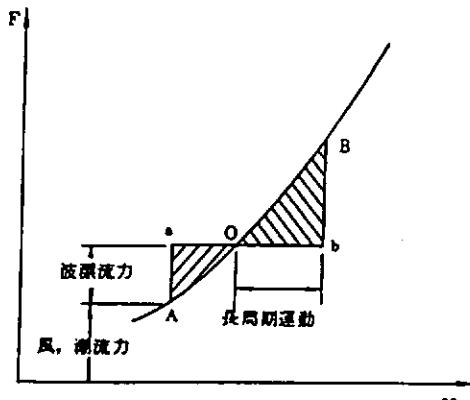


図3.3.2 長周期運動の推定法

* 井上義行：係留システムの設計法、日本造船学会論文集、第145号、1979

3.3.5. 係留力の最大期待値

不規則波中の係留力スペクトルより標準偏差 σ を求め、それに最大期待値係数 x_{aax}/σ を乗すれば係留力の最大期待値が推定できる。ただし、最大期待値係数は

$$\begin{aligned} P_E \cdot \exp \{ -\zeta n^2 \} \cdot \{ 1 - \Phi(-P_E/\epsilon \cdot \zeta_n) \} + \{ 1 - \Phi(\zeta_n/\epsilon) \} \\ = \{ (1+P_E)/2 \} \cdot (\alpha/n) \end{aligned} \quad (1)$$

ただし、

$$P_E = \sqrt{1 - \epsilon^2} \quad (2)$$

$$\Phi(u) = (2\pi)^{-1/2} \int_{-\infty}^u \exp(-u^2/2) du \quad (3)$$

また n は観測個数、 ζ_n は n 観測個数における最大期待値係数、 α は最大期待値係数が ζ_n を超える確率、 ϵ はバンド幅パラメータで次式で表わされるものである。

$$\epsilon = \sqrt{1 - m_2^2 / (m_0 m_4)} \quad (4)$$

但し、 m_k はスペクトルの k 次のモーメントを示す。

(解説) (1)式において、 $\epsilon \leq 0.90$ のとき簡単になり、

$$\zeta_n = \sqrt{2 \ln \{ (P_E/(1+P_E)) \cdot (2n/\alpha) \}} \quad \text{for } \epsilon \leq 0.90 \quad (3.3.4)$$

特に、 $\epsilon = 0$ すなわち確率密度関数が Rayleigh 分布のとき、

$$\zeta_n = \sqrt{2 \ln(n/\alpha)} \quad \text{for small } \alpha \quad (3.3.5)$$

となる。しかし係留浮体が長周期運動を行うときには、左右搖のスペクトルは双頭型のものとなり、また最大値および最小値の非対称性が強くなる^{**} という報告もあり、このような場合の(1)式等の有効性に疑問がある。ただし、最大値については(3.3.5)式を超えないという報告^{**} もされており、この点に関してはさらに検討を重ねる必要があるが、初期設計段階では(3.3.5)式を使用して推定すればよいと思われる。

* Ochi, M.K.: On Prediction of Extreme Values, J. of Ship Research, Vol. 17, No. 1, 1973.

** 新井信一他：不規則波中の係留浮体の運動に関する研究、日本造船学会論文集、第140号、1976。

3.3.6. 長期頻度分布

長期予測を行う場合には、応答の極値の長期分布を理論式にあてはめる方法と、海象の出現確率密度を用いて数値的に計算する方法がある。

(解説) 係留浮体が長期間のうちに遭遇する海象は、それ自身が一つの確率事象となっている。従って海象の出現確率を考慮した統計的予測(長期予測)を行う必要がある。

理論的長期分布のあるものであれば、少ない実測値をあてはめて現象の長期分布を知ることができる。この理論分布式としてよく用いられるのが二重指數分布、対数正規分布、指數分布である。^{*}これらの理論分布式を用いる際には、ある場合に用いられた理論分布が他の場合にもあてはまるとは限らないということに注意しなければならない。従って、その都度種々の分布にあてはめてみて、最も適合度の良いと思われるものを選べばよい。

次の数値計算による長期予測の方法について、応答の分散に影響するのは波高、波周期および変動風速であるが、変動風と波浪との結合出現確率密度は一般に得られていないので、風速は一定と考えて定常外力として取り扱う。長期波浪統計に基づく波高 H_w と波周期 T_w との結合出現確率密度を $f(H_w, T_w)$ とし、この海象下で応答の分散が σ^2 となったとすると、極値がある値を超える確率 $P(x)$ は次式で与えられる^{**}。

$$P(x) = \exp(-x^2 / 2\sigma^2) \quad (3.3.6)$$

ゆえに、海象と遭遇確率を考慮した極値の超過確率密度は $P(x) \cdot f(H_w, T_w)$ となる。以上から、長期の累積確率は次式で表わされる。

$$Q(x) = \int_0^\infty \int_0^\infty \exp(-x^2 / 2\sigma^2) \cdot f(H_w, T_w) dH_w \cdot dT_w \quad (3.3.7)$$

もしも、 H_w と T_w との結合出現確率 P_{HT} が離散値として与えられている場合には、(3.3.7)式は次のようになる。

$$Q(x) = \sum_{H_w} \sum_{T_w} \exp(-x^2 / 2\sigma^2) \cdot P_{HT} \quad (3.3.8)$$

* 竹沢誠二、梶田悦司：実船試験結果と予測値の対応、第2回耐航性に関するシンポジウム、1977。

** 日本海事協会：係留システム設計指針、1983。

*** 福田淳一：応答の統計的予測、第1回耐航性に関するシンポジウム、1969。

第5編 係留ラインの強度

第1章 強度設計の手法

1.1 一般

係留ラインは、その係留構造物の使用目的、使用期間、環境条件等に応じ、十分な強度を有するように設計しなければならない。

- 1. 設置海域の自然環境、浮体の運動特性、係留ラインの係留特性等から推定される最大張力に対し、十分な静的強度を有するものでなければならない。
- 2. 寒冷域において使用されるものにあつては、脆性破壊に対する検討も必要である。
- 3. 長期間係留される浮体の場合、十分な疲労強度を有するものとしなければならない。

(解説)

係留ラインの強度設計を考える場合、静的強度だけでなく、脆性破壊強度、疲労強度も考えなければならない。

ここでは、係留ラインの初期選定^{*}から、疲労強度等の詳細検討に到るまでの流れを示し、以下この流れ図に従つて説明する。

* NK：「係留システム設計指針」 1983

1.2 静的強度と安全率

設計の初期段階においては、いくつかの基準状態とそれに対する安全率とから、係留ラインの有するべき静的強度が求められる。

- 1. 稼働状態において許容される水平変位に対応する張力に対して、安全率 α_0 は一般に 3 とする。
- 2. 極限海象において発生する最大張力に対する安全率 α_s は一般に 2 とする。

(解説)

係留ラインの安全率を明示している規則は少ない。ここでは NMD (the Norwegian Maritime Directorate) の規定^{*}を参考にして述べる。なお索鎖係留ラインの安全率に関する調査結果を昭和 58 年度報告書 4.2.1 および本指針第 8 編に示してある。

- (1) 稼働状態においては、一般に水深の 5 %～6 % の水平変位を許容変位としている。この水平変位に対応する張力（最大稼働張力）に対し、係留ラインの切断荷重は 3 倍の安全率を有しなければならない。
- (2) 1 つの係留ラインが破断した後、許容水平変位に対応する張力に対し、係留ラインの切断は 2 倍の安全率を有しなければならない。
- (3) 想定される極限の海象においては、係留ラインの切断荷重は 2 倍の安全率を有しなければならない。
- (4) 極限の海象において、1 つの係留ラインが破断した状態で、切断荷重は 1.4 倍の安全率を有しなければならない。付近に他の構造物が設置されている場合は、この安全率は 2 とする。
- (5) 以上の基準状態における張力の推定は、準静的計算で求めたものでよい。
- (6) 係留用索鎖の切断荷重および耐力試験荷重は、各船級協会規則等に規定されている値を用いる。これについては、昭和 56 年度報告書 6.5.2 を参照のこと。

* NMD: Regulations for Mobile Drilling Platforms, Sec.9

Anchoring and Anchoring Systems, 1982

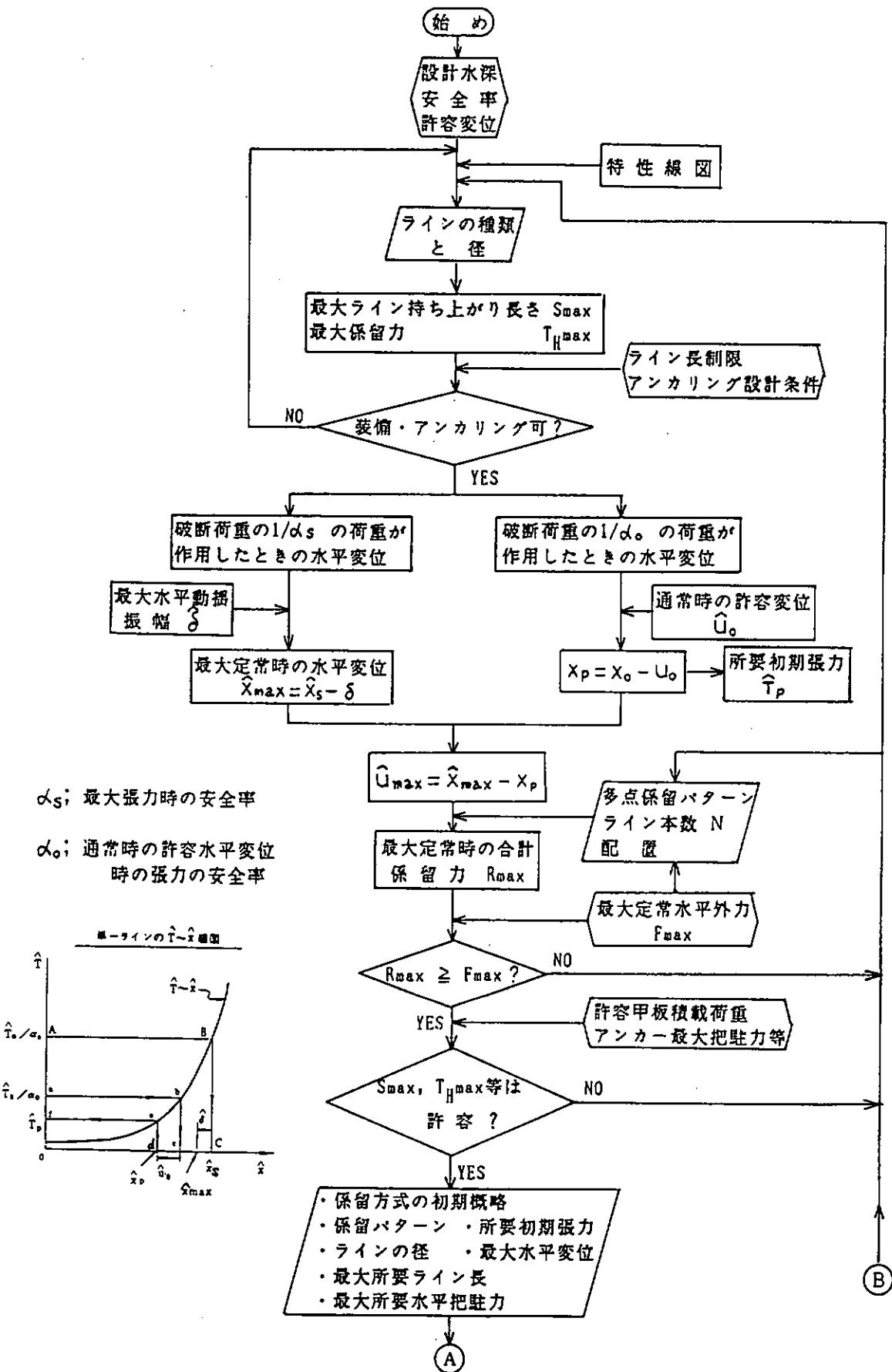


図 1.1.1 (a)

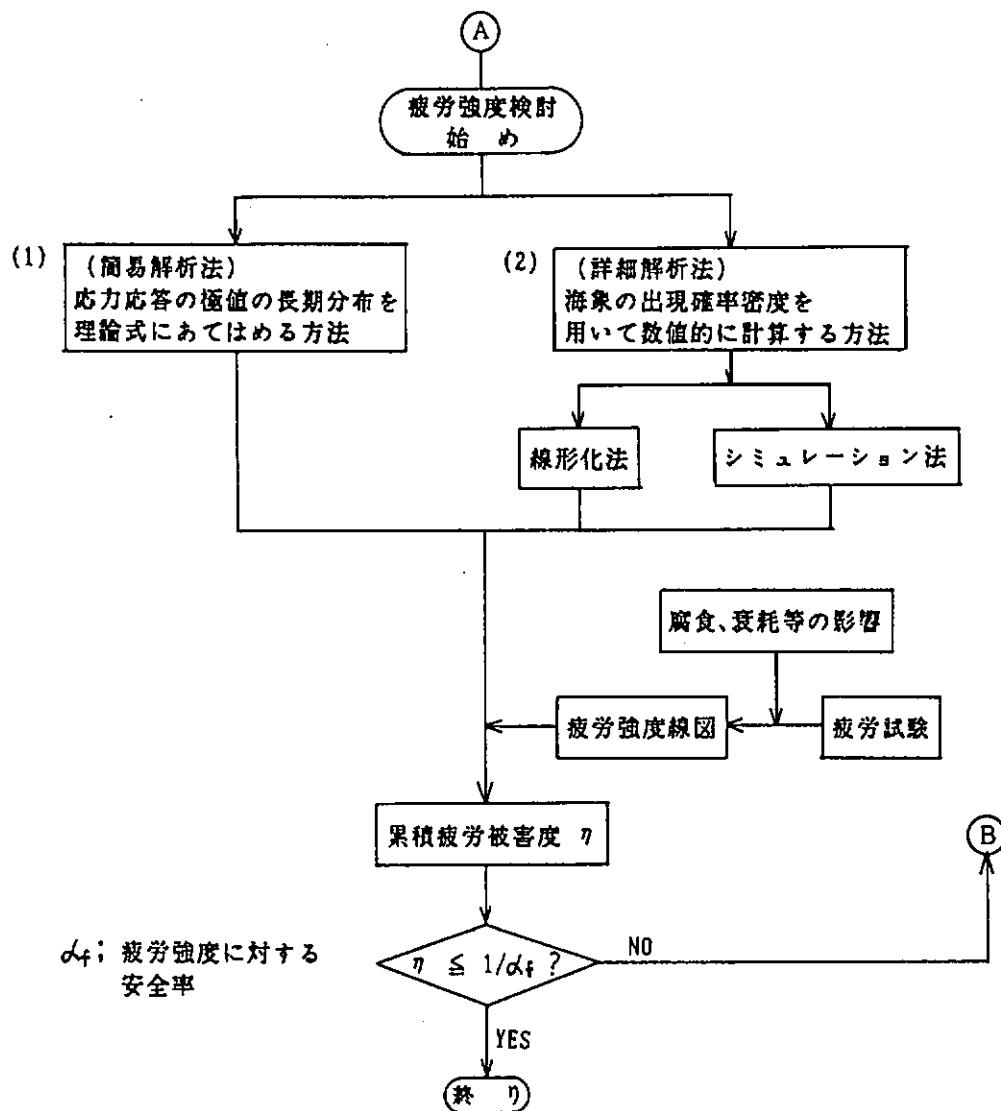


図 1.1.1(b) 強度設計のフロー

1.3 脆性破壊強度

寒冷地で使用する係留ラインは、その素材の脆性破壊に注意しなければならない。

鋼索：脆性破壊しない。

鎖：脆性破壊の危険性がある。

繊維索：脆性破壊しない。

(解説) 係留ラインに使用しうる素材および使用温度条件(-80°Cまで)を考えると、鎖以外は、脆性破壊しない。鎖については、本編2.2で述べる

1.4 疲労強度と安全率

長期間係留される構造物の場合、係留ラインは荷重の繰り返しに対して、十分な疲労強度を有するものでなければならない。疲労強度の算定手法としては、使用海域の海象や係留系の各種係留特性について得られている情報の程度により、簡便な手法から詳細なものまで、いくつかの手法が考えられる。大きく分けて次の2通りの手法がある。(図1.1.1参照)

- 1. 応力応答の極値の長期分布を理論式にあてはめる方法

(簡易解析法)

- 2. 海象の出現確率密度を用いて数値的に計算する方法

(詳細解析法)

この方法はさらに、係留張力の応答関数を線形として扱う線形化法と、非線形として扱うシミュレーション法とに分けられる。

(解説)

(1) 累積疲労被害度の概念

係留ラインの疲労強度は、用いる索や鎖の疲労強度(S-N)線図と、張力の長期頻度分布とから累積疲労被害度 η を求めてチェックする。累積疲労被害度の計算は、基本的には線形被害則(マイナー則)を用いる。この累積被害度 η は、次式のように表わされる。

$$\eta = \int_{\sigma_{lim}}^{\sigma_{max}} \frac{n(\sigma)}{N(\sigma)} d\sigma \quad (1.4.1)$$

ここで $\eta(\sigma)$ = 応力 σ の繰り返し回数

$N(\sigma)$ = 定応力振幅の疲労試験から得られたS-N線図において、応力 σ に対する疲労寿命

σ_{max} = 最大応力

σ_{lim} = 疲労限

疲労限以下の応力の取り扱い法によつて、次の3通りの手法がある。（図1.4.1参照）

① マイナー則：S-N線図に

疲労限を設け、それより小さな変動応力を無視する。

② 修正マイナー則：S-N線

図に疲労限を設けず、全ての変動応力を線形に加える。

③ ハイパッハの方法：①、②

の中間的方法で、疲労限より高サイクル側のS-N線図の傾きを、それより低サイクル側の傾きをmとしたとき $m / (2 - m)$ とする。

一般に、応力の長期頻度分布は、関数の形で与えられないの

で、累積疲労被害度 η は（1.4.1）式のかわりに次式で与えられる。

$$\eta = \frac{k}{i} \sum_{i=1}^k \frac{n(\sigma_i)}{N(\sigma_i)} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (1.4.2)$$

ここで k = 応力のブロック分割数

$n(\sigma_i) = i$ 番目の応力ブロック σ_i の繰り返し回数

$N(\sigma_i) =$ 応力 σ_i に対する疲労寿命

すなわち図1.4.2に示すように、

応力の超過確率 $Q(\sigma)$ を、いくつかのブロックに分割し、応力 σ_i の繰り返し回数 $n(\sigma_i)$ は、応力が $\sigma_i - d\sigma \sim \sigma_i + d\sigma$ となる頻度に等しいとして、

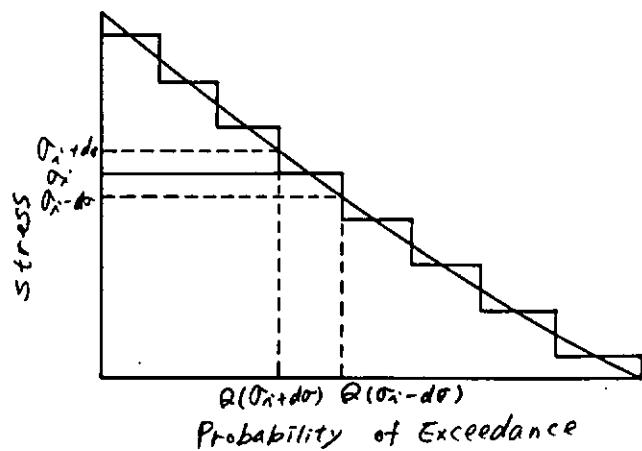


図1.4.2 応力の超過確率の分割

$$n(\sigma_i) = \bar{n} \{ Q(\sigma_i + d\sigma) - Q(\sigma_i - d\sigma) \} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (1.4.3)$$

ただし \bar{n} = 使用期間中の応力の極値の総繰り返し回数とする。

ここで、応力のブロック分割数 k は、正確な解を得るために十分大きくしなければならない。 $D \propto V / k$ よれば、 $k \geq 20$ としている

(2) 作用張力の分類と、その疲労強度上の取り扱い方

波浪中におかれた係留ラインに生じる応力変動は、図 1.4.3 に示すように、いくつかの成分が混じり合つものとなる。この応力変動は

- ① 定常成分：初期張力、および浮体の定常変位による応力
 - ② 変動成分：波浪強制力による張力、波漂流力の変動成分等による応力
- に分けて考えることができる。これらの応力は疲労強度に対し次のように扱う。
- ① 定常応力：平均値として扱い、平均値を考慮した疲労強度線図を用いる。
 - ② 変動応力：変動範囲の頻度分布を求め、累積疲労被害度を得る。

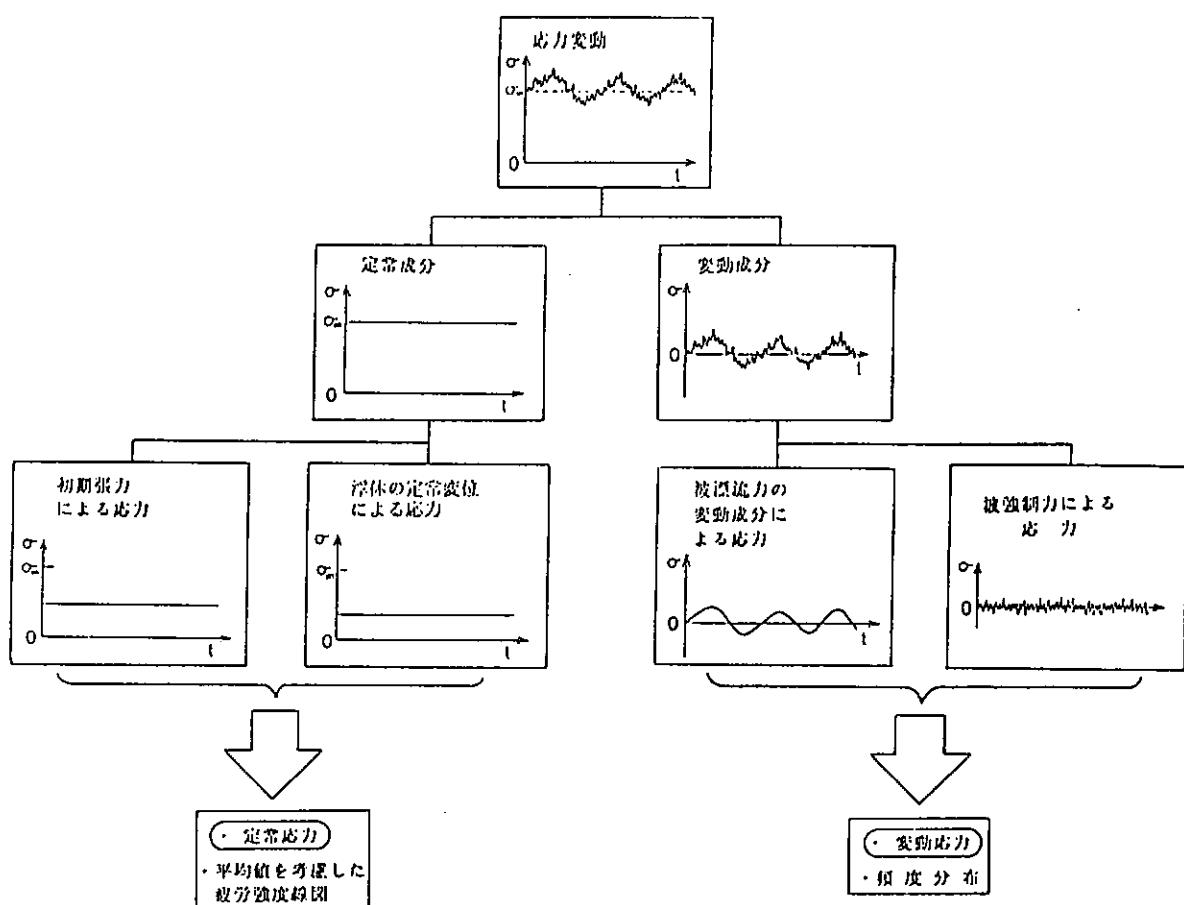


図 1.4.3 応力の分類と取り扱い方

(3) 長期海象における累積疲労被害度の算定

累積疲労被害度 η の計算方法は、変動応力の長期分布の取り扱い方により、以下に述べるようにいくつかの方法に分けられる。

1) 応力応答の極値の長期分布をワイブル分布にあてはめる方法（簡易解析法）、（図 1.4.4）

$D_n V^*$ に示されているように、応力応答の長期超過確率がマーパラメータの Weibull 分布で与えられると、次のようになる。

$$Q(x) = \exp\{-(\sigma/c)^h\} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \dots \quad (1.4.4)$$

ただし Q = 応力範囲の超過確率

σ = 応力範囲

C, h = Weibull パラメータ

$$\text{ここで } c = \sigma_{\max} (1_n \bar{n})^{-1/h}$$

ただし σ_{\max} = 使用期間中の最大応力範囲

n = 使用期間中の応力の極値の繰り返し回数

この場合累積疲労被害度 η は、次のようになる。

$$\eta = \frac{n}{a} \frac{(\sigma_{\max})^k \cdot \Gamma(k/h+1)}{(1_n \bar{n})^{k/h}} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \quad (1.4.5)$$

ただし a, k = 疲労強度線図のパラメータ

$$N = a \cdot \sigma^{-k} \quad \dots \dots \dots \dots \dots \quad (1.4.6)$$

N = 応力 σ に対する疲労寿命

σ_{\max} の求め方には、次の 2 つが考えられる。

- a) 本編 1 . 2 で示した手法によつて求められる。静的最大応力（水深の 5 % 水平変位した場合の応力）から、反対方向へ 5 % 変位した時の静的最小応力を差し引いたもの。
- b) 対象とする係留ラインにとつて、最も厳しいと考えられる海象を想定し、a) と同様に最大応力値から最小応力を差し引いたもの。（第 4 編 3.3.5 参照）

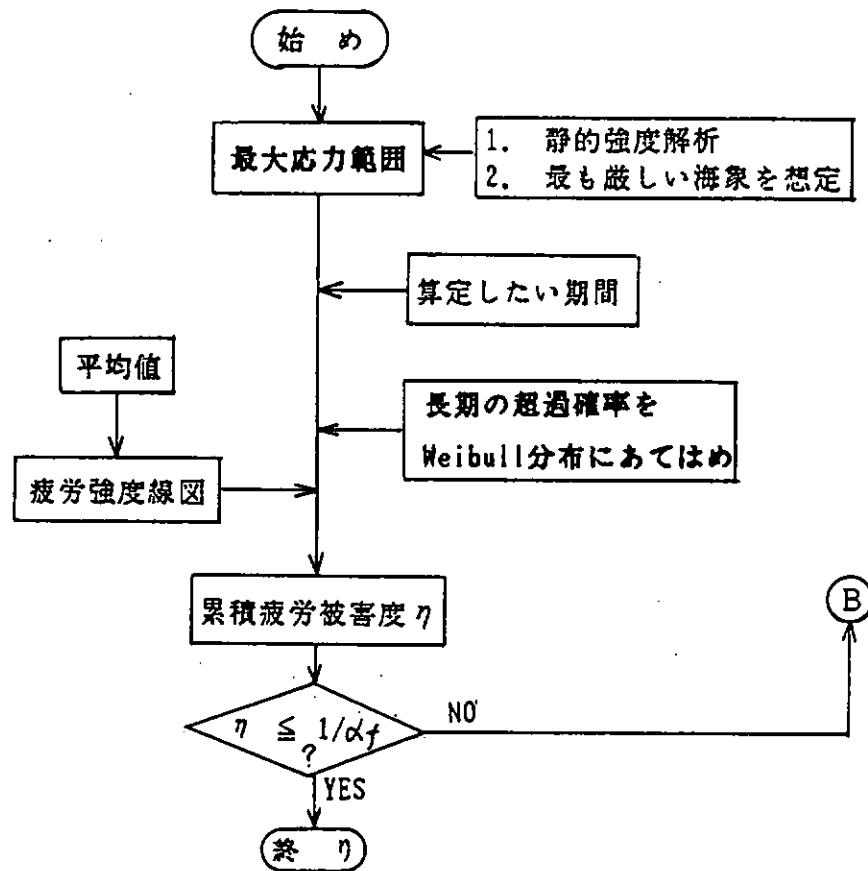


図 1.4.4 簡易解析法のフロー

(簡易解析法による計算例)

上述の a) の方法で計算した例を示す。水深 500m、呼び径 3 in のチェーンを仮定し、NK の「係留システム設計指針」に示された係留特性線図を用いた。

最大応力範囲は、浮体が水深の 5 % 水平に変位して、最大応力（切断試験荷重の 1/3 に相当）が発生したときと、反対方向に 5 % 変位して最小応力が発生したときの差をとり、 $\sigma_{max}/\sigma_B = 0.076$ を得た。

（図 1.4.5 参照）

また用いた疲労強度線図は、腐食疲労の場合の $\sigma_r/\sigma_B = 20.7 N_t^{-0.432}$ を用いた。得られた結果を図 1.4.6 に示す。

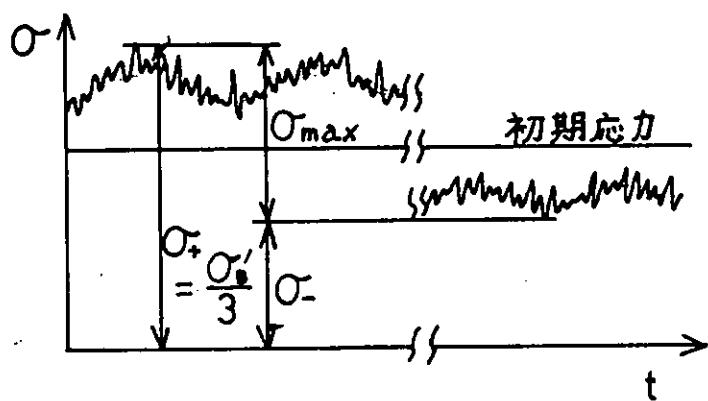


図 1.4.5 応力の時系列

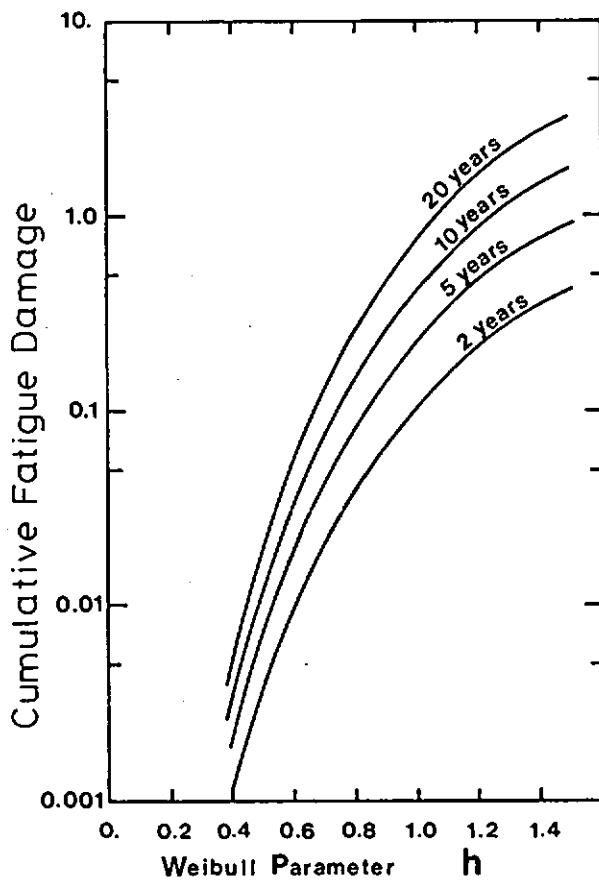


図 1.4.6 簡易解析結果の例

累積疲労被害度 η の値は、応力の長期分布形状をあらわすパラメータ h によって大きく変わることがわかる。このように、疲労強度にとつては、応力の長期分布が非常に重要である。

Z) 海象の出現確率密度を用いて数値的に計算する方法(詳細解析法)

Z - 1) 線形化法(図 1.4.7)

ある短期海象中における累積疲労害度は、次のように求められる。定常力として、風速、潮流は一定と考え、それによる張力と初期張力、そして、波漂流力の定常成分(1.4.7)式が考えられる。よつて、これらの和を平均応力とした疲労強度線図を用いる。

$$F_D = \rho g L \int_0^\infty R(\omega) \cdot S_F(\omega) d\omega \quad \dots \dots \dots \quad (1.4.7)$$

また、変動力として、波浪強制力により生じる張力と波漂流力による長周期運動の変動成分が考えられる。波浪強制力により生じる張力は、第4編第3章に述べられているように、波に対する係留系の応答が線形とみなされる場合には、線形重ね合わせの原理により次式が成立する。

$$S_o(\omega) = H^2(\omega) \cdot S_F(\omega) \quad \dots \dots \dots \quad (1.4.8)$$

応力応答の分散 R^2 は、次式で与えられる。

$$R^2 = \int_0^\infty S_o(\omega) d\omega \quad \dots \dots \dots \quad (1.4.9)$$

波高 H_w 、波周期 T_w の海象において応答の分散が R^2 になつたとすると、短期海象中において極値がある値 σ を超える確率 $P(\sigma)$ は、次式で与えられる。

$$P(\sigma) = \exp(-\sigma^2/2R^2) \quad \dots \dots \dots \quad (1.4.10)$$

この短期の過確率 $P(\sigma)$ より、応力の頻度分布を求め、(1)により波浪強制力による累積疲労被害度が求められる。

一方、波漂流力の変動成分は、構造物の固有周期より繰返し回数を計算し、第4編第3章 3.3.4 によつてその大きさを求め n を計算し、波浪強制力による累積疲労被害度にたし合わせる。

ここで、海象の出現確率密度 P_{HT} が与えられている。算定したい長期間 T_t における短期海象の占める期間は、 $T_t \cdot P_{HT}$ となり、短期海象中での繰返し回数 n は、次式となる。

$$n = T_t \cdot P_{HT} / \bar{T} \quad \bar{T} : \text{代表周期} \quad \dots \dots \dots \quad (1.4.11)$$

ここで、代表周期 \bar{T} の値として平均ゼロアップクロス周期をとる場合と、平均波周期をとる場合とがある。

このようにして求めた短期海象中の累積疲労被害度を加え合わせることによつて長期海象中の累積疲労被害度が求められる。

しかし、このように、短期海象ごとに平均応力の異なる疲労強度線図を用いて長期海象中の累積疲労被害度を求めるのは、非常に困難である。

NK「係留システム設計指針」に示されている初期張力の具体的計算例によれば、チェーンの場合、深海域においては、所要初期張力が大きくなり、風、潮流、波漂流力等の外力の定常成分の割合は、小さくなる。このような場合、近似的に外力の定常成分は無視でき、短期海象ごとに平均応力の異なる疲労強度線図を用いる必要はなくなる。よつて、短期海象ごとに累積疲労被害度を求めずに、図 1.4.7 の右半分に示すように、海象の出現確率密度を用いて次式のように長期の超過確率を求める。

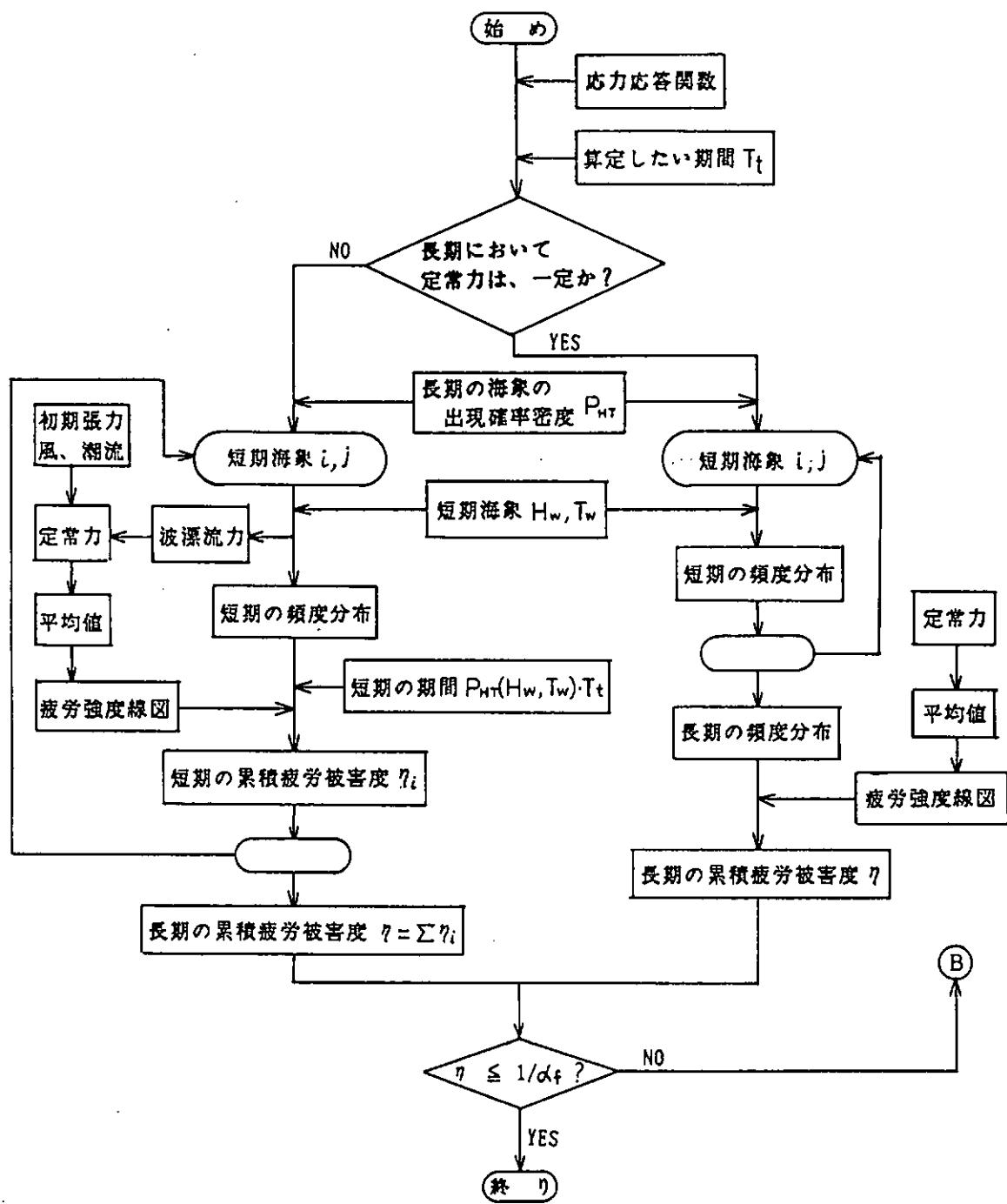


図 1.4.7 詳細解析法一線形化法のフロー

$$Q(\sigma) = \sum_i \sum_j \exp(-\sigma^2/2R^2) \cdot P_{HT}(H_w^i, T_w^j)$$

この $Q(\sigma)$ より、長期の頻度分を求める。これに波漂流力の変動成分の頻度分布を加え、平均応力として初期張力のみを考慮した疲労強度線図を用いて、(1)で示した手法によつて、累積疲労被害度が求められる。

2-2) シミュレーション法(図1.4.8)

a) 変動張力の数値シミュレーション

索鎖等による係留ラインの初期設計段階で用いられる疲労強度推定法としては、係留ラインの張力と波高との関係を線形化した計算法が適している。しかし、係留ラインの係留力特性は、強い非線形性を示すので変動外力下における係留力を精度良く推定するには、非線形の係留力特性をそのまま扱えるシミュレーション計算によらねばならない。

シミュレーション計算法によつて疲労強度を算定するにあたり、まず長期の海象の出現確率密度 P_{HT} で与えられる、ある海象の波高・波周期に対して第4編第1章に示す手法にて、浮体の運動解析を行う。この場合、波漂流力による周期動搖に加え、変動風によるものも同時に加えることができる。係留ラインの浮体側係留点での運動を求め、そして単一係留ラインの変動張力解析にて、変動張力の時系列を求める。これらの数値シミュレーションの解析時間 t は、十分長くとることが望まれる。(DnVでは1時間以上としている)。

また、シミュレーション計算を行なう短期海象 $P_{HT}(H_w, T_w)$ の総数 M は、多いほどよいが、出現確率に応じ、ブロックを粗くして、そのブロックの代表 (H_w^i, T_w^j) に対して解析を行なう手法も考えられる。

(図1.4.8)

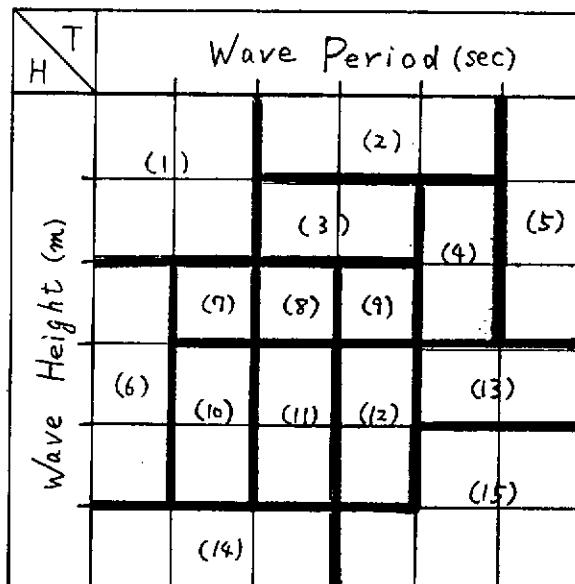


図1.4.8 海象の結合出現確率の分割

b) 応力計法及び累積疲労被害度

風や波による長周期外と波強制力が浮体に作用する場合の係留ラインの張力の時系列は、長周期変動に短周期の張力変動が重畠されたものとなる。そのため、応力範囲の頻度計数には、平均応力線を基準にした

mean-crossing peak 計数法が適用できず、range pair 計数法又は rain flow 計数法によらねばならない。その際、個々の脈形の平均応力も考慮できる。

このようにして、ある短期海象の解析時間 t 分に対応する各応力範囲の回数を求めることができる。

これをもとに、長期間の疲労強度を正確に算定する手法もあるが、多少現実的でないので、ここでは近似的な手法として、解析時間 t 分のシミュレーション計算によって得られた応力範囲の頻度分布を、理論式にててはめ、それぞれの海象の累積疲労被害度を求める手法が考えられる。

さらにより簡便な手法としては、短期海象は、解析時間 t 分より得られたものの繰り返しであると考え、 t 分当りの累積疲労被害度を求め、単に、(短期海象の占める期間 / 解析時間 t) 倍する手法も考えられる。しかし、この手法によると短期海象の占める期間の最大応力を解析時間 t 分の最大応力で見積もることになり、疲労強度に対して、危険側に予測することになるので安全率等で考慮する必要がある。

以上、長期海象における累積疲労被害度を推定する手法について述べて来たが、現時点において実用的と思われる手法として、1) 応力応答の極値の長期分布をワイブル分布にててはめる方法が推奨できる。

(4) 疲労強度に対する安全率

疲労強度に対する安全率を α_f とすれば累積疲労被害度 η は、次式を満足しなければならない。

$$\eta \leq 1/\alpha_f$$

係留ラインの安全率については明確な規定はないが、海構造物部材の $1/\alpha_s$ の値は、一般的に 0.2 ~ 1.0 が用いられている。

しかし、この値を決めるには、次の 3 つの条件を考慮しなければならない。

(1) 実際の現象は、ランダムな現象であるが、疲労強度線図は、一定振幅の疲労試験より得られたものである。

従つて実際の現象を適確に示すものではない。また、ランダムな現象では、一般に疲労強度が低下すると言わされている。

(2) 疲労強度線図の性質は、どのようなものか。つまり、疲労試験より得られたデータの下限値であるか、中央値であるか。

(3) 構造部材の強度上の重要度は、どの程度であるか。

* DnV : Rules for Classification Mobile offshore Units Appendix 2, F, 1981

** N.E. Dowling : Fatigue Failure Predictions for Complicated Stress-Strain

Histories, Journal of Materials, JMLSA, Vol.7, No.1, March 1972, PP71~87

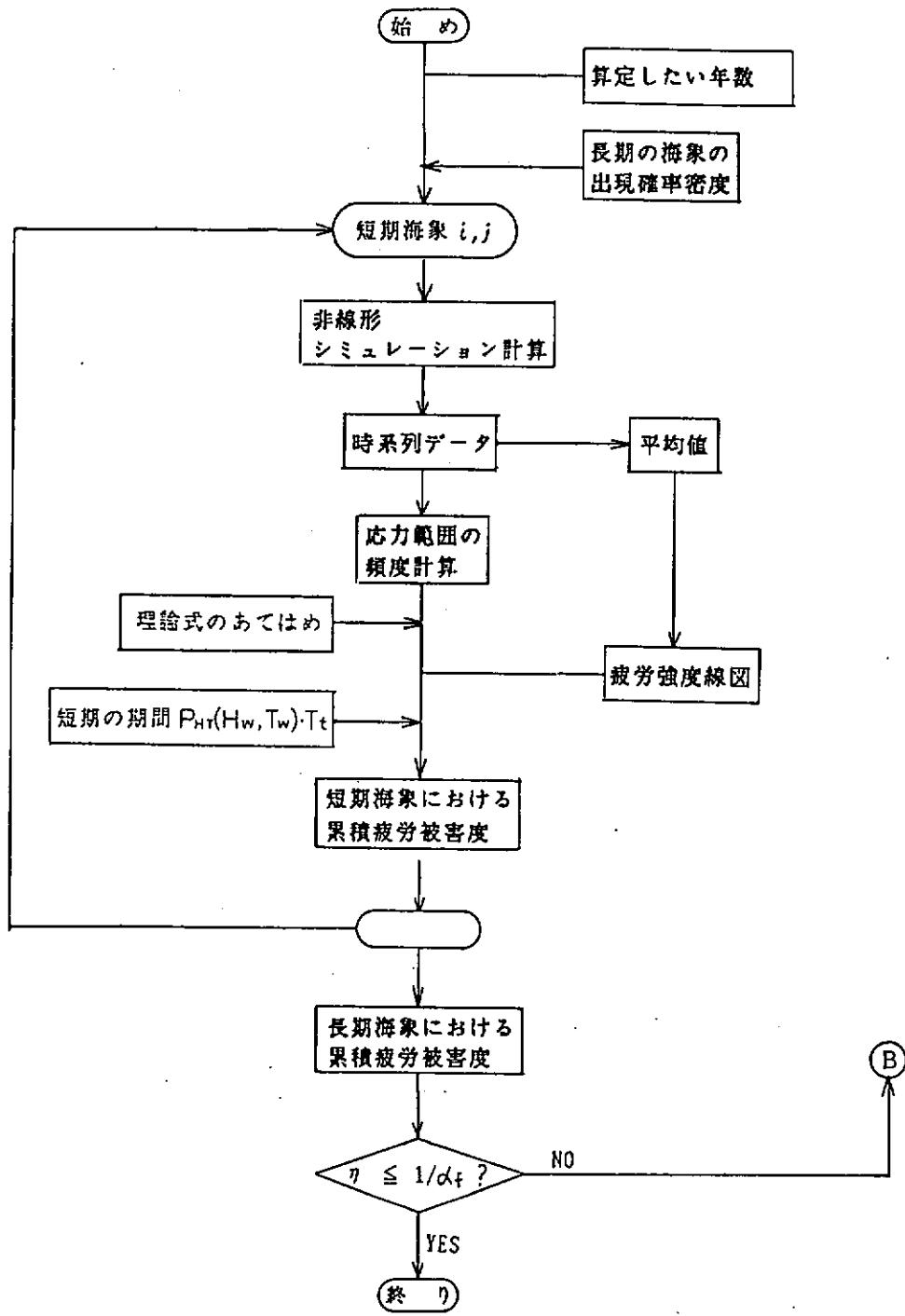


図 1.4.9 詳細解析法—シミュレーション法のフロー

第2章 鎖

2.1 鎖の静的強度と安全率

海洋構造物の係留に多く用いられる、スタッド付電気溶接チェーンは、用いる材料の強度により第1～4種とORQ(Oil Rig Quality)とに分けられる。船には比強度(鎖の切断荷重を単位長さ当たり重量で除したもの)の高い、第3、4種又はORQが用いられる。鎖の切断荷重は各種規則により類似の規定が設けられているが、耗等に対する特別の規定はない。

(解説)

鎖の製造および静的強度に関しては、各国の船級協会規則等に類似の規定が設けられている。これらの比較調査結果は、本部会昭和56年度報告書及びNK「係留システム設計指針」に示されている。これらの規則等に規定されている鎖の切断荷重(切断試験荷重)は、リンク平行部の公称面積に材料の引張強度を乗じた値の80%前後の値であり、この荷重まで破断してはならないことが要求されている。使用状態における最大張力等は、この値を基準とし、所要の安全率で除した値により決定される。深海域における係留では、係留ラインの自重が大きくなるため、比強度の高いものの方が一般的に有利である。

鎖は実際の使用状態においては、腐食や隣のリンク又は海底との接触により、時間とともに耗して行く。この点に関しては、何れの規則も一切触れていないが、長期間係留されているものにあつては、無視できない要素である。後述する疲労被害の累積の要因を除けば、耗の進んだ鎖の残留強度は、断面積の減少のみを考慮すれば良いと思われる。詳しくは〔4.2.1〕を参照されたい。

また、静的強度に対する安全率については、本編(1.2)を参照のこと。

2.2 鎖の脆性破壊強度

鎖を寒冷地で使用する場合、鎖は脆性破壊の危険性がある。現実には、係留中の鎖に疲労クラックが発生し、それが進展して、鎖の素材の破壊韧性にもとづく、最大許容欠陥深さに達すると、鎖は脆性破壊する。

(解説)

鎖の脆性破壊強度は、素材の破壊韧性および欠陥の大きさ、形状、使用温度によつて決まる。鎖はすべて、規格耐力試験を合格したものであるから、新しい鎖には、脆性破壊の直接原因となるような大きな欠陥は存在しないので、現実に起る脆性破壊は、進展した疲労クラックが起点となる。

鎖に引張荷重がかかると、鎖を構成するリンク内に、応力集中の生じる部位がある。また、長期間使用した鎖は、腐食によつて減径するとともに、孔食が生じる。これら孔食と応力の高い部位との重なり部あるいは鎖の製造上不可避の欠陥部に疲労クラックが発生し、成長する。その成長につれて、残存断面積が減少し、負荷応力は増大する。そして、ついには負荷応力が鎖の素材の破壊応力を超え、鎖は破断する。この場合、破壊形態が延性であるより、脆性である方が、より浅い疲労クラックで破断する。

鎖が脆性破壊する疲労クラックの最小深さは、鎖の素材の破壊韧性(K_{IC} , δ_c で評価される)および使用温度、負荷荷重によつて決まる。これらの関係は〔4.2.2〕項の実験結果による溶接部、母材部の δ_c から、図2.2.1、図2.2.2で示される。これらの図から、鎖の種類、使用条件が決まれば、その鎖が脆性破壊しうる疲労クラックの深が推定出来る。

一方、疲労クラックの成長速度は、パリス則を用いて、

$$dL/dN = C A K^m \quad \dots \dots \dots \quad (2.2.1)$$

L : 疲労クラック長さ、mm

N : 構造回数

C, m : 定数

で表わされる。ここで、

$$\Delta K = \Delta \sigma_G \sqrt{\pi L} \{ 1.12 + 0.3(L/D) - 6.63(L/D)^2 + 23.13(L/D)^3 \} \quad \dots \dots \dots \quad (2.2.2)$$

$\Delta \sigma_G$: 公称応力振幅

D : 鎖の径、mm

である。したがつて、

$$L = C \int \Delta K^m dN \quad \dots \dots \dots \quad (2.2.3)$$

となる。このLが、溶接部については図2.2.1、母材部は図2.2.2に示す、ある使用条件下での L_c に等しくなると、脆性破断する。

2.2.2式中の $\Delta \sigma_G$ は、一般に応力スペクトルとして与えられる。この場合マイナー則にのつとつて、実際の応力スペクトルを特徴応力に置換し、同様にLを求めることが出来る。

なお、鎖を構成するリンクの溶接部は、リンク内の応力分布でみると、応力の低い部位なので、異状な欠陥（超音波探傷等の検査で見落したような欠陥）がない限り、ここで疲労が生じることはない。したがつて、一般的に、疲労クラックから発生する脆性破壊は、母材部であつて、その強度に関しては、図2.2.2を用いる。

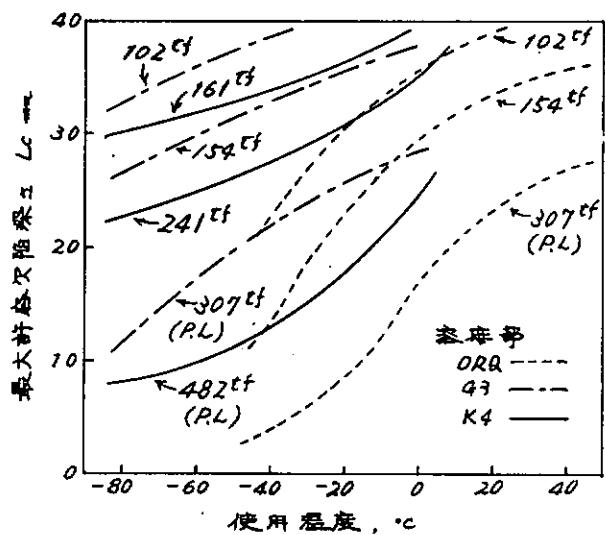


図2.2.1 各種チェーン溶接部の使用強度、荷重と最大許容欠陥深さとの関係 (P.L.: 規格耐力)

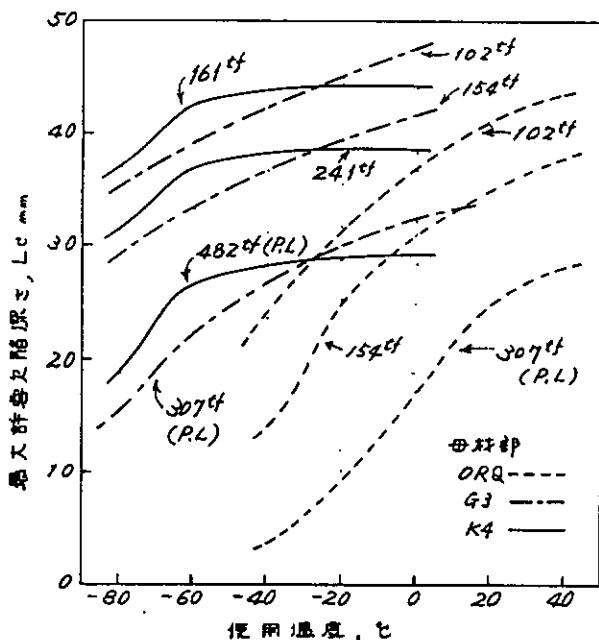


図2.2.2 各種チェーン母材部の使用温度、荷重と最大許容欠陥深さとの関係 (P.L.: 規格耐力)

2.3 鎖の疲労強度

長期的な係留に使用される鎖は、疲労強度の検討を行わなければならない。

- 1. 累積疲労被害度 α を算定する基礎となる、疲労強度線図(S-N 線図)は、使用する鎖の状態と使用条件を勘案して、適当なものを選ばねばならない。
- 2. 疲労強度の算定には平均応力、腐食、耗等の影響を、適宜考慮に入れなければならない。

(解説)

鎖の疲労強度については、各規則とも特別の規定は設けていない。わずかに API(American Petroleum Institute)のみが、鎖の製造方法について、疲労強度を改善する為と思われる規定を設けている。これに関しては、本部会昭和 56 年度報告書 6.5.2 を参照のこと。

文献の調査および本部会の研究項目として行われた疲労実験の結果から、鎖の疲労強度に関して、以下に述べるようないくつかのことが明らかとなつた。

- (1) スタッドのリンクへの食い込み部形状や、リンクへの溶接の有無、ピート形状等により、疲労強度は大きく影響を受ける。したがつて、累積疲労被害度 α の算定の基礎となる疲労強度線図(S-N 線図)は、使用する予定の実物チェーンについて、疲労実験を行つて得ることが望ましい。
- (2) 実物チェーンの疲労データが得られない場合は、空気中の S-N 線図(97.6 % 非破壊確率)として

$$\sigma_r / \sigma_B = 9.01 N_f^{-0.338} \quad \dots \dots \dots \quad (2.3.1)$$

ただし σ_r : リンク平行部における公称応力範囲
 σ_B : 材料の引張強度
 N_f : 破断寿命

を用いる。ただし、スタッドの耐部形状を改良し、リンクへの溶接を省いた鎖の場合は、

$$\sigma_r / \sigma_B = 7.79 N_f^{-0.309} \text{ とする。}$$

- (3) 鎖は一般的に無防食で用いられるので、腐食の影響を考慮しなければならない。この場合の S-N 線図は

$$\sigma_r / \sigma_B = 20.7 N_f^{-0.432}$$

を用いる。係留が長期にわたる場合は、腐食および摩耗による衰耗の影響を考慮に入れなければならない。衰耗の割合をおよそ 0.5 mm/年とし、断面積の減少する分だけ応力が上昇するとして推算する。

- (4) 有効な電気防食を施した鎖では、空気中の S-N 線図を用いてさしつかえない。ただしリンク同士の摩耗の影響は、適当に考慮しなければならない。
- (5) 高い平均応力が作用する係留ラインについては、直線則による平均応力の影響を考慮に入れが必要である。図 2.3.1 に、平均応力の影響を考慮した S-N 線図を示す。

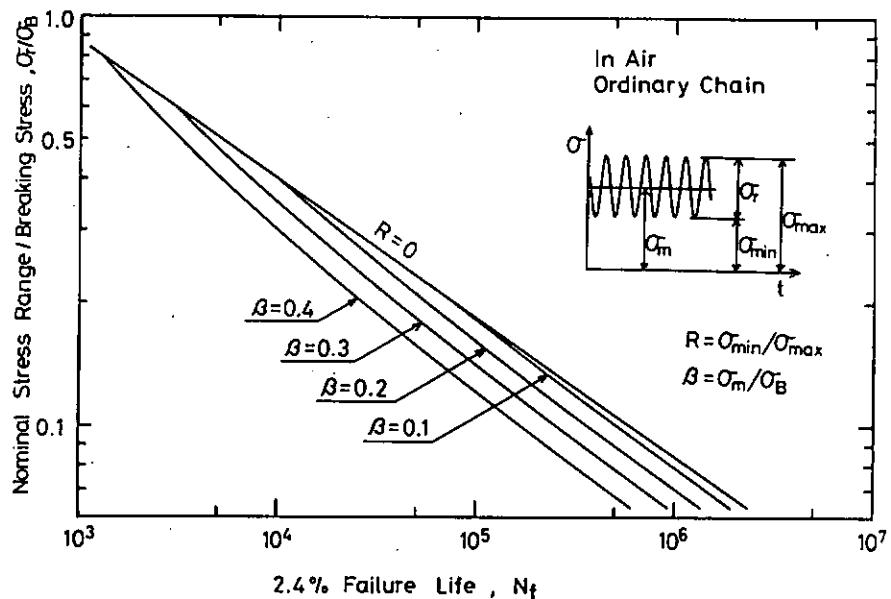


図 2.3.1(a) 平均応力の影響を考慮した鎖のS.N線図

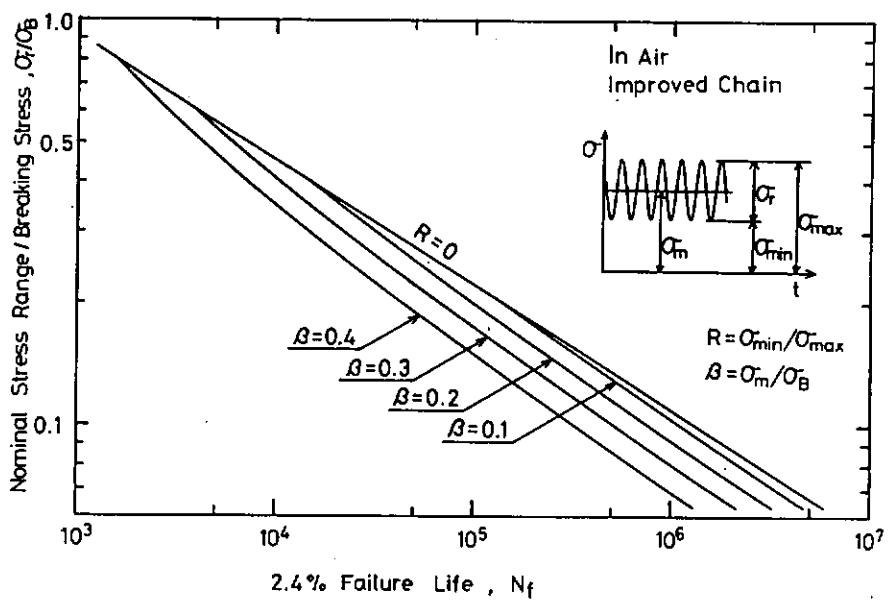


図 2.3.1(b)

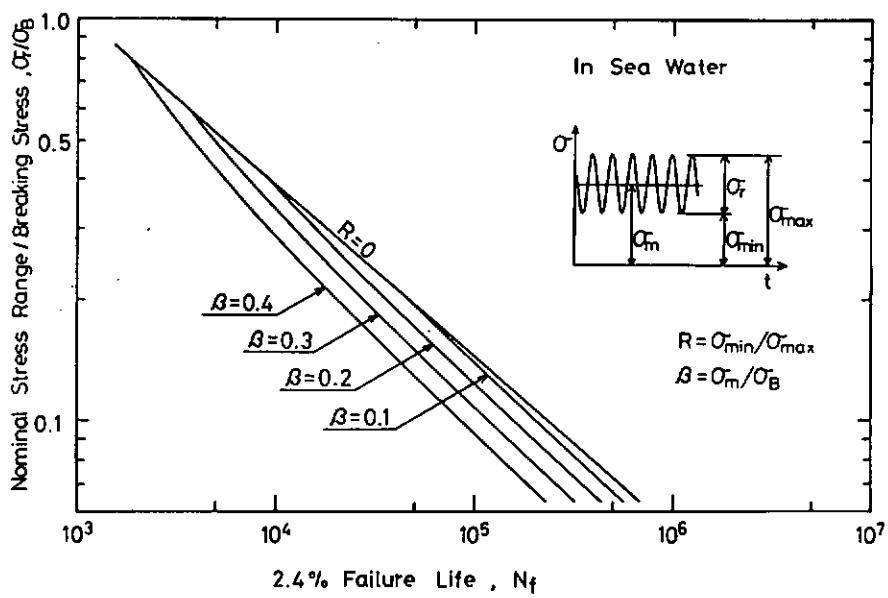


図 2.3.1(c) 図 1.1.1(b) 強度設計のフロー

第3章 鋼 索

3.1 鋼索の選定

鋼索を海洋構造物の係留ラインとして用いる場合、構造物とその係留方式により適切な構造の鋼索を選択せねばならない。鋼索の選定に当っては、主として次の様な特性を考慮する必要がある。

- (a) 静的強度(切断荷重)
- (b) 伸び特性(弾性係数)
- (c) 自転特性
- (d) 疲労強度
- (e) 耐食性

また、鋼索に端末加工を施す場合、鋼索の強度としては、端末加工の静的強度としての加工効率およびその疲労強度を考慮する必要がある。

(解説)

(1) 鋼索(以下“解説”では“ロープ”という)の種類と、その特性や規格等については、昭和56年度報告書6.3.1および昭和57年度報告書4.3.1、4.3.2に詳しく述べた。これらを参考にして構造物の係留方式に応じて適切なロープを選定することが必要である。

(a) 静的強度(切断荷重)

ロープの静的強度については、NK、DnV、Lloyd(Lloyd's Register of Shipping)等の各種船級協会の規則やJIS、BS(British Standard)等の各国の規格あるいは、ISO(International Standard)規格などに定められている強度を適用することが望ましい。しかし、これらの規則、規格等に定められていない構造のロープについては、メーカーの提示している値を用いる。

(b) 伸び特性(弾性係数)

平行線ストランド(P.W.S.)のように撚られていない場合の伸び特性は、構成する素線と同一で弾性係数も $20,000 \text{ kgf/mm}^2$ 以上であるが、それ以外の撚り合わされたロープでは、弾性係数は $20,000 \text{ kgf/mm}^2$ よりかなり小さくなる。そしてその弾性係数は、ロープの構造によって大きく異なる。

各種のロープの弾性係数の概略を表3.1.1に示す。定的には、多重よりロープ(ストランドロープ)よりは一重よりロープ(スパイラルロープ)の方が、また撚り工程が多く、構成数が多いよりは少ないが、弾性係数が高い。

表3.1.1 弾性係数

ワイヤロープの構成	弾性係数 kgf/mm^2	
ストランドロープ(一般)	7,000～9,000	
" (IWSC)	14,000	
スパイラルロープ	16,000	
ロックドコイルロープ		
P.W.S.	めつき鋼線	20,000
	P.C.鋼線	20,500

また、ロープの伸び特性を改善するため、予め切断荷重の

40～50%の荷重を一定時間負荷するプレテンション処理がある。プレテンション処理は、また伸び特性の安定化や疲労特性の改善にも効果がある。その詳細については昭和57年度本部会報告書4.3.2の中で述べた。

(c) 自転特性

一般にロープは張力が負荷されると撚りがもどる方向に回転しようとする力が働く、これはロープ固有の自転力によるもので、長尺で使用する場合には重要な問題となる。従って、使用時の端末の回転を防止するためには、

非自転ロープを使用する必要がある。ロープの自転特性および非自転ロープについては、昭和57年度本部会報告書4.3.1に詳しく記載されているので参照されたい。

(d) 疲労強度

(e) 耐食性

後述するので、ここでは省略する。

(2) ロープに端末加工を施して使用する場合には、端末加工の方法によって加工効率や疲労強度が異なるため、それらの強度を十分に考慮する必要がある。端末加工の種類と特徴は、昭和56年度本部会報告書6.3.3に、また数種類の端末加工についての実験結果は、昭和58年度本部会報告書3.2.1に示されている。

3.2 鋼索の防食

鋼索を海洋で使用する場合には、十分な防食対策が必要である。鋼索に対する防食対策としては、主として次の様な方法がある。

(a) 素線へのめっき

(b) ロープ油の塗布

(c) ロープの被覆加工

(解説)

ロープは海水中では必ず腐食を発生し、静的強度及び動的強度（疲労強度）が低下する。従って腐食をできるだけ少なくするか、発生させない方法を講じる必要がある。ロープに対する簡単な防食対策としては、次のような方法がある。

(a) 素線へのめっき

素線へのめっきの方法としては通常、溶融亜鉛めっき方法が用いられるが、その他、電気めっきや、Alとのめっきもある。ロープ素線のめっきの亜鉛付着量は100～300g/m²であるが、海水中での亜鉛めっきの腐食減量は、溶融亜鉛めっきでは、海水の状態によっても異なるが12ヶ月で約200～250g/m²という報告^{*}がある。すなわち、約1ヶ年強で素線の亜鉛がなくなると考えられる。従って、海洋の係留索には、できるだけ厚めっきにすることが望ましいが、溶融亜鉛めっきには限界があり、電気めっきにより付着量を増やす方法もあるが、この方法では合金層が存在しないため、逆に亜鉛の腐食減量が多くなるという欠点があるので、海洋でのロープにはあまり採用されていない。

(b) ロープ油の塗布

ロープに塗布されるロープ油には大別して次の2種類がある。

① 赤ロープ油：ペトロラタム系ロープ油

② 黒ロープ油：アスファルト系ロープ油

通常は、赤ロープ油が主として使用されているが、黒ロープ油の方が鋼線との付着性もよく、海水中でもこれにいいので係留索には適当であろう。ただし黒ロープ油は、フェアーリーダーやウィンチ等の機器を汚す欠点がある。

ロープ油がなければ、ロープの腐食は著しくすむため常時ロープ油の補給が必要であるが、いずれにしてもロ

* 藤井他・R & D(神戸製鋼所技報) 28 (1978) 162

一ブ油は、海水の流れによって表面からとれてしまうことは避けられないので絶対的な防食方法とは言えない。

(c) ロープの被覆加工

ロープの防食に対しては樹脂による被覆加工が最も良く、被覆材が破れたり、劣化したりしない限り完全な防食方法と言える。ロープへの被覆材料にはポリエチレンやナイロンが適用されるが、被覆材の種類と特徴など詳しくは昭和56年度本部会報告書6.3.2に記載されている。

3.3 鋼索の疲労強度（引張疲労強度）

鋼索の使用に当っては、その疲労強度を十分に考慮しなければならない。ただし、鋼索の疲労強度は次の要因により異なる。

- (a) 構造：鋼索の構造により疲労強度は異なる。
- (b) サイズ：ロープ径が太くなるほど疲労強度が低下する。
- (c) ロープ油：ロープ油がなければ疲労強度は著しく低下する。
- (d) 腐食：海水中など腐食雰囲気では、疲労強度は著しく低下する。
- (e) 端末加工：端末加工の方法によっては、疲労強度が低下する場合がある。

（解説）

大気中の疲労試験のデータは数多く発表されており、昭和56年度本部会報告書6.4.1の中でもまとめられている。また実際、ロープについてサイズ（ロープ径）の影響、被覆加工および端末加工の影響、そして腐食の影響に関しては昭和57、58、59年度報告書に記述してあるので参照されたい。

(a) 構造

ロープの疲労強度（引張疲労強度）は、その構造により異なる。定性的には、より加工の少ない単純なものほど疲労強度が高いと考えられ、ロープの分類上で言えば、ストランドロープ（多重よりロープ）<スパイラルロープ（一重よりロープ）<平行線ストランドの順で疲労強度が高くなるであろうと考えられる。

(b) サイズ（ロープ径）

図3.3.1から同構成のロープの場合、ロープ径が太くなるほど疲労強度が低下する。これは太いロープほど素線同士の擦過現象（fretting）に損傷が激しく、内部断線が発生し易いためと考えられている。従って太いロープの場合、若干の強度低下を見込む必要がある。

(c) ロープ油

図3.3.2から大気中でもロープ油がない場合には、その疲労強度が著しく低下する。従ってロープには必ずロープ油を塗布しなければならないし、できるだけ付着性の良いロープ油を選択することが大切である。また、被覆ロープを使用する場合、通常は被覆加工上ロープ油を除去するが、この場合、ロープ油の塗布がないときと同様の疲労強度の低下を考慮しなければならない。ただし最近ではロープ油を塗布したままで被覆加工も可能になっている。

(d) 腐食

図3.3.3から大気中に対して、海水中での腐食疲労強度は著しく低下している。しかもこのデータは、荷重の繰返し速度が250cpmと速い場合の結果であり、実際の海洋波の平均的な波周期と考えられる10cpmでは、さらに疲労強度が低下することが予想される。このことは予め2週間海水浸漬した後のロープの疲労試験でも疲労強度が著しく低下するという結果からも明らかである。

(e) 端末加工

端末加工は、その加工方法によって疲労強度が異なるので、それを十分に考慮する必要がある。図 3.3.4 によれば、端末加工の疲労強度は、エボキシ樹脂>スウェージソケット>亜鉛ソケット>アイクランプ>さつま加工の順である。

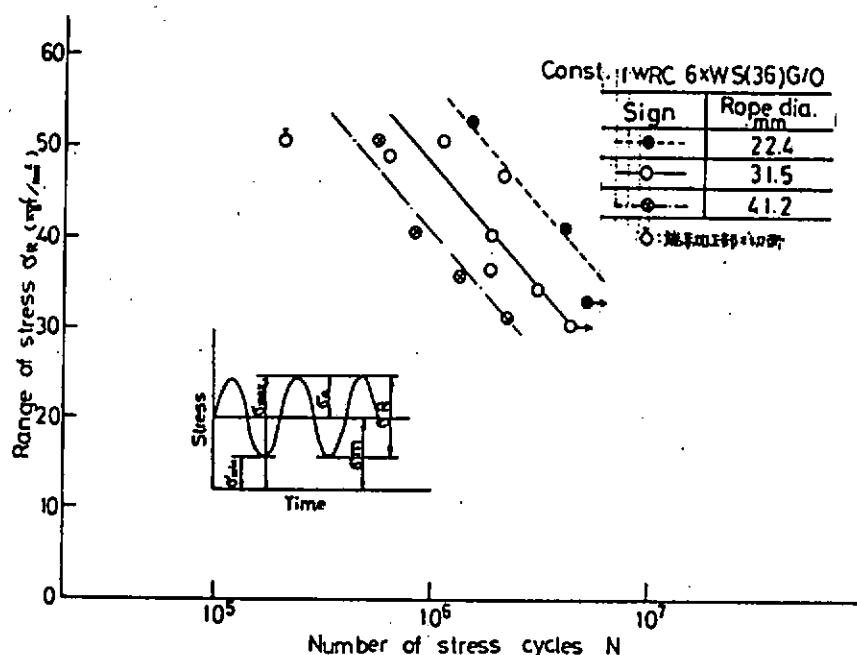


図 3.3.1 S-N線図

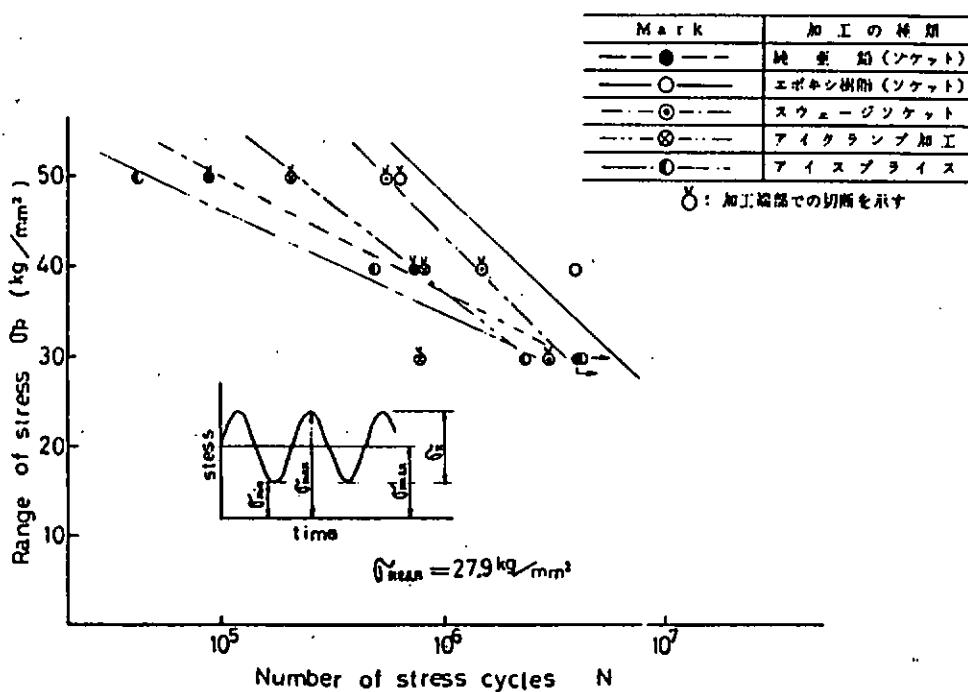


図 3.3.4 端末加工品の S-N線図

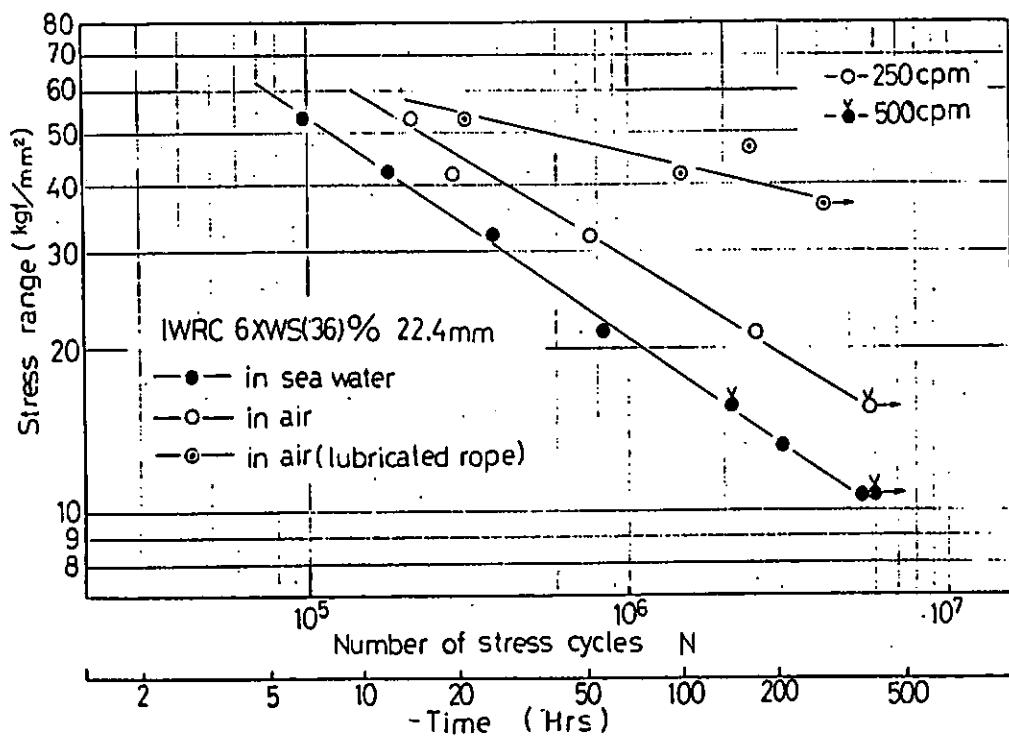


図 3.3.2 腐食疲労試験での S-N 線図

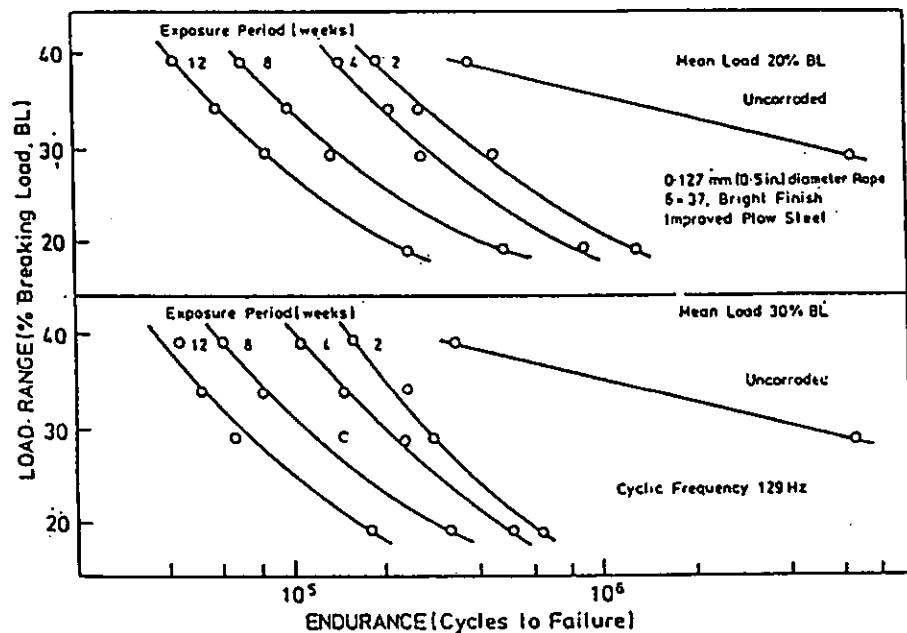


図 3.3.3 *** Effect of prior exposure in sea water and mean stress on fatigue performance of wire in synthetic sea water [5].

第4章 合成繊維索

4.1 一般

合成繊維索の選定に際しては、材料の種類、索径、索の構造、端末加工法や被覆法等によって強度が異なる事を、また含水率、温度、曝露期間、摩擦回数等によって強度が変化する事を勘案する必要がある。

(解説)

合成繊維索としては、ナイロン索(ポリアミド索)、ビニロン索、ポリエチレン索、ポリエステル索、ポリプロピレン索、ケブラー索(ポリアラミド索)等の種類がある。また、これらを改良した高強力ポリエチレン索、高強力ポリエステル索が最近発表されている。これらの索のうち、代表的なものの一般的な特性については、本部会昭和56年度報告書6.3.1に示した。一点係留パイでの船舶の係留用には、合成繊維索としてはナイロンを主とした索が使用されている。また、ベンダントローブやライザーテンショナーとして、ワイヤーロープと似た性質を持つケブラー索が使用されている。海洋構造物においては、直径が200mmを越える索も使用されているが、これらの太い索の引張り強度は、引張り試験機によって試験する事ができないため、ISOの規格等の計算方法によって算出されている。索の構造によって端末加工法は異なるが、索本来の引張り強度を發揮させるためには、端末加工法は非常に重要である。従来の方法に加えて、種々の方法が発表されている。含水率の増加に伴い引張り強度は低下する。含水率が最大の時の索の引張り強度は、通常の大気中における値に対して、ナイロン索及びビニロン索で約85%，ポリエチレン索で約95%，そしてポリエステル索で約105%である。一般的には引張り強度は高温で低下する。温度による影響に関する実験結果例を図4.1.1^{*}に示す。曝露期間が長くなるとともに、一般的には引張り強度は低下する。曝露期間1年及び2年の索の引張り強度は、ナイロン索で約50～60%，ビニロン索で約90%及び約85%，ポリエチレン索で70～80%及び約60%，そしてポリエステル索ではほとんど変化せず約100%である。摩擦回数が増えるとともに、引張り強度は低下する。摩耗試験結果例を図4.1.2^{**}に示す。

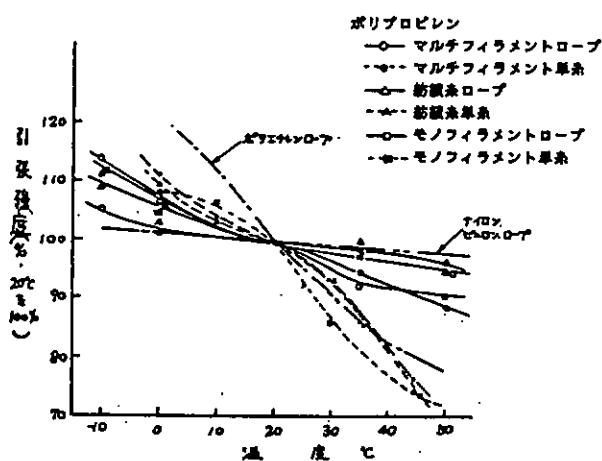


図4.1.1.1 温度による影響

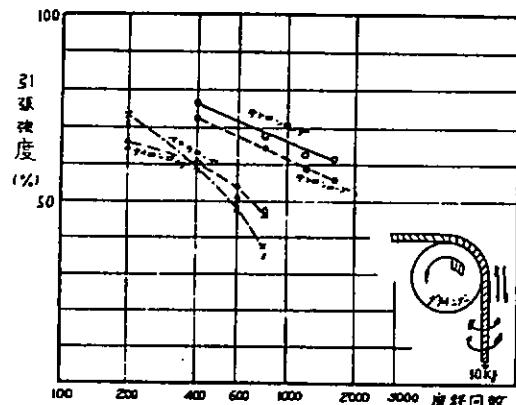


図4.1.2 摩耗試験結果

* 小池正衛他：第2回船舶技術研究所研究発表会講演集

** 鈴木雄三他：第1回船舶技術研究所研究発表会講演集

4.2 必要強度

合成繊維索の強度を決定するに際しては、作用する外力、使用期間、使用条件等を勘案して、必要とされる静的強度、疲労強度を決定する必要がある。合成繊維索の累積疲労被害度は、疲労強度及び残存強度に関する試験結果から推定する。

(解説)

合成繊維索の静的強度は各種規格に示されている。また曲げ疲労強度や引張り疲労強度に関しては〔4.1.2〕及び本部会昭和56年度報告書6.4.3に示したように、十分とはいえないが多くの研究結果が報告されている。しかしながら、繰返し荷重や変動荷重を受けた索の残存強度に関しては、未だ十分研究が行われておらず、累積疲労被害度の計算手法は確立されていない。累積疲労被害度の計算手法については、Miner則が成立するとのFloryの仮説が有るが実験による確認はなされていない。Floryの「強度減少曲面」を図4.2.1^{*}に示す。繰返し荷重を受けたナイロン索及びケブラー索の、疲労強度及び残存強度については、〔4.1.2〕及び本部会58年度報告書3.2.2に、本部会で実施した実験の結果を示した。また表4.2.1^{**}に、実際に一点保留ブイで使用された索の残存強度を計測した結果を示す。

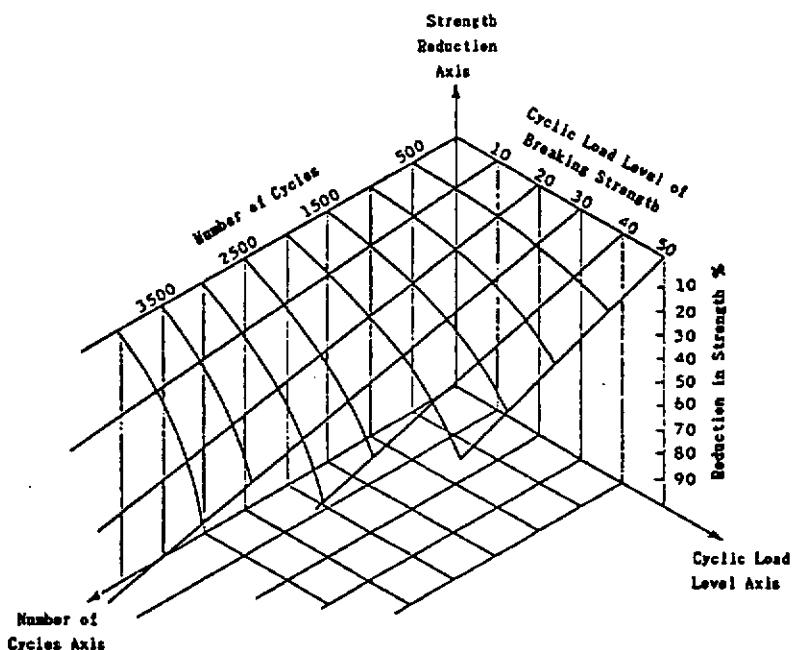


図4.2.1 Floryの「強度減少曲面」

* J. F. Flory : Reliability, Stress Analysis, and Failure Prev., 1980

** 本田健二：航海75号，1983

表 4.2.1 一点係留ブイで使用された索の残存強度

直 径 mm	品 種	使 用 期 間 ケ 月	規 格 の 強 さ ton-f	残 存 強 さ ton-f
130	ナイロン 八つ打	5.5	249	160
130	"	6~6.5	"	153
120	"	約6	214	150
120	外テトロン} 心ナイロン} 八つ打	6.5	171	159
110	ナイロン 2重組紐	6.5	256	68
130	ナイロン 八つ打	6	249	146
120	"	約6	214	170
130	"	5.5	249	150
120	外テトロン} 心ナイロン} 八つ打	3.5	171	144
120	"	3.5	171	157
120	"	3	171	150
120	"	3	171	162

注) 一点係留ブイのロープの残存強度は一本のロープ約55mから数ヶ所切断し、強さを測定している。ここで示す値はその数値の中で最も低いもののみを記載した。

4.3 規 格

合成繊維索は、日本工業規格 (J I S) に適合するか、又はこれと同等以上の品質を有するものを選定する必要がある。

(解説)

合成繊維索の規格としては、日本工業規格 (J I S) の他に国内では鋼船規則 (NK) が、その他に国際規格 (I S O) やイギリス (B S), 西ドイツ (D I N) 等の諸外国の工業規格がある。また OCIMF (Oil Companies International Marine Forum)において直径 72 mm 以上の索の規格化が検討されている。J I Sにおいては種類別に、「材料及び加工方法」、「品質」(外観、太さ、重さ、長さ、引張り強さ、伸び率)等について規定している。OCIMFにおいては、一点係留ブイ用係留索、動的荷重を受ける係留索及び通常の船舶用係留索の 3 種類に索を分類し、それらの係留索の「購入」「製造」「検査」「実機試験」について規定している。特に「実機試験」においては、湿潤状態における静引張り試験、繰返し引張り荷重試験及び摩耗試験について規定している。

第6編 係留用要素機器

第1章 一般（索鎖以外の要素機器全般）

1.1 検討事項

係留用要素機器のうちアンカーについては、型式、強度、把駐力、施工性、暴風時の走錨性等を勘案し、またウインチ・ウインドラス、ストッパー、フェアリーダ、その他継装品については、型式、強度、材質、容積等を勘案して決定する。

（解説）

海洋構造物の係留システムとして索・鎖を用いた多点係留および一点係留を採用する場合、係留用要素機器の要目は、索・鎖の仕様や配置、最大張力、アンカーに働く最大揚力等と密接に関わっているため要目の決定に際しては、これらを十分検討した上で、コストや安全性の観点から目的、条件に適したものを探用する必要がある。

1.2 規則、基準

係留用要素機器の要目を設定する場合、アンカー、チェーン・ワイヤーロープ、フェアリーダ、ウインチ・ウインドラス、ストッパー、アンカーブイについては DnV、NMD の規則、基準による型式、構造、強度の規定を参照のこと。

（解説）

Det norske Veritas (DnV) と The Norwegian Maritime Directorate (NMD) による規定内容については、「第9編各國の規則及び基準の調査」を参照のこと。但しアンカーとウインチ・ウインドラスについては特に第2章、第3章に取り上げて要目設定を行う場合の参考とする。

1.3 上記以外の要素機器

アンカー離脱装置、張力緩衝装置、チェーンチェーサー、その他深海用特殊機器等規則、基準では規定されておらず、必要に応じて用いられる性格の強い要素機器については、経済性や従来の使用実績等を勘案して要目を設定する必要がある。

（解説）

これらの種類や要目の例については、SR187 58年度報告書（研究資料No.371）「3.1.1 深海係留用機器の検討」および同57年度報告書（研究資料No.362）「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。

第2章 アンカー

2.1 アンカーに要求される性能と条件^{1), 2), 3)}

一般にアンカーの選定に際しては、次に示す諸条件を満たすかどうか検討する必要がある。

- (1) 把駐性能（把駐力、安定性）が良いこと。
- (2) 取り扱い、据え付けが容易であること。
- (3) 製造コストが安いこと。
- (4) 水平方向のみならず垂直方向に対しても把駐力が高いこと。
- (5) 波による繰り返し荷重にも強いこと。

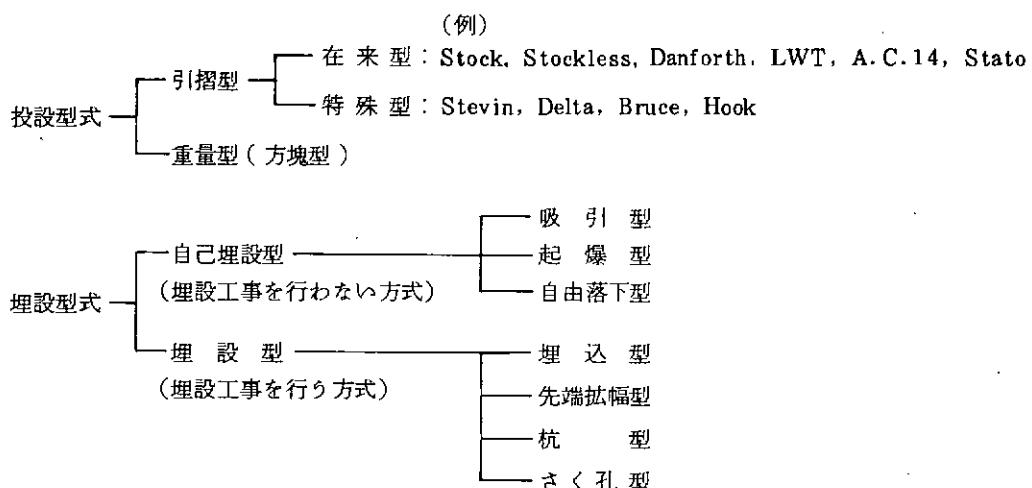
（解説）

使用するアンカーを決める際に設置場所の海底土質とアンカーの把駐性能との関係、据え付け工事の難易、コスト等が重要な要素であることは浅海係留も深海係留も同じであるが、深海係留では据え付け工事の難易、コストがより重要な要素となる。

また、最近の海洋構造物の大型化と多様化に伴い、上記のうち(4), (5)も今後の重要な条件であろう。

2.2 アンカーの種類

アンカーの型式は非常に種類が多く、分類法もそれぞれ異なるが投設型式と埋設型式とに大別すると次のように^{5), 7)}分類できる。



（解説）

以下に各型式の特徴、用途等について述べる。

(1) 投設型式^{4), 5)}

海面上から投下させて海底に落下した状態で把駐力を発生するもので、この型式には引摺型と重量型がある。

引摺型は或る程度引き摺ることによりアンカーの爪が海底土質に食い込んで把駐力がアンカーの自重より大きくなるものであり、一方重量型はコンクリート、鉄、砂、礫等の方塊や鎖の束を海底に沈め、垂直方向の把駐力は自重で、水平方向の把駐力は海底土質との摩擦で発生するもので、一般にシンカーと呼ばれている。

(a) 引摺型^{5), 11), 12)}

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、LWTアンカーやDanforthアンカー等の従来から使用されているものとBruceアンカーやStevinアンカー、Hookアンカー等最近イギリスやオランダで開発された特殊形状のものがある。海洋構造物に使用される引摺型アンカーの現状の一例として、セミサブ構造物(Rig, Work Vessel)に装備されたアンカータイプ毎の実績数の調査結果を表2.2.1に示す。また、それらのアンカーのいくつかの型式と把駐力性能を図2.2.1～図2.2.7と表2.2.2～表2.2.5に示す。

(b) 重量型^{5), 6), 7), 8), 13), 14)}

単に重量物のあるものをアンカーにした最も簡単なもので、海洋無線中継用ブイやOTECのテストプラントに用いられている。

この型式のアンカーは一般に重量の割合に把駐力が小さく不経済であり、また傾斜面の硬い土質や地震多発地帯では信頼できない。従って重量型アンカーは主として張力が垂直方向に働くと予想される場合に使用されるべきであろう。

重量型アンカーの例及びその適用例(ハワイで海上実験を行ったOTECのテストプラント)を図2.2.8と図2.2.9に、把駐力の実験結果の例を表2.2.6に示す。

(2) 埋設型式^{4), 5), 6)}

海底土質内に埋没して把駐力を発生するものであり、主に長期係留や半永久的な係留方式に適している。埋設方法によって、水中ジェット、起爆または自由落下等により海底土質に埋没する自己埋設型と人為的に海底土質に埋設する埋設型がある。

(a) 自己埋設型^{6), 7), 15), 16), 17), 18), 19)}

この型式のアンカーには、アンカーを海底に充分深く埋設するため、ポンプの吸入力やアンカー自体に取りつけた水ジェット装置により海底土質を洗掘して自重で沈下するSuction anchor pileやSuction anchor等の吸引型、爆薬を用いてアンカーを海底土質内に打ち込む起爆型、またアンカーを自由落下させ、その運動エネルギーを利用して海底土質内に押込む自由落下型等がある。吸引型の例として、Suction anchor pileとSuction anchorの形状や把駐力性能を図2.2.10～図2.2.13と表2.2.7、表2.2.8に、起爆型の例を図2.2.14、図2.2.15に、自由落下型の例を図2.2.16にそれぞれ示す。

(b) 埋設型^{1), 4), 6)}

一般に把駐力が非常に大きいのでパーマネントアンカーとして採用されている。この型式のアンカーには次のような種類がある。

(i) 埋込型アンカー

海底土質を掘った穴の中にコンクリートブロック等の重量型アンカーを入れ、土質を埋め戻す型式であり、ブロックと海底土質の重量と海底土質の剪断抵抗が把駐力となるため、重量型アンカーの数倍の高把駐力となる。(図2.2.17(1))

(ii) 先端拡幅型アンカー

海底土質に打ち込む途中に先端部を拡幅させ、拡幅部が土質を上方に押し上げる時に生じる海底土質の抵抗を把駐力とする型式である。この型式のアンカーは有効な埋設深さには限界があり、回収も可能であるため、杭型アンカーと比較すると比較的浅い埋設で高把駐力が得られる。(図2.2.17(2))

(iii) 杣型アンカー

海底土質中に打設した杭の周面と土質の摩擦力を把駐力とする型式であり、陸上においてよく用いられている。

また、海洋における杭型アンカーとしては Guyed Tower や TLP のような深海用の構造物に適用されている。杭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及び油圧用ホースの取り扱いの点から限界水深は約 1,500 ft (450 m) と考えられている。(図 2.2.17(3))

(iv) さく孔型アンカー

海底が岩盤等の硬質の地盤で施工される型式のアンカーで、掘削機等によって地盤をさく孔し、その孔にチェーンや鋼管を入れてコンクリートで固めるものである。この型式のアンカーの事例としては、沖縄海洋博のアクアポリスの係留用アンカーがある。この型式のアンカーは高把駐力が期待でき、かつ施工が安定しているために信頼性が高い。(図 2.2.17(4), (5))

以上の他に、杭打設後爪をアンロックして把駐力性能を向上させた杭型と先端拡幅型のコンビネーション型もある。この型式のアンカーの例として QMC アンカー(英国 QMC 社開発)を図 2.2.18 に写す。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。

2.3 高把駐力アンカー

以上より高把駐力アンカーとしては、次のようなアンカーがあげられるであろう。

- (i) 特殊型アンカー(引摺型) : Bruce, Bruce TS, Stevin, Stevin MKIII, Stevfix, Stevmud, Hook
- (ii) 重量型アンカー(シンカー)
- (iii) 埋設型式アンカー：自己埋設型、埋設型

(解説)

上記のアンカーの中で装備実績が多いのは、特殊型アンカー、重量型アンカーと埋設型の埋込型アンカー、杭型アンカー、さく孔型アンカーである。一例として、OTEC の係留計画で行なわれた各種アンカーの深海係留への適用性の検討結果を表 2.2.9 に示す。表 2.2.9 より海底土質がソイルの場合は重量型アンカー(シンカー)が、ロックの場合は杭型アンカー、さく孔型アンカーが適しているといえる。しかし、セミサブリグのように比較的短期間で移動する構造物では引摺型の特殊型アンカーが適していると思われる。

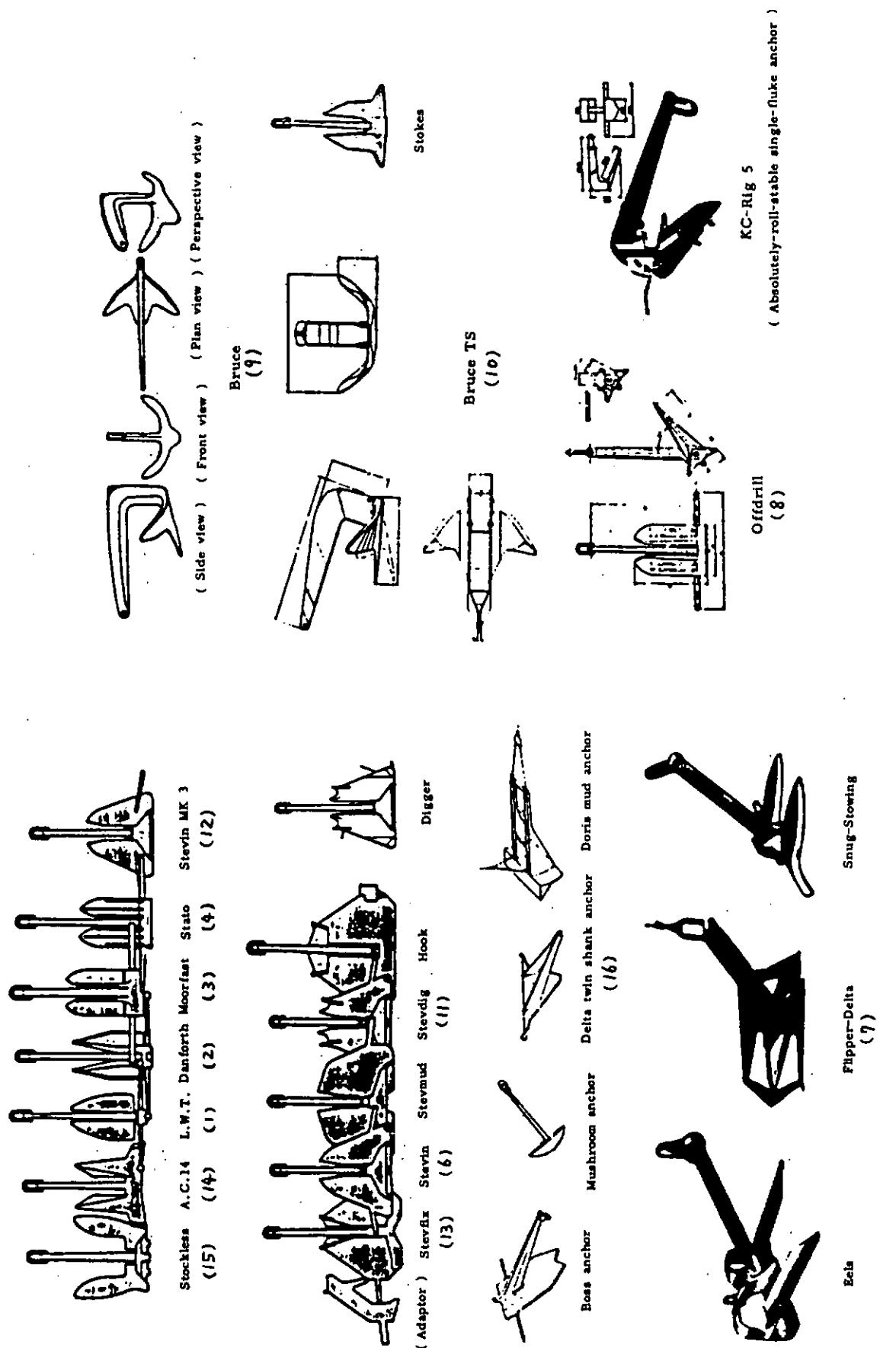


図 2.2.1 引摺型アンカー（注：アンカーナー名の下の数字は表 2.2.1 に対応）

NO.	TYPE OF ANCHOR	種類 交換数	支給内訳									名
			~76	77	78	79	80	81	82	83~		
1	LIGHT WEIGHT TYPE (LWT)	71	58	7	1	1	1	3	1			はさみ釘が多い。 最近、交換少ない。
2	DANFORTH	15	14					1				
3	MOORFAST	11	6	1			1	2	1			
4	STATO	2	2									
5	STAYRITE	3	1	1				1				
6	STEVIN	3	1									
7	FLIPPER-DELTA	9	2	1	4	1			2			
8	OFFDRILL	2	2									
9	BRUCE	4	1					1	1	1		
10	BRUCE TS	7	4					2	1			
11	STEVDIG	2						1				
12	STEVIN MK III	4						4	1			
13	STEVFIX	5										
14	A.C. 14	1										
15	STOCKLESS (JIS-U.S.NAVY)	2										
16	DELTA	4										
21	STEVIN OR BRUCE	1										
22	STEVDIG OR FLIPPER-DELTA	1										
23	MOORFAST OR OFFDRILL	-										
31	(BALDT)	(7)										
32	(VICINAY)	(6)										
**	(NOT MENTIONED)	(30)										

表 2.2.2 Stevin, Stevfix, Stevmud Hook

アンカーの把駐力(カタログによる)

アンカ-ナリ-	底質	把駐力値
STEVIN	Sand	28
	Mud	18
	Hard soil	17-32
STEVFIX	Sand	40
	Mud	25
	Hard soil	40
	Very soft mud	40
STEVIMUD	Mud	35
HOOK	Sand	50
	Mud	40
	Hard soil	60

※注 Mud capacity & Tensile load の合算

表 2.2.3 Delta アンカーの把駐力(カタログによる)

Anchor	Weight	Dimensions in millimeters	Maximum holding power
120	5700	1250 893 1450 135	12-15 tons
240	11400	2800 1900 2070 135	24-30 tons
450	21200	4000 3098 2200 152	45-60 tons
700	35500	4150 3187 2470 192	70-100 tons
1000	42200	4500 3568 2870 145	18-20 tons
1350	53000	4800 3825 3239 170	23-25 tons
1550	58300	5000 3614 3400 180	28-30 tons
1800	64000	3120 3173 3580 180	30-32 tons
2250	(5000)	3250 1772 3730 80	38-40 tons
2750	(6000)	3500 1900 3970 90	42-45 tons
3250	(7000)	3700 2018 4250 90	50-55 tons
4000	(8800)	4000 2177 4600 100	60-70 tons
5500	(12000)	4500 2425 5175 110	70-80 tons
7000	(15400)	4800 2593 5564 125	80-120 tons
10000	(22000)	5400 2940 6300 140	120-150 tons
13500	(30000)	6000 3250 6900 150	150-200 tons

or any intermediate weight

		Dry sand			Soil with 1 ton of water			4.5 m/s water w/ flow current		
		G	H	D	%	H	D	S	H	D
Baldt	1000	7.1	3.6	31.3	6.25	5.0	24.0			
Poel	1000	6.4	4.0	29.6	6.0	4.0	23.6			
Beyers	1024	3.8	4.4	23.0	4.0	2.4	34.0			
C.Q.R.	400	10.0	3.6	18.6	12.0	4.0	33.3			
Stock	1023	6.0	2.6	26.0	5.4	3.0	21.4			
LWT	1423							15.2	13.3	27.2
Danforth	45	33.0	3.0		25.0	4.0				
Danforth	520	18.1	3.2	29.4	11.1	5.0	31.0	14.7	11.5	23.0
Delta J"	123	16.0	3.4		18.0	2.4				
Delta J"	1000	13.6	6.0		16.0	5.2	10.6	23.6	12.3	12.6
Delta J"	1220	10.5	8.4		14.6	6.0	23.0	14.6	14.0	11.8
Stevn 30°	650				17.0	5.2				
Stevn 32°	650				15.5	6.2	24.0	33.0	10.5	31.0*
Stevn 35°	650	21.5	5.8	14.6	16.2	6.6	28.1	22.5*	8.0	37.5
Stevn 40°	650	22.3	5.8	13.4						

表 2.2.4 Baldt, Poel, Beyers, C. Q. R., Stock, LWT, Danforth, Delta, Stevin アンカーの把駐力(カタログによる)

G = anchor weight in kg.

H = holding efficiency = $\frac{\text{holding power}}{\text{anchor weight}}$

D = drag in meter

% = breaking out in % of holding power

(The measurements of the breaking-out power of the Stevin anchor happened with stormy waves in 4.5 m/s water, so is not very reliable)

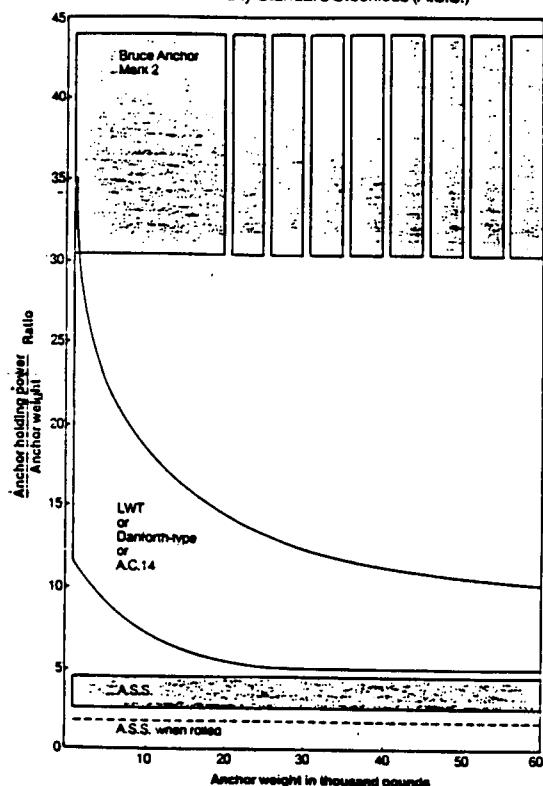
*) = Test speed due to wire break

表 2.2.5 Stockless, Stato の把駐力 (文献 11) による

Test	Site	Anchor	Anchor Weight (lb)	Anchor Load (lb)	Effective Mooring Load ^a (lb)	Anchoring Efficiency (Anchor Alone)	(Peak Load) Anchor Drag Distance (ft)	Chain Efficiency ^{b,c}	Remarks
(a) Stockless Anchor									
1/5	San Diego Site 1	Stockless - 5K	5,950	>35,000	>49,458	>0.3 (5.9)	12	2.2	
2/5	Fine Sand	35°/F; Stab.	5,950	88,200	14.8	50	--		
3/5			5,950	84,100	14.1	22	--		
1/6		Stockless - 5K	5,350	20,000	43,119	8.1 (3.7)	21.7	3.5	
3/6	48°/F	5,350	34,345	6.4	6.9	1.0			
2/6			5,350	17,000	28,013	5.2 (3.2)	43.3	(1.0)	
1/13		Stockless - 5K	11,370	51,500	70,340	6.2 (4.5)	9.1	2.3	Anchor held stably during drag
2/13		Stockless - 5K	11,370	65,972	5.8	11.5	3.8		
		35°/F; Stab.		76,640	6.7	29.4			
1/20		Stockless - 5K	5,950	51,300	148,443	>11.0 (8.6)	27	2.6	
2/20		35°/F; Stab;	5,950	51,000	133,676	9.9 (9.1)	23.1	2.6	(Shank-to-shackle)
		Tandem							
1/21			5,950	46,300	128,773	9.6 (7.8)	23.2	2.0	(Crown-to-shackle)
2/21			5,950	54,300	131,705	9.8 (9.4)	23.6	2.1	
1/22			5,950	50,000	129,967	9.7 (8.4)	23.7	1.8	(Groundring-to-shackle)
9	Indian Island	Stockless - 5K	5,950	20,000	40,952	6.9 (3.5)	57.3	0.9	(10-1/2/13) ^d
10	Mud	48°/F; Stab.	5,950	19,600	40,873	6.9 (3.3)	45	(0.9)	(12-1/2/14) ^d
13		Stockless - 5K	5,950	23,760	4.0	45	(0.9)	(5-1/2/8) ^d	
14		48°/F; Stab.	5,950	26,445	4.1	--	(0.9)	(6/8-1/1) ^d	
7		Stockless - 5K	11,370	35,000	57,427	>5.1 (3.1)	41.3	0.8	(16/20) ^d
8		Stockless - 5K	11,370	30,300	39,900	3.5 (2.7)	47.4	0.9	(13/16) ^d
21		Stockless - 5K	10,500		32,031	3.1	43.5	(1.1)	
11		Stockless - 5K	5,950	27,000	61,656	>4.6 (4.5)	58	(0.9)	(Shank-to-shackle)
12		48°/F; Stab;	5,950	22,000	77,352	5.7 (3.7)	89.2	(0.9)	(Crown-to-shackle)
1	Gulf	Stockless - 5K	5,950	21,000	34,667	5.8 (3.5)	14.9	(0.8)	5-7 ft mud
2	6-7 ft mud and over corally sand	48°/F; Stab.	5,950	56,000	67,866	11.4 (9.6)	35.7	(0.6)	No mud
20		Stockless - 20K	22,000		120,500	5.5	21.6	(0.8)	5-7 ft mud
21		48°/F; Stab.	22,000		101,600	4.6	42.7	(0.8)	
22		Stockless - 20K	22,000		117,600	5.3	32.3	(0.8)	<2 ft mud
23		48°/F; Stab.	22,000		121,500	5.5	24.7	(0.8)	
(b) STATO Anchor									
1/6	San Diego	STATO - 1K	1,070	7,000	15,532	16.5 (6.5)	6	3.4	Anchor rotated at 8 ft
2/6	Fine Sand	STATO ^e - 1K 35°/F; 16° Stab.	1,070	11,500	15,818	14.9 (10.7)	5.5	1.4	Anchor rotated at peak load
		35°/F; 24° Stab. (n)		12,000	18,445	17.2 (11)	23.9		
1/16		STATO - 3K	3,000	31,000	67,386	19.1 (10.3)	19.3	3	
2/16		37°/F; 34° Stab. (n)	3,000	35,000	52,605	17.5 (11.7)	7.5	1.8	Anchor rotated at peak load
3/16		STATO ^f - 3K 37°/F; 52° Stab.	3,000	40,000	58,492	19.5 (13.4)	29.8	3.2	Anchor rotated, held erratically
4/16		STATO - 3K 31.5°/F; 52° Stab.	3,000	64,100	85,415	28.5 (21.6)	39.8	2.9	Anchor held stably
9/16		STATO - 3K 31.5°/F; 34° Stab. (n)	3,000		48,997	16.3	11.5	3.1	Anchor rotated at peak load
1/19		STATO - 6K	6,000	105,000	132,762	22.1 (17.3)	25.5	2.3	
2/19		32°/F; 64° Stab. (n)	6,000	72,100	93,192	15.5 (12)	13.6	3.6	Anchor rotated at peak load
3/19		6,000	68,000	94,094	15.7 (11.3)	13.8	3.7		
1/26	San Diego Site 2	STATO ^g - 3K 1-3 ft mud and over fine sand	3,000	44,400	59,009	19.7 (14.8)	16.6	1.4	Anchor embedded quickly then held erratically after peak load
2/26		48°/F; 52° Stab.	42,500	50,625	16.9 (14.2)	30.2			
3/26			3,000	52,500	59,498	19.8	9.6	(1.4)	
			3,000	70,913	23.6 (17.5)	12.5	1.3		
1	Indian Island ^h	STATO - 1K Mud	1,070	16,600	21,630	20.2 (13.6)	47.4	0.8	Anchor embedded quickly; began to rotate at 48-ft drag (11/12)
23		STATO - 3K 48°/F; 52° Stab.	3,500	37,000	73,503	21.0 (10.5)	58.2	1.4	Anchor held stably (15/19)
25		STATO - 6K 50°/F; 64° Stab. (n)	6,600	107,190	16.2	45.6	1.6	Anchor rotated steadily during embedment (18-1/2/22) ⁱ	
14	Gulf ^j 0-7 ft mud and over corally sand	STATO - 3K 50°/F; 52° Stab.	3,500	14,000	15,925	4.55 (4)	45.6	0.9	No mud
15		STATO - 3K 32°/F; 52° Stab.	3,500	56,312	16	42.6	0.9		
16		STATO - 6K 34°/F; 67° Stab.	3,500	60,100	17 (12.5)	26	1.0	Tested w/100' wire at shank; no mud	
			6,600	45,000	48,500	7.37 (6.8)	42.4	0.9	5-7 ft mud; Extended stabilizer broke and caused roll
19		STATO - 6K 32°/F; 64° Stab. (n)	6,600	105,700	16		0.8	1-2 ft mud	
3		STATO - 1K 50°/F; 48° Stab.	1,070		17,332	16.2	49.3	0.6	5-7 ft mud; extended stabilizer broke during test

^aTotal dock load minus (chain efficiency x chain weight on seafloor).^bHydrostatic volume was estimated.^cBased on inverted weight.^dAnchor had two peak loads.^eIndicates penetration of crown/fluke tip to seabed.^fAll 6200 anchors at Indian Island, and Gulf had no palms.^gNotes:^h = fixed open flukesⁱ (n) = normal stabilizer length^j Stab. = anchor fabricated with stabilizers^j Fluke angle

Anchors: Bruce Anchor Mark 2, LWT, Danforth-type, A.C.14 and Admiralty Standard Stockless (A.S.S.)



Note 1. The spread of efficiency for a given anchor weight reflects the effect of good or poor holding ground (for example, sand or mud).

Note 2. In extremely soft mud of very low shear strength a long drag distance may be required to reach the values indicated. This can be reduced considerably by the use of the Bruce cable debrassor.

Note 3. The efficiency of the Bruce anchor is constant throughout the range giving a holding power advantage which increases with increasing anchor weight.

Note 4. The continuous portion of the efficiency curves for the Bruce anchor Mark 2 refers to the range of anchors presently available. The discontinuous portion indicates the potential of the design.

LWT/ Danforth-type	Attainable Holding Power-Kips* (Cable angle = 0° at sea bed)		
	Bruce Mark 2	Sand	Mud
4,000 lb	—	97	38
—	2,205 lb (1,000 kg)	100	70
—	4,409 lb (2,000 kg)	200	140
20,000 lb	—	290	110
—	6,614 lb (3,000 kg)	290	203
30,000 lb	—	370	150
45,000 lb	—	495	225
—	14,331 lb (6,500 kg)	630	441
60,000 lb	—	615	300
—	19,843 lb (9,000 kg)	875	612

*1 Kip = 1,000 lb

Note 1. For a given weight, the Bruce anchor Mark 2 has a smaller variation of holding power between sand and mud than conventional high holding power anchors, i.e. it offers higher and more reliable holding power.

Note 2. LWT, Danforth-type or other high holding power anchors rolled on their sides may give no more than their own weight as holding power. The absolute roll stability of the Bruce anchor eliminates this problem.

Note 3. The Bruce anchor does not require the fluke angle adjustment for mud which is often necessary for conventional high holding power anchors.

図 2.2.2 Bruce, LWT, Danforth, AC14, A. S. S. アンカーの把駐力 (カタログによる)

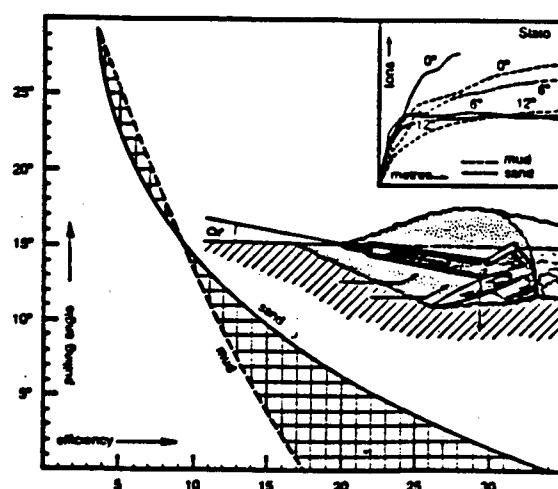


図 2.2.3 Stato アンカーの把駐力 (カタログによる)

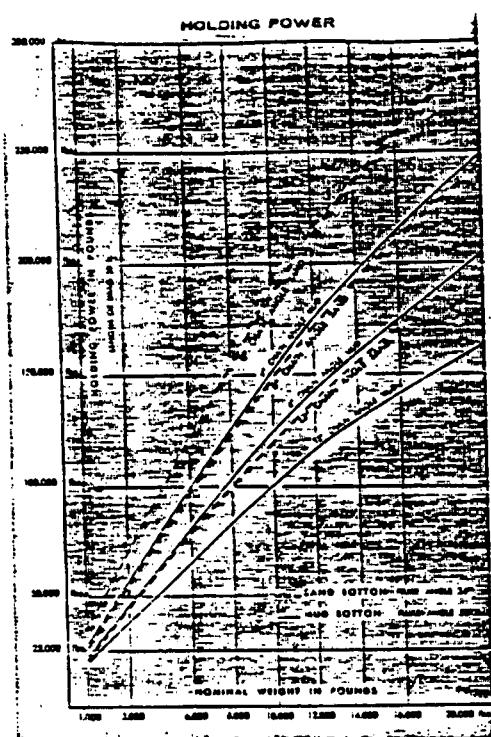


図 2.2.4 Offdrill アンカーの把駐力
(カタログによる)

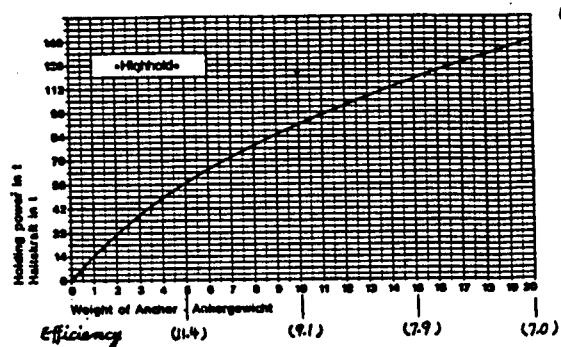


図 2.2.5 AC14 アンカーの把駐力

(カタログによる)

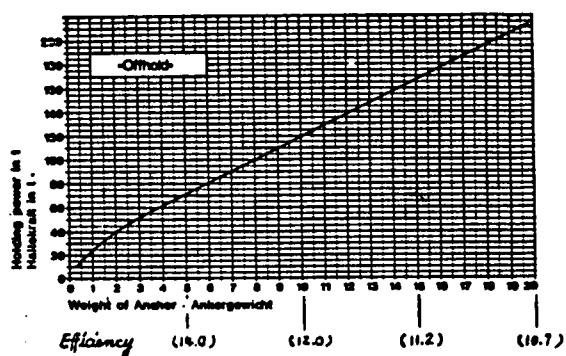
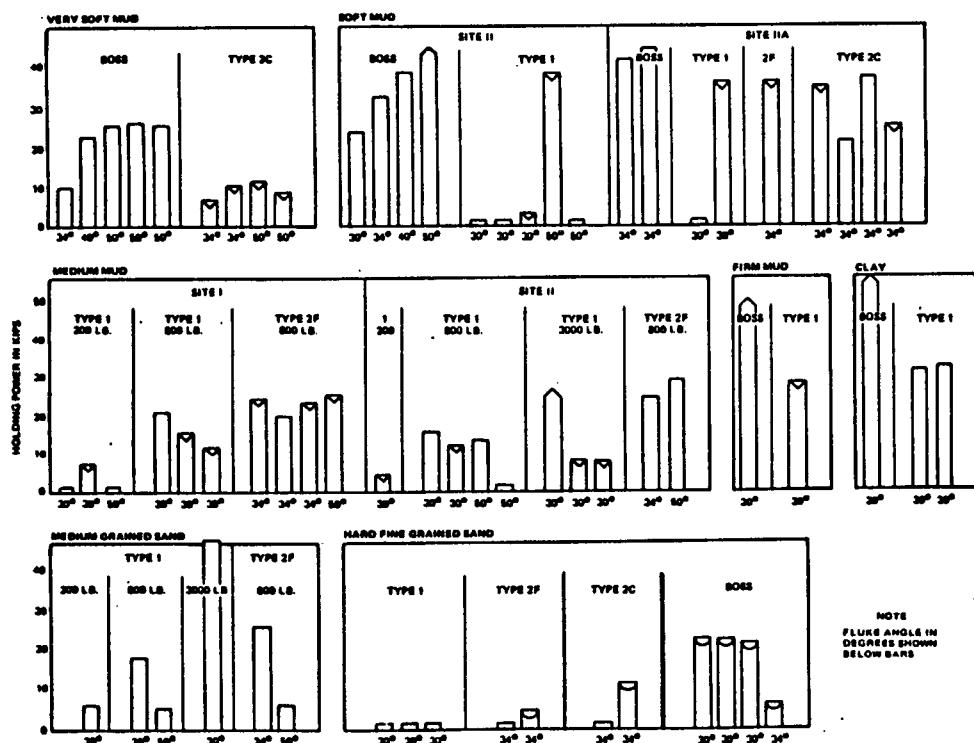


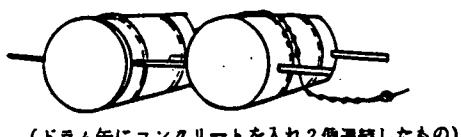
図 2.2.6 Danforth アンカーの把駐力

(カタログによる)

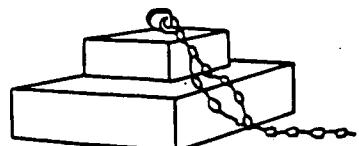


注: TYPE1 : LWT アンカー
TYPE2 : Stato アンカー

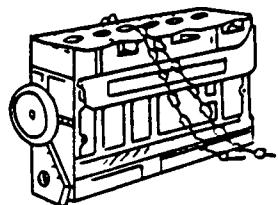
図 2.2.7 LWT, Stato, Boss アンカーの把駐力
(文献 12)による)



(ドラム缶にコンクリートを入れ2個連結したもの)



(コンクリートブロック)



(中古エンジン)

図 2.2.8 重量型アンカーの例 (文献 7)による)

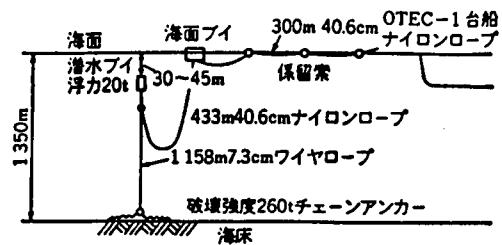


図 2.2.9(a) OTEC-1 点係留システム

(文献 14) による)

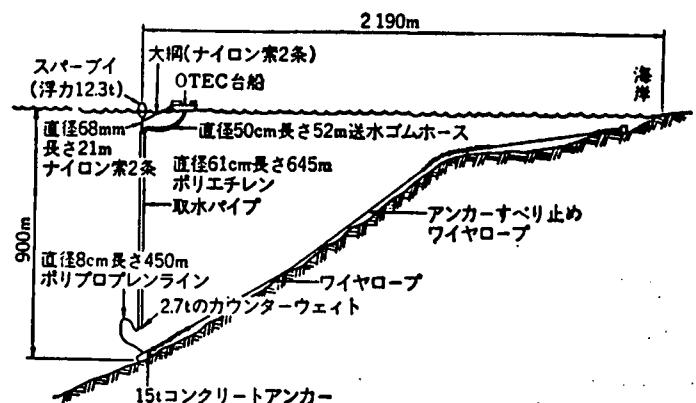


図 2.2.9(b) Mini-OTEC の係留システム

図 2.2.9 重量型アンカーの適用例

(文献 15) による)

表 2.2.6 コンクリートブロックアンカーの把駐力 (本四公団の鳴門における実験例 (文献 8)による)

種類	重 量		把駐力係数 (把駐力 / 水中重量)					
	空 中	水 中	砂		礫		岩	
			Max.	Min.	Max.	Min.	Max.	Min.
直角体コンクリートブロック	5.45	3.20	0.79	0.40	0.74	0.49	1.05	—
"	2.19	1.04	—	—	1.62	0.55	1.68	0.98
連結コンクリートブロック	4.74	2.39	1.26	1.09	1.18	0.68	1.28	0.85
特殊コンクリートブロック	5.00	2.44	2.26	1.74	1.54	1.14	1.82	0.95
テトラポット	5.52	3.21	—	—	0.55	0.34	0.75	0.30
ストックレスアンカー	5.15	4.43	3.50	1.51	0.78	0.36	1.02	0.42
"	2.35	2.04	6.08	2.16	3.70	2.09	1.28	0.35
ストックアンカー	5.12	4.44	3.43	1.04	0.86	0.28	2.50	1.03

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 Brom's theory
1	+ 1.9	3.6	6	0.73	0.63
2	+ 0.5	5.0	1	1.53	1.42
3	+ 0.5	5.0	1	1.51	1.42
4	- 0.5	5.0	1	1.70	1.70
5	- 0.5	5.0	7	1.65	1.70

表 2.2.8 サクションアンカーバイル(直径 3.8 m, 長さ 5.0 m)の垂直方向抵抗力(文献 15)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

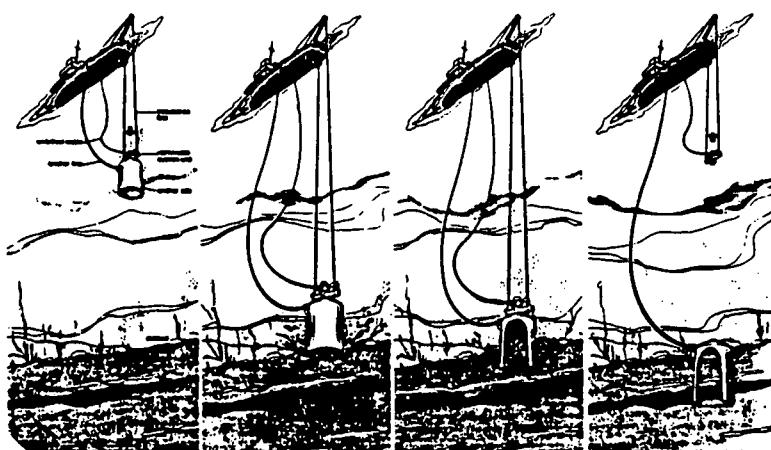


図 2.2.10. サクションアンカーバイルの据え付け要領(文献 15)による)

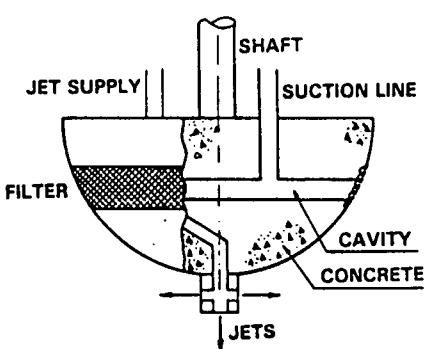


図 2.2.11 サクションアンカーの形状
(文献 16)による)

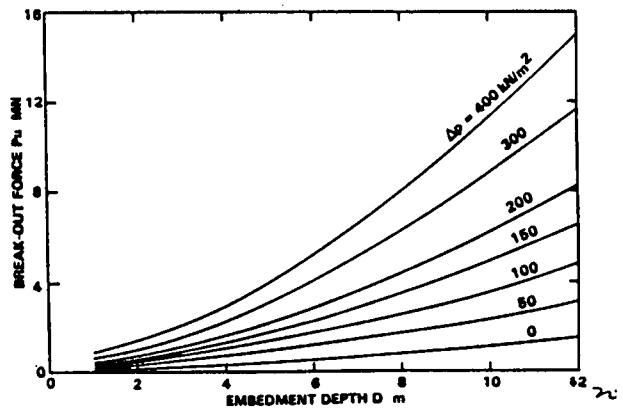


図 2.2.12 直径 2 m のサクションアンカーの埋設深さと
引き抜き力の関係(文献 16)による)

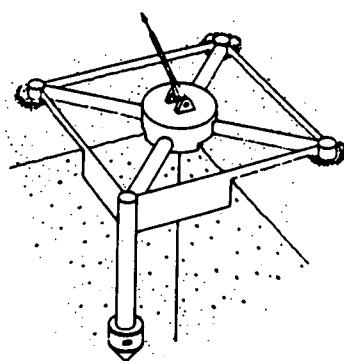


図 2.2.13 サクションアンカーの応用例
(文献 17) による)

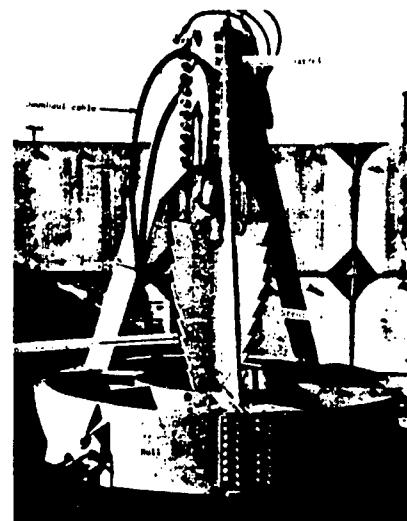


図 2.2.14 起爆型アンカーの全体構造
(文献 18) による)

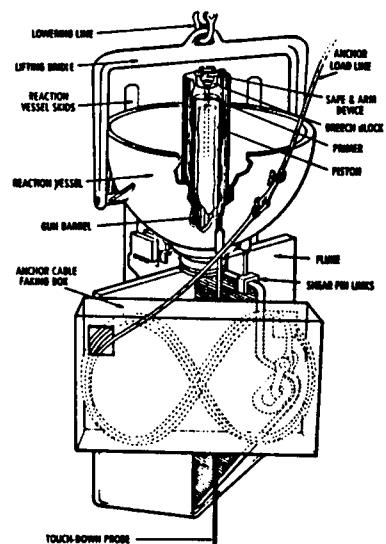
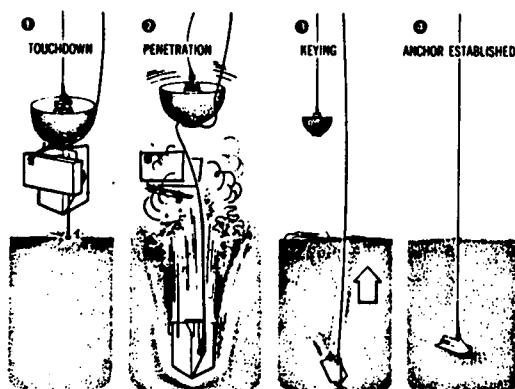


図 2.2.15 起爆型アンカー(Propellant actuated embedment anchor)
の形状と据え付け要領(文献 19) による)

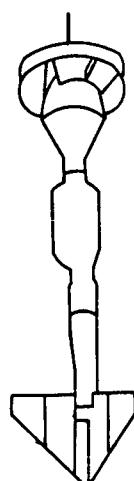


図 2.2.16 フリー・フォール・アンカー
(文献 7) による)

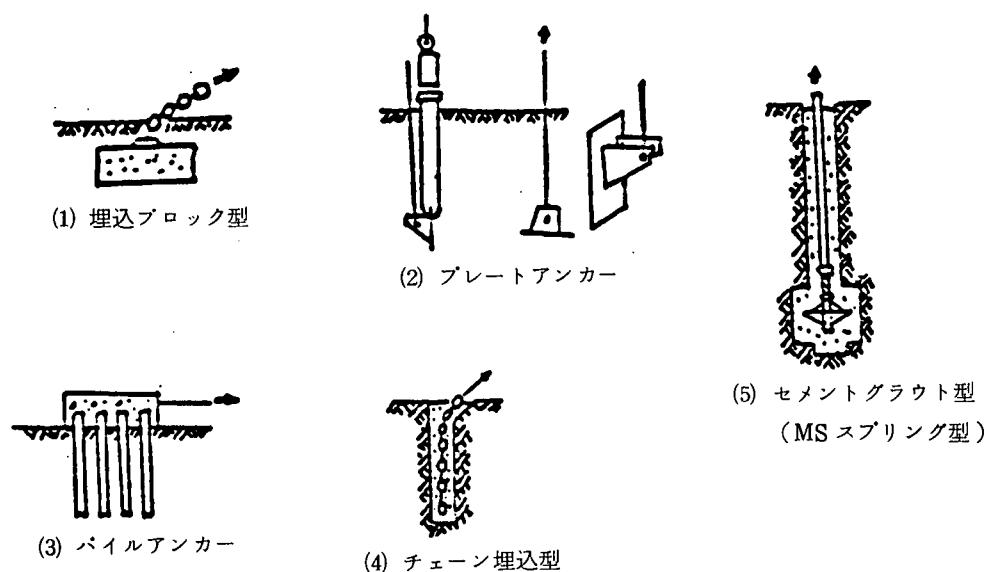


図 2.2.17 埋設型アンカーの一例(文献1)による)

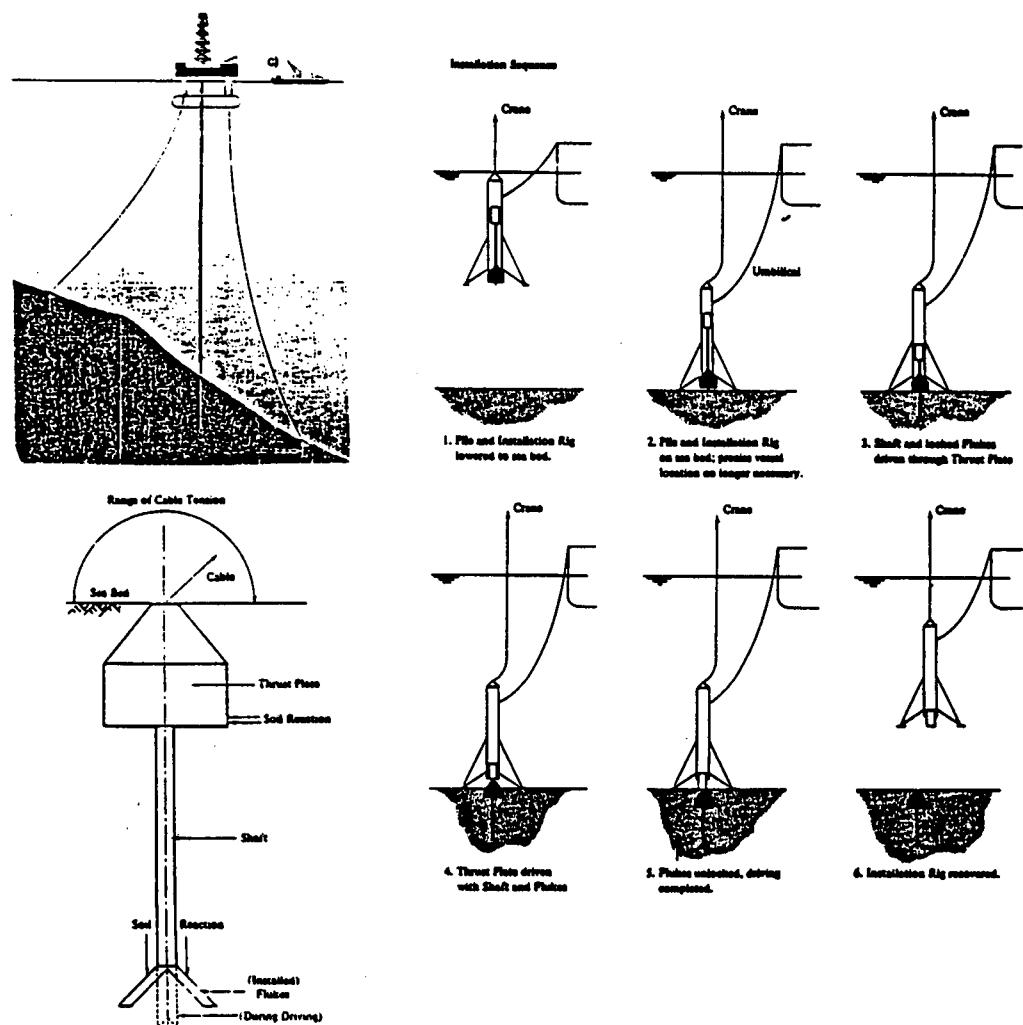


図 2.2.18 QMC アンカーの形状と据え付け要領(カタログによる)

表 2.2.9 Comparison of Anchor Types for High Capacity Moorings
in Water Depths From 500 to 6,000 m (文献 20) による)

Factors	Anchor Types			
	Drag	Plate	Pile	Deadweight
Technical Feasibility				
Fabrication	fair ^a	fair ^a	good	good
Transport	good	good	fair	fair
Installation	complex ^b	complex ^c	complex	simple
Short-Term Performance				
Uplift efficiency, soil ^d	fair	good	good	fair
Lateral efficiency, soil ^d	good	good	fair	fair
Performance in rock	NA	NA	good ^e	poor ^f
Loading direction limits	uni-	uni-	omni-	omni-
Number of anchors	several	several	several	one
Long-Term Performance				
Line abrasion	poor	poor	good	good
Repetitive load	fair	fair	poor	good
Cost Installed	high	high	high	moderate ^g
Overall Suitability				
On soil	poor	poor	fair	good
On rock	NA	NA	good	poor

^aCasting facilities not available for larger required sizes.

^bAccurate positioning and anchor setting required for multi-point moor.

^cBridling of flukes very difficult; launchers for larger flukes would require considerable development.

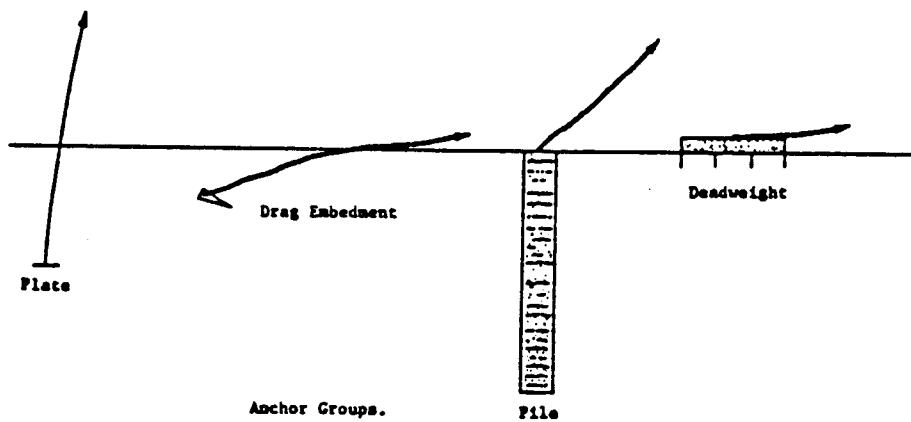
^dEfficiency = component of load capacity/air weight of anchor.

^eAssumes competent rock at seafloor.

^fFor deadweight emplaced by controlled lowering; deadweights, if free-fallen, would be rated about the same, assuming damage to the anchor on landing can be minimized.

^gAssumes that free-fall emplacement is used.

Note: NA = not applicable.



Anchor Groups.

Pile

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 №9, 1976
- 2) 翁長 一彦：アンカーの把駐性能，船舶 vol. 40 №12, 1967
- 3) Peter G. S. Dove et. al : DEEPWATER HIGH CAPACITY MOORINGS, OTC 4050, 1981
- 4) SR187 海洋構造物の深海係留に関する調査研究報告書 № 352, 1982
- 5) 同 同 № 362, 1983
- 6) 同 同 № 371, 1984
- 7) NK係留システム設計指針, 1983
- 8) 本田啓之輔：海上浮遊構造物の係留用アンカーについて，海岸工学懇談会, 1973
- 9) H. CLARKSON & COMPANY LTD. : THE OFFSHORE DRILLING REGISTER. A Directory of Self-Contained Mobile Sea-going Rigs, 1982
- 10) 1981-82 Directory of Marine Drilling Rigs, OCEAN INDUSTRY, Sep. 1981
- 11) Robert J. Taylor : PERFORMANCE OF CONVENTIONAL ANCHORS, OTC 4048, 1981
- 12) R.W. Beck : Anchor Performance Tests, OTC 1537, 1972
- 13) James G. Wenzel : MINI-OTEC AND DAM-ATOLL WAVE ENERGY SYSTEM, UJNR 11th Joint Marine Facilities Panel, May 1982
- 14) 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
- 15) J. R. Hogervorst : FIELD TRAILS WITH LARGE DIAMETER SUCTION PILES, OTC 3817, 1980
- 16) Baldev S. Sahota et. al : The Break-Out Behavior of Suction Anchors Embedded in Submerged Sands, OCT 4175, 1982
- 17) Quentin Wilson et. al : Pull-Out Parameters for Buried Suction Anchors, OTC 3816, 1980
- 18) J. Eugene Smith : Explosive Anchor for Salvage Operations-Progress and Status, OTC 1504, 1971
- 19) D. G. True, H. F. Link : A LARGE PROPELLANT EMBEDMENT ANCHOR FOR OFFSHORE MOORINGS, OTC 3668, 1979
- 20) J. M. Atturio, et. al. : HIGH-CAPACITY, DEEP-WATER, FREE-FALL ANCHOR, OCEANS'77

第7編 施工法

第1章 概 説

1.1 一 般

深海用海洋構造物の施工にあたり、事前調査・施工計画を綿密にするとともに、施工期間中は十分な施工管理を実施し、安全で迅速・確実な施工を行うことを原則とする。

(解説)

深海用構造物の係留は、カテナリー、テンションリグ、ガイドライン、アーティクレイト・タワー等のメカニカルジョイント、その他による方式が採用されると考えられ、それぞれの方式により若干の差異はあるものの、曳航・据付という手順で施工はなされよう。したがって、これらの各段階で十分な調査、計画、管理を行う必要がある。

尚、図7.1に標準的な深海施工の流れを示す。

1.2 事前調査

曳航ルート、施工海域に関する自然条件・社会条件や施工上の影響を及ぼすような諸条件についての情報を収集・統合し、施工計画に反映させる。調査すべき内容は一般に次のようなものがある。

(1) 自然条件

- 気象・海象
- 海底地質・地形
- そ の 他

(2) 社会条件

- 航行船舶
- 埋設障害物
- 支援作業基地、その他

(3) 工事条件、その他情報

- 契約・認可条件
- 対象構造物
- 施工機器、その他

(解説)

これらの調査は多岐多様にわたるので、施工期間、係留方式・施工法に応じて、精粗がつけられ行われるかもしれないが、以後の工事の優劣を左右することのない程度の調査を行うことが望まれる。

1.3 施工計画

施工方法および工程計画は1、2で述べた調査情報を分析・整理し、施工法の比較、施工手順・要員・資材調達の検討、作業重機の選定を行い、最適な施工法の採用と工程計画を定めねばならない。

(解説)

施工計画にあたって特に新工法を採用するような場合、コンピューターシュミレーション・モデルテスト等を行い施工法の安全性を確認したり、また、作業限界を明確にしておくことが望まれる。また、工程計画にあたっては作業重機の稼働率の推定、それらのメカニカル・ダウントIMEを考慮すべきである。また、予測される事故等に対する

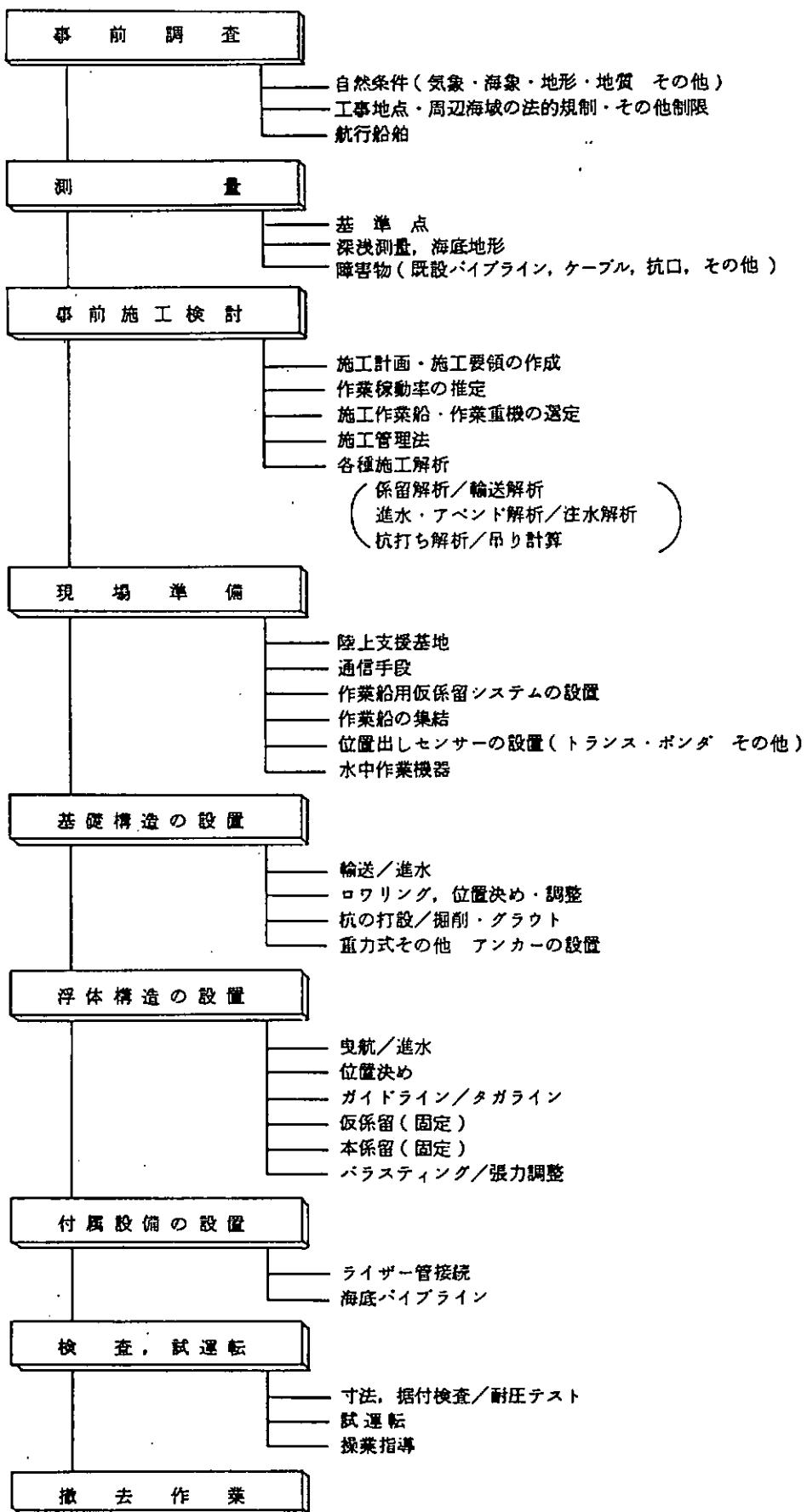


図 7.1 深海施工の流れ

復旧計画等も併せて検討してかくことが望まれる。

尚、これらの項目は施工要領書にとりまとめ施主に提出し、事前の承認を受けなければならない。

1.4 施工管理

施工の安全、品質、工期および経済性の確保向上のため、管理体制を組織し以下の必要な管理を行う。

- (1) 工程管理
- (2) 安全管理
- (3) 品質管理
- (4) 原価管理

(解説)

管理体制を組織し責任や権限の明確化をはかり、予測困難な事態にも対処できるよう施工の遂行をはかる。一方、工程管理により工事の進捗状況を把握し計画と実際との乖離をさけ、施工が効果的に行えるよう留意する。また、施主と十分協議しながら、仕様を満足するよう品質管理を行い、工事変更が生じるような場合双方同一の理解で工事施工にあたる。

安全管理は十分な予算措置や管理体制をとり、監督官庁の指示に従う。特に航行船舶などに対する必要な安全対策を行う。

第2章 戻 航

2.1 一 般

係留される海洋構造物を輸送バージに搭載し現場まで曳航する場合、また、構造物を浮遊させたまま曳航する場合、ともに次の事項の検討を含めて事前の詳細な計画を立て行なうものとする。

- (1) 構造物・固縛材の強度検討
- (2) 安定性検討
- (3) 所要タグポート・曳航設備の選定
- (4) 輸送ルートの選定

(解説)

構造物のドライ・トウ、ウェット・トウにかかわらず、輸送中の構造物が十分安全に輸送されるよう曳航計画をたてる。それについて2.2以降に述べる。

2.2 戻航時の構造の安全性

曳航時の構造物に作用する以下のような荷重に対して、構造や固縛材の安全性や疲労を検討しておく必要がある。

- (1) バージによる輸送の場合
 - (a) 波浪中の輸送バージの動搖に起因する荷重

- (b) 風荷重や風による振動
 - (c) 衝撃的な波浪荷重、その他
- (2) 浮遊して曳航する場合
- (a) 波浪や構造の運動に起因する荷重
 - (b) 風荷重や風による振動
 - (c) 潮流や輸送中の流体振動、その他

(解説)

波浪に対する構造物の応答を検討し、構造物やバージ輸送の場合は固縛材の安全性も照射しておく必要があろう。
 曳航時の部材の許容応力等 API RP2A, DNV規則等¹⁾²⁾³⁾に準じてきめる。また、これら外力に加え、風や潮流等による流体振動、構造部材に作用する衝撃的な波浪荷重の発生の可能性の検討や対策を講じる必要がある。
 さらに、曳航距離が長い場合は、曳航時の繰り返し荷重によってもたらされる疲労検討を行うことが望まれる。

2.3 安定性の検討

バージ輸送、浮遊状態の曳航にかかわらず、曳航中に遭遇する風や波浪に対して十分安定でなければならない。

(解説)

風荷重の算定や通常時または損傷時の安定性の評価は ABS rule⁴⁾ や DnV rule²⁾ にてのとり行うことができる。
 また、検討風速は第2編第1章の1.2等にもとづき、曳航期間との関係で決定されることが望ましい。

2.4 所要タグボート・曳航設備の選定

構造物あるいは構造物を載せたバージの曳航に伴い、必要な数と能力の曳航設備を準備しなければならない。

(解説)

輸送中に遭遇する気象・海象等の下で曳航物を十分コントロールし、所定の曳航速度で航行できるようタグボートの数や馬力を設定する必要がある。また、曳航索は衝撃に耐えるよう十分な強度を有するものを用いるとともに、曳航索が切断された際にもすみやかに再取付が行えるように予備のものを備えておくことが必要である。また、構造物が加工ヤードやドックから曳航される場合には、水深の確認を行いつつ喫水を確保することや案内船や警戒船による航行時の安全性確保が望まれる。

2.5 実際の曳航

曳航作業に先立ち、気象予測を十分に行い曳航開始時間を設定する。また、曳航中は、毎日の位置、気象・海象を報告するとともに、信頼できる気象データを収集できる設備をタグボートに設置し、暴風や台風を避けるためルートの変更や必要に応じ、避難港に退避する措置を講じる必要がある。

(解説)

既応の波浪観測データや気象データにより曳航期間を計画するが、実際の曳航にあたっては好天が予測されるタイミングで出航すべきである。

また、曳航期間中は天気予報に注意を払い、特に長距離曳航の場合は毎日の座標や曳航状況の報告を行うことが望まれる。

第3章 係留施工

3.1 一般

海洋構造物の長期係留および、クレーン船等の作業船の仮係留で主として行われているカテナリー係留等の係留の施工について述べる。

事前に、1)海底土質、2)アンカーの選定を行い適切に設計し、十分安全になるよう施工しなければならない。

また、把駐力確認テストが十分できないような係留システムについては、十分な監視の下で施工が行われるべきである。

(解説)

係留システムとしては一般的な投設型式アンカー・カテナリー係留による方式の他、特殊なものとして自己埋設型や抗等の人工埋設アンカーと組みあわせたテンション・レグ係留、ガイドタワー用のガイドライン係留、アーティクレイトタワー等のメカニカルジョイントによる係留方式が現在用いられている。ことに、TLPのデザインの基礎構造への定着を行なうものやメカニカルジョイントによる係留方式に対する施工のような場合には、RCVやTV等による監視を行い、施工されることが望まれる。

尚、図7.2は投設型式アンカー・カテナリー係留方式の場合の施工手順例を記したものである。

① 構造物(例えばセミ・サブ)の到着・位置決め

- 設置予定位置に所定の方向に向けて構造物をタグ等で保持する。

② ベンダントワイヤーのタグへの取り込み

- ベンダントワイヤーをクレーンによりアンカータグに取り込み、ボルスターからとり上げたアンカーを船尾にぶらさげる。

③ アンカーラインの引き出し

- アンカータグは、所定沈設位置までアンカーをぶらさげたまま移動する。この際、タグボートの移動に応じ、途中部分の係留ラインが海底面と大きな摩擦が生じないよう、また、ラインがゆるんでキシングが生じない程度に構造側で適当な抵抗を与えるながらラインを繰り出す。

④ アンカーの落しこみ

- 所定のアンカー位置についたら落しこむ。比較的硬い地盤の場合は、衝突時にアンカーが損傷しない程度の高さまで降ろし慎重に落しこむ。

⑤ ブイの取り付け／係留ラインのたるみ取り

- 必要に応じ、チェーサーを曳きずり、係留ラインと海底間の摩擦を切り、ラインのたるみをとる。また、アンカーハンドリングワイヤーをベンダントワイヤーから取りはずし、必要に応じマーカーブイを取りつける。所要のライン数について、①～⑥を繰り返す。

⑥ 初期張力導入／耐久力テスト

- 初期張力を導入し、アンカーを所定の深さまで貰入させた後、アンカーが計画通りの把駐力があるかを確認するため、係留ラインに張力を与え把駐力テストを行う。所定の把駐力が得られない場合は、打ち換えや2次アンカーの加え打ち等の措置をとる。

図7.2 カテナリー・アンカーの施工手順例

3.2 埋設型アンカーの施工

杭式アンカーや杭テンプレートシステムのような埋設型のものやサックションアンカーバイル、サックションアンカー等の自己埋設アンカーの施工にあたっては次の事項が望まれる。

- (1) 十分な把駐力、引きぬき力が得られるよう所定の根入れが確保できるよう施工する。
- (2) テンプレートに杭を打ち込む場合は許容誤差内に水平度が維持されねばならない。リフューザルが生じ所定の深さまで打ち込めない場合はドリリング、ジェッティング等の他の方法を適用し、所定把駐力を得られるようにする。
- (3) 打設杭の場合は事前に打ち込み易さを解析し、杭の損傷やリフューザルが発生しないよう適切なハンマーを用いる。
- (4) 挖削グラウト杭の場合は掘削泥水や削りとった土の除去を十分行った後グラウト作業を行う。また、グラウトが海水にさらされることを極力さけねばならない。
- (5) サックションバイルの場合は杭の鉛直性を十分保つように施工する。

(解説)

カテナリー係留やガイドライン係留のために杭等の埋設型のアンカーは水平方向の抵抗力に対し、また、TLPのように引張力を受ける杭式のアンカーが所定の抵抗力を確保できるよう十分な施工が望まれる。また、これらの設計施工等は API RP2A、土木学会等の指針に従う。⁵⁾

3.3 把駐力確認テスト

投設型式アンカー、埋設型アンカーにかかわらず設置後に所定の初期張力を与え、所定の把駐力のあることを確認することが望まれる。

(解説)

投設型式アンカーの場合、設計把駐力を超える荷重での把駐力の確認が望まれるが、パイプラインや他のプラットフォームが廻りにある場合で、アンカー把駐力の解析やテスト時のアンカー把駐力の変化から十分な設計耐力があることが確認できればこの限りでない。

一方、埋設アンカーの場合は設計把駐力が大きすぎて、所定の把駐力を確認する試験は難しいと思われる。このような場合は解析によって十分把駐力が保証されるか、その分安全率を大きめにとっておけば、大きなテスト荷重をかけなくてよい。

いずれの場合も、ラインの耐力の33%程度の荷重に対するテストが望まれる。

第4章 据付け

4.1 一般

海底への沈設・据付けを含む構造物の据付け作業は全ての局面で十分な注意を払って計画されねばならない。また、構造物の位置決め、据付け固定は構造物が与えられた許容誤差内に設置されるよう行われなければならない。

据付けにあたって次の点を留意して計画すべきである。

- (1) 環境条件の監視
- (2) 海底の準備
- (3) 据付け時の安定性
- (4) 位置決めと位置保持
- (5) 引き降ろしと海底との衝突防止
- (6) 据付け中の監視

(解説)

ここでは投設式アンカーを除く構造物の据付けを意味している。即ち、TLPのアンカーテンプレートと浮体構造、アーティクレイトタワー等の海底基礎構造と浮体構造物、ガイドタワーのタワー構造等の据付けを対象とする。これらの据付けが重力式でなく杭式でなされる場合、杭の施工は前述の3.2を参照されたい。4.1の詳細については4.2以降において個々に述べる。

4.2 環境条件の監視

据付けはその海域での気象・予測の信頼性と作業の継続時間を考慮し、おこり得る最大の風速・波浪・流れに対して安全に施工されるよう計画されねばならない。

また、現地では気象・海象の観測を行い、気象・海象の予測を行い施工に万全を期すとともに、作業限界を超えるような気象・海象の出現が予測される場合はすみやかに、作業の中止や場合によって退避策をとる。

(解説)

施工計画時の気象・海象は経年のデータを参考にして行われるので、施工期間中は専門の観測員をおき、毎日の気象・海象の予測を行うことが望まれる。このため、場合によっては風速計・波高計や潮流計等の観測機器を設置し、局地的特性をとらえ予測の信頼性を向上させることもできよう。

4.3 海底の準備

事前に海底土質や地形および障害物の存在調査し、施工計画が行われねばならない。海底の起伏、傾斜、転石、沈殿物等がある場合はその修正、除去により、また砂、碎石等を用いて海底地盤の改良を図る必要がある。

(解説)

特に水平度が要求される海底のドリリング用テンプレートの設置を行う場合や重力式のアンカー等の据付けの場合で必要に応じ、これらの作業を行うことが望まれる。また、杭口等の撤去できない障害物がある場合にはこれらの保護策を講じる。

4.4 据付け時の安定性

構造物を進水バージから進水させ、立起して据付ける場合、またクレーンにより吊り降したり、曳航してきた構造物を沈設し据付ける場合、構造物が安定であるよう施工されねばならない。

(解説)

構造物が進水時、水面浮遊時、吊り降し時、着底時の各段階で水理的な安定を照査し施工が行われねばならない。これには風や波、流れによる転倒の他、位置保持のための操作荷重による転倒モーメントに対する安定性をチェックし、構造物の突然の回転をさけるべきである。また、高圧下での空気の圧縮を考慮し、深さと時間による浮力変化を適確に算定しなければならない。

4.5 位置決めと位置保持

所定の位置、向き、方向、レベルが満足されるよう構造物を据え付けるための措置を講ずる。これらには位置測定、海底地形測量を行うための装置から、構造物の位置保持が施工の各段階で可能となるような作業船やタグボートの準備が含まれる。

(解説)

据え付け位置の測定は地上局、隣接海洋構造物間との光学的方法、光波や電波を用いる方法により、また地上局が無いような場合、人工衛星を用いたり、あるいは海底に備えたトランスポンダー等の基準点との相対位置測定により、要求される精度を満足するように行われねばならない。また、音響測探器やサイドスキャッサンサーによる海底地形の把握を行うとともに水準器や方向・向きをわりだすためのジャイロ等の測定装置を構造物にとり付けることや、場合によりレベル調整・修正装置の設置が望まれる。

一方、最終の据付けに至る段階まで構造物を保持するために作業船やタグボートが用いられることになろう。これらの作業船が係留されたり、あるいは、DSP付きの作業船が用いられるにしろ、作業船は構造物の受ける水平力や、構造物の受ける水平力や、構造物が海底に近い場合、構造物下からの水のスクライシングなどの水平力に抵抗するだけの充分な位置保持力を備えていなければならない。また、このような作業船は自船の位置を割り出すための必要な位置測定装置を有していなければならぬ。

4.6 引き降ろしと海底との衝突防止

海底にテンプレートを引き降ろしていくような場合には安全に構造物が所定の位置に達し、据付けられるよう注意を払わねばならない。そのため、引き降ろしに使用され装置は十分な安全率をとって設計され、また海底との衝突や海底の既存構造物との衝突を避けるような措置を講ずる必要がある。

(解説)

引き降ろしのための施工用アンカー、ガイドケーブル等十分な安全率があるものを用い、また引き降ろしのための浮力調整設備、位置出し、監視装置等必要に応じ備えることが望まれる。また、海底や構造物との衝突を避けるよう

引き降ろし作業手順を決めたり、状況に応じて、防護装置工等を施すことが必要である。

4.7 据付け中の監視

構造物の接近・接続作業が伴う場合は適当な案内を設けるとともに、それらの作業が安全に行われるよう作業中の監視を行うための装置を備えることが望まれる。

(解説)

テンプレート等への杭の挿入、水中ハンマの挿入、TLPテザーの下部構造への接続等の水中での作業が完璧に行われるよう水中照明の準備をし、水中テレビカメラ、RCVやダイバーによる監視を行いながら、確実な施工を行う必要がある。

参考基準

- 1) API RP 2A : Recommended Practice for Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms, 1982.
- 2) DnV : Rules for the Design Construction and Inspection of Offshore Structures, 1977.
- 3) ACI : Guide for the Design and Construction of Fixed Offshore Concrete Structures (Reaffirmed 1982)
- 4) ABS : Rules for Building and Classing Offshore Mobile Drilling Units, 1973.
- 5) 土木学会：海洋構造物設計指針(案)，昭和48年。
- 6) 日本造船研究協会：第187研究部会報告書(昭和57, 58年度)。

第8編 各国の規則及び基準の調査

海洋構造物の係留システムに関して明確な規則・指針を与えるものとしては現在のところ次の2つがあるので、係留システムの設計、検討を行う場合にはこれらを参照すること。

- (1) DnV : RULES FOR CLASSIFICATION OF MOBILE OFFSHORE UNITS
 - STRUCTURES AND EQUIPMENT, MAIN CLASS
PART 3 CHAPTER 2 SECTION 5 MOORING AND TOWING EQUIPMENT,
JANUARY 1984.
 - SPECIAL EQUIPMENT AND SYSTEMS, ADDITIONAL CLASS
PART 6 CHAPTER 2 POSITION MOORING (POSMOOR), JANUARY 1984.
- (2) NMD : REGULATIONS FOR MOBILE DRILLING PLATFORMS WITH INSTALLATIONS
AND EQUIPMENT, 3 FEB. 1982.
 - SECTION 9 ANCHORING AND ANCHORING SYSTEMS (Unofficial Translation)

(解説)

一般商船に比べて位置保持の必要性が高い海洋構造物の場合、係留システムや係留用要素機器に対する検討は特に重要である。然しながら海洋構造物に関する規則・指針のうち位置保持によって作業を行う場合に対して係留設計上の明確な規定を与えるものは現在のところ上記の2つしかなく、何れも1980年のA.L.Kielandの転覆事故を1つの契機としてルールの改正が施されている。

上記(1),(2)のルールの内容について比較調査した結果を表9に示す。これより係留システムの解析やアンカーリングのオペレーション、メンテナンスに関する記述の有無を除いて、(1),(2)の規定内容はほぼ同じであるが、係留ラインに対する安全率やThruster Assistについての規定にやや相違があることがわかる。

表8 DnVとNMDのルール上の比較

項目	DnV (POSMOOR)	NMD ('82)	備考										
[1] 一般要求													
1. 適用	<p>position keeping 用の係留システムを装備し、主にそれに依存する column stabilized unit に適用する。^{*1} (Main class pt.3 ch.2 sec.5 の^{*2} supplement として規定)</p> <p>DNV ルールの適用範囲 (表8.1)</p> <p>Class notation "POSMOOR"の種類</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>Class notation</th><th>対象</th></tr> </thead> <tbody> <tr> <td>POSMOOR</td><td>MOU pt.6 ch.2 の要求に適合した additional equipment を装備した vessel</td></tr> <tr> <td>POSMOOR V</td><td>他の構造物の付近で position keeping を行なう為の係留システムを有する vessel この場合 vessel と他の構造物(固定式または浮遊式)間の距離 < vessel の max. characteristic dimension</td></tr> <tr> <td>POSMOOR TA</td><td>thruster 方式を併用した係留システムを有する vessel (manual remote thrust control system による)</td></tr> <tr> <td>POSMOOR ATA</td><td>同上 (automatic remote thrust control system with or without redundancy による)</td></tr> </tbody> </table>	Class notation	対象	POSMOOR	MOU pt.6 ch.2 の要求に適合した additional equipment を装備した vessel	POSMOOR V	他の構造物の付近で position keeping を行なう為の係留システムを有する vessel この場合 vessel と他の構造物(固定式または浮遊式)間の距離 < vessel の max. characteristic dimension	POSMOOR TA	thruster 方式を併用した係留システムを有する vessel (manual remote thrust control system による)	POSMOOR ATA	同上 (automatic remote thrust control system with or without redundancy による)	<p>position keeping を行う platform に適用する。</p>	<p>*1) vessel が登録され、また稼動する国の政府規則に適合することも必要である。</p> <p>*2) DnV Main class pt.3 ch.2 sec.5</p> <p>^{*3}) temporary mooring ^{*4}) emergency mooring および towing について規定</p> <p>*3) temporary mooring : sheltered waters または harbour における moderate な外力に対する漂流防止用の係留が対象</p> <p>*4) emergency mooring : transit 時の荒天下における漂流防止用の係留が対象</p>
Class notation	対象												
POSMOOR	MOU pt.6 ch.2 の要求に適合した additional equipment を装備した vessel												
POSMOOR V	他の構造物の付近で position keeping を行なう為の係留システムを有する vessel この場合 vessel と他の構造物(固定式または浮遊式)間の距離 < vessel の max. characteristic dimension												
POSMOOR TA	thruster 方式を併用した係留システムを有する vessel (manual remote thrust control system による)												
POSMOOR ATA	同上 (automatic remote thrust control system with or without redundancy による)												
2. 提出文書	<p>pt.3 ch.2 sec.5 A300 ^{*5}に記載された mooring equipment の plans, particulars certificates の他に提出すべき document</p> <p><Approval 用></p> <ul style="list-style-type: none"> - windlass/winch stopper design - anchor design (重量、寸法を含む) - anchor stability, penetration ability, dragging performance、各種土質 (soft mud or silt, sand 	<p>選択した係留システムの安全性、確実性を示すための drawing と計算書を提出すること。^{*6}) 尚特別なシステムや platform については追加計算/特別な anchoring equipment を要求することもある。</p> <p>(ex.) max. operating cond. および extreme weather cond. において係留ライン 1 本破断時の platform の変位と残りのライン張力の計算、fairlead</p>	<p>*5) Main class pt. 3 ch.2 sec.5</p> <p>(表 8.2)</p> <p>*6) 具体的な記述はなし。但し operating manual に記載すべき information として次のものがある。</p> <ul style="list-style-type: none"> - winch capacity - winch safety 										

項目	DnV (POSMOOR)	NMD ('82)	備考
提出文書(続き)	<p>or gravel, hard clay or similar compact material) での把駐力、Anchor の材質 — 係留ラインの全長、寸法、タイプ、材質 <Documentation 用> — windlass/winch の lifting capacity. static and dynamic braking capacity. — windlass/winch の主要部品 (ie cable lifter/drum couplings. shafts. brakes. gear. frame base) の強度計算 — type approval のない anchor を使用の場合、実物大 anchor の強度計算 — 全ての設計条件における外力と波浪中運動 — 全ての設計条件における水平方向復原力と最大ライン張力 — 設計条件 DO(damaged operating) に対する vessel の運動 (過渡運動を含む) と新しい平衡位置 — 係留システムの解析に用いる Anchor の型式 — 最大および最小の設計水深 — thrust control system の特性 <Material Certificate> — steel wire rope — wire end attachment </p>	<p>に対する最も不利な方向での係留ライン張力の計算 etc .)</p>	<p>equipment — Winch の操作方法 — 係留 ラインのタイプ、長さ、寸法 — Anchor の重量、タイプ — Procedure for anchoring — Procedure for cross anchoring — Procedure in anchored position — Procedure for pulling up anchors — Anchoring system — 各種の operation, weather condition 水深 etc. の下で規則に従つて安全に係留システムの operation ができるための種々の curve, table、計算方法、特別な計算 — 各種の Weather condition、係留 ライン長さ、初期張力、水深の下で係留 ラインの海底接地点を知るための curve, table、計算方法 — 係留 ライン破断時の結果を示す curve, table 計算方法、特別な計算 — Normal condition, Extreme weather condition, 1 本の係留 ライン破断後の各場合における安全な operation に対するアドバイス — Thruster 使用の場合にはその使用手順 — 支配的な波、風の方向に対して platform の強度および係留システムの点から最も望ましい anchoring の方向 (anchoring を別の方に向にした場合の結果も含む) </p>
3. Mooring equipment の構造配置	pt.3 ch.2 sec.5B の要求に従う		

項目	DnV (POSMOOR)			NMD ('82)	備考
[2] 環境条件および外力	環境条件の種類				
1. 環境条件	DnV	NMD	意味		
	V1hr10	V _{1HR}	海上10mでの1hour平均風速		
	Vwind	V _{wind}	wind driven current velocity		
	Vtc	V _{tide}	tidal driven current velocity		
	—	H	最大波高(crest to trough)		
	Hs	Hs	有義波高		
	Tz	Ts	平均波周期(zero upcrossing)		
	h	MWL	水深/平均水位		
	Guidance : 北海における survival conditions, all seasons に対する条件			Recommended weather criteria : 北海における survival conditions に対する条件	
	(表8.3)			(表8.4)	
2. 外力の算定法	1) 通常 Tz の上限値が係留システムの解析において支配的な値となる。 風力、潮流力 …… pt. 3 ch. 1 sec. 4, に従うか模型試験に基づいて計算する。 波漂流力 …… recognized theory (ex. diffraction theory) に従うか模型試験に基づいて計算する。				
3. 波浪中運動の算定法	① 1st order wave induced forcesによる vessel の high frequency motion は recognized theory に従うか模型試験に基づいて計算する。この場合水深影響を考慮する。 ② 不規則波は短波頂とする。 ③ 不規則波海面の持続時間は 2 hour 以上とする。				
[3] 係留システムの解析					
1. 解析方法	① 風、潮流、波の方向は vessel に対して最も不利な方向とする。 ② 解析方法は準静的 (quasi-static) または動的 (dynamic) なアプローチによる。				

項目	DnV(POSMOOR)	NMD('82)	備考
1-1準静的解析	<p>①風、潮流、波 (main wave) 一致すると仮定し、また外力の最大値も同時に起ると考える。</p> <p>②風力、潮流力、平均波漂流力は静的な外力とする。</p> <p>③外力による vessel の変位は次式による。</p> <pre>total quasistatic displacement=mean quasistatic displacement^{*1}+motion amplitude^{*2})</pre> <p>*1) 外力が働くかない場合の vessel の位置から、係留システムからの復原力が静的外力の和に等しくなる平衡位置までの距離。</p> <p>*2) 平衡位置回りの波浪による運動振幅であり、ライン張力の点からは通常 surge, sway, yaw のみについて 2 hour の海象持続の間における the most probable largest wave-induced motion 振幅とする。</p> <p>④係留システムのバネ特性 (stiffness characteristics) は recognized theory による。 (ex.) カテナリー理論)</p> <p>⑤ mean および total の準静的変位最大ライン張力は係留システムのバネ特性に基づいて決定する。</p>		
1-2動的解析	<p>①風、潮流、波の極値の同時発生および方向性の確率を考慮してよい。</p> <p>②風、波による外力の時間変動を考慮する。(波については長周期変動波漂流力の影響を考慮する。) 潮流は通常一定とする。</p> <p>③係留された vessel および係留システムの inertia, damping 影響を考慮する。</p> <p>④解析は時間領域で行う。</p> <p>⑤ 1 hour 以上の時系列における vessel の最大変位と最大ライン張力を求める。</p> <p>⑥ライン張力の解析においては、高周波のライン挙動に基づく成分と vessel の長周期運動によ</p>		

項目	DnV (POSMOOR)	NMD ('82)	備考															
動的解析(続き)	る成分とに分けて求め、重ね合わせることが必要。																	
2. 設計条件																		
Condition	定義																	
O (Operating)	ライン張力が予め定めた値を越えないで vessel がその機能を遂行できる weather cond.																	
S (Survival)	ライン張力が予め定めた値を越えないで vessel が location に留まることができる。最も severe な weather cond. weather cond. は指定した season に対する weather data に基づいて 100 年再現期間とする。																	
D O (Damaged operating)	operating cond.においてアンカーライン 1 本が破断																	
D S (Damaged Survival)	survival cond.においてアンカーライン 1 本が破断																	
3. 係留ラインの安全率 ^{*3)}	<p>①準静的解析の場合次表による。</p> <p>(表 9.5)</p> <p>Condition O, S に対しては上記安全率に基づいて計算により、ライン張力の最適配分を行つてよい。 Condition D O, D S に対してはラインの破断に先立つ張力の調整は行わないこと。</p> <p>(図 8.1)</p> <p>②動的解析の場合、計算書により別途考慮可能。</p>	<p>①準静的解析の場合次表による。</p> <table border="1"> <thead> <tr> <th>condition</th> <th>係留ライン</th> <th>safety factor</th> </tr> </thead> <tbody> <tr> <td>max operating cond.</td> <td>intact</td> <td>3</td> </tr> <tr> <td>extreme weather cond.</td> <td>"</td> <td>2</td> </tr> <tr> <td>max. operating cond.</td> <td>oneline break</td> <td>2</td> </tr> <tr> <td>extreme weather cond.</td> <td>"</td> <td>1.4 *4)</td> </tr> </tbody> </table> <p>*4) 他の構造物の近くで稼動する場合、構造物から離れた側の係留ラインの安全率 = 20 とする。 ②他の解析方法により、同等の安全性が示される場合には別の安全率でもよい。 ③係留ラインは最大張力の状態で anchor に持ち上げ力が働かないよう長さとすること。 ④他の構造物から離れて稼動し、稼動実績も十分文書で証明されている自航式の drilling platform については幾分低目の安全率でよい。但し係留ラ</p>	condition	係留ライン	safety factor	max operating cond.	intact	3	extreme weather cond.	"	2	max. operating cond.	oneline break	2	extreme weather cond.	"	1.4 *4)	<p>*3) Safety factor $= 1/\eta_p$ η_p (permissible usage factor) $= T_{max.}/P_B$ $T_{max.}$ = max. line tension in the most heavily loaded anchor line P_B = min. breaking strength of the anchor line</p>
condition	係留ライン	safety factor																
max operating cond.	intact	3																
extreme weather cond.	"	2																
max. operating cond.	oneline break	2																
extreme weather cond.	"	1.4 *4)																

項目	DnV (POSMOOR)	NMD ('82)	備考
4. スラスターの使用	thrusterを装備した vessel では thrust の効果を次表のように考慮する。 (表 8.6)	イン 1 本の破断時の結果が承認できるものでなければならない。 (表 8.7)	
(4) Mooring equipment 1. Anchor	<p>① 通常埋設型 (embedment type) とするが他のタイプについても考慮してよい。</p> <p>② additional anchor が取り付けられるようにすること。</p> <p>anchor の強度試験 *1)</p> <p>① anchor および shackle *2 の強度 \geq anchor line の強度とする。</p> <p>② anchor の proof load = 0.5 \times (anchor line の min. 破断強度)</p>	<p>*) 係留ライン張力を最も減少させる thruster が故障したとする。</p> <p>① extreme weather condition の下で係留ラインが 1 本破断した時に想定される最大引張力に対して十分な把駐力をもつような形状、重量とすること。</p> <p>② 同 左</p> <p>③ extreme stress の下では走锚を意図した anchor については適切な operating procedure を前提に platform 毎に特別な承認が必要である。亦必要な試験が要求されることもある。</p> <p>anchor の強度試験</p> <p>承認された調査機関によつて anchor の強度試験を行うこと。</p> <p>anchor の test load \geq 0.5 \times (anchor line の破断強度)</p>	<p>DnV としては operation の手続中要求を通して十分な anchor の把駐力が確保されることを考えているので anchor の把駐力についてはルール要求に含めない。</p> <p>*1) 強度試験の方法については main class pt. 3 ch. 2 sec. 5 D 400 参照</p> <p>*2) anchor shackle の寸法については Main class pt. 3 ch. 2 sec. 5 D300 参照</p>
2. Chain cable / Steel wire rope *3)	<p>① stud chain の steel grade は NV K2, K3, K4 or ORQ (Oil Rig Quality) とする。</p> <p>② chain の一部または全ての代りに steel wire rope を用いてよい。</p> <p>③ wire rope は亜鉛メッキとする。 (ISO standard 2232 による)</p> <p>④ steel wire rope は通常 all-steel 製、6×37 船級品とする。 (min. 31 max. 52 wires / strand) 場合によつては合成繊維の core</p>	<p>① anchor chain / steel rope は承認された調査機関によつて試験され、証書付きのものとすること。 *4)</p> <p>② anchor chain / steel rope または chain と steel rope の combination を用いてよい。</p> <p>③ steel rope は ISO quality A or better に従い亜鉛メッキとする。</p> <p>④ anchor chain の chain locker 内への取付けは anchor winch が platform に損傷を与えることなくそ</p>	<p>*3) anchor chain の材質、製作、試験および付属品に対する要求については main class pt. 3 ch. 2 sec. 5 E 参照</p> <p>steel wire rope については同 sec. 5 F 参照</p> <p>*4) 試験方法については enclosure II 参照</p>

項目	DnV(POSHMOOR)	NMD('82)	備考
Chain cable/Steel wire rope(続き)	や他の構成による steel rope を用いてよい、(ex) spiral strand and locked coil ropes)	の取付け部を pull off できる以上の強度とはしないこと。 steel wire rope の drum への取付けも同様とする。	
3. Fairlead ^{*5)}	<p>H101 ① roller type であること。 H103 ② chain 用 fairlead^{*6)} • pocket の数 ≥ 5 joining shackle を考慮すること。 • groove width $\leq 1.6 \times$ common link dia. • 同等以上の chain support であれば他の構造でもよい。 H104 ③ pocket なしの chain 用 fairlead は特別の考慮の上で承認 H105 ④ steel wire 用 fairlead (図 8.2)</p> <p>H106 ⑤ combined chain/wire anchor line 用 fairlead はケース毎に考慮。 H301 ⑥ 強度 • 係留ラインの破断強度に等しい荷重を受けた時 $\sigma_e \leq 0.9 \sigma_F$ であること。 $\sigma_e = \text{nominal equivalent stress}$ $\sigma_F = \text{specified min. upper yield stress of the material}$ • 強度解析は下図に定義した DWR, DIA の範囲で最も不利な係留ラインの方向について行うこと。 (図 8.3)</p> <p>DWR=horizontal design working range DIA=vertical design inlet angle</p>	<p>① chain 用 fairlead • pocket の数 ≥ 5 • groove width $\leq 1.6 \times$ chain dia. • 同 左</p> <p>② steel rope 用 fairlead dia.groove の構造はメーカーの推奨によること。</p> <p>③ 強度 係留ラインの破断強度に等しい荷重を最も不利な方向から受けた時、fairlead の platform 取付部および fairlead 自体に生じる公称応力 (nominal tension) $\leq 0.80 \times$ (材料の min. 降伏応力) $\leq 0.80 \times$ (材料の破断応力) であること。 また fairlead の取付けは fairlead に過大な力が生じても platform に損傷を与えないこと。</p>	<p>*5) DnV では main class pt.3 ch.2 sec.5H に従つて設計を行う。</p> <p>*6) POSMOOR によれば windlass から 5 chain-links 以下の近い距離にある fairlead の pocket 数 ≥ 5 とすること。</p>

項目	DnV(POSMOOR)	NMD('82)	備考
Fairlead(続)	<p>H102 ⑦通常係留ラインは lower fairlead から cable lifter に direct につなげること。(upper fairlead は設けないこと。) • Upper fairlead の設置は fairlead の dia., Pocket の数、 fairlead と Cable lifter 間の距離を考慮して特別に承認する。</p> <p>H103 ⑧ lower fairlead は swivel arrange を有すること。</p>	<p>④できるだけ maintenance free の台を設けること。 また係留ラインと他の構造物の間のすれ合い、 steel rope の破断、 chain の摩耗を避けること。</p> <p>⑤係留ラインに過大な張力が生じないように fairlead の設計、 取付けを行うこと。 また許容最大摩耗量を operating manual に示すこと。</p>	
4. Windlass/ ^{*7} winch	<p>①windlass は次のものを装備すること。 - one cable lifter for each anchor - coupling for release of each lifter from the driving shaft - static brakes for each lifter - a dynamic braking device</p> <p>②通常 wildcat の pocket の数 ≥ 5</p> <p>③$Dd/dw \geq 15$ $Dd = \text{winch drum dia.}$ $dw = \text{nominal wire dia.}$ brake System</p> <p>④少くとも 2 つの brake system (static) を有すること。</p> <p>(1) stopper なしの場合 1つは static braking capacity $\geq \text{anchor line の min. 破断強度}$ もう 1 つは、 static braking capacity $\geq 0.5 \times (\text{anchor line の min. 破断強度})$</p> <p>(2) stopper 装置付きの場合 1つは static braking capacity $\geq 0.8 \times (\text{anchor line の min. 破断強度})$ もう 1 つは static braking capacity $\geq 0.5 \times (\text{anchor line の min. 破断強度})$</p> <p>⑤dynamic braking capacity に対する要求は次表による。</p>	brake system ① 同 左 ②brake 作動中に normal power supply が故障しても brake は影響を受けないこと。 normal power supply が故	*7) DnV では主要部品に対する材料要求を main class pt.2 & pt.3 ch.2 sec.5 G 200 で規定している。 NMD では operation の点から、 winch はその近くの十分に保護された separate operating house より操作できること、また operating house から係留ライン、 winch、 stopper の調査を行い、 anchor line の敷設、回収作業ができるとしている。

項目	DnV (POSMOOR)	NMD ('82)	備考
windlass/winch (続き)	(表 8.8)	<p>障した場合には winch の最大 braking 力の min. 50% の余剰 braking 力が即座に自動的に作動すること。</p> <p>③非常時には stored energy: emergency power etc. により 15sec の間に brake を release して、係留ラインをコントロールしながら降下できること。降下の際一度 brake をかけてその後再び brake を release できること。</p> <p>④強度</p> <p>係留ラインの破断強度に等しい静的荷重を受ける時 structure 内に生じる公称応力 (nominal tension) $\leq 0.9 \times$ (材料の降状応力) とすること。</p> <p>⑤brake system の強度</p> <p>brake system に生じる公称応力 (nominal tension) $\leq \begin{cases} 0.85 \times (\text{材料の min. 降状応力}) \\ 0.80 \times (\text{材料の破断応力}) \end{cases}$</p> <p>⑥pulling force *8)</p> <p>\geq 計算または経験から予想される係留ライン最大荷重 $0.35 \sim 0.40 \times$ (係留ラインの破断荷重)</p> <p>⑦任意方向に 35° 傾斜しても、係留ラインを安全に繰り出せること。</p> <p>⑧winch の近くまたはコントロールルーム、ブリッジからの操作による permanent sprinkling system を装備すること。</p> <p>⑨winch の受け入れ試験時には work shop certificate が必要である。</p>	*8) anchoring の後で、 extreme weather condition における anchor の把駐力を確保するために係留ラインの最大荷重まで pre-load をかけるのに必要。
5. Stopper	<p>①次の 2 つのタイプがある。</p> <ul style="list-style-type: none"> - cable lifter/drum shaft 上に装備して cable lifter/drum の回転を防ぐタイプ (pdwl stopper) - stopper と係留ラインの間で直接接触することにより係留ラ 	<p>①winch の近くで十分に保護された区画またはコントロールルーム、ブリッジから 15sec の間に stored energy, emergency power によって stopper の機構を release できること。 operation の間 stopper の公称</p>	

項目	DnV (POSMOOR)	NMD ('82)	備考
Stopper(続き)	<p>インの繰り出しを防ぐタイプ (この場合係留ラインのmin. 破断強度に等しい荷重でライン に損傷を与えないように設計す ること)</p> <p>②材質要求はMain Class pt.3 ch.2 sec.5 G200 に従う。</p> <p>③stopper の強度については Table D2 参照</p>	<p>応力(nominal tension) $\leq \begin{cases} \text{材料の min. 降伏応力} \\ 0.80 \times (\text{材料の破断応力}) \end{cases}$</p> <p>②stopper の受け入れ試験時に は work shop certificate が必要である。</p>	
6. Anchor buoy		<p>① anchor buoy/marking buoy については承認を受けること。形 状については、漂流した場合に 船舶の航行にとつてできる限り 安全なものとすること。また anchor handling vessel にと つても安全かつ取り扱いが容易 であること。承認用の試験が要 求されることがある。</p> <p>②タイプ 通常 pelican hook が不要な throughgoing steel mooring rope を備えることができるタ イプとする。別のタイプを用い る場合には、 anchor handling が同程度に安全であることを証 明すること。</p> <p>③ anchor buoy の mooring steel rope の長さ $\geq 50m +$ 水深とす ること。</p>	
7. Instrumentation		<p>①コントロールルームまたはブリ ッジと operating house の間 に communication system を 設けること。 operating house 内の sound level は communication に支 障がないようにすること。 sound level の推奨値 $\leq 75 \text{ dB(A)}$</p> <p>②winch 用 operating panel に 係留ラインの繰り出し長さ、張 力、速度を読みとるための計器 を設置すること。 また remote release が行える コントロールルームまたはブリ ッジには係留ライン張力を連続 的に読みとれる計器を設置する こと。</p>	

項目	DnV(POSMOOR)	NMD ('82)	備考
Instrumentation (続き)		<p>③ remote operation を行う場合 loudspeaker/clock または他の sound signal を alarm の目的で全ての winch に設置すること。</p> <p>④ システムの安全で正しい使用に必要な他の計器や alarm を係留システムの operation を行うことができる全ての場所に設置すること。</p>	
[5] 各種試験および検査	<p>windlass/winchについて以下の試験を行う。(brake system を含む)</p> <p>① assembly の前に surveyor の立会いの下に部品^{*1}の圧力試験を行うこと。</p> <p>② 完成後リグに引渡される windlass/winch のうち少くとも 1 つについて surveyor の立会いの下に shoptest をを行い、必要な lifting capacity, static/dynamic braking capacity が達成できるかどうか実証すること。場合によつてはその代りに 1 つの windlass/winch の prime moverだけを試験すればよいこともある。その場合には resulting lifting force と braking force の実証用に計算値を提出すること。</p> <p>③ vessel に搭載後、 surveyor の立会いの下に機能試験を行うこと。テストプログラムを surveyor の承認用に用意すること。</p> <p>④ 少くとも 1 つの windlass/winch についてその max. continuous lifting capacity の試験を行うこと。</p> <p>⑤ 少くとも 1 つの windlass/winch について dynamic brake の試験を行うこと。</p>	<p>① platform の最初の承認に先立ちまた新規の係留システムの場合に以下の anchoring test を ship control の監督の下に行う。</p> <ul style="list-style-type: none"> - anchor, windlass, stopper, etc. の機能試験、計器の calibration, 油圧システムの圧力試験 - winch の static/dynamic braking capacity 試験 - stopper の機能試験と release - stored energy による係留ラインの lowering - anchor winch の max. pulling force のコントロール - power supply 故障後における残りの braking force のコントロール - fairlead 上の anchor chain の張力の測定 - thruster がある場合 thruster の capacity, steering system の検査 <p>② 1 回 / 年の platform の survey に関連して少くとも 1 回 / 年 cables, fairleads 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。</p> <p>③ 4 年以上経過した係留ラインから test sample を取つ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 anchor chain については 2 年毎、 steel rope については毎年行うこと。</p>	<p>*1) Main class pt.3 ch.2 sec.5 G300 参照</p>

項目	DnV(POSMOOR)	NMD('82)	備考
各種試験および検査(続き)		<p>④①で述べた検査、calibration機能試験は anchor, winch, stopper, thruster, 計器 etc.について1回／年 ship controlが必要と認めた程度まで行うこと。</p> <p>① anchor handling を行うか否かの weather condition の判断は operation の責任者に任せること。</p> <p>② anchor line を1本ずつ敷設する毎に計算、環境条件に関する情報、以前の経験に従つて test load *1) をかけること。</p> <p>③他の構造物の近くで稼動する時 normal operation における許容最大ライン張力 $\leq \begin{cases} 0.8 \times (\text{anchor 敷設時の test load}) \\ 1/3 \times \text{係留ラインの破断荷重} \end{cases}$</p> <p>④ anchor handling を行う前と行つている間 winch, 係留ライン fairlead, 計器, anchor buoy etc.について検査を行うこと。検査結果は log に記録すること。</p> <p>⑤ stored energy / emergency power による brake operation と load がかかる時の stopper の emergency release の試験を少くとも1回／6ヶ月 anchor handling の担当者によつて行い、その結果を log に記録すること。</p> <p>⑥ anchor, winch, sprinkler, 装置の試験を少くとも1回／6ヶ月行いその結果を log に記録すること。</p> <p>⑦ anchor, winch, stopper, 計器 etc.に著しい欠陥が生じた場合には ship control に届け出ること。</p>	
(6) Anchoring operation		<p>*1) test load は、ラインの破断荷重の 35 ~ 40 % と計算または経験から予想される係留ラインの最大荷重のいずれか大きい方の値とする。</p>	
(7) Maintenance		<p>① 係留システムの検査とメインテナンスのプログラム^{*1)}を用意すること。</p> <p>② anchor line の使用記録 etc.を log に記載すること。</p>	<p>*1) anchor handling の前に行うべき検査、機能試験および定期的検査とメインテナンスを含むこと。</p>

(表 8.1)

Table A1 General view of mooring arrangement requirements.

Type of MOBILE OFFSHORE UNIT		MAIN CLASS Pt. 3 Ch. 2 Sec. 5		ADDITIONAL CLASS Pt. 6
		DURING TRANSIT CONDITION		ON LOCATION
		TEMPORARY mooring equipment (Rule basic requirement)	EMERGENCY mooring equipment (Increased Rule basic requirement)	POSITION mooring equipment (See Special Rule requirement)
COLUMN STABILIZED UNIT	SEMISUBMERSIBLE UNIT with class notation: POSMOOR	Normally covered by: POSMOOR (Documentation required)		Covered by: POSMOOR
	SEMISUBMERSIBLE UNIT with class notation: DYNPOS with redundancy	Required	Covered by: DYNPOS (AUTR)	Covered by: DYNPOS (AUTR)
	SEMISUBMERSIBLE UNIT with class notation: DYNPOS without redundancy	Required		Covered by: DYNPOS
	SEMISUBMERSIBLE UNIT without additional class	Required		Not covered by: The Classification
	SUBMERSIBLE UNIT without additional class	Required		Covered by: Resting on sea bottom
SELF-ELEVATING UNIT		Not Required	Covered by: Towing assistance	Covered by: Legs resting on sea bed

(表 8.2)

A 300 Documentation.

301 The following plans and particulars of the mooring equipment are to be submitted for approval:

- Equipment number calculations.
- Equipment system calculation including number of anchor lines to be used during emergency and/or temporary mooring, mass and type of anchors. Diameter, steel grade and minimum breaking strength of stud link chain cable and/or diameter, construction and minimum breaking strength of steel wire rope, as applicable.
- Anchor and anchor shackle design/calculations if not previously type approved as H.H.P. anchor. Material specification.
- Windlass/winch design. Material specifications for frame work cable lifters, shafts and couplings.
- Chain stopper design. Material specification.
- Fairlead design. Material specification.
- Chain/wire connections if any. Type and design of wire end attachment and end shackle if any. Material specification.
- Supporting structures.

304 For the following items Det norske Veritas' certification/inspection report will be required:

Functional testing:	
— H.H.P. anchor.	D 500
— Windlass/winch.	G 300
— Fairlead.	
Strength testing:	
— Anchor.	D 400
— Anchor chain cable and accessories.	E 400, 500
— Steel wire rope.	F 300
— Parts of windlass/winch.	G 300
Material certificates:	
— Anchor.	D 200
— Anchor chain cable and accessories.	E 200, 300
— Steel wire rope (WC).	F 200
— Windlass cable lifter, pawl wheel and couplings.	G 200
— Windlass/winch driving shaft, gear wheels, drum shaft and stopper (WC).	G 200
— Wire drum and drum flanges.	G 200
— Windlass/winch frame work.	G 200
— Chain stopper.	G 200
— Fairlead and fairlead housing.	H 200
— Wire end attachment (WC).	I 200
— Shackles, flounder plate and chain cables for towing arrangement (WC).	J 200
— Brake components.	G 200

For items referred with (WC) works' certificate from approved manufacturer will normally be accepted.

(表 8.3)

Guidance

For the North Sea, the following values may be used for survival conditions, all seasons:

Location		Waves		Wind	Current		
Field	Position	b (m)	H _s (m)	T _g -range ¹⁾ (s)	V _{wind} (m/s)	V _{ref} (m/s)	V _{wind} (m/s)
Beryl	59° 36' N 1° 30' E	120	16	11.0—14.5			
Brent	61° 4' N 1° 21' E	145	16	11.0—14.5			
Ekofisk	56° 32' N 3° 15' E	70	14	10.0—13.5			
Frigg	59° 54' N 2° 8' E	105	16	11.0—14.5	0.5		
Maureen	58° 5' N 1° 45' E	95	15	10.5—14.0	41		
Statfjord	61° 13' N 1° 55' E	145	16	11.0—14.5			
Valhall	59° 16' N 3° 13' E	70	14	10.0—13.5			
Viking	53° 30' N 2° 20' E	30	10	8.5—12.5			
Hallenbanken	63° 7' N 8° E	250	17	11.0—15.0			
Tromsø- Naker	71° 19' N 20° E	240	17	11.0—15.0			

1) Normally the upper T_g-value will be the governing value in the mooring system analysis.

Note:

It is the intention of these Rules that by specifying environmental conditions for upper and lower water depth limits all intermediate water depths may normally be covered.

(表 8.5)

Table C1 Permissible usage factor, η_p

Design condition	Quasistatic analysis	
	POSMOOR	POSMOOR V
O	0.37	0.33
S	0.55	0.50
DO	0.55	0.50
DS	0.80	0.70 ¹⁾

1) Normally in an 180° sector facing away from the installation η_p is not to exceed 0.50. The magnitude of the sector is dependent on the collision hazard with other structures. A narrower sector may be considered if documented. See Fig. 1.

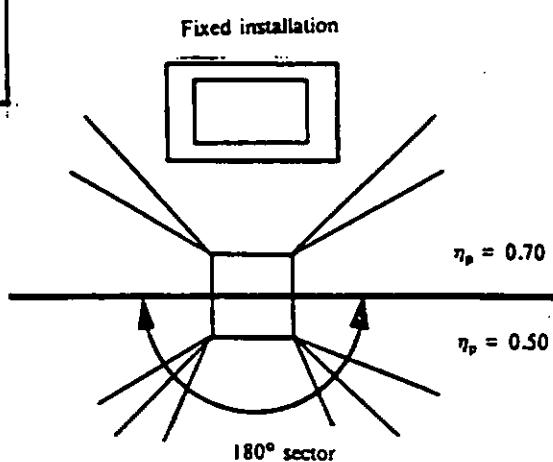


Fig. 1 Usage factors for condition DS for POSMOOR V

(图 8.1)

(表 8.6)

Table D1 Permissible use of thrust effect in a thruster assisted mooring system.

Design condition	Vessel's layout of thrust control system	
	Manual remote control	Automatic remote control
	Letter: TA	Letter: ATA
O	Is not to be accounted for	
S	70% of the net thrust effect from all except 1 thruster ¹⁾	The net thrust effect from all except 1 thruster ¹⁾
DO	Is not to be accounted for	
DS	70% of the net thrust effect from all thrusters	The net thrust from all thrusters

1) If the effects of the thrusters are different, the greatest thrust effect is to be deducted.

(表 8.4)

RECOMMENDED WEATHER CRITERIA FOR USE IN THE DESIGN OF ANCHOR SYSTEMS OF
FLOATING OFFSHORE STRUCTURES. APPLIES TO SURVIVAL CONDITIONS

FIELD	LOCATION	Waves			Wind	Current		
		MWL (m)	H (m)	H _s (m)		T _z -RANGE (s)	V _{1HR10} (m/s)	V _{tide} (m/s)
BERYL	59° 36' N 1° 30' E	120	30	16	11.0 - 14.5			
BRENT	61° 4' N 1° 21' E	145	30	16	11.0 - 14.5			
EKOFISK	56° 32' N 3° 15' E	70	26	14	10.0 - 13.5			
FRIGG	59° 54' N 2° 8' E	105	29	16	11.0 - 14.5	0.5		
MAUREEN	58° 5' N 1° 45' E	95	27	15	10.5 - 14.0	41		
STAT-FJORD	61° 13' N 1° 55' E	145	30	16	11.0 - 14.5		0.8	
VALLHALL	56° 16' N 3° 13' E	70	26	14	10.0 - 13.5			
VIKING	53° 30' N 2° 20' E	30	19	10	8.5 - 12.5			
HALTEN-BANKEN	65° 7' N 8° E	250	32	17	11.0 - 15.0	0.8		
TROMSØ-PLAKET	71° 19' N 20° E	240	31	17	11.0 - 15.0			

MWL = MEAN WATER LEVEL H = WAVE HEIGHT (CREST TO TROUGH)

H_s = SIGNIFICANT WAVEHEIGHT T_z = AVERAGE SERO-UPCROSSING WAVEPERIOD

V_{1HR10} = AVERAGE WIND SPEED, 10 M ABOVE MWL V_{tide} = TIDAL CURRENT VELOCITY
AT SURFACE V_{wind} = WIND DRIVEN CURRENT VELOCITY AT SURFACE

(表 8.7)

Design Condition	Thruster Capacity	
	Single manual remote steering system	Automatically steered thruster system a single system an additional system
Max. operating cond.	(記述なし)	
Extreme Weather cond.	(記述なし)	100% *5) (1-thruster out of operation)
Max. operating cond. (one line break)	(記述なし)	
Extreme weather cond. (one line break)	70%	(記述なし) 100%

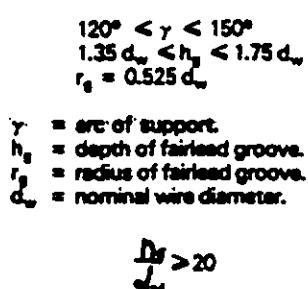


Fig. 4 Wire fairlead diameter/groove.

(図 8.2)

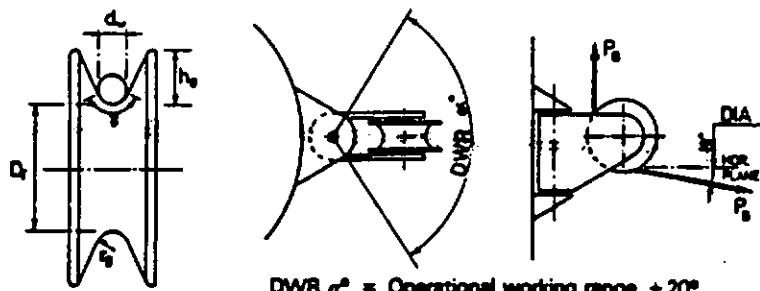


Fig. 5 Horizontal DWR and vertical DIA.

(図 8.3)

(表 8.8)

Table D1 Dynamic braking capacity requirements.

Type of anchor line	Payout speed	Brake load	Duration
Wire	2.2 m/s	$4 w_w h_{max} + W_a$	12 min.
Chain			
Combined chain/wire	1.7 m/s	$w_c h_{max} + W_a$	12 min.

w_w = wire weight in air.
 w_c = chain weight in air.
 h_{max} = maximum design water depth.
 W_a = weight of anchor.

(表 8.9)

Table D2 Design load and strength requirements for winch/windlass.

Fitted with chain or pawl stopper	Case	Load on line	Max. equivalent stress, σ_e to be the smaller of the following values:
	Stopper disengaged Brakes engaged	Max. load on brake before slipping. Minimum $0.8 P_s$	$0.67 \sigma_g$ or $0.80 \sigma_p$ in brake and winch/windlass components
	Stopper engaged	P_s	$0.73 \sigma_g$ or $0.9 \sigma_p$ in stopper
Without stopper	Brake engaged	P_s	$0.73 \sigma_g$ or $0.9 \sigma_p$ in brake and winch/windlass components
	Pulling	$0.4 P_s$	$0.5 \sigma_g$ or $0.60 \sigma_p$ in winch/windlass components

σ_g is defined in Pt. 3 Ch. I Sec. 3 C 300.
 σ_p = specified minimum upper yield stress of the material.
 σ_u = specified minimum tensile strength of the material.
 P_s = minimum breaking strength of anchor line.