

第186研究部会

氷海用船舶・海洋構造物の設計・

建造に関する研究

報 告 書

昭和58年3月

社団法人
日本造船研究協会

氷海船舶・海洋構造物の5か年計画の第3年度の研究として次の調査及び実験を行った。

前年度に引き続き日本～ポートフォート海想定航路のうちポートフォート海とチュクチ海の氷象調査、APOA文献による氷象データ・氷荷重算式等の調査、リグの氷海域への曳航輸送に関する輸送ルート、輸送方式等の調査、氷水槽における碎氷タンカーのB/dシリーズ及びミドシップシリーズ試験及び円錐に作用する氷荷重計測

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会昭和57年度補助事業として日本造船研究協会第186研究部会において実施した「氷海用船舶・海洋構造物の設計・建造に関する研究」の成果をまとめたものである。

なお、船舶技術研究所と本会の間で共同研究契約を締結し、研究を効率的に進めた。

本研究部会委員ならびに関係者は次のとおりである。（敬称略、順不同）

第186研究部会委員名簿

部会長	藤田 譲	(東京大学)		
幹事	北川 弘光	(船舶技術研究所)	新田 順	(日本海事協会)
	成田 仁	(三井造船)	木村 嶽久	(石川島播磨重工業)
	城野 隆史	(日立造船)	岡 正志	(川崎重工業)
	須藤 正信	(日本鋼管)	野原 英志	(三菱重工業)
	橋本 泰明	(住友重機械工業)		
委員	高橋 肇	(船舶技術研究所)	手塚 登	(石油公団)
	鈴木 敦	(日本造船振興財団)	三宅 淳達	(日本作業船協会)
	浅井 孝雄	(日本郵船)	折戸 博允	(大阪商船三井船舶)
	関田 欣治	(新日本製鉄)	楠原 泰四郎	(日本鋼管)
	久富 吉弘	(日立造船)	川口 昇	(三菱重工業)
	藤本 亮典	(日本鋼管)	杉浦 邦雄	(日本鋼管)
	渡辺 稔浩	(日本鋼管)		

第186研究部会船型小委員会委員名簿

主査	成田 仁	(三井造船)		
幹事	北川 弘光	(船舶技術研究所)	川口 昇	(三菱重工業)
	田淵 寛	(三井造船)	片桐 徳二	(石川島播磨重工業)
	藤井 克哉	(石川島播磨重工業)	田中 陽	(川崎重工業)
	村上 延夫	(日立造船)	北沢 孝宗	(日立造船)
	永松 秀一	(住友重機械工業)	須藤 正信	(日本鋼管)
	福島 雅博	(三井造船)	城野 隆史	(日立造船)
	福原 正彦	(住友重機械工業)		
委員	楠原 泰四郎	(日本鋼管)	河井 清高	(大阪造船所)
	杉浦 邦雄	(日本鋼管)	中間 隆三郎	(函館ドック)
	貞光 勝	(来島どっく)	岡吉則	(日本海事協会)
	高幣 哲夫	(明石船型研究所)	浅井 孝雄	(日本郵船)
	星野 久雄	(新潟鉄工所)	渡辺 明	(山下新日本汽船)
	折戸 博允	(大阪商船三井船舶)	三宅 淳達	(日本作業船協会)
	柴田 幸夫	(ジャパンライン)	板沢 順	(かもめプロベラ)
	堤 弘	(日本船舶品質管理協会)	伊藤 政光	(神戸製鋼所)
	海津 源治	(ナカシマプロベラ)	青木 真一	(川崎製鉄)
	関田 欣治	(新日本製鉄)	高橋 智	(キーパー)
	鎌田 晃郎	(川崎製鉄)	大東 俊一	(小野測器)

石田 富之輔（日本ペイント）
岩上 彰夫（中央工産）
立花 康夫（富士電機製造）
佐野 隆一（関西ペイント）
岡本 洋（川崎重工業）

第186研究部会リグ小委員会委員名簿

主査 北川 弘光（船舶技術研究所）
委員 成田 仁（三井造船） 野原 英志（三菱重工業）
八島 信良（三井造船） 小島 実（石川島播磨重工業）
藤本 亮典（日本鋼管） 橋本 寮明（住友重機械工業）
岡 正志（川崎重工業） 久富 吉弘（日立造船）
砂原 誠一（住友重機械工業） 小宮 治彦（日本鋼管）

第186研究部会船型小委員会船体舾装ワーキング・グループ委員会委員名簿

成田 仁（三井造船） 城野 隆史（日立造船）
須藤 正信（日本鋼管） 岡武 秀雄（三井造船）
山中 義夫（日本鋼管） 安孫子 玲一郎（日立造船）

第186研究部会船型小委員会構造ワーキング・グループ委員会委員名簿

藤井 克哉（石川島播磨重工業） 川口 昇（三菱重工業）
片桐 徳二（石川島播磨重工業） 末岡 英利（三菱重工業）
松島 義男（石川島播磨重工業） 濱田 成人（住友重機械工業）

討議参加等関係者名簿

松本 公道（運輸省） 染矢 隆一（運輸省）
白石 哲也（運輸省） 島村 常男（石油公団）
中村 元（石油公団） 有田 正夫（日立造船）
川尻 勝己（川崎重工業） 高橋 通雄（日本海事協会）
渡辺 茂雄（住友重機械工業） 中井 猛一（関西ペイント）
山崎 穎昭（石川島播磨重工業） 工藤 武正（日本作業船協会）
山本 哲朗（三井造船） 沢田 孝一（三菱重工業）
川崎 哲郎（三菱重工業） 赤井 雄一（日本鋼管）
太田 勝弘（日本鋼管） 仲田 英一（大阪造船所）
竹内 進（ジャパンライン） 太田垣 二郎（山下新日本汽船）
南方 潤三（神戸製鋼所） 村本 英久（富士電機製造）
佐藤 守（日本鋼管） 藤田 忠熙（日本鋼管）
松永 栄一（三井造船） 山下 正弘（三菱重工業）
中山 一夫（住友重機械工業） 三浦 俊樹（三井造船）
荒田 透（新日本製鉄）

目 次

1. 緒 言	1
2. 研究計画の概要	2
2.1 研究目的	2
2.2 全体計画概要	2
2.3 昭和57年度研究の概要	3
3. 研究成果	3
3.1 調査研究	3
3.1.1 調査概要	3
3.1.2 想定航路における多年氷、氷丘脈ならびに氷厚に関する文献調査	3
3.1.3 APOA 文献調査	29
3.2 氷海船舶試験水槽における模型実験	38
3.2.1 L/B シリーズ	38
3.2.2 B/d シリーズ及びMidship シリーズ	68
3.2.3 船舶の水中抵抗について	72
3.3 構造物に作用する氷圧力	82
3.3.1 荷重条件	82
3.3.2 鉛直物体に作用する氷圧力	82
3.3.3 傾斜面を有する構造物に働く氷圧力 付録 氷力計算式集	86
3.3.4 傾斜面を有する構造物に作用する氷丘脈の力	107
3.3.5 構造物に対する氷丘脈の力	108
3.3.6 凍着力	108
3.3.7 複合体に働く氷圧力	108
3.3.8 氷海船舶試験水槽における円錐等の模型試験	131
3.4 氷海用海洋構造物の曳航輸送	142
3.4.1 輸送条件、輸送方式	142
3.4.2 モノコーン	151
3.4.3 ケーソン	157
3.4.4 バージ	167
4. まとめ	172

1. 緒 言

北極海周辺に豊富なエネルギー資源の埋蔵が予測されたのは1950年代のことであるが、厳しい自然環境と立地条件の面から、石油、天然ガスの掘削が採算ベースに乗るのは、今世紀後半以降との見通しが大勢であった。しかし、1968年、アラスカ・ノーススロープでの石油試掘成功以後は、引続くエネルギー情勢の逼迫のため、北方資源の調査・開発熱は年を追って上昇し、ボーフォート海、メルビル島、あるいは、カナダ多島海において、ドーム、エッソ、バナークティックなどの各社が、天然ガス又は石油の試掘に成功を収めている。

このような情勢により、日本造船研究協会では、来るべき氷海商船就航に備えて、昭和50年、第160研究部会を発足させ、北極諸海周辺の気象、氷象、資源開発状況、砕氷船建造実績、砕氷船設計技術、氷海実験法、海水の諸性質、模型試験技術など、広範囲な調査研究を行った。

しかし、昭和54年の第2次オイルショック以降における石油価格の暴騰により、北極海域における石油の商業生産は急速に現実的なものとなって来たため、氷海用海洋構造物（石油掘削用プラットフォーム）や氷海用船舶の建造機運は最近大いに高まって来ている。

本研究部会はこうした情勢に対応して、従来より研究を行っている氷海用船舶に加え、氷海用海洋構造物についても取扱うこととした上、特に設計および建造に係る技術についての研究開発に重点を置くこととした。

このため、研究課題名を昭和55年度の「氷海域における船舶・海洋構造物の挙動に関する研究」より、昭和56年度以降は「氷海用船舶・海洋構造物の設計・建造に関する研究」に改め（部会番号はそのまま）、また、委員会の構成についても本委員会の下に、氷海用船舶および海洋構造物について、それぞれ小委員会を置くこととして組織の改変を行った。

2. 研究計画の概要

2.1 研究目的

アラスカ、カナダ周辺など北極圏の氷海における、地下鉱物資源の掘削、生産およびその積出しと海上輸送に対応するため、これに必要な氷海用船舶および氷海用構造物についての技術を開発しようとするものである。

2.2 全体計画概要

氷海用船舶および氷海用構造物は、その使用目的、条件などにより、多岐にわたる技術を必要とするが、本研究においてはこれらの設計、建造のための指針を得るために、氷海用として特に要求される基礎的諸技術について調査、研究を実施するものである。研究面では多年を要する理論的研究はさておき、当面最も成果の期待できる氷水槽における模型実験に主力を注ぎ、運輸省船舶技術研究所に新設された氷海船舶試験水槽においてこれを実施する。

本研究部会の研究年次計画は表2.1に示す通りであり、文献調査、海外調査のはか以下の研究が行われる。

表2.1 研究年次計画

項目 年度	55	56	57	58	59
調査研究	ソ連文献の調査 翻訳	・氷象データの 購入 ・海外調査	氷象データの購 入	氷象補足データ の購入	
氷海用船舶の 模型実験	—	L/Bシリーズ	B/dシリーズ midshipシリーズ	船首形状シリー ズ	各種氷海中の性 能
氷海用船舶の 概念設計	(概念設計)	—	文献調査	文献調査 設計条件の設定	概略試設計 輸送コスト
氷海用構造物 の模型実験	—	円柱	円錐	円柱群	複合モデル
氷海用構造物 の概念設計	—	氷象ゾーニング 各種リグの調査	輸送方式などの 調査	係留システムの 調査	概念設計

すなわち、氷海用船舶の分野においては、対象船を北極海-日本航路の碎氷タンカーとし、この航路の氷象データを購入すると共に、氷海船舶試験水槽においては、各種模型実験を実施し、船型設計に役立つ諸データを得る。一方、これらの研究をふまえ、最終年度には碎氷タンカーの概略試設計を行い、総合的なまとめを行う。なお、船型問題以外の構造、機器、推進プラントの分野においては、本研究部会では概略試設計のための文献調査にとどめる。

氷海用構造物の分野においては、氷象ゾーニング、各種リグの調査、係留システムの調査などをを行い、最終年度には概念設計を行う。これと並行し、氷海構造物に作用する氷力推定のための資料を得るために、各種の基礎的形状について氷海船舶試験水槽での模型実験を行う。

2.3 昭和57年度研究の概要

全体計画の一環として、本年度は以下の諸事項について調査研究を実施した。

(1) 氷象データの購入

日本～ボーフォート海の想定航路のうち、ボーフォート海とチュクチ海における多年氷、氷丘脈の分布状況および氷厚推定に関しArctec Canada社にまとめさせ、これらを購入した。

(2) Arctic Petroleum Operators' Association (APOA) 論文調査

北極海の氷象についての補足データ、構造物に対する氷荷重などについての論文をAPOAから購入し、これらの抄訳を作成した。

(3) 氷海船舶試験水槽における模型試験

砕氷タンカーのB/dシリーズおよびミドシップシリーズ船型について、船舶技術研究所の氷海船舶試験水槽（略称、氷水槽）にて実験を行なった。

また昭和56年度に実施したL/Bシリーズについての解析検討を行なった。

(4) 円錐に作用する氷荷重試験

氷海用構造物における基本形状の1つである円錐に作用する氷荷重について、船舶技術研究所の氷水槽にて実験を行なった。あわせて構造物に働く氷圧力の算定法についての調査を行なった。

(5) 最終年度である昭和60年度に行なう予定の200,000 DWTの砕氷タンカーの概略試設計の準備作業として本年度は構造および船体接続についてのW.G.をそれぞれ組織し文献調査を行なった。本年度は昭和58年度も継続して行ない昭和58年度末にその成果をまとめ報告する予定である。

(6) 最終年度に行うリグ概念設計の準備作業として、日本で建造された氷海リグをボーフォート海まで輸送する場合の曳航ルート、輸送時の気象・海象・氷象、輸送方式（ケーソン、モノコーン、バージ）等を調査した。

3. 研究成果

3.1 調査研究

3.1.1 調査概要

SR186研究部会では、昭和57年度計画で次の調査を行なった。

(1) 想定航路についての氷象 気象 海象文献調査

航路を日本～ボーフォート海と想定し、昭和56年度に実施した全般的な調査に加えて、本年度は本想定航路上における氷象のうち特にボーフォート海とチュクチ海における多年氷と氷丘脈の分布状況および氷厚推定に関するデータをカナダのArctec Canada社に依頼して調査した。

(2) 文献購入

北極海の氷象についての補足データ、構造物に対する氷荷重などについての論文をAPOAから購入し、これらの抄訳を作成した。

3.1.2 想定航路における多年氷・氷丘脈ならびに氷厚に関する文献調査

Arctec Canada社より購入した文献 "Multi-Year Ice Conditions and Pressure Ridge Occurrences in the Chukchi and Beaufort Seas" Dec. 22, 1982 及び "Beaufort Sea Ice Thickness Estimates" Jan. 20, 1983 の要旨を以下に述べる。なお、原本ならびに調査に用いたraw data（リストは(3)(a)(iii)参照）は日本造船研究協会にて保管する。

(1) 調査内容

(a) 多年氷および氷丘脈に関する調査

昭和56年度に行った、日本～ボーフォート海間の想定航路における氷象・気象・海象に関する調

査を補足する目的で、想定航路中最も北方の区間（reach）であるチュクチ海およびボーフォート海における、多年氷（multi-year ice）と氷丘脈（pressure ice ridge）の分布状況等を、公表された文献・資料をもとに調査した。

本調査の結果として、多年氷の密接度（multi-year ice concentration）および氷丘脈の高さ、幅、発生頻度を含む氷丘脈の特性に関する情報が提供されており、それらの月別変化、年別変化あるいは地域的変動をみることができる。

本調査に用いた公表文献資料については、できる限り広範囲にわたって可能な限り信頼できるデータを使用するよう試みられた。しかし、長期間にわたる、また広範囲の海域を含むものとしては限られた公表データしかなく、それらのデータの多くはまだまだ信頼するには足りないと考えられる。これらのデータ不足を補うためには、多くの機関による莫大な費用をかけた調査を待たざるを得ないと言える。

(b) 氷厚に関する調査

同じく、昭和56年度の調査を補足する目的で、ボーフォート海における氷厚を、その近傍の測候所における気象データをもとに、氷厚成長をシミュレートし、推定した。氷厚成長のシミュレーションは、J.D.Millerの論文に従って行なわれ、気象データの入手可能な区間についてのみであるが、その氷厚の平均的月別変化をみることができる。

本調査に用いた氷の成長シミュレーションプログラムは、氷厚データはないが気象データは得られる地域の氷厚予測に今後利用することができる。

(2) 調査海域

日本～ボーフォート海間の想定航路とその区間（reach）分割は、昭和56年度における氷象・気象・海象調査にて示したものと同一である。今回の調査は想定航路中最も北方の区間であるチュクチ海とボーフォート海について行った。図3.1.1に想定航路を示す。

多年氷と氷丘脈の分布状況の調査にあたっては、その調査対象海域を、想定航路の両側それぞれ40kmの範囲（即ち、幅80kmの帯）とした。

また、氷厚調査については、氷厚の推定に使用する気象データが、区間5/4、3及び1に相当するポイントパロー、バーター島及びタクトヤクツクの3個所について入手でき、これらの区間の氷厚推定を行った。

(3) 多年氷と氷丘脈

(a) 調査方法

(i) 多年氷

多年氷の分布状況に関するデータは、A.E.S. (Atmospheric Environment Service) の composite ice charts western arctic sheets より求めた。この chart は、航空機からの観察、航空写真、レーダ画像および人工衛星画像のデータをもとに編集されたものであり、5月末より11月末までの期間については週報の形で発行されている。また12月から5月に至る冬期については数年前より月報の形で報告され始めた。ただし、悪天候あるいは計測機器等の故障により、すべての海域について常にデータが揃っているとは限らない。

上記の composite ice charts 上に想定航路の両側40kmの領域を正確に設定し、各週に対して各区間（reach）における最大多年氷密接度を記録する。これら各週のデータ（各区間における各週の最大密接度）を月毎に集計し、“mean”（月間最大値の数年間の算術平均）ice concentration と “maximum”（月間最大値の数年間の最大）ice concentration として、多年氷の分布状況をまとめた。

(ii) 氷丘脈

氷丘脈に関する調査には以下に示す如く、多種類の資料を用いた：

- ① レーザー・プロフィロメータによる計測結果
 - a) カナダのA.E.S.によるレーザー・プロフィロメータ解析(1974-1979)
 - b) 米国のCRREL (Cold Regions Research and Engineering Laboratory)によるレーザー・プロフィロメータによる計測(1979)
- ② ランドサット衛星画像(1973-1977)
- ③ 航空機からの直接観測結果(1964-1970)

〔 WMO (World Meteorological Organization) と NAVOCEANO
(U.S. Naval Oceanographic Office) による "birds eye" 観測 〕

レーザー・プロフィロメータによる計測結果より、氷丘脈の高さと発生頻度がわかる。氷丘脈の高さに関しては、CRRELの計測結果より区間別・月別の最大高さを調べ、また、氷丘脈の幅に関しては、公表値がないことから、以前 Arctec Canada 社が行った調査に基いたボーフォート海における氷丘脈幅を求める計算式を用いた。レーザー・プロフィロメータ記録より氷丘脈発生頻度を求めるに当っては、CRREL, A.E.S.ともに、各区間(reach)について、0.9m以上の高さの氷丘脈の個数を集計し、それらを1km当たりの氷丘脈発生頻度に換算した。また、氷丘脈発生頻度とは別に、A.E.S.のレーザー・プロフィロメータ解析結果からは、氷丘脈の高さ区分(0.5mから0.2mきざみで2.7mまで、2.7~3.0m, 3.0m以上)別発生頻度を区間別・月別に編集して示した。

ランドサットの画像は機器の不調、悪天候(雲・霧等)・冬期の日照時間の短さなどに影響を受け、常に解像可能とはいはず、良好な天候状態で、太陽仰角が低い場合を除いては、個々の氷丘脈を識別することはできないが、氷丘脈群あるいは比較的大きな氷丘脈は解明できる。本調査では、2月中旬～8月中旬および10月下旬～12月中旬間におけるランドサット画像を用いた。ランドサット画像より解説された氷丘脈位置を、1枚の記録紙に重ね合せて記入していく、各年の相対的氷丘脈分布図を作成した。

いわゆる "birds eye" によるデータは、航空機から観測した一定距離内の氷丘脈数の記録である。これらの氷丘脈数記録より、対象海域に対応する記録を選択・集計・平均して、1km当たりの氷丘脈発生頻度に換算し、区間別・月別の頻度を求めた。

Birds Eye データは今回の対象海域については、1964年から1970年の7年間のデータが利用できた。

(iii) 氷丘脈調査に使用した raw data

氷丘脈の頻度分布調査に利用した raw data のリストを以下に示す。

(4) A.E.S. Laser Profilometer Data Analysis

年	月	海 域
1974	4月, 10月	ボーフォート海カナダ沿岸
1975	6月	"
1976	5月, 7月	アラスカ沿岸
1977	7月	"
1978	4月, 11月	"
1979	5月, 7月	"

(d) WMO and NAVOCEANO Birds Eye Observations Ridge Count Data

年	月	件 数
1964	10月, 12月	3
1965	10月を除く2月～12月	21
1966	5月, 9月を除く通年	25
1967	1月, 8月	8
1968	7月, 8月, 11月, 12月	11
1969	2月, 10月, 11月, 12月	8
1970	7月, 9月, 10月	5

(e) ランドサット画像

年	月	画 像 数
1973	3月	5
1974	3月	7
1975	2月～4月, 11月	10
1976	2月～4月, 7月～8月	32
1977	2月, 3月, 7月	17

(b) 多年氷の分布状況

A.E.S. の composite ice charts をもとに、多年氷の分布が海域的に時期的にどのように変動するかを示すために区間 (reach) 別・月別に多年氷の平均（月間最大値の数年間の平均）および最大（月間最大値の最大）密接度をまとめて、表と月別地図にあらわした。月別の密接度をあらわす地図は、密接度を 5 段階 (0 - 25%, 25% - 45%, 45% - 65%, 65% - 85%, 85% - 100%) に分けて段階別に色分けをし、想定航路を記した地図上に表記したものである。

(i) 多年氷最大密接度

区間別・月別にまとめた多年氷最大密接度を表 3.1.1 に示す。また、最大密接度を月別に表現した地図の 1 例として 6 月と 12 月の場合をそれぞれ図 3.1.2 a, b に示す。また参考のため、6 月の最近 10 年間の多年氷密接度を表 3.1.2 に示す。

多年氷の最大密接度の傾向をまとめると

- (1) 多年氷の最大密接度が高い期間は、6 月から 11 月の間であり、なかでも 6 月が最も密接度が高い。
- (2) 1 月から 5 月は最大密接度が低い。
- (3) ブルドー湾から Icy Cape に至る区間 4 と 5 が最も密接度が高い。
- (4) 多年氷の最大密接度が低いのは区間 7 と 8 であり、時々多年氷があらわれる程度である。
- (5) 6 月は、表 3.1.2 に示す如く、最近 10 年間のうち唯一度 1973 年にあらわれた厳しい氷象記録に影響を受け、区間 1 から 6 まですべて、最大密接度が 85 - 100% の状態となり、7 月にはやや減少するが、区間 3 から 6 では、やはり 85 - 100% の状態となる。このような状態が 8 月にはやや減少するものの、10 月まで続く。11 月以降においては、区間 4 がまだ密接度が高く、他の区間は低くなる。

(ii) 多年氷平均密接度

表 3.1.3 は多年氷平均密接度を示し、それを地図上に図示した 6 月と 12 月の例をそれぞれ図 3.

1.3 a, bに示す。

多年氷の平均密接度の傾向をまとめると

- (イ) 最大密接度の場合と同様に、6月から11月の期間が密接度が高く、なかでも6月が最も顕著であり、全域にわたって多年氷が多い。
- (ロ) 1月から5月は平均密接度が低く、特に5月が最も低い。
- (ハ) 海域的にみると、区間4と5が最も平均密接度が高く、区間7と8ではかなり低い。
- (ニ) 密接度が高いのは、区間4においては6月から11月迄であり、区間3と5はそれに比べると密接度が低い。

(iii) 多年氷総括

以上の多年氷に関する調査より、想定航路上のほとんどの区間（海域）における多年氷密接度は、時期により変化が大きいこと、またいくつかの区間に特に区間4では年間のかなりの長い期間厳しい氷象となることがわかる。

A.E.S. の ice charts の冬期のデータを調べてみると、明らかに奇妙な様相を呈していることがわかる。即ち、週報の ice charts が発行され始める春（5月末）以前の冬の間は ice chart によればほとんど多年氷はあらわれず、また4月と5月には、1年氷しか存在しない海域に、6月になると多年氷が広く分布する結果となっている。このような結果となる原因は、冬期の ice chart が最近の2シーズンのみであり、夏期の ice charts に比べ利用できるデータが少く、そのために今回参照したデータが偏った傾向を持っていて普遍的傾向を示していないためと考えられる。この点については、今後の冬期データの蓄積を待って確認しなければならない。

多年氷のみに関していえば、今回の調査結果から判断する限り、想定航路の航行について、次のようにまとめられる。

最も適さない時期：6月から11月、最も適した時期：1月から5月

最も危険の少ない海域：区間1,7及び8、最も危険の多い海域：区間4と5

(c) 氷丘脈の特性

(i) 氷丘脈平均発生頻度

表3.1.4に区間別・月別の氷丘脈平均発生頻度（1km当たりの氷丘脈数）を示す。また、1973年より1977年の各年の氷丘脈発生頻度を示す濃淡図を作成したが、そのうち1976年度の例を図3.1.4に、さらに1973年から1977年の5年間をまとめた濃淡図を図3.1.5に示す。

氷丘脈平均発生頻度（表3.1.4）によれば、あまり明確な傾向はあらわれていないが、区間3、それに次いで区間5と7が発生頻度が高いことがわかる。これらの区間は大きな岬の近傍であり、地理的な特徴との関係が考えられる。同じ観点から、比較的直線的でなめらかな海岸線の近くでは、発生頻度は低いことがわかる。氷丘脈発生頻度は、9月が最も低く、それ以後徐々にではあるが6月まで上昇しつづけ、7,8月の間に低下する。総括すれば、最も氷丘脈に遭遇しない時期は9月であり、区間では1と2、逆に氷丘脈とよく遭遇する時期は3月から6月まで、区間は3と7である。一方、ランドサット画像より作成した氷丘脈出現密度を示す濃淡図によれば、次の傾向がわかる。

(イ) 1973年と1975年は氷丘脈の発生が少く、逆に1974年、1976年さらに1977年には発生が多い。

(ロ) MartinとDemarcationの両 point を含む岬部の沖に、氷丘脈が比較的多く発生する傾向が1973年と1975年に観察される。

(ハ) Harrison, Bulldoer 及び Camden の各湾を含む大きな湾状部の沖合い、特にHarrison湾の沖合いに密度の濃い氷丘脈群が発生しやすく、1973年から1977年の全年にあらわれ、特

に 1974 年、 1976 年及び 1977 年が顕著である。

(=) チュクチ海に向うにつれて氷丘脈密度が減少していく傾向が 1974 年と 1975 年にみられる。

(ii) 氷丘脈最大高さ

表 3.1.5 に 2 月から 4 月、 8 月及び 12 月の各区間における氷丘脈最大高さを示す。高さの関数として、計算式より求められる氷丘脈幅を参考に併記する。(幅を求める計算式については(iii)参照のこと) また、氷丘脈の高さと幅については図 3.1.6 を参照のこと。

一般に夏期と初冬の氷丘脈最大高さは他の月と比べて低く、通常 2 月から 4 月にかけて増加する。海域で比較すると、氷丘脈最大高さは区間 6 で低め、区間 4 では高めに示されているが、区間 2 から 5 にかけて最大高さに余り顕著な差はみられない。

(iii) 氷丘脈の幅

レーザー・プロフィロメータのデータからは氷丘脈の幅も解析できるはずであるが、A.E.S. のレーザー・プロフィロメータ解析結果には氷丘脈の幅は盛り込まれていない。そこで、氷丘脈の幅を推定するため、Arctec Canada 社が以前行った氷丘脈の幅と高さの実測値をもとに、幅と高さの関係を調べ、次式を導いた。

$$y = f(x) = 17.501 + 2.27x$$

相関係数 = 0.55243

ここで、 y = 氷丘脈の幅 (単位: m)

x = " の高さ (")

なお、この式を導いた実測値については、Arctec Canada 社の私有資料であるため、公表できない。

(iv) 氷丘脈高さ別発生頻度

A.E.S. のレーザー・プロフィロメータの解析結果より、氷丘脈高さ別の氷丘脈発生頻度を、8 月を除く 4 月より 11 月までの各月について表に示した。その 7 月の例を表 3.1.6 に示す。

氷丘脈の高さと発生頻度の間には余り相関はみられない。しかし、各月の発生頻度を比較すると、5 月・6 月に氷丘脈発生頻度が最も高く、その後低下して 9 月に最低となりその後再び増加していく傾向となっており、これは(i)の平均発生頻度と同じであり興味深い。

(v) 氷丘脈総括

ボーフォート海とチュクチ海における氷丘脈の海域的・時期的な発生頻度の傾向は次のようにまとめられる。

時期的傾向：9 月よりも冬の終りと夏の始めに発生頻度が高い。

海域的傾向：ポイントバローとバーター島の沖よりも、マッケンジー湾とチュクチ海の方が発生頻度が低い。

時期・海域どちらについてもデータが少いため、この傾向を頭から信じてしまうのは無謀であるが、今後の研究方針の決定あるいは初期計画の参考とすることができる。

データ量はやはりあまり多いとは言えないが、ランドサット画像によればさらに明確に氷丘脈の発生頻度の高い場所を知ることができる。岬部の沿岸および大きな湾状部の沖あいに密度の高い氷丘脈が出現しやすく、特にポイントバロー、Harrison 湾さらにブルドー湾の沖合いが著しい。それに次いで、Camden 湾の沖合いが著しい。

以上の傾向は表 3.1.4 の傾向とよく一致している。

氷丘脈の高さという点から見ると、冬期それも終り頃が最も氷丘脈の状態が悪いと思われる。

船舶の航行環境という点から考えると、ボーフォート海の氷丘脈に関しては次のようにまとめら

れる。

最も適さない時期：3月から6月，最も適す時期：9月

最も危険の少い海域：区間1及び2，最も危険な海域：区間3及び7

(d) ポーフォート海とチュクチ海の概要

多年氷の密接度については、夏から秋にかけて一般に密接度が高く、また想定航路の最も北方にあたる区間4と5が最も密接度が高い。

多年氷の浮氷は春の融解とともに解放されて南方へ流れる。そのため、一部の海域で密接度が高くなる。これらの浮氷は更に南へは流れず、流れることができるとともにその前に融けてしまう。秋になり再び凍結が始める頃にはほとんどの多年氷の浮氷は融けてしまっており、新しい氷（1年氷）が支配的となる。冬期には積雪があり、1年氷と多年氷の識別は難しい。従って、冬期の多年氷データは実際よりも低めの密接度となっているかもしれない。

氷丘脈については、レーザー・プロフィロメータと birds eye のデータによれば、チュクチ海とマッケンジー湾の地域でも氷丘脈発生頻度がある程度見られるが、これは多分これらの海域で広範囲な単位の氷の移動が起るためであろう。

またポイントバローの近傍およびバーター島沖で、これも多分氷の移動によるものと思われるが、より高い発生頻度がみられる。しかし、ランドサット画像によれば、氷丘脈の密度はノーススロープに沿った海域、特にポイントバローの東が高い結果となっている。このように多様な結果があらわれる原因是、どのデータも時間的・地域的にサンプルが偏っており、またそのデータも少く、さらに測定器も互いに異なるなどによるものと考えられる。様々な結果を生じてはいるものの、これらのデータが、顕著な氷の移動が生じる湾状部の沖あいと大きな岬の近傍では、氷丘脈の発生頻度が高くなる傾向を裏付けていると言って良いであろう。いくらかの氷の移動は氷結期間中ずっと続くが、大部分の氷の移動は凍結開始時あるいはその直後に生じる氷の崩壊と融解により氷丘脈が減少する夏まで、氷丘脈はあまり変化しない。

(e) 結論

利用できるデータの数に限度があり、時には矛盾しあう徵候もあるが、多年氷と氷丘脈を考慮した航行ルートについて、次のように結論を出すことができる。

多年氷と氷丘脈の両方の危険が重なるのを大部分避けようとするならば、航行は春の融解以前に行うべきである。1月から5月、なかでも4月から5月が最適な航行時期（window）である。この期間に運航するように設計される船舶は、1年氷の最大氷厚に耐えて航行でき、1年氷の氷丘脈を貫通でき、また厳しい寒さと暗い長い期間に運航できなければならない。

一方、やや期間が短く若干の危険はあるが、航行に適する時期（window）は夏の終り——通常9月にもある。この期間に航行する船には、高い操船性能と多年氷との接触に耐える能力を持つ適度な耐氷補強がなされている必要がある。この時期には多年氷の浮氷はあるが、昼が長く氷丘脈も少い利点があり、比較的広い開水域が存在する。

現時点では、原油輸送の必要条件と産出量に関する十分な情報は入手できず、全体的にみてどの時期が最適であるかを明確に決めることはできない。

多年氷及び氷丘脈に関する参考文献

Arctec Canada Limited, 1980; Development of Reference Database for First Year Ridge Resistance and Penetration Characteristics for APOA. Calgary Project Report No. 383C-2.

Arctec Canada Ltd., 1982: Meteorology and Ice Data for Arctic Icebreaking Vessel Design. Project Report No. 862.

Atmospheric Environment Service (Canada Department of the Environment); Historical Weekly Composite Ice Charts (Western Arctic Section), 1972 - 1981, (prepared by Ice Forecasting Central, Ottawa, Ontario).

Atmospheric Environment Service (Canada Department of the Environment); Laser Profilometer Analysis, March 1978; April 1978; May 1976 and 1979; July 1976, 1977, and 1979; September 1974, October 1974, and November 1978.

Kcvacs, A., Dickins, D., and Wright, B., 1975; "An Investigation of Multi-Year Pressure Ridges and Shore Pile Ups", APOA Project No. 89.

Stringer, W.J., 1977; "Morphology of Beaufort, Chukchi and Bering Seas Near Shore Ice Conditions by Means of Satellite and Aerial Remote Sensing, Geophysical Institute, U. of Alaska, Fairbanks, Alaska.

Stringer, W.J., Barrett, S.A., and Schreurs, L.K., 1980 "Nearshore Ice Conditions and Hazards in the Beaufort, Chukchi, and Bering Seas", (Scientific Report supported by NOA-OCS), Geophysical Institute, U. of Alaska, Fairbanks, Alaska.

Tucker, W.B., Weeks, W.F., and Franks, M.D., 1979; "Sea Ice Ridging over the Alaskan Continental Shelf, "CRREL Report No. 79-8.

WMO and NAVOCEANO; Birds Eye Observations, 1964 - 1971

Wright, B.D., Schwab, D.L., and McGonigar, D., 1978, "Ice Conditions Affecting Navigation in the Beaufort Sea", Gulf Canada Resources Inc., Calgary, AB.

(4) ポーフォート海の氷厚推定

(a) 氷厚推定方法

氷の成長と氷厚の予測を行う方法としては、今まで様々な経験的あるいは解析的方法が提案されてきた。ここでは、エネルギー保存則に基いた、氷の成長のシミュレーションを数値解析を用いて行うJ.D.Millerの方法を適用した。この方法は、熱エネルギーの各成分をエネルギー平衡条件を満足すべく取り扱い、大気・雪・氷さらに海水の相互作用に基いて氷の成長を予測するものである。その詳細を以下に述べる。

表3.1.7と3.1.8は、計算に用いるシミュレーションモデルのパラメータを示す。

シミュレーションモデルはエネルギー保存則に基いて導き出されており、次式を満足する。

$$Q^* + F_H + F_E + F_I + F_A = 0 \quad (1)$$

$$\text{ここで, } Q^* = K\downarrow - K\uparrow + L\downarrow - L\uparrow \quad (2)$$

(1)式を展開すると、次式となる。

$$(1-\alpha)(1-i)K\downarrow + \epsilon\sigma T_*^4(1 - 0.261 \exp\{-7.77 \times 10^{-4}(T_* - 273)^2\}) \\ - \epsilon\sigma T_{eq}^4 + \rho_s C_s U C_H (T_* - T_{eq}) + \rho_s L_s U C_E \left(\frac{0.622}{p}\right) f \cdot \exp(21.644 \\ - \frac{5414.5}{T_*}) - \exp(21.644 - \frac{5414.5}{T_{eq}}) + \frac{k_s k_e}{k_s H + k_e h} (T_* - T_{eq}) = 0 \quad (3)$$

ここで、各パラメータは、

$$h = 0 \text{ の場合, } \alpha = 0.04H + 0.07 \quad 0.00m \leq H \leq 0.05m$$

$$\alpha = 0.2467 + 0.7049H - 0.8608H^2 + 0.3812H^3$$

$$0.05m < H \leq 1.00m$$

$$\alpha = 0.47 \quad 1.00m < H$$

$$h > 0 \text{ の場合, } \alpha = 0.75 \quad (4)$$

$$k_s = 2.03 + 0.117S_i / (T - 273) \quad (5)$$

氷温Tは実際には氷の深さによって変化するが、ここではMillerの提案に従って、雪と氷の接面における温度 T_E を(5)式のTとして用いた。

$$T_E = (h k_s T_* + H k_s T_{eq}) / (k_s H + k_s h) \quad (6)$$

$$\begin{aligned} S &= 14.24 - 19.39H & H \leq 0.04m \\ S &= 7.88 - 1.59H & H > 0.04m \end{aligned} \quad (7)$$

$$k_s = 2.05 \times 10^{-3} + 4.2166 \times 10^{-4} \rho_s - 1.0909 \times 10^{-8} \rho_s^2 + 2.1838 \times 10^{-9} \rho_s^3 \quad (8)$$

マイクロコンピュータ"アップル"で計算を行うために、以上を単純化して以下の如きステップとした。

ステップ 1) k_s/k_e の初期値を0.21とし、以後はその前のシミュレーションにより求められた値を使用。

ステップ 2) 表面平衡温度 T_{eq} は、大気温度 T_* が前回と異なる場合には T_* 、それ以外は前回の T_{eq} を使用。

ステップ 3) 式(6)より、氷の温度 T_E を計算。

ステップ 4) 式(7)より、塩分量 S を計算。

ステップ 5) 式(5)と式(8)より、それぞれ氷と雪の熱伝導率(k_s, k_e)を計算。

ステップ 6) 式(3)より表面平衡温度 T_{eq} を求める。

ステップ 7) 氷厚の増減量 ΔH を求める。(時間々隔 Δt)

$$\Delta H = k_1 k_2 \Delta t (T_0 - T_{eq}) / \{ (k_1 H + k_2 h) \rho_1 L_{f1} \}$$

ステップ 8) 増減後の氷厚 H_{t+1} を求める。

$$H_{t+1} = H_t + \Delta H$$

このシミュレーションモデルは、地域性を反映したパラメータを入力データとした氷厚成長のシミュレータである。気温及びその他のパラメータはある期間内で大きく変動することがあるが、計算ではすべて気象条件の入力は月の平均値を用いた。その場合でも氷の成長期間の氷厚予測については、観察記録と良く一致する。しかし、氷の融解時には、観測記録とはあまり良く一致しない。この不一致は入力パラメータをより密にとれば、例えば日単位の気温、雪の密度等を入力すれば、解消するであろうが、これらの気象データは現在のところ入手できない。

(b) シミュレーションの実行

シミュレーションは次の4つの地点について行った。

ポイントバロー (アラスカ) — 想定航路の区間4と5近傍。

バーター島 (アラスカ) — " 区間3近傍。

Sachs Harbour (カナダ) — " とは離れている。

タクトヤクツク (カナダ) — " の区間1近傍。

これらのうち、ポイントバローとバーター島ではある期間の淡水氷のまた Sachs Harbour では海水の氷厚観測記録があり、シミュレーション結果との比較に使用した。これらは積雪量とともに、次の資料より編集した。

o Billieffo と Bates (1964年, 1969年, 1971年, 1972年および1975年)

— ア拉斯カ

o Richardson と Burns (1975年) — カナダ

アラスカのデータは各月を4週間単位でまとめ、値は各週の平均値とした。バーター島については、2シーズン分のデータが異常と思われ、使用しなかった。カナダのデータは平均値の形で氷と雪の厚さを入手した。これも各月を4週間単位でまとめた。これらの氷厚観測値を表3.1.9, 3.1.10に示す。

風速、湿度及び気温という入力パラメータの、アラスカの測候所(ポイントバローとバーター島)における記録は、NOAA(National Oceanic and Atmospheric Administration)の1981年 local climatologic data より入手した。風速は直接これらのデータより求めて、m/sの単位に変換した。湿度は、24時間周期に平均し、それをもとに適当にならして使用した。大気圧は表より直接求めた。気温は表から求め摂氏に換算した。カナダの測候所における記録については、A.E.S.より出版されているCanadian Normals からデータを求めた。しかし、相対湿度と大気圧についてはデータが得られず、相対湿度は75%, 大気圧は1,013.2 mbで全期間一定として計算した。

シミュレーションモデルの挙動と計算結果の正確さを検証する為、表3.1.11に示す7ケースのシミュレーションを行った。観測値との直接比較(ポイントバローの淡水氷、Sachs Harbour の海水氷の2ケース)および、影響が大きいと思われるパラメータを若干変化させた同一のシミュレーションを行い、それらの影響度を比較検討した。これらのパラメータとは、積雪量・雪の密度・氷の形成が安定する日(シミュレーション開始日)の3種である。淡水氷のシミュレーションは、精度検証の補足として有効であり、シミュレーションモデルの検証方法として今後役に立つものと考える。

今回行ったすべてのシミュレーションにおいて、計算の最初の氷厚を10月10日あるいはその近くの日において25 cmと仮定した。これは、

- 1) 計算モデルは何らかの初期氷厚を設定する必要があること、また
- 2) 10 cm 以下の氷厚の観察記録はほとんどなく、25 cm 以下についても極くわずかであり、
- 3) 観察記録からみて、10月10日頃迄に氷厚が25 cm に成長しているのが典型的であると確信できる
という理由によるものである。

(c) シミュレーション結果

シミュレーションの結果を表3.1.1-1にまとめて示す。

以上のシミュレーション結果より、このシミュレーションモデルを使って淡水氷の氷厚予測が精度よく行えること、また海水の場合にも十分信頼して使用できることがわかった。その計算値の精度は、観測値との相関係数をみても、十分高いことがわかる。このことから、観測値の入手しえない地点の氷厚予測が、このシミュレーションモデルを使用することにより行うことができると考えて良いであろう。

このシミュレーションに入力した気象データは、各地点の長期にわたる記録より求められた、その地点の予測される状況を現実的に反映しているものであり、また他の入力データも十分根拠のある概算値あるいは特定のパラメータに対する十分吟味された定数であって、シミュレーションのために特に作り上げたような入力データは使用していない。このことからも、このシミュレーションモデルが信頼できると考えて良いであろう。

航行ルートに沿った現場における実際の氷厚と、ここで推定した値とは若干異なると思われる。その理由は、ここで使用した気象データが地上で観測されたものであるのに対し、海洋上の気象はそれとは異なるためである。

(d) 結論

適確な気象情報は入手できるが、氷厚データは入手できない地点について、氷厚および氷の成長率を予報する数値シミュレーションは有効な方法といえる。ここで使用した数値モデルは、使いやすく、また気象データと計算機があれば、計算費用は安価であり、実用的な方法と思われる。このモデルは、また現実的なエネルギー平衡理論に基いており、気象条件の結果として氷の成長を扱っていることから、従来の経験的方法と異り、どの地点についても使うことができる融通性のあるシミュレーション方法といえる。

ここでは海水の成長・氷厚を予報するMillerによるシミュレーション方法が有効であることを立証した。また、今まで行ったことのない淡水氷の成長もシミュレートしてみたが、この結果も十分満足のいくものであった。このレポートの対象海域である、測候所より80 kmから100 km離れた地点での氷の成長が測候所近傍でのそれと、どのように異なるかを推定することは難しい。当然いくらかの違いはあると考えられるが、この研究の目的から考えて、それらは無視しえる差であろう。

表3.1.1-2に、航行ルート各区間の月毎の氷厚推定値を総括して示した。

水厚推定に関する参考文献

Atmospheric Environment Service, 1975a, "Canadian Normals; Temperature", Vol. 1-SI, Environment Canada, pp. 198.

Atmospheric Environment Service, 1975b, "Canadian Normals: Wind", Vol. 3, Environment Canada, pp. 144.

Barnes, H.T. 1906, "Ice Formation with Special Reference to Anchor Ice and Frazil", John Wiley and Sons, New York, pp. 200. From Miller 1977.

Billelo, M.A., 1961, "Formation Growth and Decay of Sea Ice in the Canadian Archipelago". Arctic, Vol. 14 (1), pp. 2-25.

Billelo, M.A., 1964, "Ice Thickness Observations, North American Arctic and Subarctic 1960-61, 1961-62", Cold Regions Research & Engineering Laboratory (CRREL) Special Report 43, Part II, pp. 90.

Billelo, M.A. and R. Bates, 1969, "Ice Thickness Observations, North American Arctic and Subarctic 1964-65, 1965-66", CRREL Special Report 43, PT. IV, pp. 130.

Billelo, M.A. and R. Bates, 1971, "Ice Thickness Observations, North American Arctic and Subarctic 1966-67", 1967-68, Special Report 43, Pt. V, pp. 109.

Billelo, M.A. and R. Bates, 1972, "Ice Thickness Observations North American Arctic and Subarctic 1967-68, 1968-69", Special Report 43, Pt. VI, pp. 97.

Billelo, M.A. and R. Bates, 1975, "Ice Thickness Observations, North American Arctic and Subarctic 1970-71, 1971-72", Special Report 43, Pt. VII, pp. 103.

Carslaw, H.S. and J.C. Jaeger, 1959, "Heat Conduction in Solids", Clarendon Press, Oxford, pp. 510.

Lewis, E.L., 1967, "Heat Flow Through Winter Ice", Physics of Snow and Ice, ed, H. Obara, International Conference on Low Temperature Science, Hokkaido University, pp. 569-577. Taken from Miller, 1981.

Foss, S.L.D. and S.S.T. Fan, 1972, "Approximate Solution to the Freezing of the Ice-Water System", Water Res. Res., Vol. 8, No. 4, pp. 1083-1086.

Foss, S.D. and S.S.T. Fan, 1974, "Approximate Solution to the Freezing of the Ice-Water System with Constant Heat Flux in the Water Phase", Water Res. Res., Vol. 10, No. 3, pp. 511-513.

London, A.L. and R.A. Seban, 1943, "Rate of Ice Formation", Transactions American Society Mechanical Engineers, October 1943, pp. 771-778.

Miller J.D., 1977, "An Examination of Empirical and Analytical Methods for Predicting Lake Ice Thickness", Unpublished Manuscript, pp. 38.

Miller, J.D., 1981, "A Simple Model of Seasonal Sea Ice Growth", Journal of Energy Resources Technology, Vol. 103, pp. 212-218.

National Oceanic and Atmospheric Administration (NOAA), 1981a, "Local Climatological Data, Barrow, Alaska", National Climatic Center, U.S. Department of Commerce, pp. 4.

NOAA, 1981b, "Local Climatological Data, Barter Island, Alaska", National Climatic Center, U.S. Department of Commerce, pp. 4.

Richardson, F.A. and B.M. Burns, 1975, "Ice Thickness Climatology for Canadian Stations", Environment Canada, Atmospheric Environment Service, pp. 60.

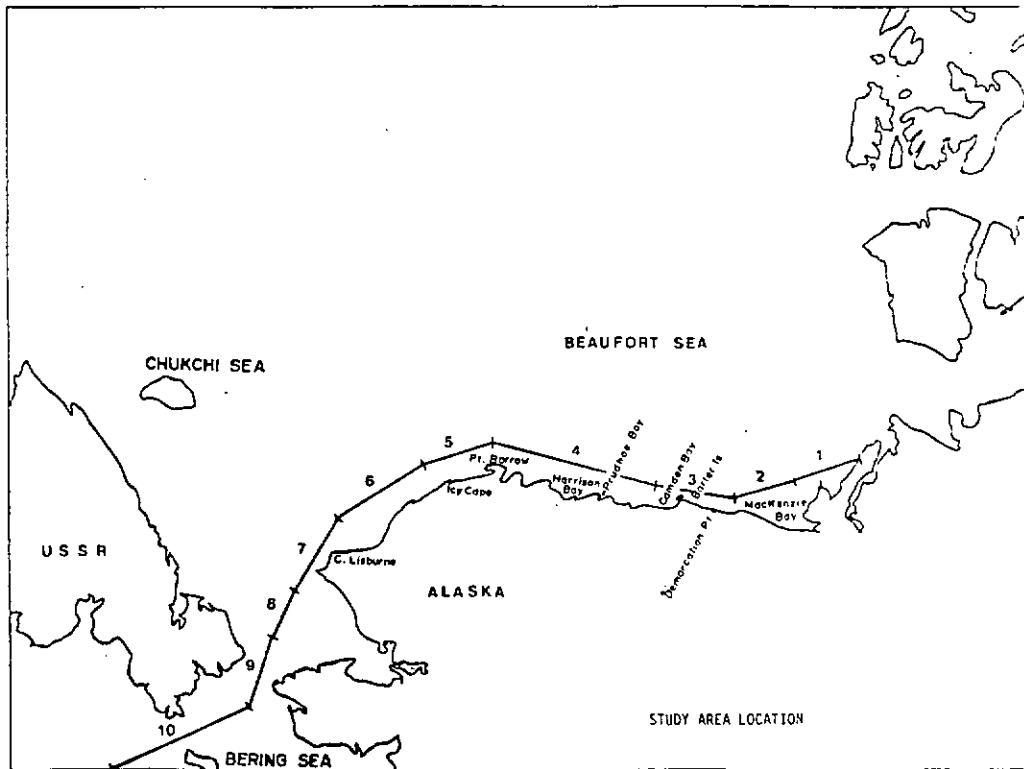


図3.1.1 想定航路

表3.1.1
MAXIMUM MULTI-YEAR ICE CONCENTRATION 1972 - 1981

REACH	JAN.***	FEB.***	MARCH***	APRIL***	MAY**	JUNE	JULY	AUG.	SEPT.	OCT.	NOV.**	DEC.*
1	0	0	0	0	0	9	7	5	7	5	5	1
2	0	1	1	0	0	9	7	5	8	8	5	1
3	0	1	1	0	0	9	9	8	9	9	5	3
4	2	2	1	1	1	10	10	9	10	10	10	7
5	0	2	2	1	0	10	10	9	10	10	5	5
6	1	0	0	1	-	10	9	6	10	10	3	1
7	0	--	--	0	--	1	1	0	0	2	1	1
8	--	--	--	--	--	1	1	0	0	2	0	.1

KEY:

Concentrations given in tenths
 - indicates no data
 0 indicates no multi-year ice
 * 1980, 1981 data only
 ** 1977-1981 data only
 *** 1981, 1982 data only

NOTE: Multi-year ice type includes all old ice, according to accepted definition for interpretation of Canadian Ice Charts where: Old ice is sea ice which has survived at least one summer's melt. Most topographic features are smoother than on first year ice. May be subdivided into second year and multi-year ice.

SOURCE: Atmospheric Environment Service
Composite Ice Charts

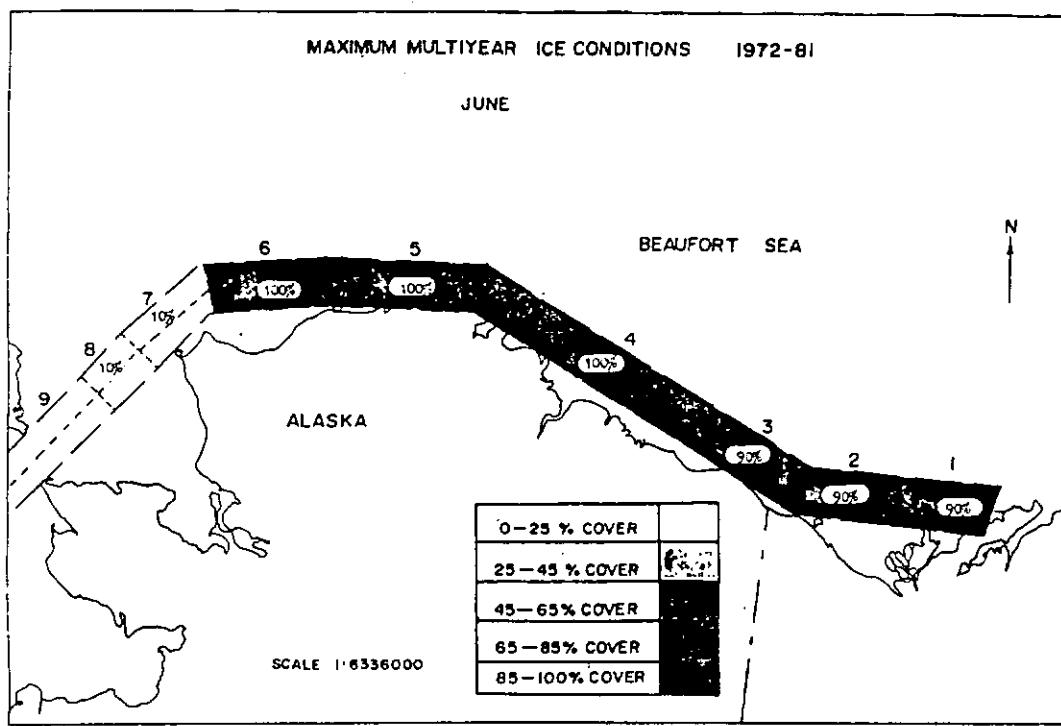


図 3.1.2 a

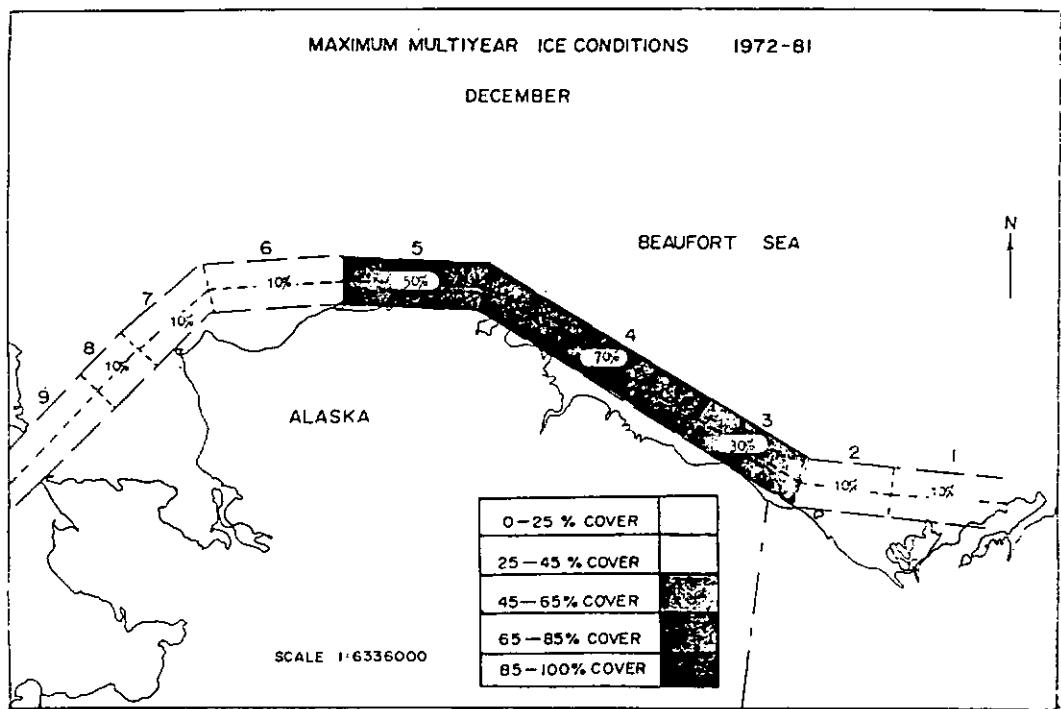


図 3.1.2 b

表3.1.2

MONTHLY MULTI-YEAR ICE CONCENTRATION

JUNE

REACH	YEAR										MAX.	MEAN
	72	73	74	75	76	77	78	79	80	81		
1	0	9	2	1	5	0	0	0	1	0	9	1.8
2	0	9	3	1	5	0	0	0	2	0	9	2.0
3	0	9	2	1	9	0	0	2	1	0	9	2.4
4	9	10	2	10	9	8	9	2	0	0	10	5.9
5	0	10	8	1	9	1	9	1	-	0	10	4.3
6	0	10	2	0	9	1	0	1	-	0	10	2.5
7	0	1	0	1	1	0	0	0	-	0	1	0.3
8	0	1	0	1	1	0	0	0	-	0	1	0.3

KEY

- concentrations given in tenths
- {-} indicates no data
- 0 indicates no multi-year ice

SOURCE: Atmospheric Environment Service

表3.1.3

MEAN MULTI-YEAR ICE AND CONCENTRATION 1972 - 1981

REACH	JAN**	FEB**	MARCH***	APRIL***	MAY***	JUNE	JULY	AUG.	SEPT.	OCT.	NOV.**	DEC.**
1	0	0	0	0	0	1.8	1.2	1.9	1.3	1.4	1.6	0.5
2	0	0.5	0.5	0	0	2.0	1.7	1.9	1.7	1.8	1.6	1.0
3	0	0.5	0.5	0	0	2.4	2.5	3.1	3.5	3.2	2.2	2.0
4	1	1.5	1.0	0.5	0.5	5.9	6.1	5.2	5.8	5.4	6.6	4.0
5	0	1.5	1.5	0.5	0	4.3	5.5	4.2	4.0	4.5	2.4	3.0
6	1	0	0	1.0	-	2.5	2.3	0.9	1.1	2.4	1.4	0.5
7	0	-	-	0	-	0.33	0.2	0	0	0.3	0.2	0.5
8	-	-	-	-	-	0.3	0.1	0	0	0.2	0	0.5

KEY

- Concentrations given in tenths
 - indicates no data
 0 indicates no multi-year ice
 * 1980, 1981 data only
 ** 1977-1981 data only
 *** 1981, 1982 data only

NOTE: Multi-year ice type includes all old ice according to accepted interpretation key for Canadian Ice Chart.

SOURCE: Atmospheric Environment Service
Composite Ice Charts

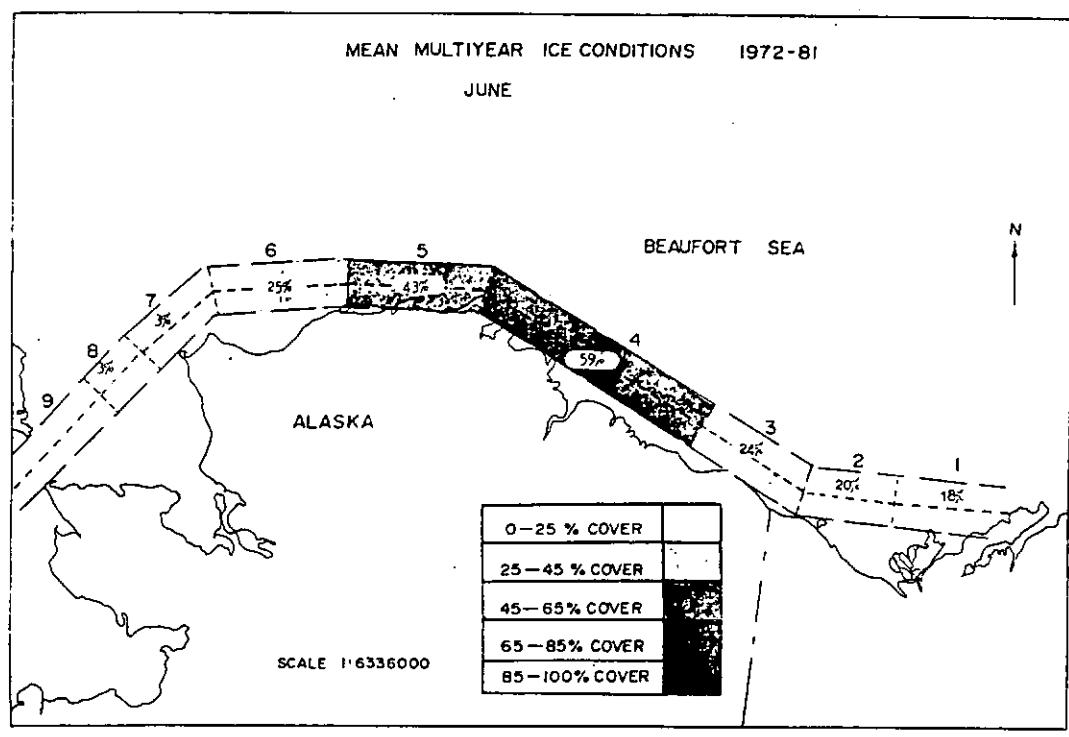


図 3.1.3 a

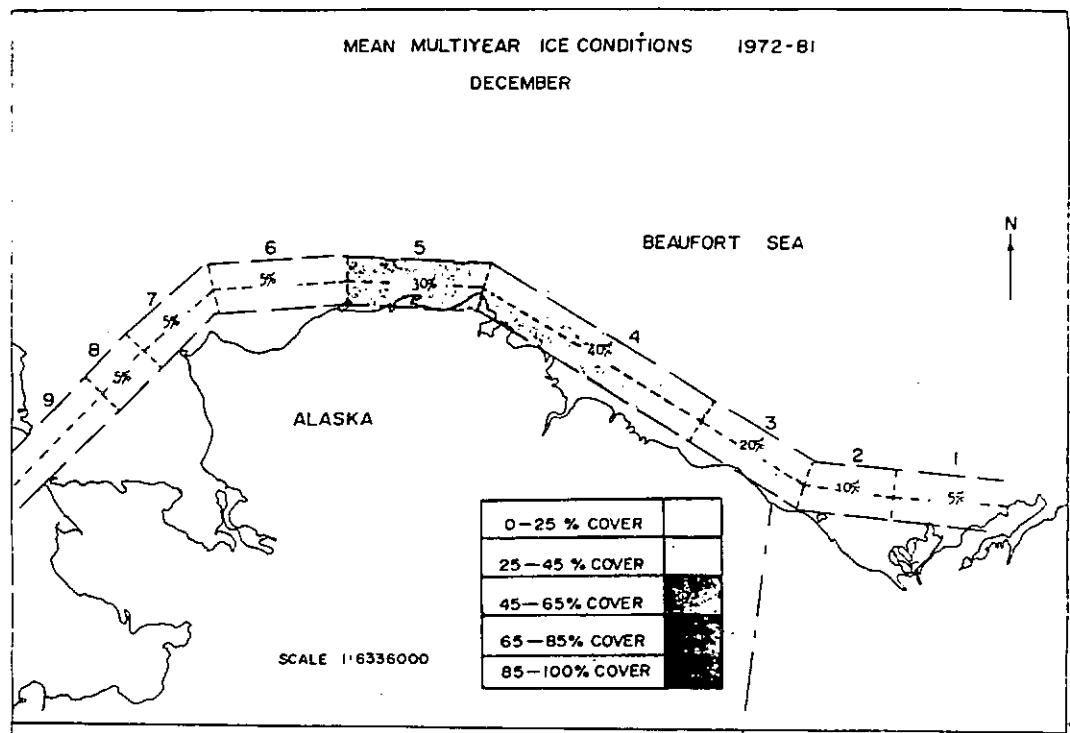


図 3.1.3 b

表3.1.4

MEAN MONTHLY RIDGE FREQUENCY 1964-1970, 1974-79

REACH	JAN.	FEB.	MAR.	APR.	MAY	JUNE	JULY	AUG.	SEPT.	OCT.	NOV.	DEC.
1	-	5.94	-	4.58	-	-	-	-	4.83	-	4.84	11.95
2	10.39	8.66	7.94	-	3.117	10.28	-	3.22	0.70	1.97	7.75	11.99
3	-	9.29	-	6.77	18.41	19.01	6.24	15.05	-	5.08	4.82	4.86
4	-	6.29	-	5.09	5.07	-	4.85	-	-	-	3.64	1.86
5	10.30	3.51	9.59	8.65	-	15.34	11.91	10.32	-	7.65	9.93	7.32
6	-	9.44	-	3.24	-	-	-	-	-	-	-	.70
7	11.33	5.15	16.35	13.69	16.11	9.19	9.16	-	-	4.45	6.00	5.75
8	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

KEY:

Values given as number of ridges per km.

(-) indicates no data.

SOURCES:

Tucker, 1979 (CRREL)

WMO and NAVOCEANO Birds Eye observations

(1964-1970)

A.E.S. Laser Profilometry (1974-1979)

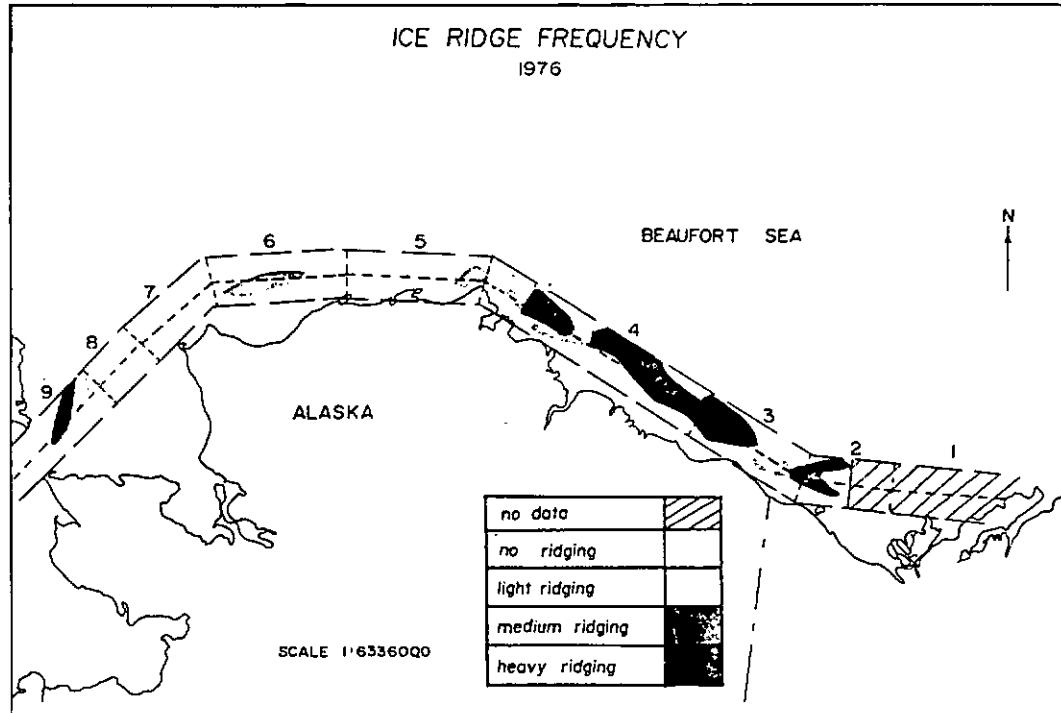


图3.1.4

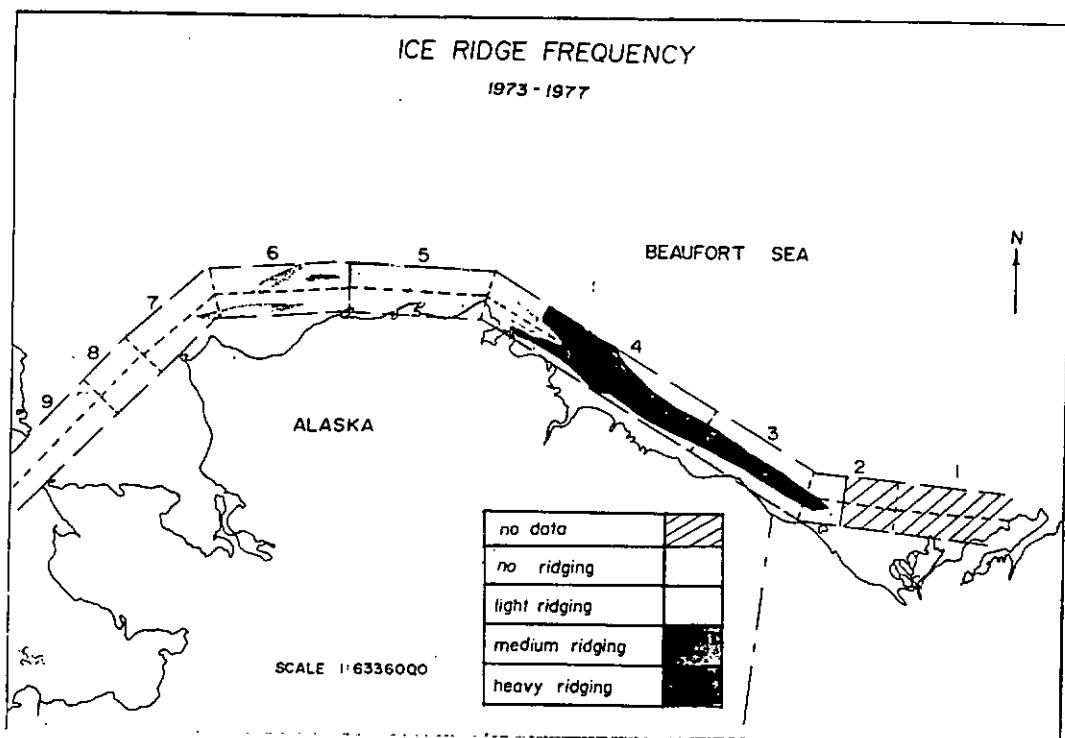


図 3.1.5

表 3.1.5

MAXIMUM RIDGE HEIGHTS AND CORRESPONDING WIDTHS

REACH	FEBRUARY	MARCH	APRIL	AUGUST	DECEMBER
1	-	-	-	-	-
2	-	-	-	-	-
3	5.03/28.91	-	3.81/26.14	-	1.98/21.99
4	5.33 / 29.60	3.5/25.44	5.33 / 29.60	-	2.28/22.67
5	5.03*/28.91	-	4.22*/27.08	-	2.26/22.67
6	3.81/26.14	-	2.9/24.08	2.59/23.38	1.98/21.99
7	-	-	-	-	-
8	-	-	-	-	-

KEY

- Ridge heights given as maximum heights of ridge sails in meters
- (-) indicates no data
- (*) maximum of 2 values from 2 different laser tracks
- corresponding ridge width calculated from equation 1: $Y = f(x) = 17.501 + 2.27x$

SOURCES: Tucker, 1979 (CRREL Report)
Kovacs, et al., 1975

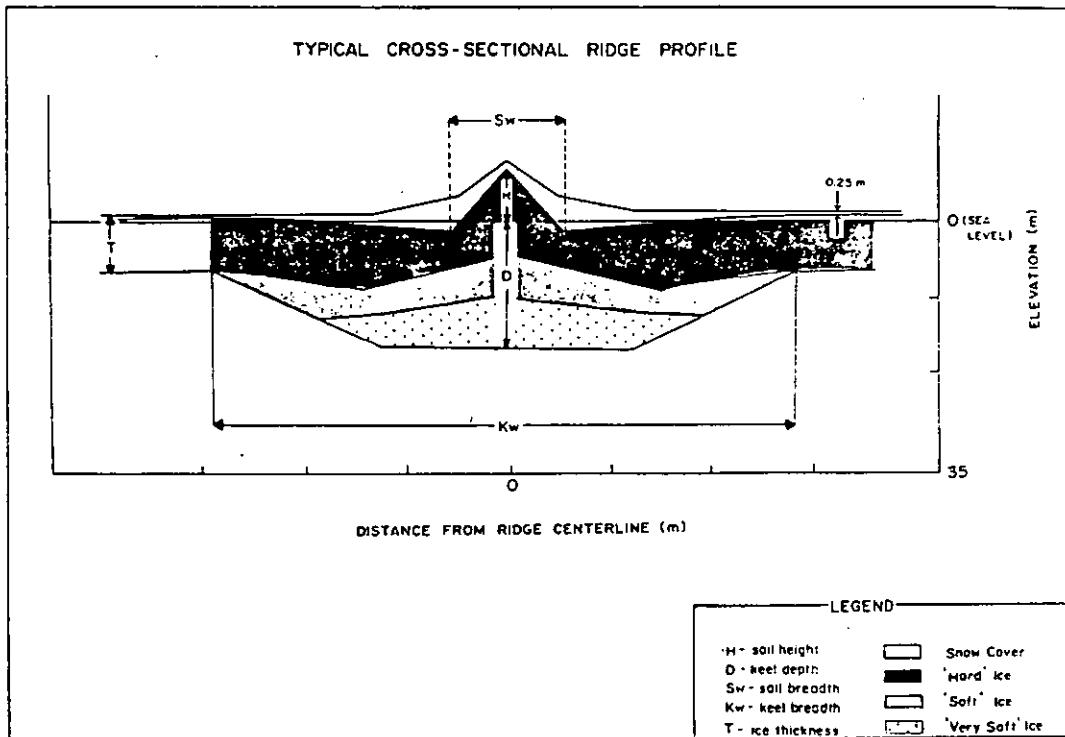


图 3.1.6

ARCTIC CANADA LIMITED

RIDGE FREQUENCY FOR VARIOUS HEIGHT RANGES

表 3.1.6

MONTH: JULY

RIDGE HEIGHT (m)	CORRESPONDING RIDGE WIDTHS FROM EQUATION	REACH				
		1	2	3	4	5
> 3.0	24.30	(-)	(-)	0	0	0
2.7-3.0	23.97	(-)	(-)	0	0	0
2.5-2.7	23.40	(-)	(-)	0	0	0.010
2.3-2.5	22.95	(-)	(-)	0.067	0.002	0.010
2.1-2.3	22.50	(-)	(-)	0	0.018	0.015
1.9-2.1	22.0	(-)	(-)	0	0.025	0.040
1.7-1.9	21.59	(-)	(-)	0.200	0.053	0.106
1.5-1.7	21.13	(-)	(-)	0.133	0.107	0.192
1.3-1.5	20.68	(-)	(-)	0	0.173	0.465
1.1-1.3	20.22	(-)	(-)	0.133	0.391	0.869
0.9-1.1	19.77	(-)	(-)	1.267	1.084	1.606
0.7-0.9	19.32	(-)	(-)	0	1.980	2.980
0.5-0.7	18.86	(-)	(-)	11.000	7.084	9.051

KEY

- (-) indicates no data
- frequencies given as number of ridges per km

EQUATION:

$$y = F(x) = 17.501 + 2.27x$$

where y = ridge width, in meters
 x = ridge height, in meters

SOURCE: Atmospheric Environment Service, 1974 - 1979

表3.1.7

CONSTANT PARAMETERS *

σ	= Stefan-Boltzmann constant ($5.57 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$)
ϵ	= emissivity (0.97)
L_v	= latent heat of vaporization ($2.533 \times 10^6 \text{ J/kg}$)
L_{fi}	= latent heat of fusion for ice (formation = $2.72 \times 10^5 \text{ J/kg}$, melt = $3.344 \times 10^5 \text{ J/kg}$)
L_{fs}	= latent heat of fusion of snow ($3.344 \times 10^5 \text{ J/kg}$)
C_H	= drag coefficient of sensible heat (1.1×10^{-3})
C_E	= drag coefficient of evaporation (0.6×10^{-3})
C_p	= specific heat capacity of air (1010 J/kg)
a	= density of air (1.32 kg/m^3)
i	= density of ice (920 kg/m^3)
K_s	= incoming shortwave radiation (0 J/m^2)
T_o	= ocean temperature (-1.8°C for sea water, 0°C for fresh water)
i	= penetrating fraction for shortwave radiation (0.17)

* These parameters are considered to be permanent when producing program runs in Appendix D. However, the program does contain the capabilities of the user to change them.

表3.1.8

VARIABLE PARAMETERS

ρ_s	= density of snow
L_s	= incoming longwave radiation
L_t	= outgoing longwave radiation
S	= salinity
T_a	= temperature of air
T_{EQ}	= equilibrium surface temperature
T_g	= temperature at the interface between ice and snow
f	= relative humidity
K_t	= outgoing shortwave radiation
u	= wind speed
k_i, k_s	= thermal conductivity of ice and snow respectively
h	= snow depth
H	= ice thickness
P	= atmospheric pressure
α	= albedo
Q^*	= net radiation flux
F_H	= sensible heat flux
F_E	= evaporative heat flux
F_I	= conductive heat flux
F_A	= energy flux due to ablation

表 3.1.9
WEEKLY MEAN OBSERVED ICE THICKNESSES

	BAXTER ISLAND*	PT. BARRON** (Reach 3, ca)	SACHS HARBOR*** (N.W.T., ca)
JANUARY			
1	121.0	92.1	104.9
2	126.1	110.9	113.0
3	134.8	116.7	119.1
4	143.1	123.1	125.2
FEBRUARY			
1	144.8	130.1	137.1
2	150.3	135.4	144.2
3	155.2	133.9	144.7
4	160.5	141.2	154.6
MARCH			
1	164.8	140.0	156.1
2	169.3	145.1	164.0
3	173.8	149.0	163.5
4	176.0	162.7	172.9
APRIL			
1	189.5	166.8	170.9
2	188.8	171.0	178.8
3	184.7	180.0	183.1
4	184.2	181.0	180.8
MAY			
1	182.8	177.0	186.7
2	178.5	168.3	185.9
3	169.7	173.7	193.9
4	160.7	162.5	186.1
JUNE			
1	144.3	127.0	174.2
2	125.7	-	161.7
3	106.6	-	139.4
4	57.5	-	139.8
JULY			
1	-	-	-
2	-	-	-
3	-	-	-
4	-	-	-

表 3.1.10

WEEKLY MEAN OBSERVED ICE THICKNESSES

	BAXTER ISLAND*	PT. BARRON** (Reach 3, ca)	SACHS HARBOR*** (N.W.T.)
AUGUST			
1	-	-	-
2	-	-	-
3	-	-	-
4	-	-	-
SEPTEMBER			
1	-	-	-
2	-	-	-
3	-	-	-
4	-	-	-
OCTOBER			
1	18.0	-	17.7
2	25.0	27.3	17.0
3	29.5	29.7	22.6
4	29.4	38.9	29.4
NOVEMBER			
1	41.8	48.4	47.2
2	53.7	57.8	56.3
3	62.0	63.2	62.7
4	73.0	69.9	73.9
DECEMBER			
1	-	76.0	77.9
2	2	93.9	85.1
3	3	91.3	93.4
4	4	114.0	104.9

KEY: - a 1961, 1962, 1963-1972 data only
 - b 1964-1972 data only
 - c 1956-1972 data only
 *** Thicknesses given in centimeters.
 (-) indicates no data.

SOURCES: Bilelio, M.A. and R.E. Bates
 1961-1972, CRREL
 Special Report #43,
 Parts II, IV, V, VI, VII,
 Richardson, P.A. and B.H.
 Burns, 1975, Ice Thickness
 Climatology for Canadian
 Stations, Environment Canada,
 Atmospheric Environment,

表3.1.11 氷厚推定シミュレーション結果まとめ

実行番号	地 点	氷の種類		計算・観測比較図		相関係数	計算の目的	結果、考察、その他
		計算	観測					
1	POINT BARROW	淡水水	淡水水	図3.1.7	0.998	淡水氷によるシミュレーションモデルの検証		観測値と計算値は良く一致している。
2	POINT BARROW	海水	淡水水	図3.1.8	0.997	雪の密度を一定値とした。 雪の密度を月毎に変化させた。 区間4と5の水厚推定。	雪の密度 の影響比 較	計算値は観測値より2~5%低め。 海水の熱伝導率が淡水氷のそれより低いめと考えられる。
3	POINT BARROW	海水	淡水水	図3.1.8	0.975	横雪量・シミュレーション開始日を 変えて計算し、その影響を比較。		実行2よりも、現実的な雪の密度を入力したもの。 観測値のもつ計測誤差・水厚のバラツキを考えると、十分満足のいく値と考えられる。
4	BARTER ISLAND	海水	淡水水	図3.1.9	0.919	横雪量・シミュレーション開始日を 変えて計算し、その影響を比較。		水の形成の安定する日(シミュレーション開始日) を10月24日として実行。
5	BARTER ISLAND	海水	淡水水	図3.1.9	0.957	区間3の水厚推定。		実行4に対して、10月10日に氷の安定する日として実行。比較対象が淡水氷であることを考慮すると、実行3の場合と同様満足のいく値といえる。
6	SACHS HARBOUR	海水	海水	図3.1.10	0.996	海水による観測値・計算値を比較。		海水による直接比較の結果、シミュレーションモデルの確かさが検証された。
7	TUKTOYAKTUK	海水	なし	図3.1.11	—	区間1の水厚推定。		検証はできないが、結果は信頼できるものと思われる。

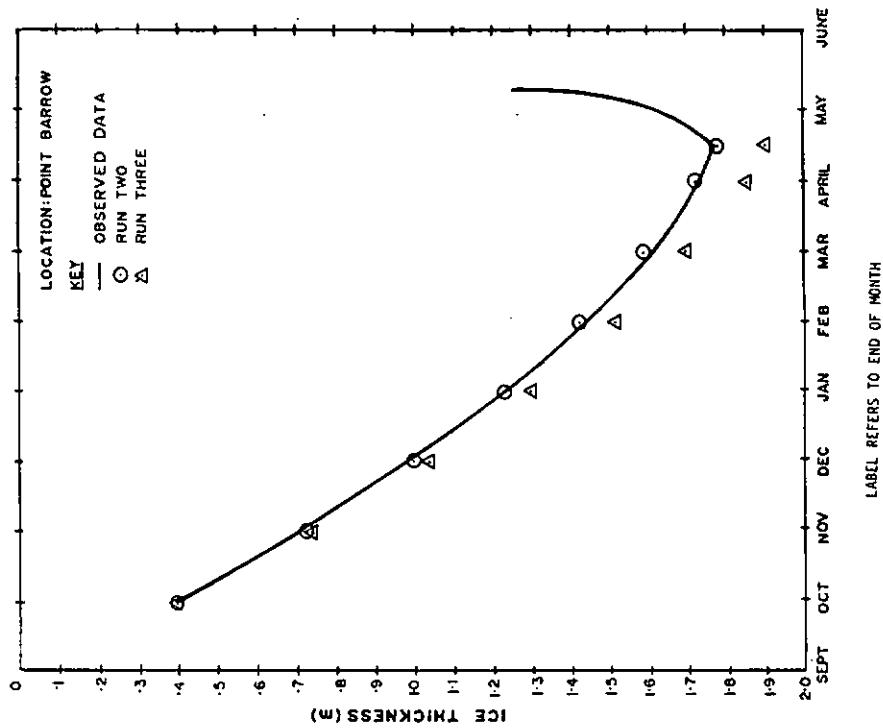


FIG. 3.1.8

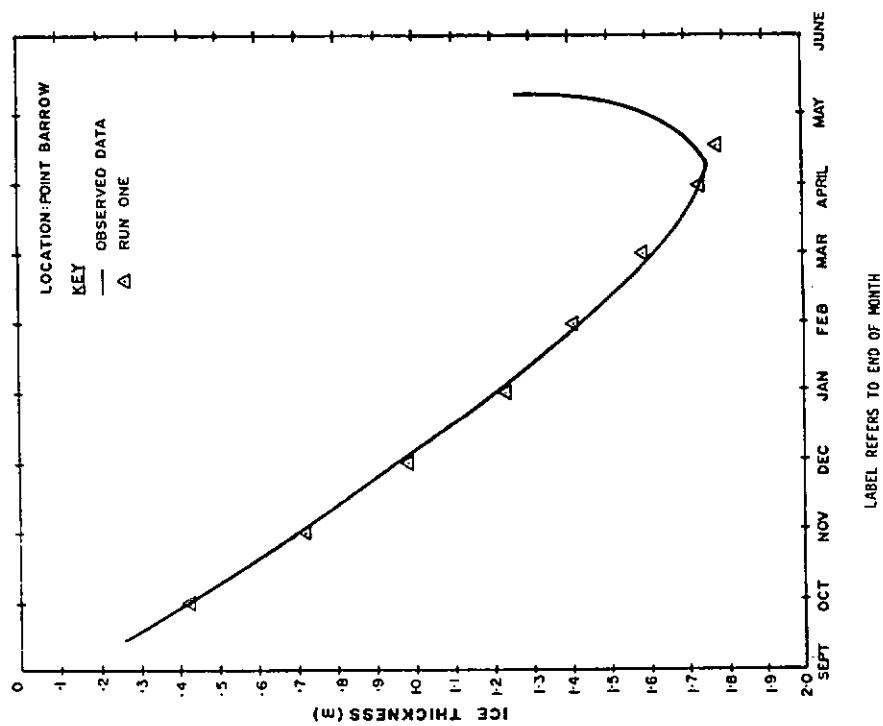


FIG. 3.1.7

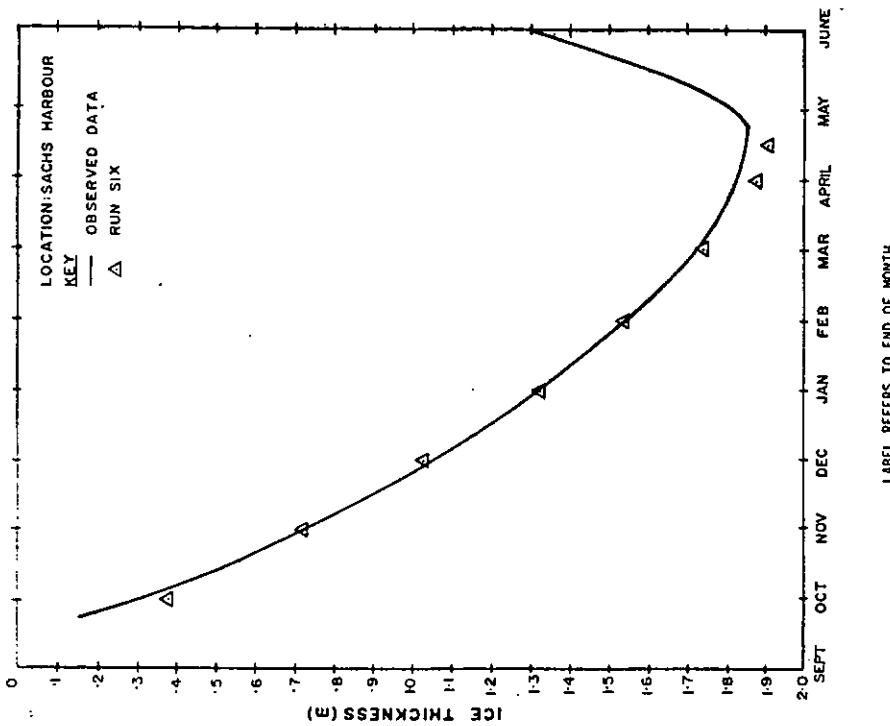


图 3.1.10

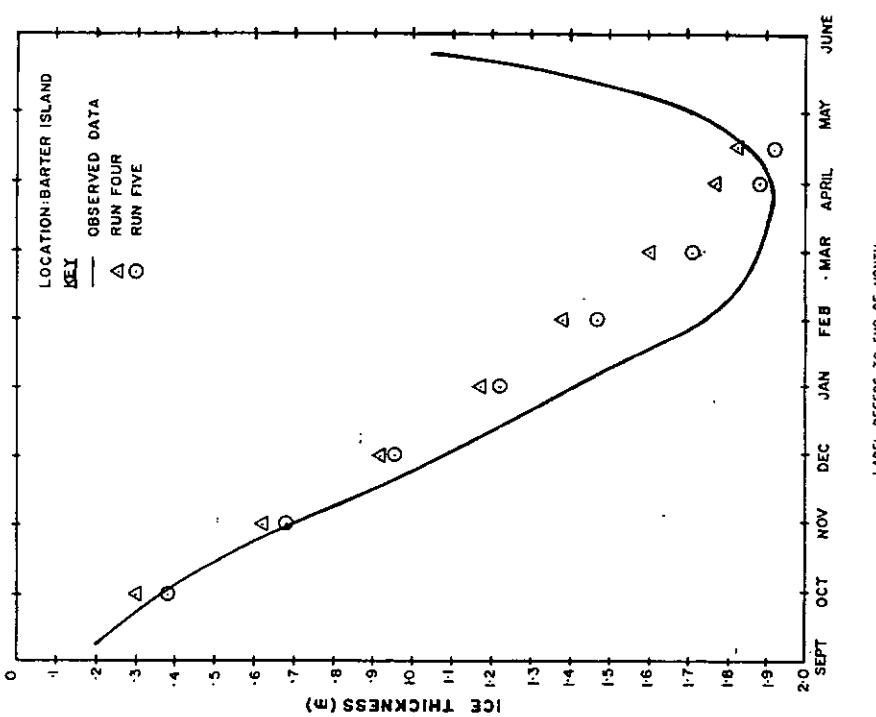


图 3.1.9

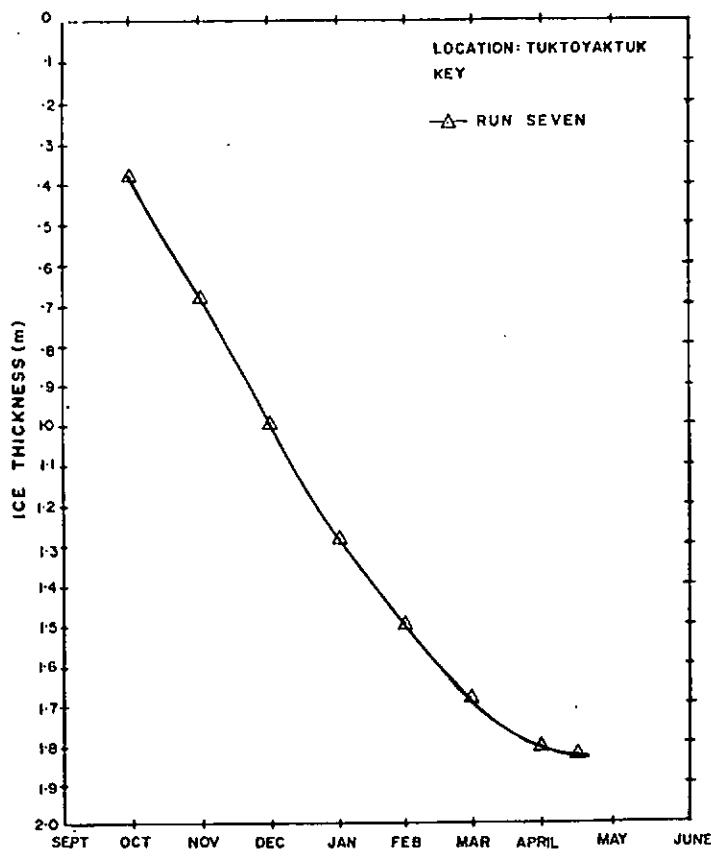


图 3.1.11

表 3.1.12

REACH	MEAN MONTHLY ESTIMATED ICE THICKNESSES											
	JAN	FEB	MAR	APR	MAY	JUNE	JULY	AUG	SEPT	OCT	NOV	DEC
1 (Tuktoyaktuk)	127.8	149.7	166.2	180.1	182.2	--	--	--	--	38.8	69.7	100.0
2	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--
3 (Barter Is.)	122.4	147.1	170.8	188.0	192.4	--	--	--	--	38.4	67.7	96.6
4 & 5 (Pt. Barrow)	130.9	151.3	170.3	185.9	189.9	--	--	--	--	41.4	73.9	104.0
6	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--
7	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--	--

KEY:

-- indicates no data

thickness given in centimeters

values derived from ice growth model equation after J. Miller (1981)

3.1.3 APOA 文献調査

Arctic Petroleum Operators' Associationでは、ボーフォート海、バフィン湾、デービス海峡などの極海全域にわたる気象、海象、氷況などの調査研究、氷海中の海洋構造物及び船舶の挙動、関連技術課題についての feasibility studyなど、幅広い調査、研究活動が行われ、近年、報告書、研究論文等の整理が進んで、その利用が容易になっている。

ボーフォート海等における海象、氷況データの不足を補い、氷海中の海洋構造物に作用する氷荷重関連データを収集するため、下記の APOA 文献を購入、調査した。各文献の概要を下にまとめておく。

- 1) Statistical study of passage into the Beaufort Sea via point Barrow
- 2) Small prototype cone test
- 3) Model experiments to determine the forces exerted on structures by moving ice fields(Comparison with small prototype test results)
- 4) Mathematical model to describe the behaviour of a moving ice field encountering a conical structure
- 5) Normal and extreme winds and waves in the Canadian Southern Beaufort Sea
- 6) Wind, waves, weather and icebergs in Baffin Bay and Davis Strait, Summer 1972
- 7) East coast mooring program, analytical phase
- 8) Large scale ice interaction tests with an artificial island and with a caisson retained island, winter 1975-76
- 9) Monopod drilling unit for the Beaufort Sea, final cost estimate

- (1) Statistical study of passage into the Beaufort Sea via Point Barrow

本研究の目的は大型の深吃水船舶がポイントバロー、アラスカ回りでボーフォート海南東部マッケンジー湾まで成功裡に航行できる確率を決定する事である。太平洋からマッケンジー湾迄のルートにおいては、ルートの最後の部分、チュクチ海の北東ポイントバロー西部からマッケンジー湾の部分のみが、海氷が航行へ障害を及ぼす。この最後の海域の氷象は明確なパターンが無く、各年の変動が大きいが、これはその海域の天候状態、とりわけ風に大きく依存するからである。夏季においても、陸風(*offshore wind*)が吹けば氷は沖合いへ流れ、海岸に沿って水路(*lead*)ができるが、海風(*onshore wind*)の場合は逆に水路(*lead*)は閉ざされてしまう。

ルートの特徴として、チュクチ海においては、航行シーズンにて水深(20, 30, 40 フィート)による航路幅の差はあまり無いが、ポイントバローからマッケンジー湾迄はかなりの差があり、特に 20 フィートと 40 フィート水深で差がある。又、ルートにおいて Point Hope を越えるとマッケンジー湾迄海氷から避難する場所は非常に少い事である。

氷象の特徴として、通常 6 月後半もしくは 7 月初旬以降ベーリング海峡に氷は見られないし、又ベーリング海からチュクチ海ポイントバローに到る暖流があるため、アラスカ海岸側において氷は比較的少い。しかし、ポイントバロー、ポイントバローからマッケンジー湾迄の間では氷は大きな問題となり、前述の如く、天候とりわけ風に支配されるので長期予測が非常に困難である。事実 1968 年では、ポイントバローからマッケンジー湾迄、開水路幅は 200 海里にも達したが、1975 年では、夏季に全く見られ無かった。

アラスカ海岸に沿った年当りの航行数は少く、有意義な統計解析を行うことは困難であり、又、航行数が比較的あるものは浅吃水船舶のものである。そこで統計解析として 1962 年から 1977 年迄 16 年間の氷象に関するデータを用い、水深と氷象に対応した船速の組み合せを仮定した航行方法

によりシミュレーションを行った。航行方法として、最小水深と氷象に対応した船速を13分類にシミュレートし、16年間でそれぞれ夏季出発日を1週間間隔、22ケースについて行い、トータル4,576(13×16×22)航海についてトレースしたものである。

又、解析場所はポイントパロー西方 Point Franklinからマッケンジー湾(136°W)迄の464海里(約1852km)について行い、氷象データはその間各場所の各年のデータに基づいている。

シミュレーションケースを表1にて、各年の出発日と1962~1977年迄の16年間の平均航行成功率、平均航行日数の関係を図1、2にそれぞれ示す。

その結果、最も現実的なケース(開水路3ノット、 $1/10 \sim 3/10$ 氷板2ノット、 $4/10 \sim 6/10$ 氷板1ノット、その他0、最小水深：20, 30, 40フィート)に対して、シミュレーションは1962年から1977年迄の16年間で1975年を除き航行可能であり、成功率は94%の確率であった。これは航行経験者が成功率は88%~97%と云っている事と良く一致している。

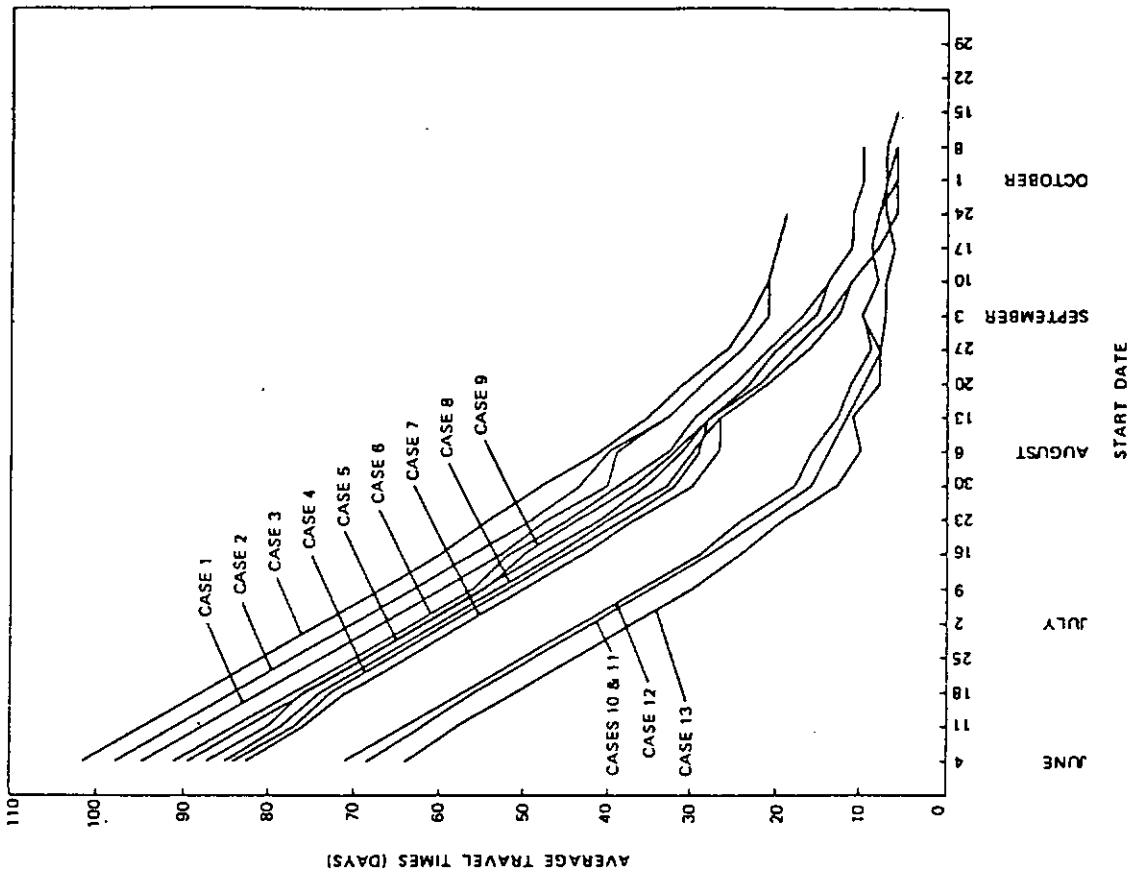
又シミュレーションにより、船速が速いほど(1ノット→3ノット)、最小水深が浅いほど(40フィート→20フィート)、氷海中航行能力が大きいほど、与えられた出発日に対して航行成功率が高くなり、又、平均航行時間が短縮されるという期待された成果を確認するものである。

最後のリコメンデーションとして、毎年、太平洋からマッケンジー湾迄40フィート吃水船舶の航行は可能である。

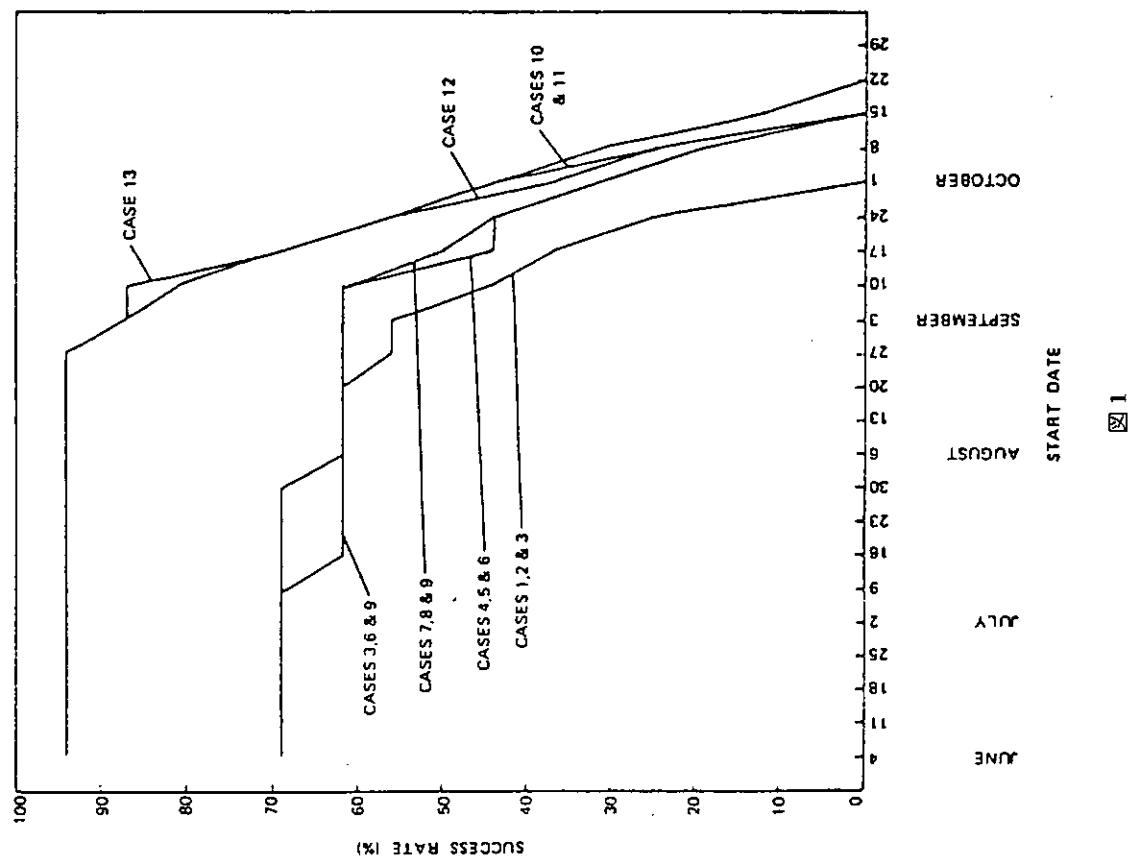
表1 Simulation Cases

CASE NUMBER			
VESSEL SPEED vs ICE COVER	MINIMUM WATER DEPTHS		
	20 FEET	30 FEET	40 FEET
VESSELS TRAVELLING FROM THE PACIFIC OCEAN TO MACKENZIE BAY			
1 KNOT IN OPEN WATER. 0 OTHERWISE.	1	2	3
2 KNOTS IN OPEN WATER. 0 OTHERWISE.	4	5	6
3 KNOTS IN OPEN WATER. 0 OTHERWISE.	7	8	9
3 KNOTS IN OPEN WATER. 2 KNOTS IN 1 TO 3 TENTHS ICE COVER. 1 KNOT IN 4 TO 6 TENTHS ICE COVER. 0 OTHERWISE.	10	11	12
TUGS RETURNING TO PACIFIC OCEAN FROM MACKENZIE BAY			
3 KNOTS IN OPEN WATER TO 6 TENTHS ICE COVER. 0 OTHERWISE.	13	-	-

SIMULATION RESULTS
AVERAGE TRAVEL TIMES FOR SUCCESSFUL YEARS



SIMULATION RESULTS
SUCCESS RATES FOR THE SIXTEEN YEARS, 1962 TO 1977, INCLUSIVE



(2) Small prototype cone test

近年注目されている極地での海洋開発のため、氷海用コニカルコーンに作用する氷荷重についての実験的検討を行っている。模型実験は、幅100フィート、長さ180フィート、水深4.5~10フィートの試験水槽で、実物の $1/8$ の 45° コーン模型を使用し、5種類の速度で氷をけん引して行われた。コーン内部に設置した検力計により、コーンに作用する水平方向及び垂直方向の氷荷重を計測している。

これより次に示すような結果が得られた。

- (i) 本実験においては、水平方向氷荷重に対する氷のフルード数の影響はほとんど見られなかった。
- (ii) 水平方向氷荷重は、氷の強度とライドアップの関数として次のような式で表現できる。

④ 平均ピーク荷重について

$$\frac{R_H}{\sigma_f h^2} = 0.475 + 0.837 \frac{\rho_w g D}{\sigma_f} \cdot \frac{D}{h}$$

⑤ 最大ピーク荷重について

$$\frac{R_H}{\sigma_f h^2} = 0.75 + 0.875 \frac{\rho_w g D}{\sigma_f} \cdot \frac{D}{h}$$

ここで R_H : 水平方向氷荷重

σ_f : 氷のたわみ強度

h : 氷厚

ρ_w : 氷の密度、ここでは $\rho_w g = 0.0371 \text{ lb/in}^3$

D : 水線面でのコーンの直径

- (iii) 総垂直氷荷重／総水平氷荷重の比は、氷のたわみ強度の増加にしたがって、増大する傾向を持つ。

(3) Model experiments to determine the forces exerted on structures by moving ice fields (Comparison with small prototype test results)

勾配 45° の直立円錐に作用する大氷盤の氷圧力を調査するため、模擬氷(synthetic ice)を用いた模型実験を行ったもの。模型は、Imperial Oilが屋外氷水槽にて1974年の冬に氷圧力計測を行った円錐の $1/5$, $1/10$, $1/20$ 及び $1/30$ 縮尺円錐模型で、水線直径はそれぞれ、24, 12, 6及び4インチである。模型氷厚は $0.29 \sim 1.25$ インチ、曲げ強度は $3.58 \sim 14.21 \text{ psi}$ 、又弾性率は $649 \sim 24,293 \text{ psi}$ である。弾性率・曲げ強度比 E/σ は、 $180 \sim 2,970$ であり、 $E/\sigma < 1,000$ となったのは1シリーズのみである。摩擦係数は約0.2としたが、総実験数42ケースの中12ケースでは模型氷の再使用に起因する模型氷板下面の荒れにより、摩擦係数は0.37となつた。

実験目的の一つは、大型円錐の実験状態と相似な氷況下で相似縮尺模型による実験を行い、円錐に作用する鉛直及び水平氷圧力の比較を行うことであったが、この目的に適った実験とはなっていない。相似氷況が比較的良好に実現できたケースでは、縮尺模型による水平氷圧力は、大型模型の値より14%ほど高かった。

相似模型試験の比較には、2つの方法を用いた。一つは、有次元の多重回帰方程式によるもので、最適回帰式は、水平氷圧力 R_H (1bs)について

$$R_H = 0.0568 + 0.698 Dh^2 + 0.0757 \sigma D h^{1.5}$$

である。但し、 D は円錐直径(インチ)、 h は氷厚(インチ)、 σ は氷の曲げ強度(psi)である。

他一つは、無次元の多重回帰方程式によるものである。即ち

$$\frac{R_H}{\sigma h^2} = 1.316 + 0.9455 \frac{\rho_w g D}{\sigma_f} \cdot \frac{D}{h}$$

である。ここに、 ρ_w は水の密度、 g は重力の加速度である。

相似模型試験の結果、下記のことが明らかになった。

- (i) 相似縮尺模型による計測値は、大型円錐の値より概ね 20 % 高い。
- (ii) 相似模型群による実験では、直径、勾配等の設計項目ばかりでなく、氷厚、曲げ強度、摩擦係数などの氷況パラメータを変えて氷圧力を計測する必要がある。
- (iii) ここで求めた最適回帰式は、円錐一般に適用することは適当でない。
- (iv) 円錐水線上の形状、状態が氷圧力に及ぼす影響を調査する必要がある。

(4) Mathematical model to describe the behaviour of a moving ice field encountering a conical structure

円錐形状の構造物に働く、一様氷板及び氷丘脈による氷圧力を推定する理論モデルを検討したもので、構造物受圧面が比較的滑らかな場合と構造物表面に碎氷片の凍差 (ad frozen ice slabs) が生じた場合の 2 ケースを取り扱う。又、理論モデルを導き、その有効性を検証する目的で模型実験を行った。その結果、下記の結論を得た。

- (i) 構造物表面への碎氷片凍差は、氷の破壊過程及び氷圧力にかなりの影響を与える。凍差の影響の程度は、凍差力の相対強さによって決まる。凍差力が弱ければ、先ず、凍差が解かれ、氷の破壊過程に本質的な変化はない。凍差力が強ければ、氷の破壊過程と氷圧力は、圧碎モードに対応する。例えば氷厚 7 フィートで碎氷片のみが凍差した場合には、無凍差時氷圧力 2,320 kips に対して凍差時 3,248 kips であり、圧碎前に凍差が解かれるための最大凍差力は 35 psi 程度となる。
- (ii) 試算例から見ると凍差を生じた際に氷圧力は最も大きい。従って、設計荷重としては、無凍差時の氷圧力の外、凍差時の最大氷荷重を考慮する必要がある。
- (iii) 円錐表面上の碎氷片の乗上げは、総氷圧力に著しい影響を与える。
- (iv) 理論モデルの効用が実証できた。しかし、このモデルはあくまで、近似モデルであり、更に厳密なモデルが必要である。
- (v) 今後、計算機によるパラメトリックな研究を行う必要がある。
- (vi) 氷丘脈の破壊と構造物に働く力については、凍差を生じた場合の研究が必要である。

(5) Normal and extreme winds and waves in the Canadian Southern Beaufort Sea

ボーフォート海マッケンジー湾近傍海上 8 箇所の、主として夏期(6 月～10 月)における風(風向、風速)・波浪(波方向、波高、波周期)及び高潮の標準値と極値について、調査・解析した。

(i) 風

風の極値については、測候所の風の記録を海上の観測船の計測データと対比させることにより、陸上と海上の風の相関を求める。測候所の長期にわたる風の記録から選んだ極値を、海上の風の極値に換算した。それを用いて、海上における再現期間 2 年、5 年、10 年、20 年、50 年、100 年に対する風を求めた。北西の風が最も強く、再現期間 50 年の風速は瞬間風速で 61～73 ノットとなる。

風の標準値については、調査海域近傍の 6 測候所の風の記録より、月毎の風向・風速の頻度分布、風速に対する継続時間の頻度をまとめた。6 月から 10 月の間では、10 月・9 月の順に風が強く、またマッケンジー湾の東域は西端に比べて 20 % 風が強い。

(ii) 波浪

波については、Bretschneider の計算図表をもとに、先に求めた風のデータを使用して、水線と海岸線により狭められる吹送距離、さらに浅水影響・波の回折等を考慮した波浪推定方法を用いて、波浪の極値と標準値をもとめた。適確な波浪推定を行うため、海上の波浪測定器による計測

記録と比較検証を行うことにより、風のデータの選択方法、吹送距離の設定方法について検討を行った。

波浪の極値については、風のデータから1962年～1973年の各年毎の最も厳しい暴風を1つづつ選び、それらを用いて上述の波浪推定方法により波高・波方向・波周期を求め、再現期間に対する極値の形でまとめた。50年再現期間に対する極値は、有義波高13～15フィート(4.0～4.6m)、波方向は北西、波周期は8秒であり、また最大波高は場所によるが32フィート(9.8m)に達する。

波の標準値は、風の標準値を求めた時と同じ風のデータを用いて波浪推定を行い、有義波高・波方向・波周期の頻度を求め、さらに有義波高に対する継続時間の頻度を求めた。調査海域全体の傾向は、北西の波方向、波周期は2～3秒が最も多く、4フィート(1.2m)以上の有義波高が発生する頻度は9月が最も多い。

(ii) 高潮

同じく暴風時のデータを用いて、Bretschneiderのモデルにより、海岸寄りの点について、海面と風との摩擦抵抗による海面の上昇を推定し、再現期間に対する極値の形でまとめた。再現期間50年の潮高は、基本水準面(略最低々潮面)から9フィート(2.7m)に達する。

(6) Wind, waves, weather and icebergs in Baffin Bay and Davis Strait, Summer 1972

1972年の夏(7月～10月頃)に、Hans Egedeという船に乗ってバ芬ン湾とデービス海峡の風、波、天候、氷山の観測を行い、そのデータを作表した。

時刻は全てGreenwich mean timeを用いた。

風は1時間毎に、平均風速 $1/2$ ノット刻みで表し、風向は16方位で表した。

波は3時間毎に、有義波高に相当する目視平均波高を $1/2$ フィート刻みで表し、方向を10刻みで表した。

気圧、天気、視程、雲、気温、水温は6時間毎とし、観測地点は毎日Greenwich時12:00における値を、緯度、経度で分刻みで表した。

気圧はミリバールで表した。

天気は、Small hail, Mist, Fog, Haze, Pure air, Drifting snow, Hail, Soft rime, Glazed frost, Soft hail, Thunderstorm, Showers of sleet, Showers of snow, Showers of rain, Granular snow, Drizzle, Sleet, Snow, Rain, Sunshineといった20の状態を記号化して大別し、さらに100の状態を記号化し細別した後、6時間の間に目立った天気があれば、10の状態を記号化し付記して表した。

視程は、0～50ヤード、50～200ヤード、200ヤード～ $\frac{1}{4}$ 海里、 $\frac{1}{4}$ ～ $\frac{1}{2}$ 海里、 $\frac{1}{2}$ ～1、1～2、2～5、5～10、10～25、25海里以上の10段階で表した。

雲はMANMAR tableに従って、雲量を8分率で、形をCirrus, Cirrocumulus, Cirrostratus, Altocumulus, Altostratus, Stratocumulus, Stratus, Nimbostratus, Cumulus, Cumulonimbusの10種の組合せて、高さを10段階で、さらに個数を低空、中空、高空に分けて表した。

気温はウェットとドライの二つを摂氏温度で、海水温度も摂氏温度で表した。

氷山は、船から半径12海里までを2海里毎に区切り、その時の船の位置と氷山の個数を随時表した。個々の氷山に船を近づけて観測を行い、高さ、水線長、質量及びタイプを船の位置と共に表した。タイプは、Weatherd Tabular Berg, Perfectly Spherical or Rounded Berg, Picturesque "Greenland" Type Berg, Pinnacled and Ridged Pyramid Type

Berg, Last Stages Horned and Winged Type Berg の 5 つで表し、時に所見を加えた。

(7) East coast mooring program, analytical phase

ラブラドル海、デービス海峡に設置されるマリーンライザーにかかる動荷重を求めるため、この地域の潮流が、従来の資料、実地計測、解析的計算等により解析された。

その結果、この付近の潮流は、今まで発表されてきた値よりも、やゝ大きいことが判明した。

地球の自転効果からのみ計算された潮流は慎重に使用されなければならない。即ち tidal flow, internal wave, inertial current, storm surge 等の他、海表面近くでは風や波による影響を考慮する必要があろう。

これらの値は、地理上の場所によっても変わってくるので、実際に潮流計測を行って推定することができる。この海域内の 5 地点において潮流を水深毎に推定しているが、水深 200m より深いところでは、この推定値は精度が高いと思われるが、200m より浅いところでは、風、波等気象上の資料が乏しいのでやゝ精度に欠けよう。

(8) Large scale ice interaction tests with an artificial island and with a caisson retained island, winter 1975-76

本研究は、氷海水槽を用いて人工島（図 1 参照）及び CRI (caisson retained island ; 図 2 参照) と一様な氷板との相互作用を調査するものである。

本研究の主たる目的は上記構造物に氷がライドアップ（乗り上がる）するのか又はバイルアップ（積み重なる）するのかを調べること及び構造物に作用する水平氷力を計測することにある。

(i) 人工島（図 1 参照）

実物の $1/10$ 模型の人工島を用いて合計 9 回の実験を行った。表 1 のテスト No. 1 ~ 8 A に各実験の日付、氷厚、塩分濃度、気温、氷の曲げ強度、ヤング率、模型に作用する最大氷荷重及び氷の挙動を示す。

上記実験結果より次の点が明らかとなった。

- モデルスケールで 3 インチ以上の氷厚を持つ氷は、人工島模型にライドアップしてくる。
- 上記ライドアップを防止するため、人工島模型の上に gravel berm (図 3 参照) を設けたが、この berm は氷のライドアップ防止に有効だとは考えられない。
- 既にバイルアップしている氷は、バイルアップを発生させるのに有効に働く。（テスト No. 3）
- 上記結果の解釈にあたっては、テスト時の氷の曲げ強度が実スケールに戻した場合ボーフォート海における曲げ強度の約 10 倍にもなるため注意を要する。

(ii) CRI (図 2 参照)

実物の $1/7$ 模型の CRI を用いて合計 4 回の実験を行った。最も厳しい荷重条件はケーソンに直角に氷がある場合である。本実験では、この点及び CRI の周りの氷片の動きを見るという点を考慮して、一つのケーソン及びこれに隣接するケーソンの一部を模型として用いている。表 1 のテスト No. 9 ~ 11 に実験結果をまとめる。

上記実験結果より次の点が明らかになった。

- 破壊された氷片はケーソンにライドアップし、上部構造物により前面の氷板へと押し出される。
- 氷のジャミング現象は見られなかった。

(iii) その他

本実験で得られた氷荷重をスケールアップして設計荷重として用いることはできない。例えば、人工島の場合、人工島周りに凍結した氷塊における氷の圧壊荷重が一般に設計荷重として用いられるが、本実験ではそのような状態をシミュレートしていない。

SCHEMATIC OF THE ARTIFICIAL ISLAND MODEL

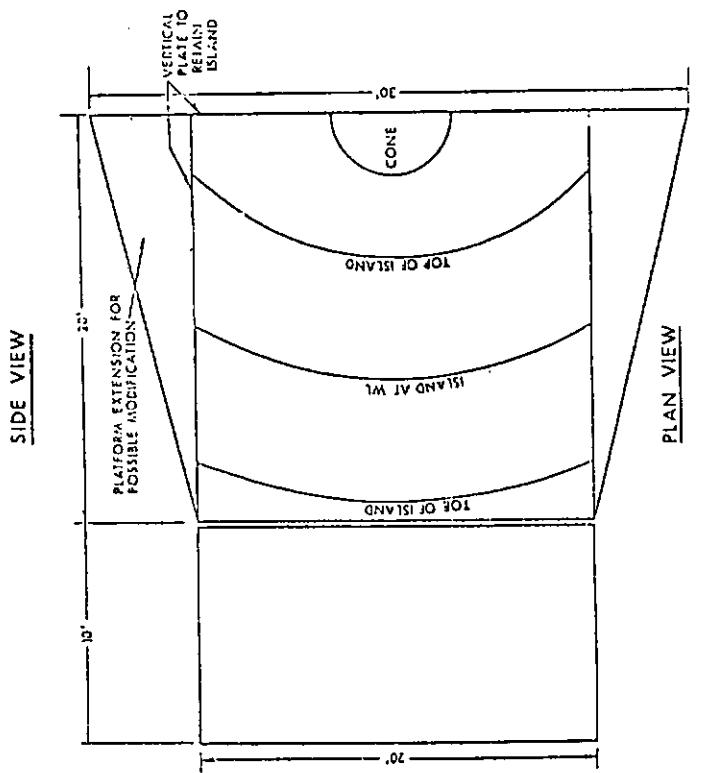
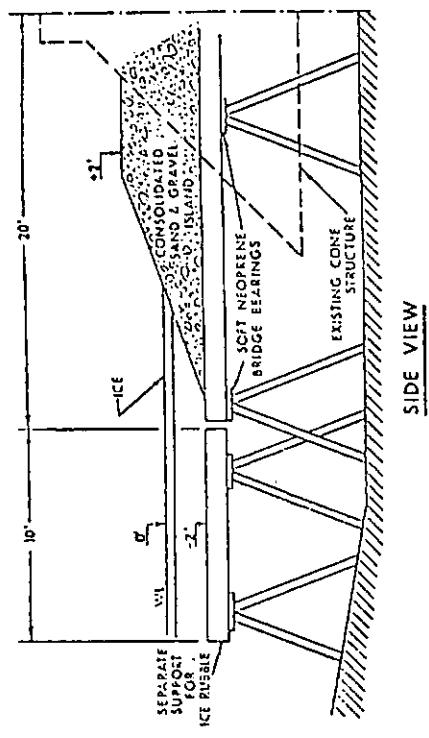


図 1

SCHEMATIC OF THE CAISSON RETAINED ISLAND MODEL

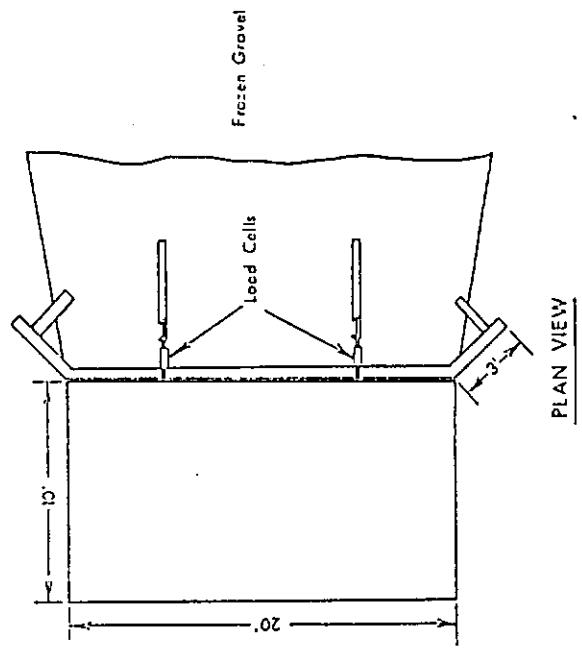
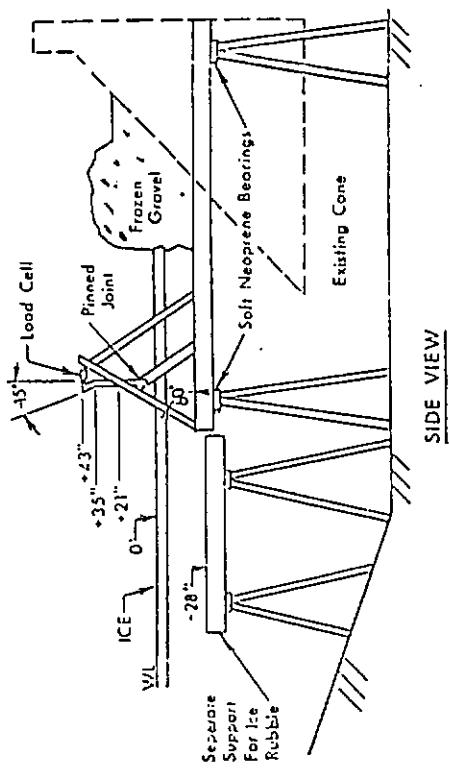


図 2

SCHEMATIC OF ISLAND WITH GRAVEL BERM

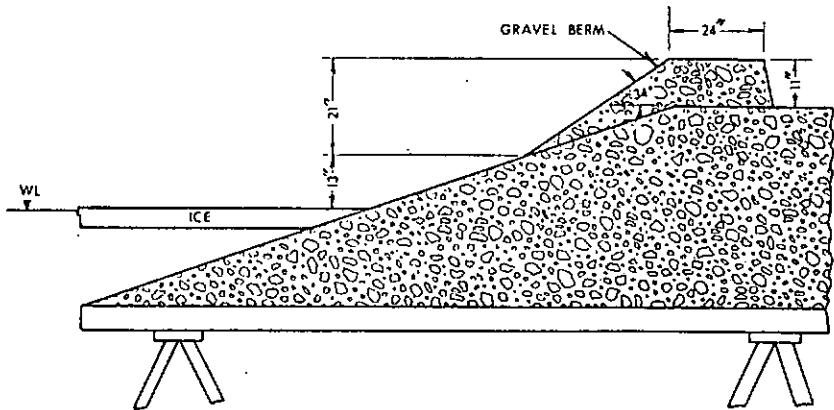


図 3

表 1

TEST NO	DATE	ICE THICKNESS IN.	WATER %/oo	ICE %/oo	AIR TEMP °C	FLEXURAL STRENGTH IN-SITU PSI	SMALL BEAM PSI	FLEXURAL MODULUS SHEET PSI ² x 10 ⁵	SMALL BEAM PSI ² x 10 ⁵	MAX FORCE ON MODEL LB.	COMMENT
1	Dec 3/75	5.1	25.0	5.5	+ 8	14.3±2.7	---	—	—	30,700	RIDE-UP
2	Dec 23/75	2.9	23.0	7.5	+ 7	—	50.5±21.1	—	0.469±0.324	5,500	PILE-UP
										22,700	BREAKOUT
3	Jan 5/76	6.1	19.0	7.5	-22	23.4±4.3	61.4±24.0	1.609	1.193±0.938	64,500	PILE-UP
4	Jan 8/76	5.6	22.2	8.7	20.5	14.9±2.1	15.9±8.9	0.224	0.465±0.423	40,000	RIDE-UP
5	Jan 14/76	5.4	22.2	6.7	-1.5	18.3±3.2	26.4±15.8	0.298	0.701±0.548	10,100	RIDE-UP
6	Feb 6/76	4.2	27.5	7.5	+ 7	15.3±4.6mm 12.3±3.0mm	36.5±15.5	0.433	0.584±0.391	9,800	RIDE-UP
7	Feb 13/76	1.3	26.5	8.2	- 2	18.7±2.9	13.92±6.15	3.896	0.361±0.214	NIL	PILE-UP
8	Feb 18/76	1.3	---	—	---	—	—	—	—	1,870	PILE-UP
8A	Feb 18/76	2.2	26.7	6.0	-3.6	26.9±6.1	31.32±18.4	1.093	0.067 **	5,340	PILE-UP
9	Mar 4/76	8.0	16.1	4.4	-7.5	26.2±4.7	122.8±29.6	1.000	3.10±0.692	30,000	SUPER STRUCTURE 1750 LBS.
10	Mar 16/76	3.3	14.4	4.3	+5.6	27.0±10.6	24.0±9.2	1.010	—	9,436	SUPER STRUCTURE 0 LBS.
10A	Mar 16/76	6.2	14.4	3.0	+5.6	29.9±4.4	42.6±22.8	4.765	—	38,790	SUPER STRUCTURE 1650 LBS.
11	Mar 18/76	10.2	14.0	1.8	+8.6	31.0±11.0	44.2±13.5	1.975	2.03±1.31	24,533	SUPER STRUCTURE 1560 LBS.

** ONE SAMPLE

(9) Monopod drilling unit for the Beaufort Sea, final cost estimate	
(i) 造船所 契約分	
1. スケールワーク	2 3,763,000 ドル
2. 機器	8,403,460
3. 装置	1,201,105
4. 電気	1,735,300
5. 塗装	1,064,180
6. 傾斜試験及び海上試験	110,000
小計 — 造船所契約分	<u>3 6,277,045 ドル</u>
(ii) オーナー 支給品	
小計 — オーナー支給品	7,410,376 ドル
合計 — 項目(i)+(ii)	43,687,421 ドル
臨時費 ④ 6 % ±	2,621,579
合計	<u>46,309,000 ドル</u>
(iii) エンジニアリング及び間接費	
1. 堀削会社費用	2 0 0,000 ドル
2. 造船所検査及び図面承認	2 5 0,000
小計 — エンジニアリング及び間接費	<u>4 5 0,000 ドル</u>
合計 — 項目(i)+(ii)+臨時費+(iii)	46,759,000 ドル
(iv) カナダ政府補助金及び利息	
1. 補助金(41,595,801 ドルの 17 %)	(7,071,000) ドル
2. 建造中の利息	4,676,000
造船所離れの総合計	<u>44,364,000 ドル</u>
(v) 移動	
1. 動航費	1,256,550 ドル
2. 保険(12% × 46,759,000 ドル)	5,844,875
3. リグのデイレート(60日 ④ 37,859 ドル)	2,187,780
4. 動航乗組員	1 0 0,000
移動総費用	<u>9,389,205 ドル</u>

3.2 氷海船舶試験水槽における模型実験

3.2.1 L/B シリーズ

(1) 供試模型船等

船舶の氷中における推進性能に及ぼす船型要素の影響などを理論的な手法により推定するためには、船体まわりの砕氷現象の解明、氷の動的な性状の研究、更には氷中における抵抗成分の分離、評価などが必要であって、現状では実用、実設計に供しうる理論はない。又、氷海商船等については設計図表や系統的模型試験データも殆んどなく、公表資料によって氷中の推進性能等を定量的に推定することはできない。従って、先ずは船体主要目の主たる因子が氷中の推進性能に及ぼす影響を調査し、船型要素と氷中の推進性能との関係の大要を把握することが肝要である。

船長・幅比 L/B は従来の定性的研究から氷中の抵抗特性を支配する最も重要なパラメータと考えられている。一般開水面での L/B に関する系統試験では、模型船長を一定として船幅を変化させるのが通例である。これに反して、今回の L/B シリーズ試験では、船幅を一定として船長を変化させたシリ

ーズとなっている。これは、一つには、船の水中の抵抗特性を支配する因子が、従来の碎氷船に係わる研究では船幅であることが判っているからである。このため、シリーズ模型船はS.S.No.7より前方の船首部、及びS.S.No.4 1/2より後方の船尾部を共通として、船体中央部の長さを変えることにより L/B を変化させている。船体による碎氷現象が主として船首部で生じ、碎氷抵抗に及ぼす船体後半部の影響はほど無視することができることに着目した処置である。

氷海商船は、その採算上、長い船体平行部、あるいはほど平行な船体中央部の採用は不可避と考えられる。このため、氷海商船は、碎氷船とは異なる氷中性能を示すものと考えられ、この船体平行部が、氷中の抵抗推進性能に及ぼす影響を明らかにすることが重要となる。本 L/B シリーズでは船首尾を同一として、船体中央部の長さを変化させ、船体平行部の評価を行うに適したシリーズとなるよう考えてある。従って、自航試験ではシリーズを通して共通の模型プロペラを使用した。

シリーズ模型船の主要目等を表3.2.1に、模型プロペラの要目を表3.2.2に示す。模型船は木製でその表層をエポキシ系樹脂にて強化し、表面硬度を増したものである。模型船自重は重いが、模型船内に搭載装備した自航用直流電気、減速歯車、軸受等からの振動、曲げ強度が比較的大きく、弾性率、曲げ強度比の大きな氷中での実験時など、碎氷に基く船体振動が模型船体を介して動力計等に悪影響を与えることがない長所を有する。因みに、欧米での氷水槽では、GFRP製の氷中試験用模型船が多用されているが、船舶技術研究所氷水槽の経験では、高感度の動力計の使用時には、GFRP製模型船では、碎氷時の船体振動が動力計に影響を及ぼすことがあることが知られている。又、GFRP製模型船では肋骨等を配して充分な強度を持たせるよう工夫しなければ、船体振動が船体表面上の氷の接触状態に影響を与えることがある。この点については、氷の摩擦に基く抵抗成分の相対的に大きな氷海商船等に対しては慎重な配慮が必要である。

前述のように、本シリーズでは模型船を3分割とし、船首尾を共通として、船体中央部の長さを変えている。船体平行部の長さは、それぞれ0.20L(M.B-005)、0.40L(M.B-003)及び0.53L(M.B-004)である。又、船長・幅比 L/B は、それぞれ5.19(M.B-005)、6.92(M.B-003)及び8.86(M.B-004)である。但し、Lはそれぞれの模型船の垂線間長である。

模型船の主要目を表3.2.1に、母型(M.B-003)の正面線図の概略を図3.2.1に示す。

模型プロペラは、ブロンズ製で、回転方向の外廻りである。模型プロペラ要目を表3.2.2に示す。

(2) 試験状態

試験は満載状態で行った。氷海商船ではice beltやプロペラ保護の点から、軽貨あるいは半載といった状態は余り意味がないため、これらの載貨状態での実験は行われない。しかし、船首部の碎氷現象やプロペラ面への碎氷片の流入程度の検討など、満載状態以外の載貨状態での氷中模型試験の効用を考慮すべきであろう。

模型船の縦慣動半径については具体的な資料が皆無であるので、波浪中試験等で常識的な値0.25Lとした。縦揺れ等に基く抵抗成分は低速で大きいが、碎氷船と異なり極海用大型タンカー船型では、船体運動が少ないと、又、一般に縦揺れ等に及ぼす縦慣動半径の影響は船体運動振幅の絶対値よりは同調船速のずれの方が大きいことなどを考慮すると、この種の船型に対しては縦慣動半径の数パーセント程度の差違は、殆んど問題にならないものと思われる。

横揺れ周期については、ガイド装置の影響や抵抗動力計と模型船船体との固着、固定回転軸などの問題があり、又、船内搭載機器からの制約もあって、特定な横揺周期の設定やGMへの配慮は行っていないが、極く常識的な範囲に調整されている。

抵抗試験においては、yaw、sway及びsurgeを拘束した。抵抗動力計は、前後方向は1cm、上下方向はほど主軸延長線に取付けた。尚、抵抗動力計は上下動及び横揺れ運動は自由な設計となって

おり、上下動ロッドの重量は重錠でバランスさせてある。上下動ロッドは摺動面を持つから、この機構を介して衝撃的な抵抗変動が dampingされる可能性がある。激しい抵抗変動のため、抵抗計測システムが rigid な系では、負の抵抗が計測されることになるが、一方、Hamburg氷水槽で使用されているような、遊びを持たせた系では負の抵抗値の計測は避けられるものの抵抗の peak が大きめに計測されること、氷況、氷質を含め、試験状態に応じた遊び系の調整が本来必要であること、などの問題もある。尚、抵抗計測を loose な系で行うことも考えられるが、抵抗計測系の最適化を図るには、基礎的なデータが不足している。

抵抗動力計の取付位置の影響については、その上下高さの差違が、 $0.2 d$ (d :吃水) 程度であれば、吃水位置に比して極端に高い位置でなければ、抵抗上有意な差違はないものと思われる。

自航試験においては、yaw及びswayのみを拘束したが、ガイド兼動揺計回転部のシンバル機構の僅かな遊びやガイド全体の弾性変位のため、yawing moment が非常に大きくなれば、僅かなyaw運動が許される。center propeller 及び port wing propeller については、自航動力計が、又 starboard wing propeller についてはダミー動力計が装備され、自航動力計の有無による軸まわりの条件の差違を少くした。プロペラは、3軸共、3軸分配器により単一の自航用直流電動機により駆動される。各プロペラ相互間で負荷に著しい差違があれば、単一の自航用電動機による駆動には問題があるが、実際に、小型模型船では出力の大きな直流電動機を複数台搭載することは難しい。この点については、いずれ大型模型船を利用して検討する予定である。

自航試験は、それぞれの状態での模型船の自航点で行った。即ち、自航用電動機の回転数を回転数制御装置を介して変化させ、ガイドのほど中央で曳引車と模型船との相対速度が最小となるようマニュアルにて調整した。模型船の surge 運動には大きな undulation があり、マニュアルによる操作調整は氷水槽長さの制約から、かなりの技術を必要とする。実際には、既に得られた実験データに基く予測を行って予めほど適当な回転数に設定しておき、航走後微調整を行うこととなるが、氷水槽終端に至る迄に、回転数の調整が不調に終った例は極めて少ない。但し、ridges 中の自航試験では無拘束状態にするか、ガイド装置の改造かのいずれかが必要となろう。

自航試験を模型船の自航点で行うことの是非については、明らかに非と言えようが、Wärtsila 社の Helsinki 氷水槽を除いた他の氷水槽ではいずれも模型船の自航点で実験を行うことを常道としている。模型船と実船では、氷況、氷質等の条件が一般的には異なるから、模型船の自航試験においては、何らかの補正を必要とする。しかし、この補正を行うためには、実験・模型船間の相関資料が充分に準備されていることが前提となる。このような資料に事欠く現状では、自航試験は模型船の自航点で行うか、あるいは又 Wärtsila のように砕氷船による実績を転用するかしか簡単な方法はない。

船舶技術研究所では、自航試験データの効用を広げるために、特殊な自航試験法を提唱しているが、従来の実験点数より多くの“run”を必要とし、必ずしも一般的な方法とは言えない。これは、抵抗動力計と自航動力計とを併用するもので、具体的には模型船 (Surge 拘束) 速度を一定として、いくつかの、予め設定した回転数でプロペラを駆動し、その際の模型船の抵抗、プロペラのスラスト、トルクを同時に計測するものであり、平水中で古くから行われているプロペラ荷重変更試験と同様なものである。この場合、自航時における surge 運動の影響の程度が問題となる。しかし、surge 運動は厳密には、負荷に対する自航系の動特性の影響を受けるから、surge 拘束の有無の影響は又別の観点から検討されねばならず、surge 拘束の影響についてはしばらくは概略的な検討しかできない。いずれにしても、これらの問題については、別の機会に検討することとしたい。

氷厚は、L/B シリーズの母型 M.B-003 を基準として、実海氷厚さ 0.5, 1.0, 1.5, 2.0 m に相当する模型氷厚 7, 14, 21 及び 28 mm の平坦氷中で実験を行い、一部、実海氷 2.5 m 相当の 35 mm の氷中においても実験を行った。

模型船の縮尺率が $1/72$ と大きく、仮に実海氷の曲げ強度を 500 kPa であるとしてCauchyの相似則に従うものとすれば、模型氷の曲げ強度は、 6.9 kPa となる。一般に、saline iceでは、曲げ強度が 20 kPa 以下となると、模型船まわりの碎氷現象が実船の状況から著しく逸脱し、曲げ強度や曲げ弾性率の測定にも問題がある。

水中模型実験の目的が単に実船性能の推定、即ち実船馬力の推定にあるとすれば、弾性率・曲げ強度比 E/σ_t の実船・模型船の相異を修正するため、Hamburg氷水槽の方法のように、 $E/\sigma_t(\sigma_t)$ をいくつか変えて模型実験を行う必要がある。特に、氷海商船のように、試験データの蓄積のない船型では、丁寧な実験が必要で、シリーズ模型船全てについて、このような模型試験を行うことは望ましくも、実験数、全体計画、経費などの点で無理がある。

実船馬力の推定に実験の主目的がなく、系統的模型試験のように船型と水中推進性能との対応を検討する場合には模型船まわりの碎氷現象が正常である $E/\sigma_t(\sigma_t)$ の高い氷中での実験による性能比較の方が、Cauchy則によりScaledownした小さな σ_t の氷中での性能比較より、より妥当な結果が得られる。

本研究部会の系統的試験は、実船馬力推定の目的を等閑するものではないが、氷水槽実験予定の制約もあって、 σ_t の高い氷中での実験を行う系統的試験の方法を採用した。このように、氷中の模型試験ではその目的とするところにより、模型氷の条件が異なる点が厄介である。

又、特に、薄い模型氷では、 σ_t の小さな場合には、碎氷パターンは実船状態とかなり異なる。氷厚 10 mm 程度では、 σ_t は 50 kPa 以上であることが望ましく、このような事情から薄い氷では高めの σ_t で実験を行った。模型氷の曲げ強度は、薄い氷の場合を除き、平均 30 kPa 程度である。船舶技術研究所の氷水槽では、急速昇温法を開発し、1日1回の結氷が可能であるが、この方法の欠点は、曲げ強度の極小点を利用するため実験での時間的余裕がないことである。氷水槽の実験経験の乏しさもあって、 σ_t 値のばらつきは系統的試験の開始当初と現在とで、かなりの差違があるのが実情である。

氷摩擦係数は、模型船表面と同一の材料、施工処理によって作られた調る、摩擦板(fiction plate)を用いる方法によって計測した。この場合、氷摩擦係数は、摩擦板と氷板($100\text{ mm} \times 100\text{ mm}$ 程度)との接触状態、即ち、dry/wet、荷重度、速度、温度によって変化する。 -5°C 、wet、法線荷重 $1 \sim 10\text{ kg}$ 、 4 cm/s の状態では氷摩擦係数は平均 0.08 であった。

氷摩擦記録の一例を図3.2.2に示す。法線荷重は 2.0 kg 、速度は 20 mm/s である。氷摩擦係数 f としては、このような記録の変動の比較的少ない区間の平均値として、

$$f = F/W$$

より求める。但し、 F は接線力、 W は法線荷重であり、 f は動摩擦係数である。

(3) 試験結果

M.B-005, M.B-003, M.B-004 の平坦氷中の抵抗試験結果を図3.2.3～3.2.5に示す。尚、図中、実験点に添えた数値は氷厚(mm)である。抵抗は、積分回路によって積分、平均化された値の平均値である。又、図中の実線は、実験中の单なるfair lineではなく、いわば、実験点の氷厚を、それぞれ所定の氷厚に換算した値でのfair lineである。

同様に、図3.3.6～3.3.8には、3隻の全抵抗係数を示す。

自航試験結果、プロペラ回転数、スラスト及びトルクを図3.2.9～3.2.20に示す。又、スラスト係数 $t' = \frac{T}{\rho_w \sqrt{V^3} V^2}$ を図3.2.21～3.2.23に、パワー係数 $P' = \frac{2\pi NQ}{\rho_w \sqrt{V^3} V^3}$ を図3.2.24～3.2.26に、見掛けの推力減少係数 $1-t$ をまとめて図3.2.27に示す。

自航試験時のスラスト又はトルク変動のヒストグラムを、centerあるいはwing propellerについて示したのが図3.2.28～3.2.34である。

尚、図中の模型船速度と実船速度との対応は、母型（M.B-003）を基準として、下記の通りである。

Model (m/s)	ship (kts)
0.182	3
0.303	5
0.404	7
0.606	10

(4) 抵抗性能の検討

平行部を有する氷海商船模型による氷中抵抗試験では、異常な横傾斜を生じ、一航走中の抵抗変動もかなり大きく、氷中の抵抗性能の評価には、単なる平均値だけでなく、その変動幅についても注目する必要がある。特に氷況の変化に富む実海面での性能を考慮すると、変動幅の大きな船型は平均値が比較的低くとも、抵抗性能上不安の残る船型と評価することができる。しかし、ここでは平均値のみについて検討することとする。

氷中抵抗Rは、氷の密度ρ、重力の加速度g、船幅B、氷厚h、氷の曲げ強度σ_f、船速Vとすれば、C₀、C₁、C₂を船型係数として、一般に

$$\begin{aligned} R/\rho g B h^2 &= C_0 + C_1 \sigma_f^{-1} + C_2 F_h^2 \\ \sigma_f^{-1} &= \sigma_f / \rho g h \\ F_h &= V / \sqrt{gh} \end{aligned} \quad (1)$$

で表わされる。(1)式の表現には、抵抗成分分離上の仮定、支配因子に対する経験則が含まれ、多用はされるものの、必ずしも充分吟味を経て導かれたものではない。碎氷現象は船首部に集中的に生ずるから、その支配因子として船幅Bをとることは正しいが、碎氷船と異なり、長い平行部を有する氷海商船においては、船幅の外、船長、更には排水量も考慮すべき因子と考えられる。

本シリーズ模型船では、船幅を一定としているから、(1)式の表現に従えば、抵抗値そのものの比較を行えばシリーズの評価ができることになる。これが図3.2.3.5である。しかし、この場合、模型船の縮尺率を1/72に一定とすることになるから、実船長はそれぞれ270m(M.B-005), 360m(M.B-003), 460.8m(M.B-004)となり、このような船相互の比較をしたことになる。又、実船長を360m一定として考えれば、模型試験時の氷厚、曲げ強度がそれぞれ異ったものとなり、仮に、曲げ強度の影響が無視できるとすれば、模型船M.B-003の状態に等価な氷厚は、模型船M.B-005ではM.B-003の8, 14, 21, 28mmに対して、氷厚は6.3, 10.4, 15.6, 20.8mmとなる。又、M.B-004では、10.7, 17.8, 26.7, 35.6mmとなる。いずれにしても、氷中性能を系統的模型試験によって詳細に知りうとすれば、主シリーズの他に、縮尺率の相異や氷質条件等の差違を補正する副シリーズの展開が必要となると言うことである。

現象がフルード則によって支配されるものとすれば、単位排水量当たりの抵抗値の比較として、図3.2.2.6が得られる。但し、氷厚については、図3.2.2.5と同様のことが言え、図3.2.2.5同様、本図に基く、抵抗性能の比較評価には注意が必要である。

氷質等の補正是無視して、長さ360mの想定実船にscale upすれば図3.2.2.7が得られる。但し、この場合、縮尺率はそれぞれ1/96(M.B-005), 1/72(M.B-003), 1/56, 25(M.B-004)である。又、同様に、想定実船の排水容積を280,900m³と仮定して、scale upすれば図3.2.2.8が得られる。但し、縮尺率はそれぞれ1/82, 34(M.B-005), 1/72(M.B-003), 1/64, 81(M.B-004)となる。

排水量の小さな碎氷船では碎氷性能等に及ぼす船型の影響は、大型の極海用タンカー等に比して顕著であり、碎氷船そのものの性状からも、排水容積ベースの無次元には問題がある。一方、極海用タ

ンカー等では、船体の over all の影響がかなり著しく、物資輸送の目的からも、排水容積ベースの表現には、必ずしも異論がない訳ではないが、合目的的な効用があろう。

模型氷の曲げ強度 σ_f は Cauchy 則に従えば、実海氷の σ_f が 500 kPa の時、縮尺率 1/96 で 5.2 kPa, 1/56.25 では 8.9 kPa となるが、この程度の σ_f の差違によって、氷中の抵抗性能が大幅に変ることは先ずないものと考えられる。従って Cauchy 則を満足する模型実験を行ったとしても、図 3.2.3.7 及び図 3.2.3.8 に示された結果が大幅に変る可能性は少ないものと思われる。

系統的模型試験結果を正しく評価・比較するためには、船体まわりの総合的な碎氷現象の解明と、氷中抵抗の抵抗成分分離が合理的に行われることが前提となる。資料不足と研究未熟な現状では、どのような評価を行うにせよ、何らかの仮定、仮説が必要であり、不確定さ、曖昧さは避け得ないが、碎氷抵抗における船幅の寄与と、総合的な抵抗に対する船長の影響、即ち bodily な効用を勘案すれば、平坦氷では、図 3.2.3.7 及び図 3.2.3.8 に近い性能と考えられる。

船体平行部及び後半部で、船体と氷板との接触、及び船体・氷板間に碎氷片を介在した模型表面への氷の接触が確率的に少なければ、排水容積ベースの比較では、平行部の長い程、抵抗性能上有利となる。このような氷の接触が、平行部あるいは又後半部でも存在する場合には、接触の度合によって、平行部の存在が抵抗性能上不利となる。図 3.2.3.7 等は、この辺の状況を表わしたものと考えられ、母型 (M.B-003) 程度迄の平行部では船側での碎氷片の流れや氷縁の形成も比較的スムーズで、母型程度が最適となっている。平行部の長い M.B-004 では碎氷片の流れは、氷厚が増すにつれ、急速に悪くなり、氷縁の形成にも異常があり、異常な横傾斜もしばしば観られるようになる。碎氷片の移動 (clearing) が悪化すると、fore shoulder 付近での碎氷にも影響が現われ、これらが総合して、抵抗値の増加を惹起する。

(5) 船体平行部の評価

厳しい氷況条件下でも操船を余儀無くされる碎氷船にあっては、船体平行部を持たないのが一般である。これは、氷摩擦を減じ、氷中での膠着の危険性を減じると共に、その作業条件から微妙な操船の要求に対して、操縦性能を低下させないためである。

楔状膠着などの研究からも、碎氷に伴う直接的な氷摩擦抵抗が船首部で主として生ずることは、氷海商船においても碎氷船同様である。しかし、比較的長い船体平行中央部を有する氷海商船においては、附加的な氷摩擦抵抗が、fore shoulder から aft shoulder にわたって、氷縁摩擦の形で存在し、これを無視することはできない。氷縁摩擦抵抗は、船首部における碎氷によって形成された開水路氷縁と船体 (fore shoulder から aft shoulder 迄) との直接的な摩擦抵抗と、氷縁と船体との間に碎氷片が介在する複雑な摩擦抵抗成分とからなる。

氷と船体との接触は非常に複雑である。船体による氷の破壊は船体による接触圧 P が、氷の破壊に要する限界圧力 P_k を超えるまで進行すれば

$$P \geq P_k = k \rho \epsilon k \quad (2)$$

である。但し、氷の密度 ρ 、比破壊エネルギー ϵ_k 、物性係数 k である。 P_k が氷の圧縮強度 σ_c に等しいものとすれば、船体の押込み速度 a_k が

$$a_k = \sqrt{2 \sigma_c / k \rho} \quad a_k^2 = \epsilon_k / 2 \quad (3)$$

の時、破壊が停止し、船体の押込みはまだ完全に停止していない。質量 M の物体の運動量 $M a_k$ は氷の弾性変形として伝達されるため、このような現象を完全に塑的に扱うことは難しい。弹性衝撃力 P_e は、

$$P_e = \rho C_i \dot{\zeta}, \quad C_i = \sqrt{E / \rho}$$

である。但し、水中音波 C_i 、氷の接触面変位速度 $\dot{\zeta}$ 、弹性率 E とする。

衝撃の弹性初期段階では、

$$\sigma_c = \rho C_i a_k \quad (5)$$

としてよいから

$$a_i = \sigma_c / \sqrt{E \rho}, \quad k = 2E / \sigma_c \quad (6)$$

である。

実測では、氷縁と船との接触によって、深さ数十cmの氷が圧縮され、壊れた氷は細かく粉砕された状態で表面に圧縮され、この粉砕氷層は、船体外板と氷板との間に中間層を形成し、氷の破壊面を境に氷は、弾性固体部分と粘性流体部分に分かれる。

衝撃が撃心打撃的であれば、船体と粉砕層との間には、乾燥摩擦が働くが、滑り打撃的な場合には、打撃に基く仕事が発熱に転換され、氷の自己潤滑が期待できる。このように液体層の形成を伴う滑り打撃では、摩擦係数は $f = 0.03 \sim 0.06$ と小さく、接線方向の氷の力は零に等しい。乾燥摩擦が働く場合には、粉砕粒子は船体表面に付着又は凝着する。

図 3.2.3.9 a のような場を考える。粉砕層の厚さ ϵ は、薄くかつ x 軸方向に一様とし、速度は

$$V_x \gg V_y \quad (7)$$

であるとする。この場合には Reynolds の式が適用できる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 V_x}{\partial y^2} &= \frac{1}{7} \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\rho}{\eta} W_c p \\ \frac{\partial p}{\partial y} &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

である。又、連続の条件から

$$\frac{\partial V_x}{\partial x} + \frac{\partial V_y}{\partial y} = 0 \quad (9)$$

である。但し、

$$W_c p = \frac{1}{\epsilon} \int_0^\epsilon \{ V_x \cdot \frac{\partial V_x}{\partial y} + V_y \cdot \frac{\partial V_y}{\partial x} \} dy \quad (10)$$

である。これを条件

$$V_x = Y_y = 0 \quad y = 0$$

$$V_x = 0, \quad V_y = \dot{\zeta} \quad y = \epsilon$$

の下に解けば、滑りを伴わない衝突の解が得られる。層中の圧力 p は

$$p = \frac{6}{\epsilon^3} \dot{\zeta} \left(\frac{C^2}{4} - x^2 \right) (7 + 0.2 \rho \epsilon \dot{\zeta}) \quad (11)$$

となるが、第2項は、慣性項であって、 ϵ が小さければ

$$p \sim \frac{6 \eta \dot{\zeta}}{\epsilon^3} \left(\frac{C^2}{4} - x^2 \right) \quad (12)$$

と近似できる。

滑りを伴う氷の衝突では、 $y = \epsilon$ での接線力が零に等しいものとして

$$p = \frac{3}{2} \cdot \frac{\dot{\zeta}}{\epsilon^3} \left(\eta + 0.3 \rho \epsilon \dot{\zeta} \right) \left(\frac{C^2}{4} - x^2 \right) \quad (13)$$

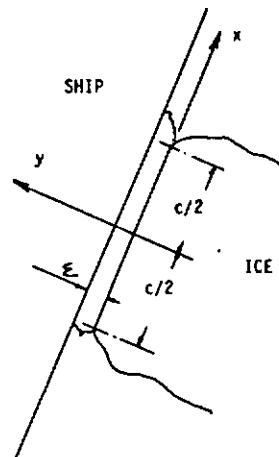


図 3.2.3.9 a 粉砕氷層

を得る。即ち、液体中間層は接触圧を約 $1/4$ に減少させることがわかる。実用的には、

$$p = K \dot{\zeta} \left(\frac{C^2}{4} - x^2 \right) \quad (14)$$

とおいて、実験により K を定めることが考えられる。

(14) 式を x 軸に沿って積分すれば単位長さ当たりの氷荷重

$$p = \frac{k}{6} \dot{\zeta} C^3 \quad (15)$$

を得る。

舷側による氷縁の圧碎を考える。Cは、氷塊の断面形状および圧碎の深さによって定まる。氷縁の破壊が初期段階を終えたものとすれば、氷縁は、直線的な輪郭を持つことになる。図

3.2.3 9 b から

$$C = BN = \frac{\zeta \cos \alpha}{\cos \beta \sin(\alpha + \beta)} \quad (6)$$

であるが、圧碎が氷厚 h に及べば

$$\zeta_{\max} = h \frac{\sin(\alpha + \beta)}{\cos \alpha} \quad (7)$$

となるが、実際には、圧碎が全氷厚に及ぶことはないし、 α も通常では無視し得るオーダーであるといわれている。式(7)から、単位長さ当たりの氷圧力は

$$p = \frac{K}{6} \frac{\zeta \cdot \zeta^3}{\sin^3 \beta \cos^3 \beta} \quad (8)$$

$$K = f(\eta, \epsilon)$$

となる。

以上のように、氷と船体の干渉は複雑で、摩擦板を使っての単純な動摩擦係数だけで扱いうる問題ではない。碎氷とそれに伴う氷縁の形成が一様定常的に生ずる場合には、氷摩擦抵抗は、概略、船体平行部の増長と共に比例的に増加する筈である。この状況は、図 3.2.4 0 a、及び 3.2.4 0 b からも推察できる。低速かつ薄氷時には船体により形成される開水路幅は高速あるいは厚氷時に比して稍広く、碎氷片の船体まわりの運動も穏やかで、氷縁、碎氷片、船側間の相互干渉も少ない。平行部が長くなり、氷厚あるいは船速が増してくると、不規則性の著しい氷摩擦抵抗が次第に増加することが判る。図 3.2.4 1 は、船体平行部の増長と共に、全抵抗が線型的に増大する範囲での抵抗増加率の変化を示したものである。薄氷かつ低速では、船体の増長による抵抗増加は一定比率で考えればよいが、高速時や、厚氷時には増長による抵抗増加は一定ではなく、氷厚、船速への依存度が極めて高いことを示している。

氷中抵抗性能上は、実氷盤内の複雑な応力分布など実海水状況の非一様性、異常な氷況との遭遇確率などを考慮すれば、船体平行部の長さは、平行部の増長による抵抗増加が線型的である範囲に留めるべきであろう。本実験結果からは、このような意味での船体平行部長さの上限は、船速、氷況、氷質等にもよるが、大約 0.4 Lpp であると言えよう。

尚、本 LB シリーズの模型船群は全て平底、鉛直舷側の船型であり、例えば傾斜舷側の採用により、この上限を延長し得る可能性はあると思われる。又、平底船型では碎氷により船首から船底部に廻り込んだ碎氷片の移動離脱は、底部の境界層の影響と碎氷片の浮力のため極めて緩慢である。船尾部底部遅緩やかに移動した碎氷片は船尾で船体沿いに浮上して、プロペラ面に流入する可能性があるが、船底部に適当な rise of floor をつけることにより、ある程度危険回避が図られるものと思われる。

又、船体後部船底部での碎氷片の存在、あるいは運動は、機関冷却水取入口、sea chest 等の氷詰りの頻度を増すため、この面からも好ましくない。

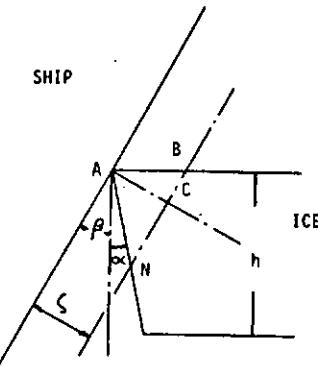


図 3.2.3 9 b 氷縁の圧碎

船体平行部長さの下限は船速、氷況条件やプロペラ没水深度にもよるが、プロペラ面への碎氷片流入頻度を一つの指標として考えると、概略 0.25 L 程度かと思われる。

(6) 推進性能

氷水槽において自航試験が行われるようになったのは、極く最近のことであり、その試験法、解析、評価、いざれをとっても未解決の問題が多く、資料不足が著しい。

抵抗・自航試験を基礎とする現在の一般水槽試験法では、抵抗・自航時において、船体まわりの流場が同質であることが前提となっている。氷中試験においては、抵抗及び自航時において、碎氷片の流れの相異、碎氷片との相互干渉に基く碎氷パターンの差違、結果としての船体運動の差違などがあり、抵抗・自航試験の組立て上の前提条件に疑問がある。

E/σ_t が高く、Cauchy則によって scale down した比較的弱い模型氷中では氷板、氷縁の局所的な圧碎が生じ、抵抗時においても模型船の異常な横傾斜は起りにくい。厳密には曲げ強度や E/σ_t の値ばかりでなく、氷の圧縮強度 σ_c についても、例えは

$$\left(\frac{\sigma_c}{\sigma_t}\right)_{\text{prototype}} = \left(\frac{\sigma_c}{\sigma_t}\right)_{\text{model}}$$

などの関係が成立つことが必要となる。

この意味で、図 3.2.2.7 に示した推力減少率は単なる参考資料に過ぎず、その絶対値についてはかなりの問題がある。

抵抗の変動量以上に、プロペラのスラスト及びトルクの変動量は重要である。図 3.2.2.8～3.2.3.4 からも明らかなように、center propeller, wing propeller, いずれにも著しいスラスト及びトルク変動が見られる。特に、図 3.2.2.8 のように広域な変動を示す場合に、単なる平均値が、どの程度の意義を持つか疑問が残る。厳密には船速、プロペラ回転数、スラスト、トルクなどについて総合的、又位相的な検討が必要となろう。

変動量は一般的には、center propeller より wing propeller の方が稍大きく、極めて常識的である。しかし、プロペラへの碎氷片の接触の状態によって、図 3.2.2.8 のように、center propeller のスラスト変動が卓抜することもある。

スラスト及びトルクの変動ヒストグラムの分布は、図 3.2.2.8 のように必ずしも一致しない。これは、プロペラ翼面に対する碎氷片の接触の様相が異なるからであり、又、逆に、スラスト、トルクの変動ヒストグラムの分布比較から、碎氷片とプロペラ翼面との相対関係を知ることができる。例えば、図 3.2.2.8 では、碎氷片は center propeller のプロペラ翼面上ほど平行に位置してプロペラ翼面と接触していると解釈できる。これは、水面下の観測窓よりの観察によって確かめられている。このため、スラスト、トルクの変動ヒストグラムは極めて重要な情報と考えられる。*

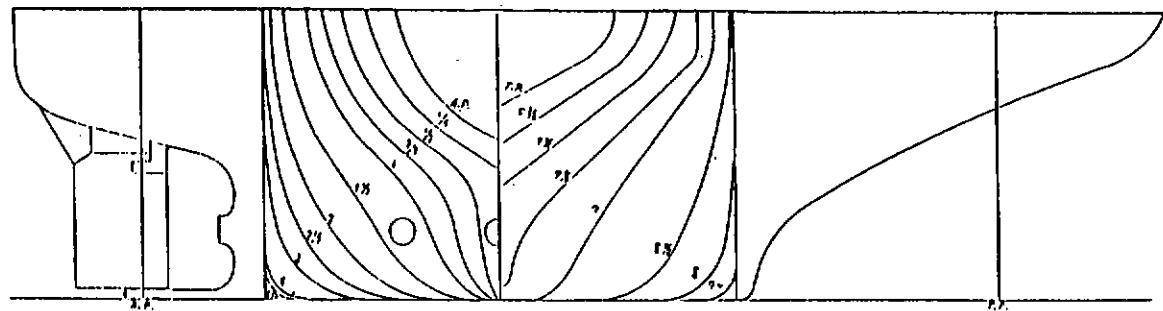
* 北川外、極海用タンカーの氷中性能については、船研報告、未刊。

表 3.2.1 模型船主要目

Model Name	B-003	B-005	B-004
L _{pp} (m)	5.000	3.750	6.400
B (m)	—	0.7222	—
draft (m)	—	0.2778	—
(Naked)			
V (m ³)	0.7503	0.5008	1.0297
C _b	0.7480	0.6656	0.8019
C _p	0.7518	0.6690	0.8060
C _m	—	0.9949	—
C _w	0.8674	0.8232	0.8964
ΔB(Fore) (m)	0.058	0.047	0.063
W.S.A. (m ²)	5.071	3.526	6.801
(With all appendages)			
V (m ³)	0.7526	0.5031	1.0320
ΔB(Fore) (m)	0.051	0.039	0.057
W.S.A. (m ²)	5.216	3.671	6.946
(Without side bossings)			
V (m ³)	0.7509	0.5014	1.0303
ΔB(Fore) (m)	0.055	0.044	0.061
W.S.A. (m ²)	5.145	3.600	6.875

表 3.2.2 模型プロペラ

MODEL PROPELLER NOS.	B-001C, R, & L
DIAMETER, D, m	0.1389
PITCH RATIO, P/D	0.800
EXPANDED AREA RATIO, A _e /A	0.810
NUMBER OF BLADE, z	4



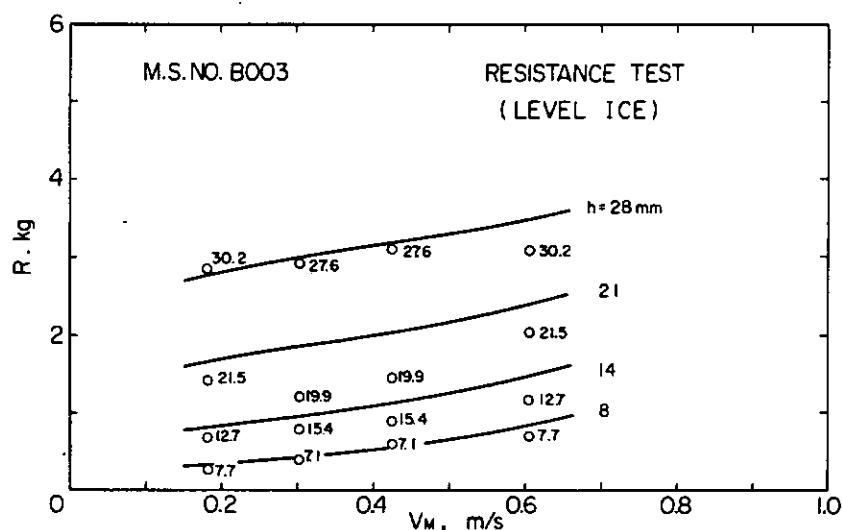


図 3.2.4 抵抗試験結果

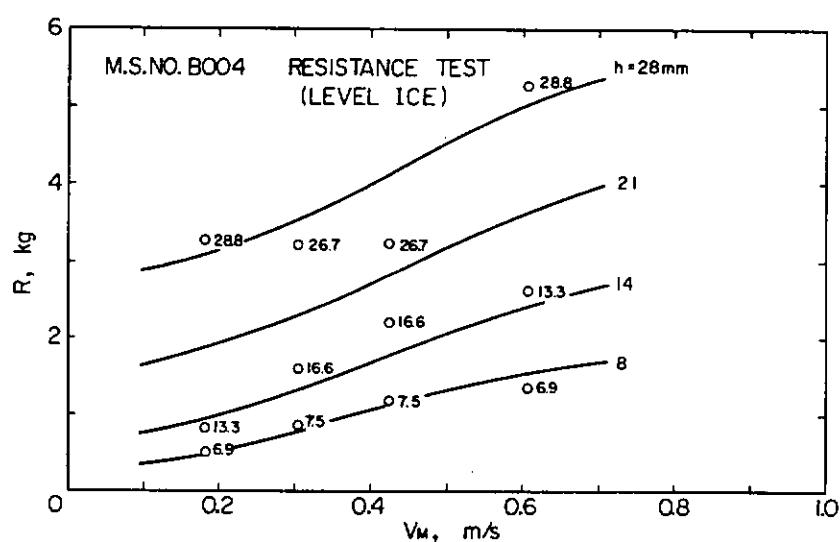


図 3.2.5 抵抗試験結果

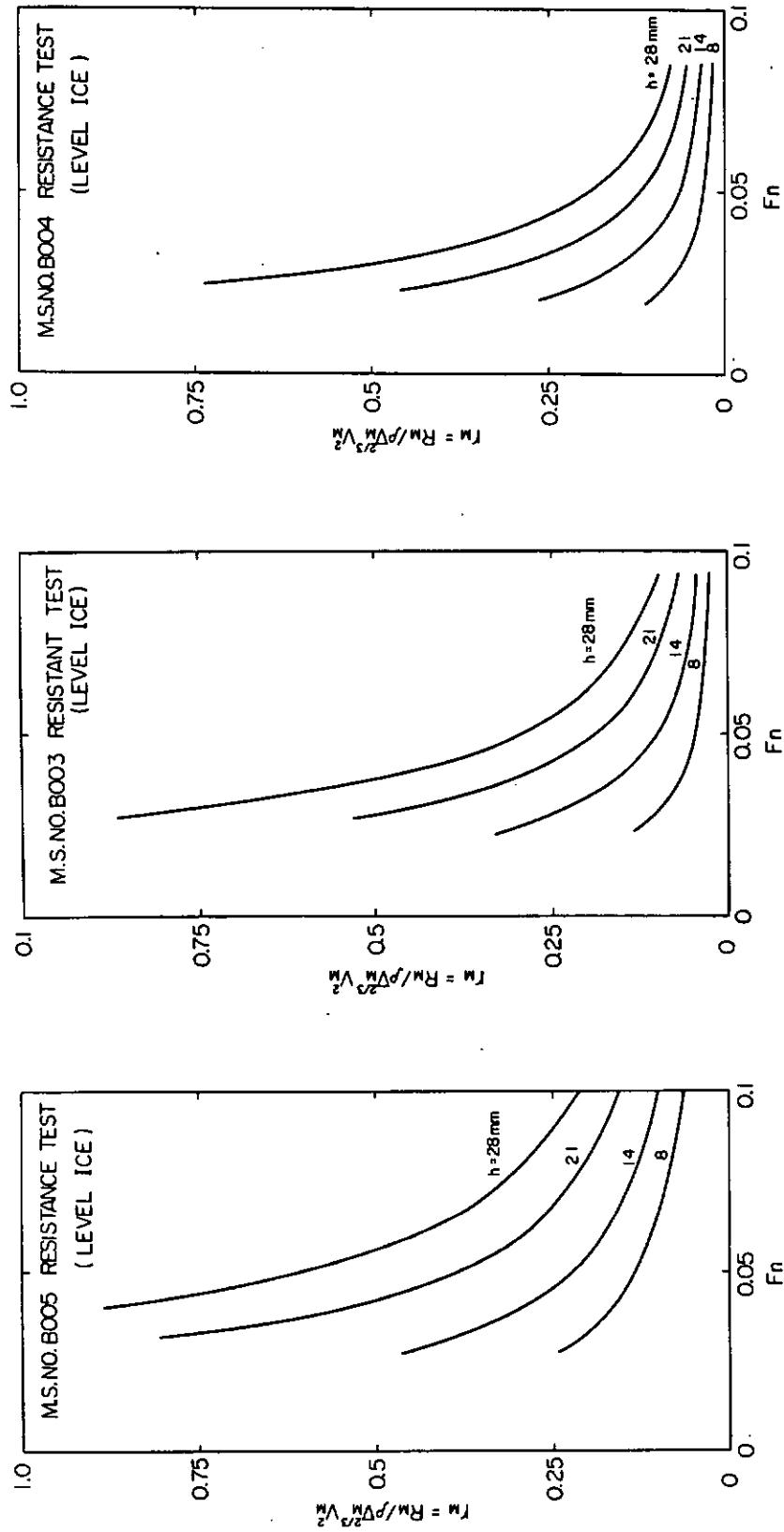


图 3.2.6 全抵抗系数
图 3.2.7 全抵抗系数
图 3.2.8 全抵抗系数

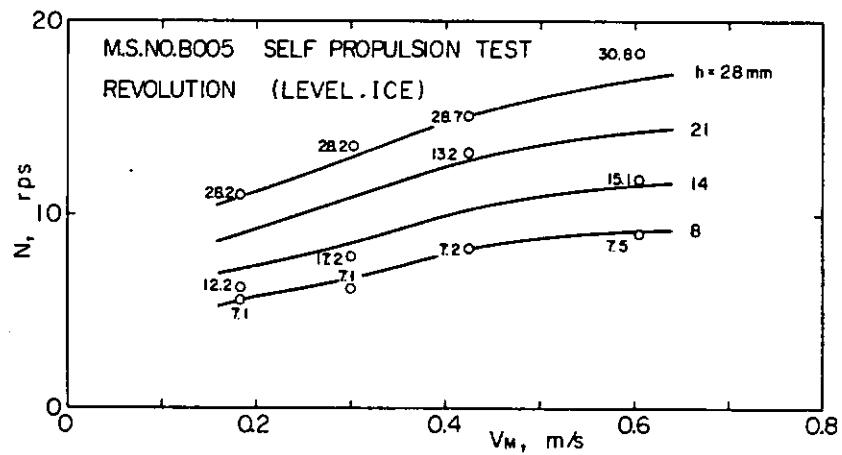


図 3.2.9 プロペラ回転数

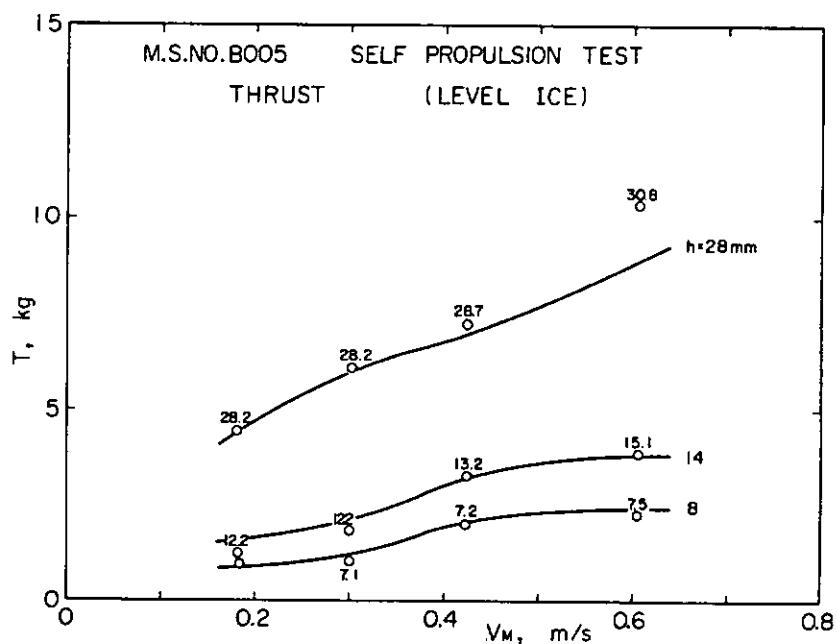


図 3.2.10 スラスト

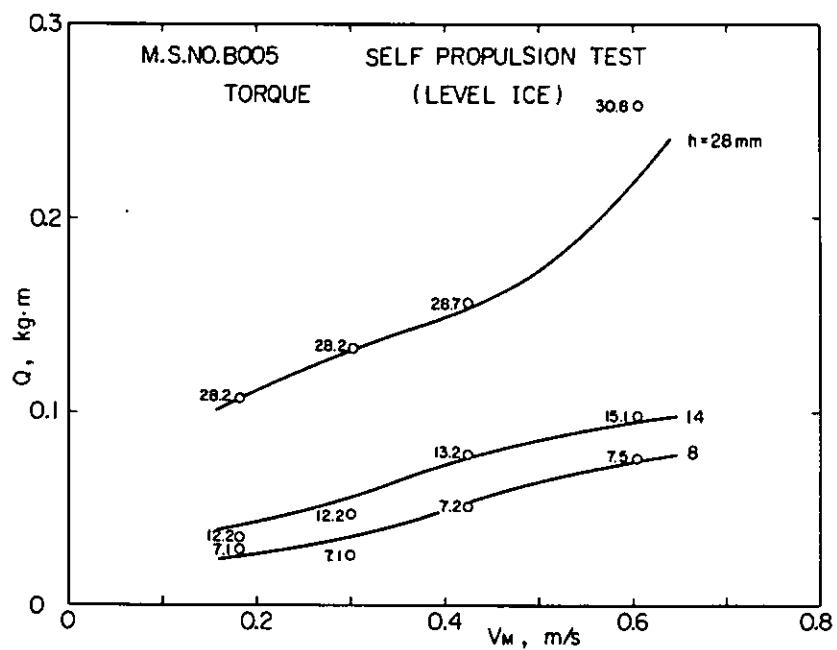


図 3.2.1 1 トルク

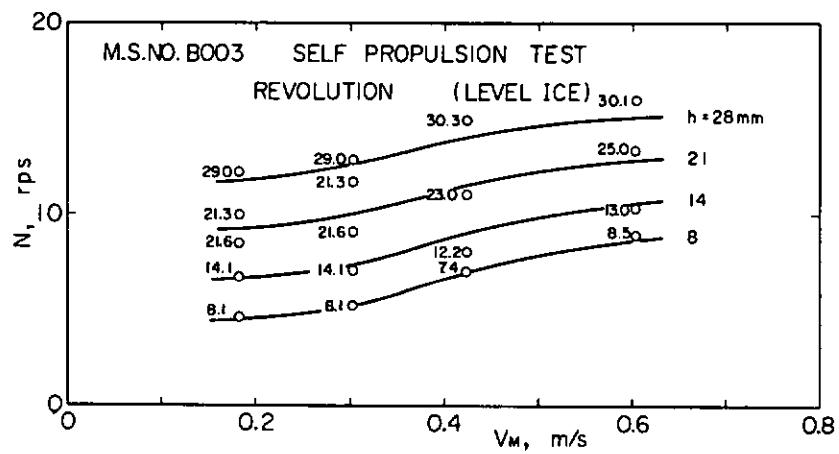


図 3.2.1 2 プロペラ回転数

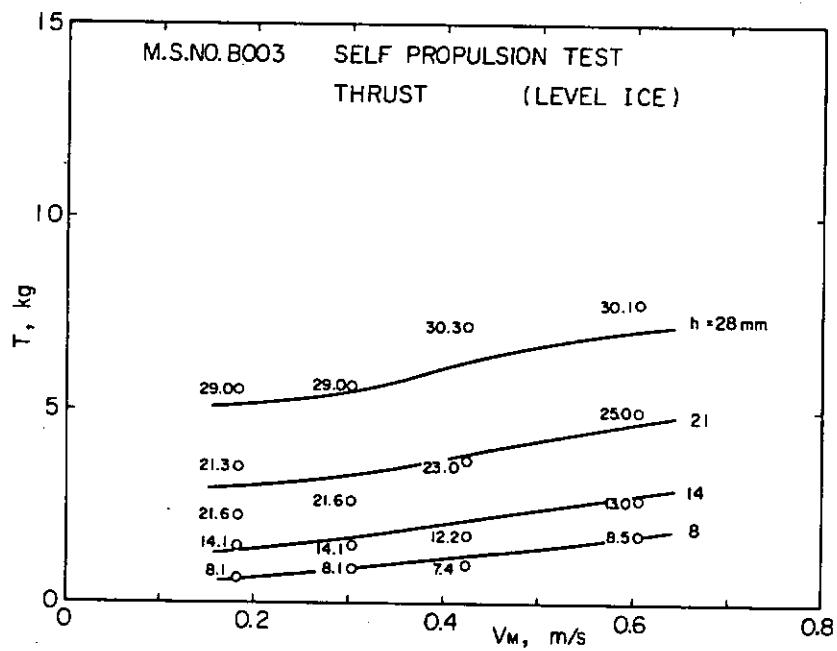


図 3.2.1 3 スラスト

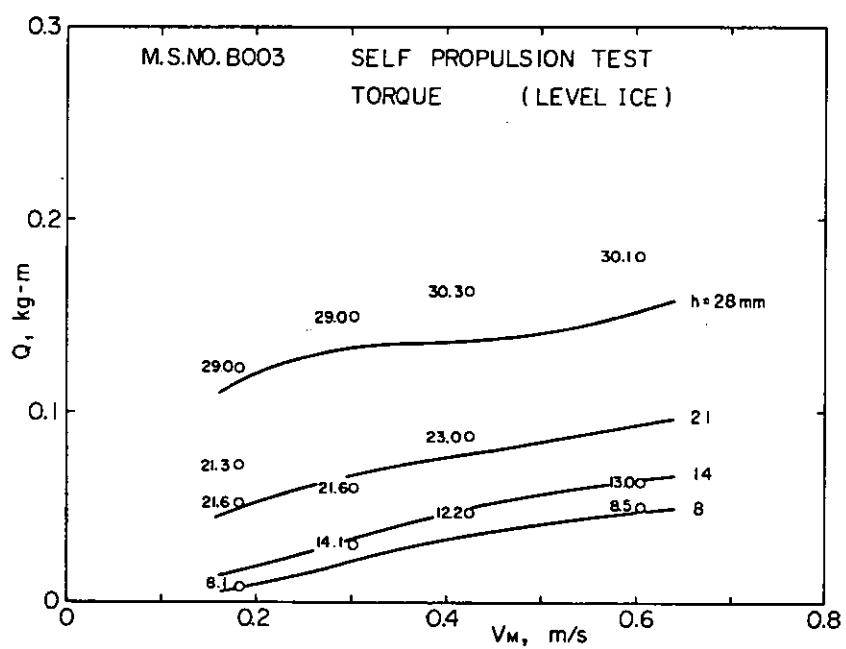


図 3.2.1 4 トルク

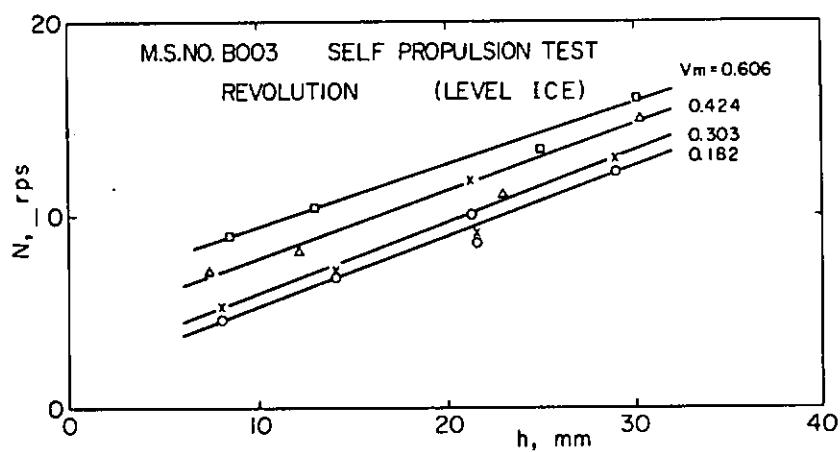


図 3.2.1.5 プロペラ回転数(氷厚)

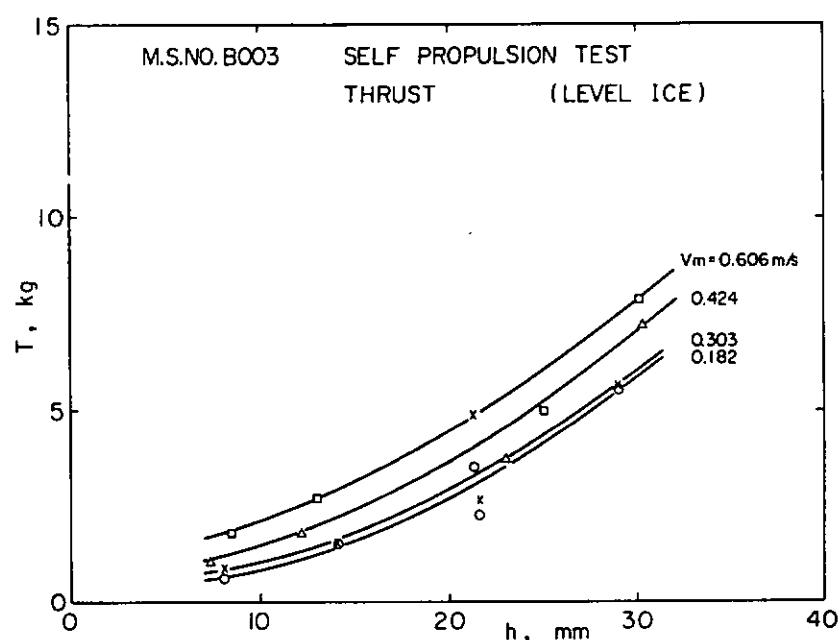


図 3.2.1.6 スラスト(氷厚)

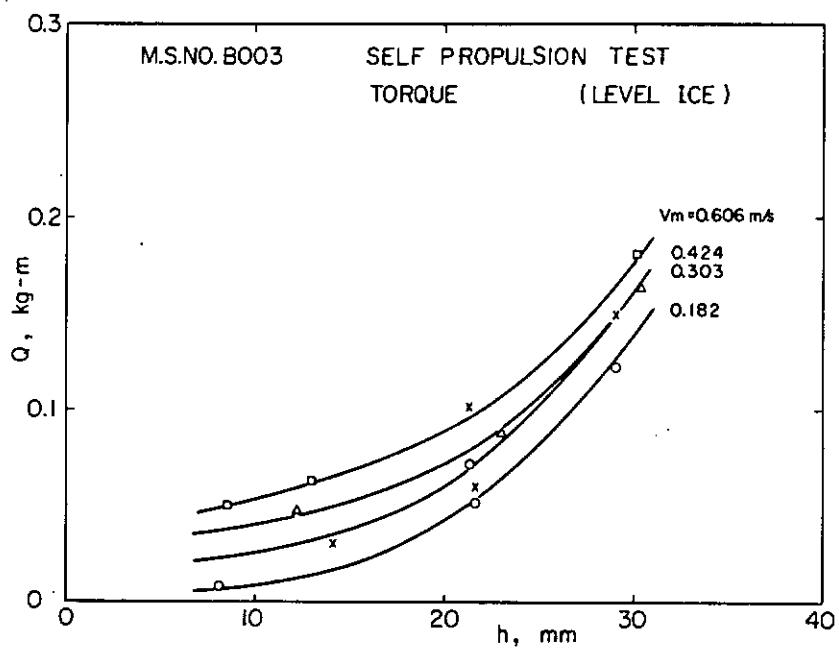


図 3.2.1 7 トルク(氷厚)

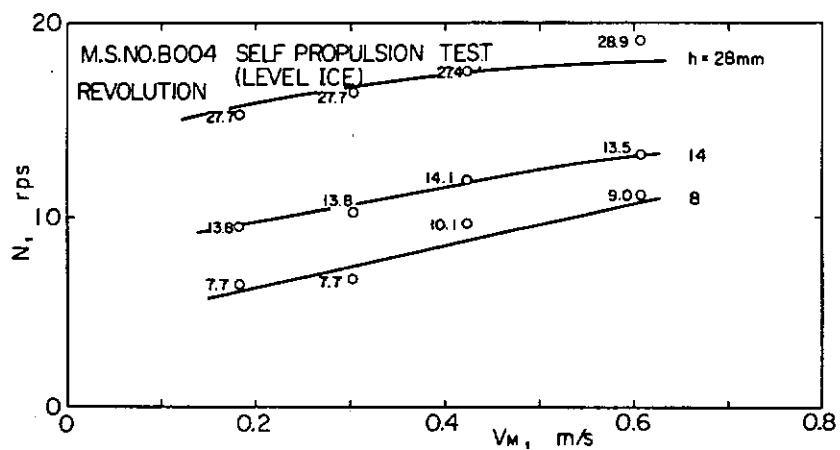


図 3.2.1 8 プロペラ回転数

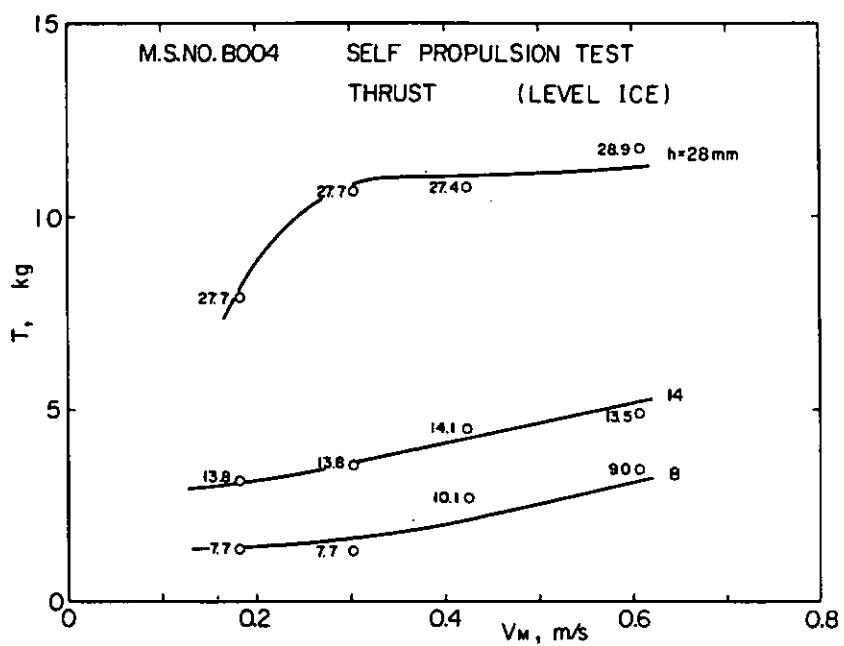


図 3.2.1 9 スラスト

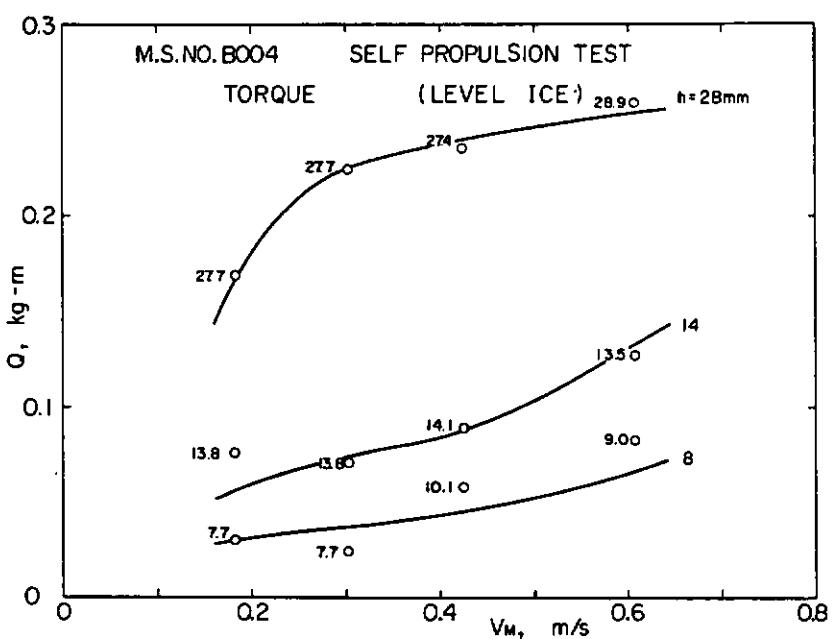


図 3.2.2 0 トルク

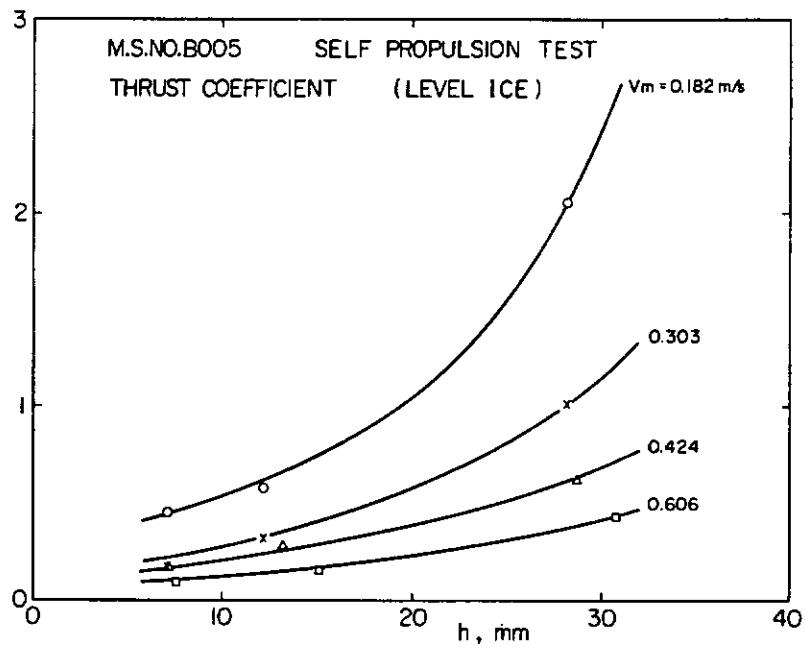


図 3.2.2.1 スラスト係数

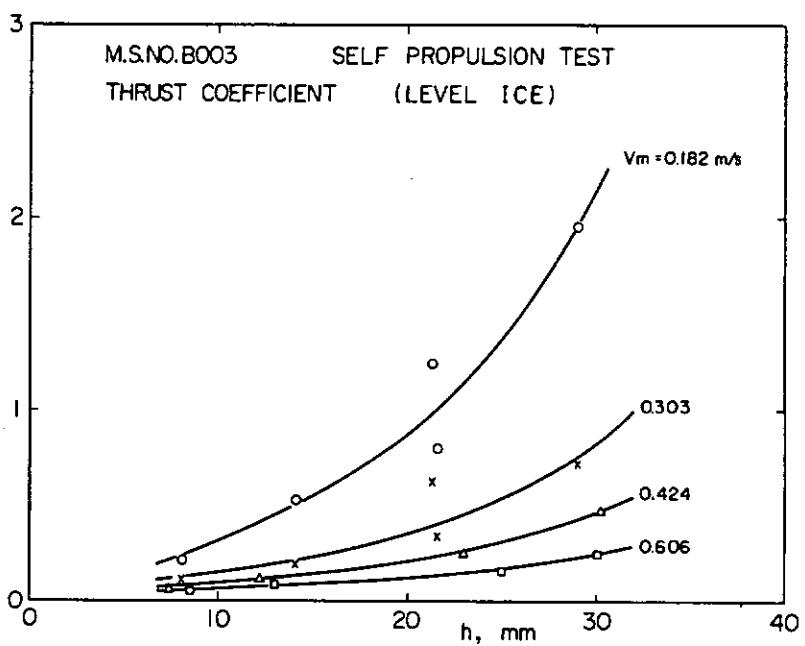


図 3.2.2.2 スラスト係数

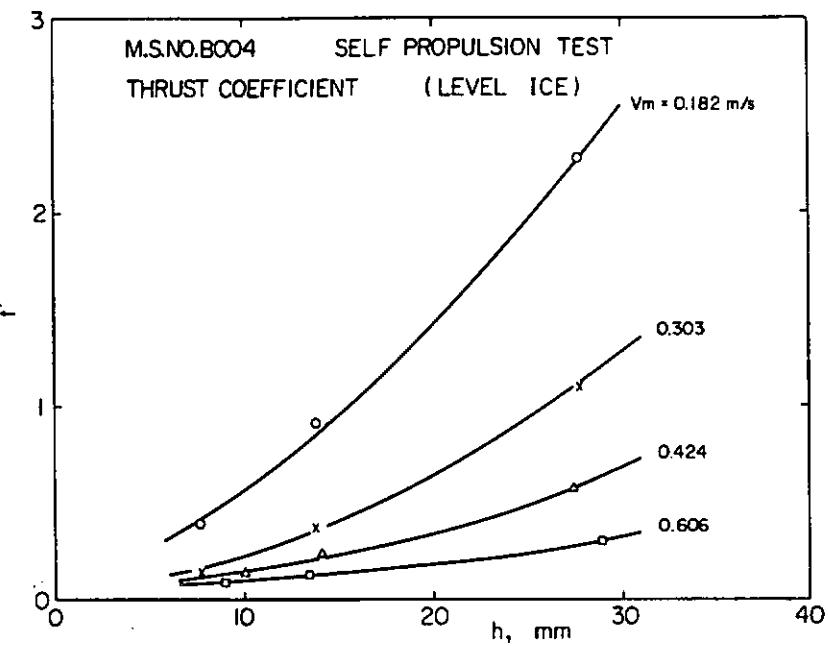


図 3.2.2.3 スラスト係数

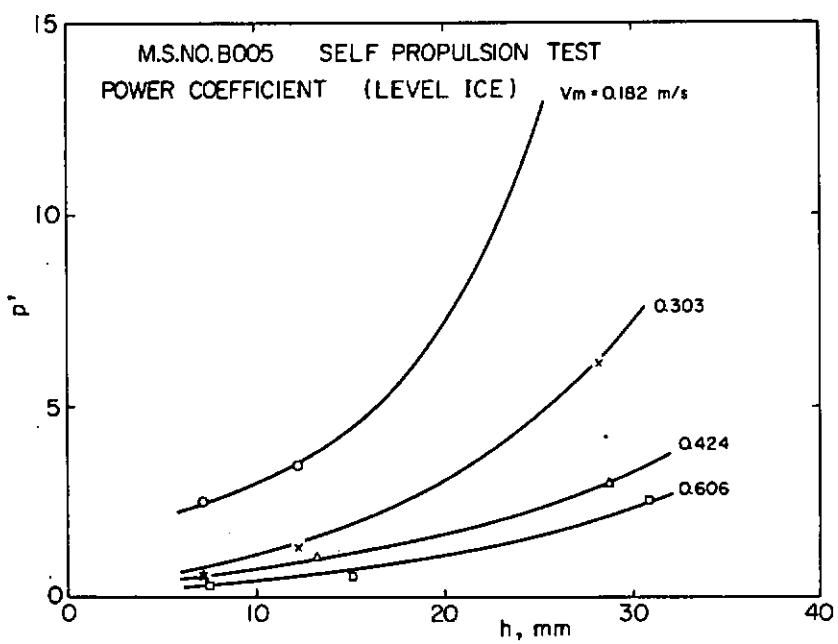


図 3.2.2.4 パワー係数

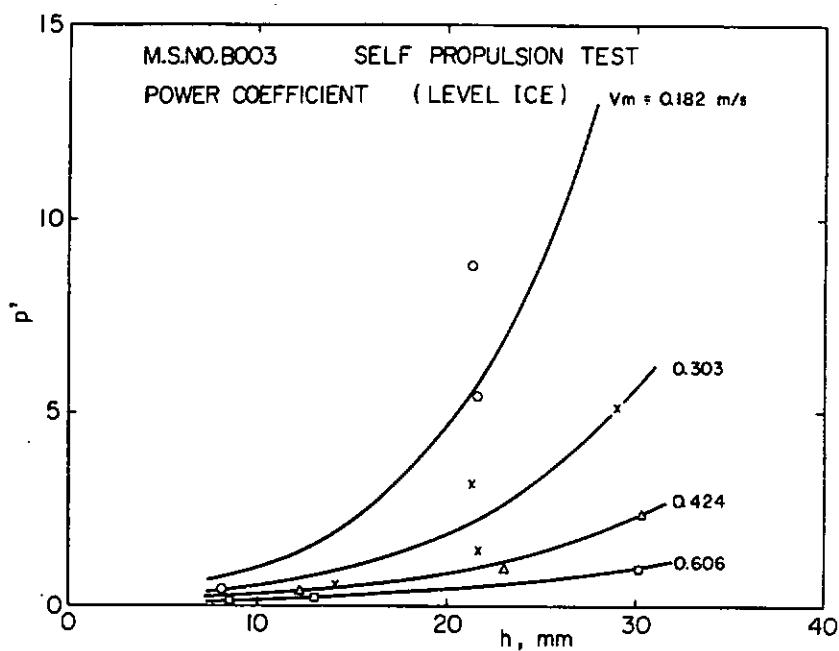


図 3.2.2.5 パワー係数

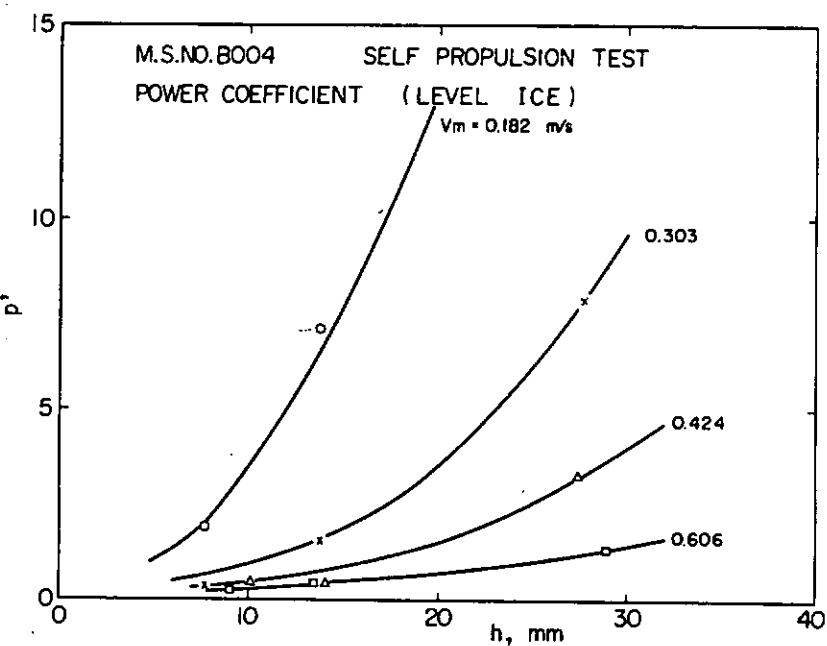


図 3.2.2.6 パワー係数

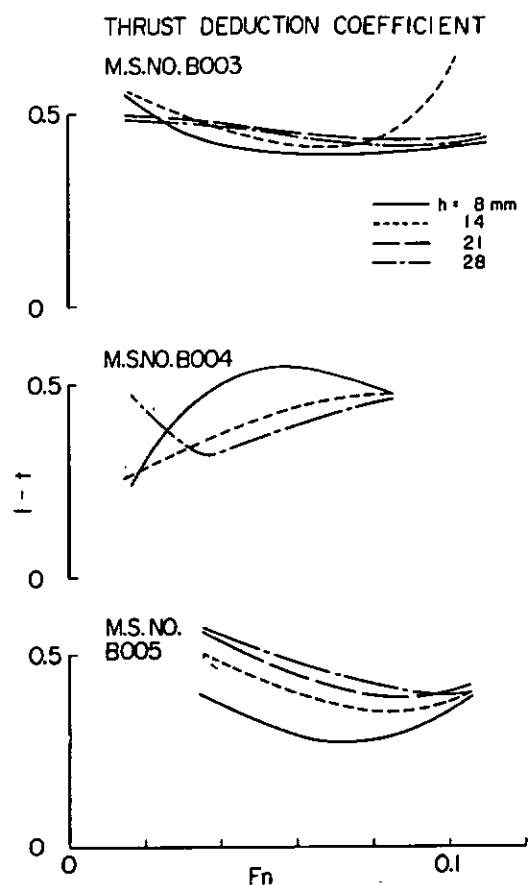


図 3.2.2 7 見掛けの推力減少係数

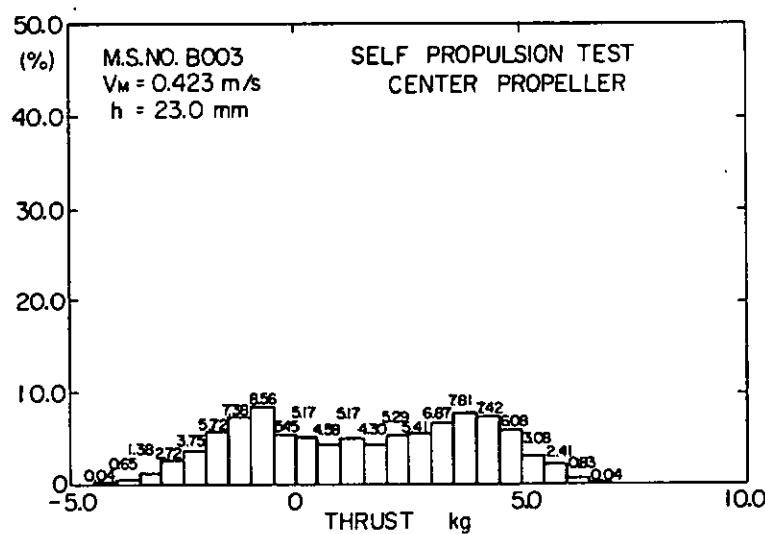


図 3.2.2 8 スラスト変動 (center propeller)

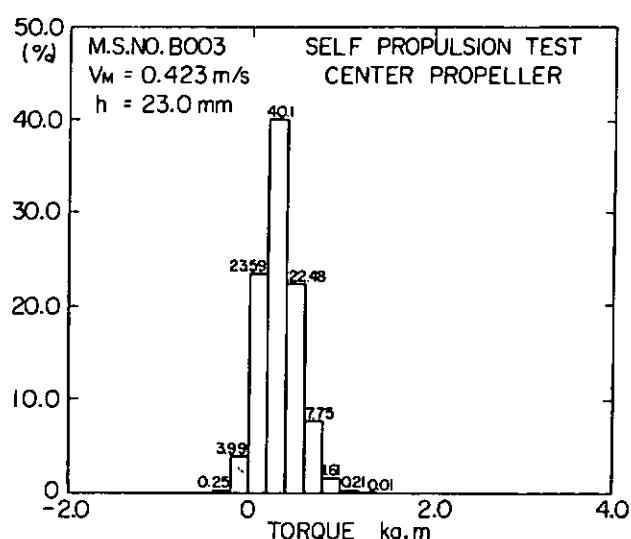


図 3.2.2 9 トルク変動(center propeller)

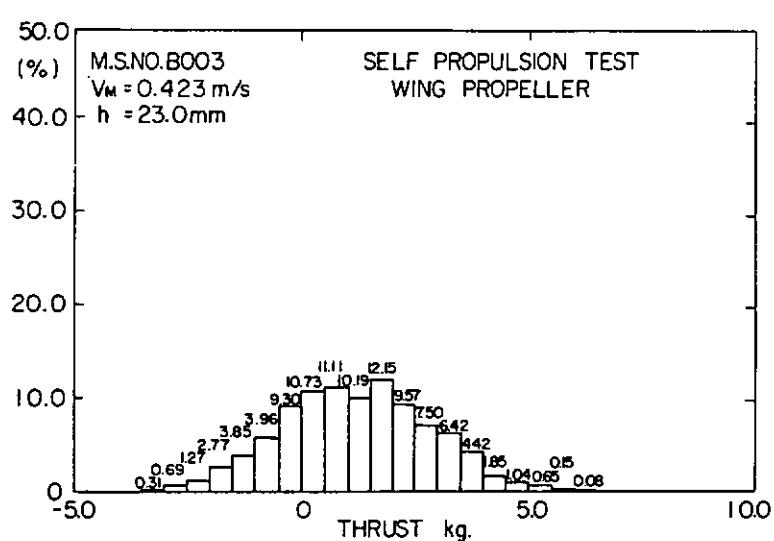


図 3.2.3 0 スラスト変動(wing propeller)

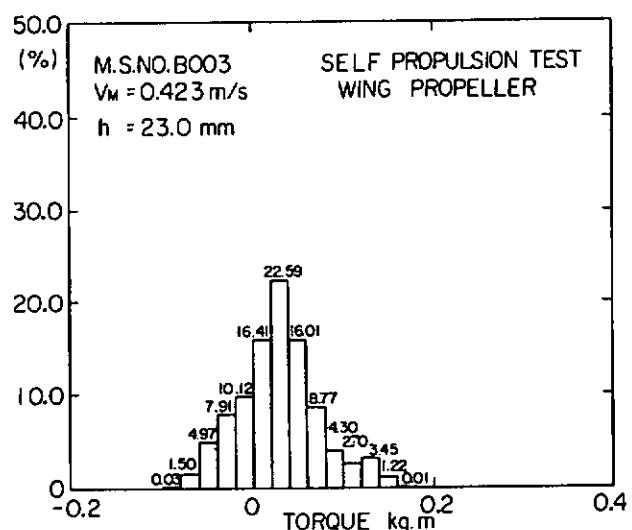


図 3.2.3.1 トルク変動 (wing propeller)

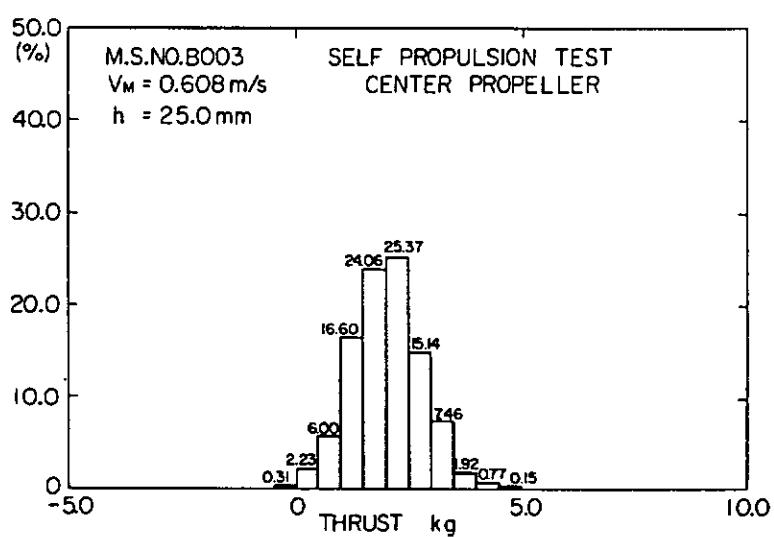


図 3.2.3.2 スラスト変動 (center propeller)

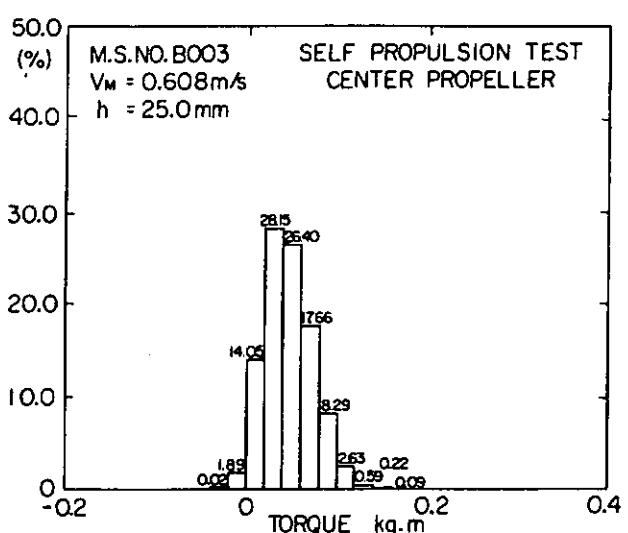


図 3.2.3.3 トルク変動(center propeller)

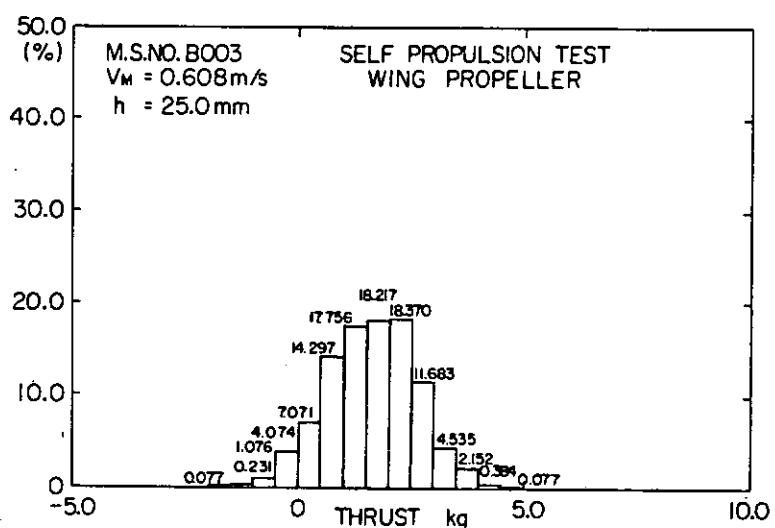


図 3.2.3.4 a スラスト変動(wing propeller)

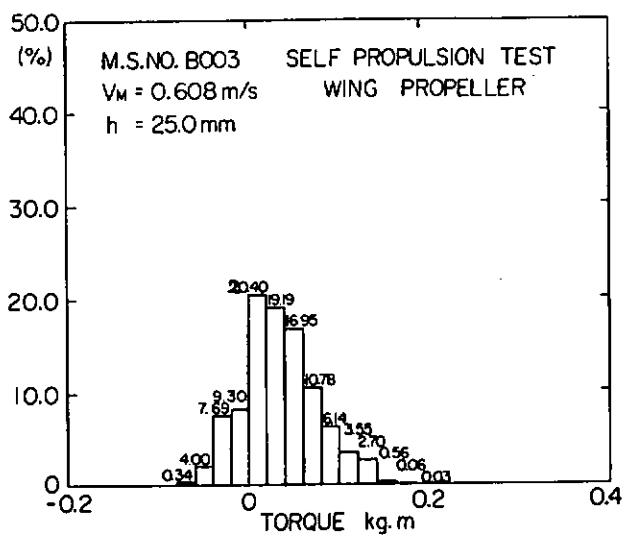


図 3.2.3.4 b トルク変動(wing propeller)

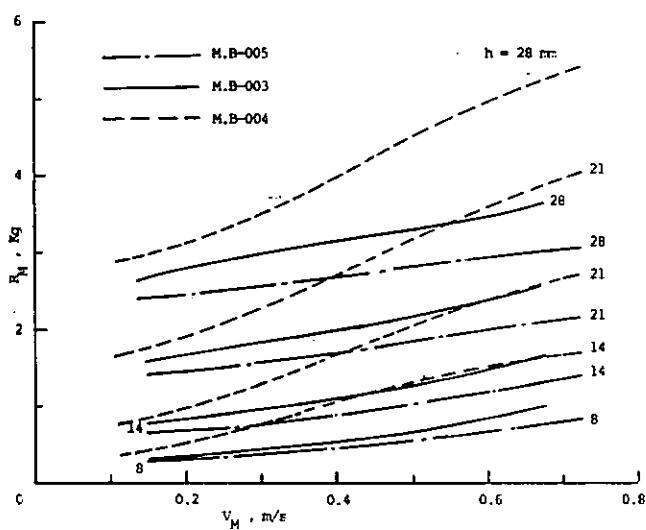


図 3.2.3.5 抵抗値の比較

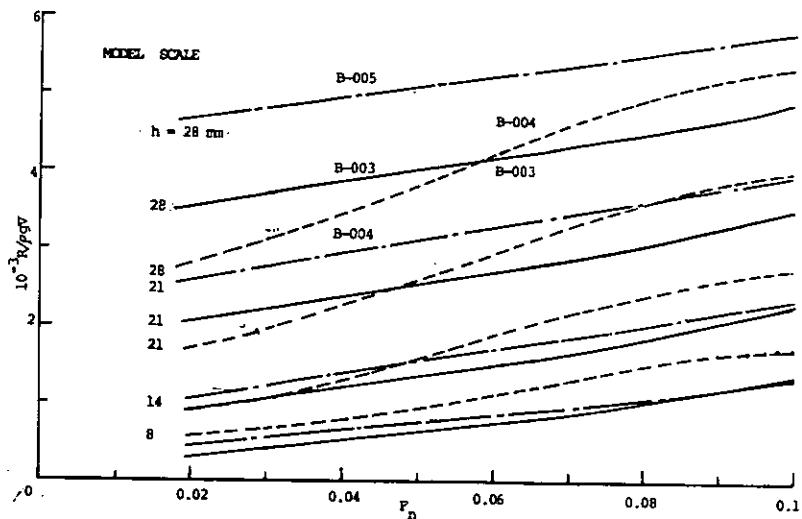


図 3.2.3-6 抵抗値の比較(無次元値)

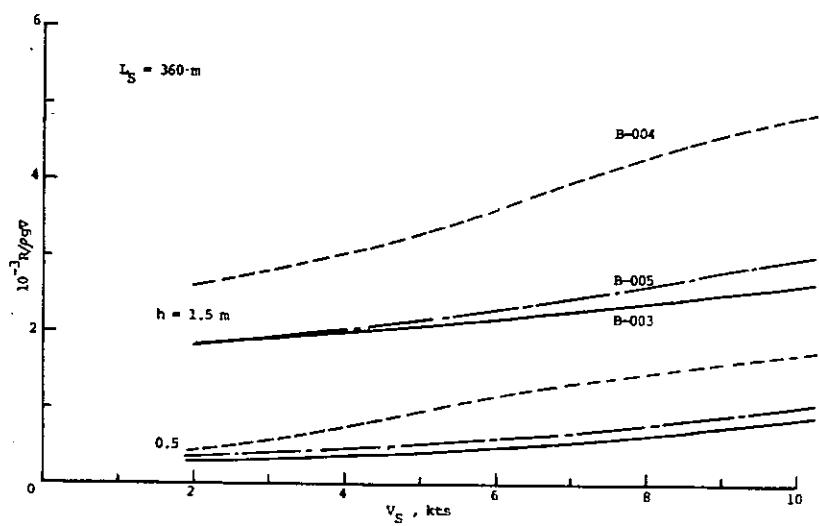


図 3.2.3-7 抵抗値の比較(実船ベース)

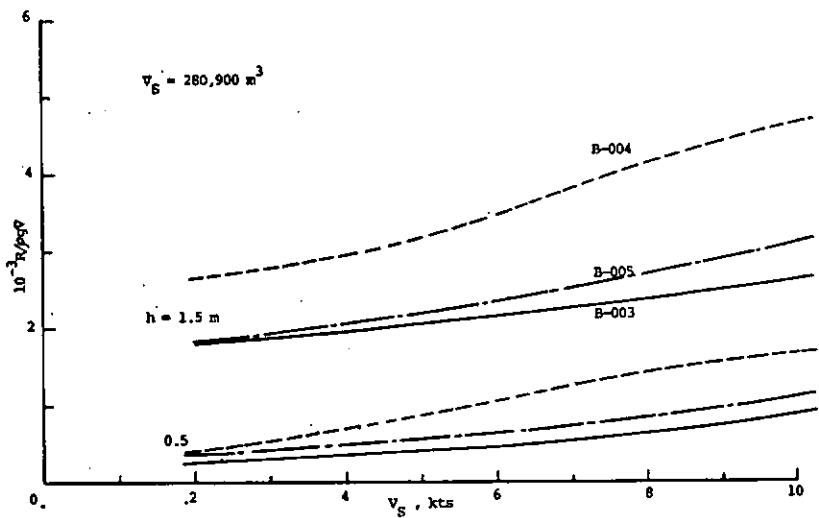


図 3.2.3.8 抵抗値の比較(実船ベース)

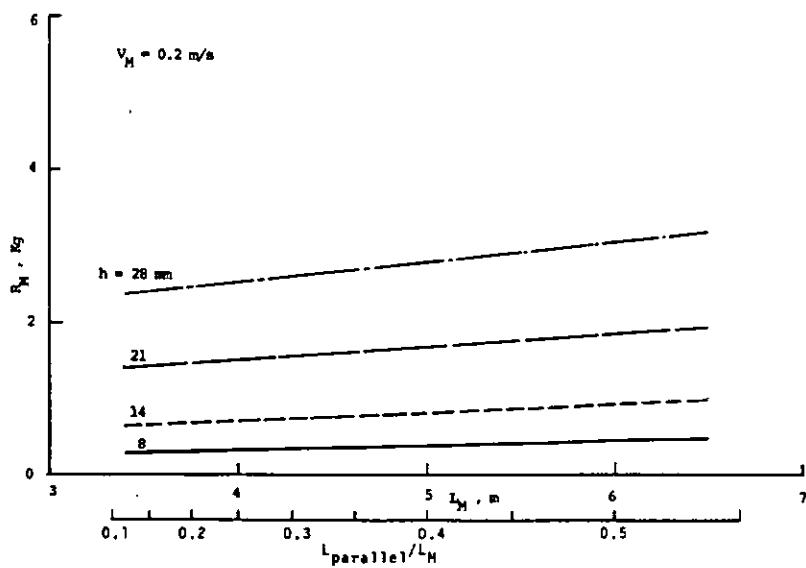


図 3.2.4.0 a 船体平行部の評価

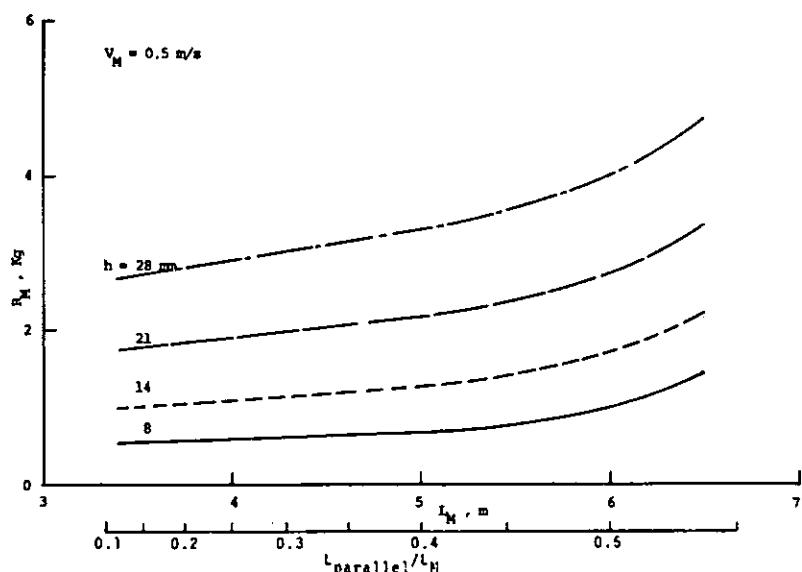


図 3.2.4 0 b 船体平行部の評価

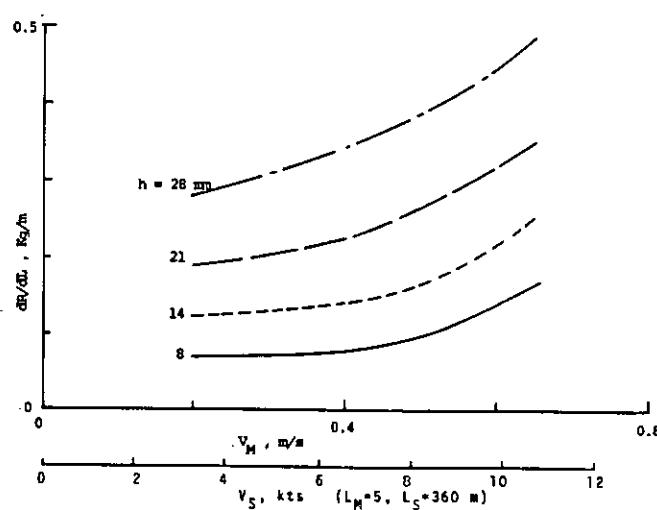


図 3.2.4 1 船体平行部と抵抗増加率

3.2.2 B/d シリーズ及びmidship シリーズ

B/d シリーズの 2隻, M.B-012 (B/d = 2.25, L/B = 8), M.B-013 (B/d = 3.00, L/B = 6), 及び midship の形状を変化させた midship シリーズの 2隻, M.B-011 (side flare 8°, L/B = 6.92), M.B-014 (船底勾配付, L/B = 6.92) の 4隻の主要目等を表 3.2.4 に示す。

尚, M.B-014 は, 母型 M.B-003 の船底部を増厚して船底勾配を付けたもので, 便宜的なものである。

M.B-011, M.B-012, 及び M.B-013 の 3隻の正面線図を図 3.2.4.2 に示す。

氷水槽の実験予定の遅れにより, これらのシリーズの実験は現在解析中である。

表 3.2.3 模型船主要目

MODEL SHIP NUMBER	B-011	B-012	B-013	B-014
L _{PP} (m)	5.000	5.000	5.000	5.000
B _{LWL} (m)	0.7222	0.6250	0.6333	0.7222
B _{MAX} (m)	0.7306			
<hr/>				
NAKED				
V (m ³)	0.7344	0.6484	0.8647	0.7826
C _B	0.7321	0.7469	0.7471	0.7134
C _P	0.7604	0.7515	0.7504	0.7517
C _H	0.9628	0.9939	0.9956	0.9491
C _W	0.8671	0.8671	0.8675	0.8674
B _{B, fore} (m)	0.052	0.058	0.058	0.1999
S (m ²)	4.994	4.666	5.474	5.117
<hr/>				
WITH ALL APPENDAGES				
V (m ³)	0.7367	0.6507	0.8673	0.7849
B _{B, fore} (m)	0.045	0.050	0.051	0.1927
S (m ²)	5.139	4.811	5.628	5.262
<hr/>				
WITHOUT SIDE BOSSINGS				
V (m ³)	0.7350	0.6490	0.8654	0.7832
B _{B, fore} (m)	0.049	0.055	0.056	0.1968
S (m ²)	5.068	4.740	5.548	5.191

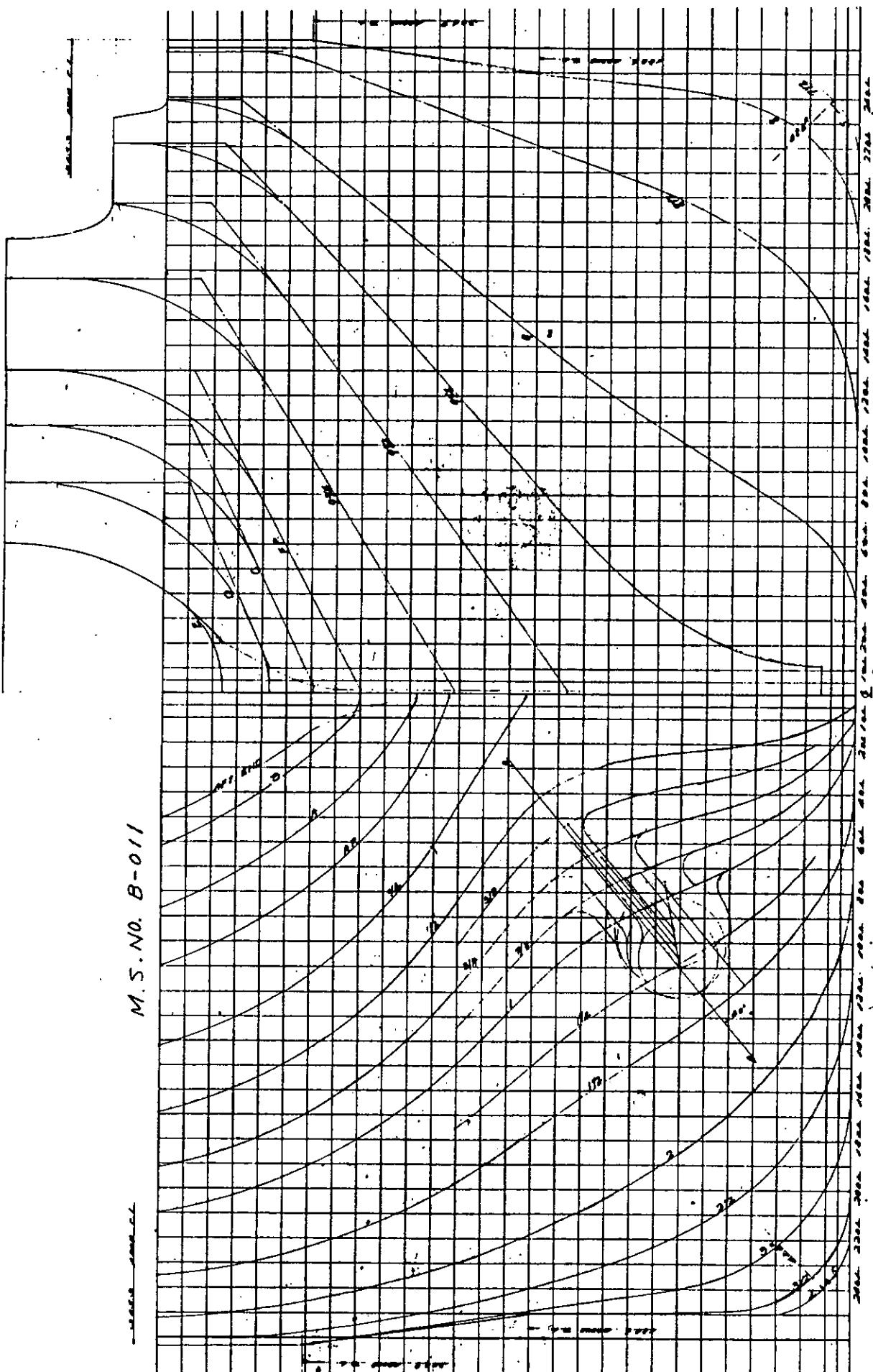


図 3.2.4 2 a 正面図 (M. B-011)

M.S. No. B-012

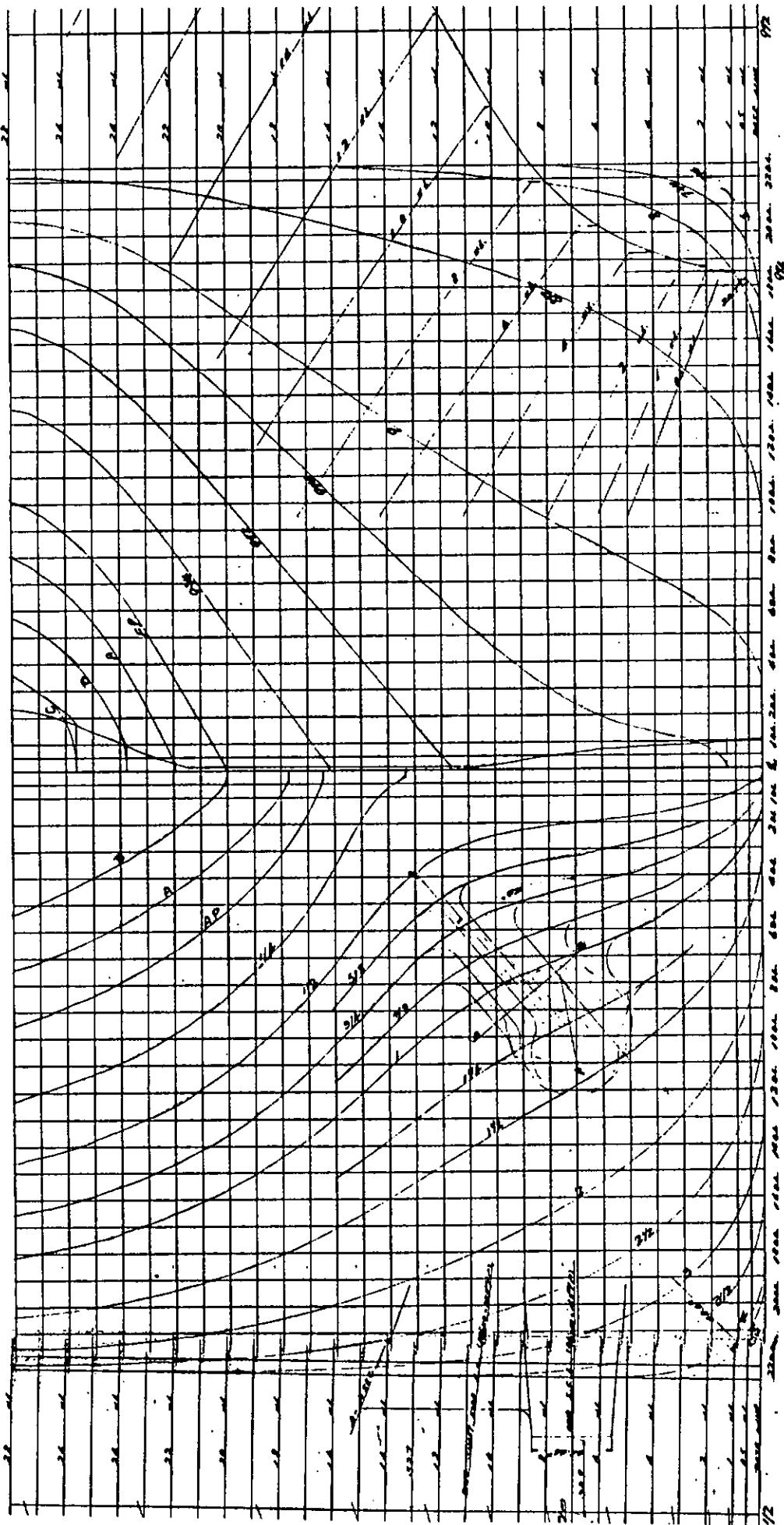


図 3.2.4.2 b 正面線図 (M.B-012)

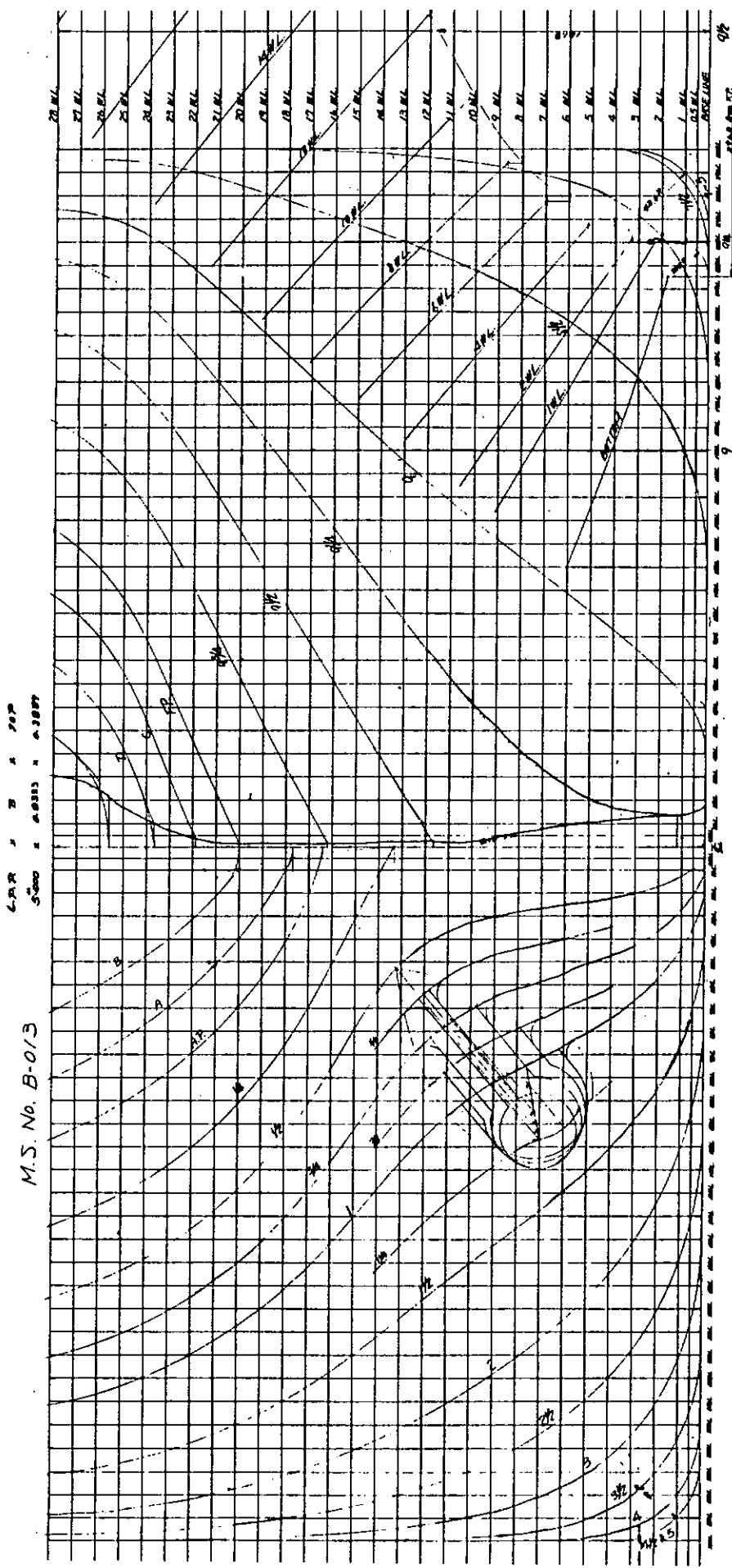


図 3.2.4 2 c 正面線図 (M.B-013)

3.2.3 船舶の水中抵抗について(10)

(1) はじめに

船の水中的抵抗は、船の主要目、船速の外、氷厚、氷の力学的性質、積雪の有無などの氷象によつても大きく変化する。又、氷象が一様一定であつても、氷板の破壊、運動と船の運動は共に定常でなく複雑である。実海面にあっては、氷象が一様であることは稀れであつて、船の挙動は更に複雑である。

実海面の氷象の統計的な把握は、近年 remote sensing 技術の進歩により徐々に進みつつあるが、ridges の分析処理法などに根本的な課題を残しており、海洋の波浪情報の域には程遠い。何らかの形で、就役航路の氷象データが与えられて氷海船舶の設計を行う場合、現状では、level ice 中の性能が設計の基礎となり、この時の氷厚としては、最大氷厚を考える場合もあり、又経験係数を考慮した氷厚を探ることもある。問題は、ある氷厚の level ice 中の性能が、複雑で変化に富む実氷象中の性能を保証する代表性能であるかという点にある。しかし、この問題に対しては殆んど研究されていない。

(2) Level ice 中の抵抗

船が氷板に衝突すると、船首部では、船型にもよるが、先ず、氷板の局所的な圧縮・剪断破壊を生じ、続いて氷板の撓みが急速に増大して本格的な氷板の曲げ破壊が起る。船体より氷板に与えられる力は、大局的には剛体衝突と同様、運動量の変化に等しい。従って、船の運動量が大きければ、碎氷能力も大きくなる。船の運動量が一定であれば、船首形状が最主要因子である。一般に海水の曲げ強度は圧縮強度の $1/2 \sim 2/3$ であるから、stem angle を小さくし、氷板に対する荷重の鉛直成分を大きく探るのが普通であるが、水平成分の相乗効果も重要である。stem angle が極端に小さく、氷板に対する荷重の水平成分の寄与が殆んど無い場合には、碎氷片に大寸法のものが出現することが多く、これが、船体中央部にかけて移動する際に船体に悪く作用すると共に、プロペラ面への氷片流入率を高める効果を持つ。又、船首形状によっては、氷板の破壊が船首部の剪断破壊によって支配される場合もある。

このように、level ice 中の場合にも、氷板の破壊のメカニズムは様々であり、又、氷板の破壊によって生じた氷塊の運動と船に対する作用も一様ではないが、level ice 中の全抵抗 R は、

$$R = R_1 + R_2 + R_3 + R_4 + R_5 + R_6 \quad (1)$$

で表わされる。ここに、

R_1 ; 氷片に水平運動を与えることによる抵抗成分

R_2 ; 氷板を破壊するための成分

R_3 ; 氷板に船体を乗り上げることによる成分

R_4 ; 氷板破壊に伴う船体沈下に基く成分

R_5 ; 氷片を押下げることによる成分

R_6 ; 氷と船体による摩擦による成分

である。現在迄に、Lewis-Edwards [1], Edwards et al [2], Vance [3], Enkvist [4], Dorgeloh [5], Milano [6], Kashteljan [7] 等の抵抗算式が発表されているが、Milano の純理論式は別として、重回帰分析による算式では、氷板破壊により成分、重力の作用による成分、慣性に基く成分に大別して取扱われる。回帰方程式の有意性検定上からは、3成分表示が限度と考えられる。代表的な算定式の形をまとめて表 3.2.4 に、算式の比較例を図 3.2.4-3 に示す。

(i) 氷厚の小さい場合

氷厚が小さく、船速が比較的高い場合には、船の造る波と氷板を伝播する弾性波により、船が氷板に接触する以前に氷板が破壊することがある。この場合、氷板の変位はある速度の時に最大となる性質があり、氷板上の移動荷重の問題として取扱うことができる。

水に浮いた氷板上を荷重が移動する場合には、荷重の移動速度 U が臨界速度 U_C を超えると氷板に波動が発生する。一方、 U_C 以下の速度では、静止荷重同様の撓みが、荷重と共に移動する。この臨界速度、前方に伝わる波動の振動数 f は、それぞれ

$$U_C = C_1 \sqrt{g\ell} , \quad f_C = C_2 U / \sqrt{g\ell} - C_3 , \quad f_C = 2\pi f \sqrt{\ell/g} \quad (2)$$

$$C_1 \sim 1.3, \quad C_2 \sim 2.7, \quad C_3 \sim 2.5 \quad [8]$$

である。但し、 ℓ は特性長さ (circular rigidity) で

$$\ell = \left\{ E h^3 / 12 \rho_w g (1 - \mu^2) \right\}^{1/4}, \quad \rho_w ; \text{水の密度}, \quad h ; \text{氷厚}, \quad E ; \text{弾性率}$$

$$\mu ; \text{ボアソン比} \quad (3)$$

である。氷板の最大撓みは $U = U_C$ の時は最大となり、静止時の 3 倍以上にも達する。又、 $U > 2U_C$ の高速では、最大撓みは静止時より小さくなる。

米国の湖水、河川では、ホバークラフトにより碎氷が行われることがあるが、この現象が活用されているようである。

(ii) 中位の氷厚の場合

氷厚が増すにつれ、船との接触による氷板の振動振幅は激減し、薄氷板のような振動による氷板の破壊は起らなくなる。氷板の破壊は、船首が氷板に接触して初めて生ずるが、破壊される氷片の長さは、主として船首の entrance angle によって左右される。極端に小さな entrance angle を有する船首では、氷板の破碎長さも長く、氷片による摩擦抵抗が著しく増大する。船首から肩部にかけて、このような氷片が数個できるが(図 3.2.4.4) そのマクロなパターンは、氷象が同一であれば、船種船型によらず、酷似し、舷側と氷との接触領域が、長手方向に若干変化するように見受けられる。円弧状氷片の寸法は、船首から船体中央部に移るにつれ次第に大きくなる。これには、frame line の傾斜角が関係がある。

弾性基礎上の薄い弾性板の曲げ理論を用いて、この破碎機構を解明しようとする試みはあるが、問題が多い。このような理論では、氷板の破壊は荷重点から可成り離れた位置に生ずる筈であるが、実際には破碎氷片の幅は、氷厚の高々 2 ~ 3 倍である。水平荷重の相乗効果や動的効果を考慮する必要がある。

動的作用は、氷板内の弾性波を考慮することで近似できる。船体が氷板に衝突した際に、図 3.2.4.5 のような単純なモデルを考えると、氷板には、表面波である Rayleigh 波と氷下面から反射された継弾性波との干渉が生じ円弧状亀裂(通常複数)を生ずる。干渉点までの距離 ℓ は、

$$\frac{\ell}{h} = \frac{2 U_R}{U_\ell \sqrt{1 - \left(\frac{U_R}{U_\ell}\right)^2}}, \quad U_R, \quad U_\ell ; \text{氷中での Rayleigh 波及び継弾性波の速度} \quad (4)$$

で与えられる。実際の海氷は、不均質な異方性物質であるが、簡単のため等方均質な弾性体と見做せば、(4)式は簡単にボアソン比 μ のみの函数となる。即ち

$$\frac{\ell}{h} = 2 \sqrt{\frac{(1-2\mu)k^2}{(1-\mu)-(1-2\mu)k^2}}, \quad k = \text{constant}(\mu) \quad (5)$$

である。 $\mu = 1/3$ の時、 $k \sim 0.94$ で、 $\ell/h \sim 1.1$ となり、実海面や氷水槽での観察と比較的良く一致する。但し、この円弧状亀裂が全て貫通亀裂に成長して、氷片が氷板から切離されたわけではない。貫通亀裂への成長の是非は、舷側の傾斜角に依存する。傾斜角が大きければ ℓ/h は小さくなるが、当然のことながらこの ℓ/h は氷板の破壊ばかりでなく、氷片の回転や押下げ沈降を支配する。

一般的には、 ℓ/h は 2 ~ 3 であり、円弧状氷片への氷板破壊は、第 2 円弧状亀裂に沿って生ずる。実際には、氷水槽においても氷板は均質でないため、破壊は他の円弧状亀裂に沿っても生じるが、この場合には、第 1 亀裂に相当する小氷片に破壊されることが多い。

氷板から切離された氷片は、船体に沿って沈降移動し、やがて浮力により水面上又は氷板下面に浮上する。氷片の回転は、貫通亀裂下部を回転軸とする。

図 3.2.4.6 のような 2 次元モデルを考える。氷片は舷側に沿って下方に移動し、船体・氷片間に上向きに摩擦力 $R_t = f R_n$ が働く。氷片に働く力の鉛直成分 F_v 及び水平成分 F_h は

$$F_v = R_n (\sin \beta - f \cos \beta) \quad (6)$$

$$F_h = R_n (\cos \beta + f \sin \beta)$$

であり、0 点廻りのモーメントは

$$M = R_n \left\{ \ell (\sin \beta - f \cos \beta) - h' (\cos \beta + f \sin \beta) \right\} \quad (7)$$

となる。限界状態では $M_0 = 0$ であり、合力 R の作用線は 0 点を通る筈である。従って、舷側の限界傾斜角 β_0 は

$$\beta_0 = \arctan \left\{ (1+f) \frac{\ell}{h'} \right\} / \left(\frac{\ell}{h'} - f \right) \quad (8)$$

となる。 $f = 0.1 \sim 0.3$ 、 $\ell/h' < 1$ であるから、上式の分母は常に正である。合力 R の作用線が 0 点の上方を通れば、氷片の回転は起らない。しかし、実際には、貫通亀裂下部で氷片の部分破壊が起ることは稀れでなく（ R が大きい場合）、この場合には、氷片は O' を軸として回転することになるから、舷側の限界傾斜角 β'_0 も

$$\beta'_0 = \arctan \left\{ (1+f) \frac{\ell}{h' - kh} \right\} / \left(\frac{\ell}{h' - kh} - f \right) \quad (9)$$

となり、舷側限界傾斜角は減少する。

又、舷側傾斜角 β の時、氷片が回転する場合の氷片の相対寸法は(9)より

$$\frac{\ell}{h} = \frac{1+f \tan \beta}{\tan \beta - f} \left(\frac{h'}{h} - k \right) \quad (10)$$

である。 β が、摩擦角に等しければ、 $h'/h = k$ ならば、氷の破壊と氷片の回転は全く起らない。 $\beta > \arctan f$ では小氷片の、 $\beta < \arctan f$ であれば大氷片の破壊が起る。

k は、氷板下端の破碎条件から近似的に求めることができる。図 3.2.3.9 で $\theta = 45^\circ$ と仮定（剪断応力 τ ）し、応力は AO' で一様分布とすれば、

$$S = \tau k h \sqrt{2} \quad (11)$$

である。又 0 点廻りのモーメントから、破壊面に働く力 S は

$$S = \frac{R_n}{\sqrt{2}} (\cos \beta + f \sin \beta) \quad (12)$$

である。応力 τ が氷の限界応力 τ_c に等しくなった時、氷の破壊が起るわけであるから

$$R_r = 2 \tau_p k h / (\cos \beta + f \sin \beta) \quad (13)$$

となる。(10), (13)式から

$$R_n = \left\{ \frac{\ell}{h} \cdot \frac{f - \tan \beta}{1 + f \tan \beta} + \frac{h'}{h} \right\} \frac{1}{\cos \beta + f \sin \beta} \quad (14)$$

を得る。

氷の摩擦に基く抵抗は他の抵抗成分に比して無視しえるものでなく、これが主因子となって停船が生ずることもある。しかし、従来の抵抗算式 (Runberg, Milano, white etc.) では、必ずしも妥当な取扱われ方をされておらず、又、氷水槽における模型実験において、摩擦係数に対して注意が払われるようになったのもここ数年来のことである。従来の抵抗算式では、摩擦抵抗は、重力項の中で曖昧な形で含まれることが多い。

Yakovlev [9] は摩擦抵抗 R_f として

$$R_f = 1.04 \sigma_f h^2 k_f(x) \quad (15)$$

$$k_f(x) = \frac{\ell + f' \cos \alpha_0}{\sin \beta'} + \frac{\pi + \alpha_0}{\pi} (\tan \varphi + f')$$

$$f' = f \sqrt{1 + \frac{\sin^2 \varphi}{\tan^2 \alpha_0}}$$

を与えた。ここに α_0 は、船首水線角 (有効水線角), φ は stem angle, β' は船首より x での舷側傾斜角である。(15)式から、摩擦抵抗の 30 ~ 40 % が船首部域にあり、碎氷船での経験とよく一致している。

しかし、舷側傾斜角が 0, 即ち鉛直舷側の長い平行部を持つ極海用タンカー等では、氷の破壊も、摩擦も碎氷船と可成り異なり、殆どの問題が、今後の研究を待たねばならない状況にある。

尚、海洋構造物においても円錐形状の構造物等では、氷板との接触面は船体と同様に傾斜面であるが、碎氷のパターンは図 3.2.4.7 a, 及び 3.2.4.7 b に示すように本質的な相異がある。逆円錐の場合でも、船体ではその後半部の存在による閉塞効果のため、碎氷片の、いわゆる clearing に大きな差違があり、広域を調査対象とする場合には、船首部のみの模型では、満足すべき効果が期待できない。しかし、調査対象を局所に限る場合には、pier や conical structure 類似の 2 次元模型によって船首近傍の碎氷のメカニズムを概略検討しうるものと思われる。

(3) ice-clogged channel 中の抵抗

船の氷中の運動に対して、最も抵抗の大きくなる (平均的に) のは、最密接氷 (level ice, ridges) 中であり、船体構造上最も危険なのは、疎氷域での高速航行時の大氷塊との衝突である。この場合には、船の抵抗や衝撃氷荷重などは、密接度によって変化する。

氷片 (小氷板) の運動は、氷片寸法 (平均半径又は相当半径) L と、氷片間および流体摩擦に基づくエネルギー損失を表わす係数 ν_k による Reynolds 数 $R_e = LV_i / \nu_k$ (V_i ; 氷片平均速度) で支配される。 ν_k は、氷厚と氷片寸法 (平均半径 r) によって

$$v_k = kh\sqrt{rg} , \quad k = \text{const}(N) , \quad N ; \text{密接度} \quad (16)$$

であることが知られている。従って R_e は

$$R_e = \frac{1}{k} \frac{L}{h} F_r , \quad F_r = \frac{V_L}{\sqrt{gr}} ; \text{氷片の Froude 数} \quad (17)$$

と表わすことができる。

氷片の漂う氷海面を一様な薄膜と考えれば、この中の船の抵抗 R_c は

$$R_c = \frac{mv^2}{2} \cdot s f \left(\frac{1}{R_n} \right) \quad (18)$$

である。但し、船速 v 、氷の表面密度 m 、代表面積 s 、船の Reynolds 数 R_n である。このような考え方によれば氷片の漂う氷海での抵抗は、海水の力学的性質によらず、船体と氷片との幾何学的因素と密接度によって支配されることになる。化学の分野などで行なわれている実験研究によれば、粒状物質の流れる流体中における物体の抗力は、物質の強度や弾性率に余り影響を受けないことが判っている。

密接度 N が 0.4 ~ 0.6 と云った疎氷域では、氷片の運動は比較的自由である。船の航行により乱される領域は、図 3.2.4-8 のような調査面を設ると、I, II 面において氷片通過量が等しい訳であるから、擾乱域を

$$\delta(x) = \frac{Ny(x)}{1-N} \quad (19)$$

を考えることができる。今、鉛直な舷側を有する船が速度 v で直進しているものとし、水線 ds 上に力 dp が働いているものとする。 dp は法線力 dp_n と接線力 $dp_t = f |dp_n|$ の和である。 dp_n の x 軸成分は

$$dp_x = dp_n \cdot \frac{f - y'(x)}{\sqrt{1 + (y'(x))^2}} \quad (20)$$

である。氷片へのエネルギー伝達は、氷片の船体接触点における船体法線速 f 、氷片の速度が等しくなる迄続くものとし、時間 dt 内で、力 dp による仕事は、氷片の運動エネルギーの増分に等しいと仮定すれば

$$dp_x = \frac{v^2 n}{2} dm = \frac{v^2 (y')^2}{2(1+y'^2)} dm \quad (21)$$

を得る。 dm は、 dx 上で舷側と接触状態に入った氷片密度（質量）で、(19)式から

$$dm = \frac{k_r r \rho N}{1-N} dy \quad (22)$$

の形で表わすことができる。但し、 r は氷片の寸法、 k_r は係数である。よって

$$dp_x = \frac{k_r r \rho N}{1-N} \frac{v^2 (y')^2}{1+(y')^2} dx \quad (23)$$

となる。上式を積分して、整理すれば、よく知られた抵抗算式

$$R_c = \frac{k_r \rho g r N}{1 - N} \cdot BL \left(\frac{L}{B} \right)^2 \tan^4 \alpha_o F_n^2$$

24

を得る。 k_r は船型によらない r/h 等の氷片形状のみによって定まる係数である。一般の船型では $\tan \alpha_o \sim B/L$ であるから上式は

$$R_c \sim \rho v^2 \left(\frac{B}{L} \right)^2$$

25

となる。

参考文献

- (1) Lewis, J.W. & Edwards, R.Y., "Methods for predicting ice breaking and ice resistance characteristics of icebreaker"; T.SNAME, 1970
- (2) Edwards, R.Y. et al, "Full-scale and model test of a Great Lake icebreaker", SNAME, 1972.
- (3) Vance, G.P., "A scaling system for vessels modelled in ice", Ice Tech 75 1975.
- (4) Enkvist, E., "On the resistance encountered by ships operating in the continuous mode of icebreaking", Rep. no. 24, the Swedish Academy of Eng. Science in Finland, 1972.
- (5) Dorgeloh, H., "Einfluss der Vorschiffsform eines Schiffes auf den erforderlichen Schub bei der Fahrt durchs Eis", HASA, 1976.
- (6) Milano, V.R., "Ship resistance to continuous motion in ice", T.SNAME, 1973.
- (7) Kashteljan, V.I. et al, "Icebreaker", Sudostroenie, 1972.
- (8) Eyre, D., "The flexural motions of a floating ice sheet induced by moving vehicles", J.Glaciology, Vol. 19, 1977
- (9) Makstov の private paper による
- (10) 北川弘光, "氷中の抵抗に関する 2, 3 の問題", 試験水槽委員会第 1 部会資料, 1981.

表 3.2.4.a 抵抗算式

	Enkvist	Enkvist	Lewis (1970)	Lewis (1972)	Kashteljan
Breaking	$C_0 B h \sigma_f$	$\frac{5}{\Sigma} B h \sigma_f$ $(1 + n_{\mu_s} n_{\mu_c})$	$C_0 \sigma_f h^2$	$C_2 B h \sigma_f$	$k' k_1 B \sigma_f h \nu_o$ (sides) $k'' k_1 \sigma_f h^2 \tan \phi$ (stem)
Submerging	$C_0 B h T p_A g$	$g \rho_A B h T$ $(n_{\mu_p} + n_{\mu_s} \frac{L_e}{T})$	$C_1 B h^2 \rho_A g$	$C_0 B h^2 \rho_w g$	$k_2 \rho_A g B h^2 \nu_o$
Vel (inert)	$C_v B h \sigma_f v^2$	$v^2 B \tan \phi (h + .218 L_e)$ $(1 + n_{\mu_s} n_{\mu_c})$	$C_2 B h \sigma_f v^2$	$C_1 B h^1.5 \rho_w \sqrt{g v}$	$\frac{k_3 B^2 h v^2}{n}$
		$B L g \rho_w .16715 \sin \phi + H_{BH}$ $(\frac{n \mu_f + n \mu_f}{2})$			
Friction	$1 + C_\mu$	--	incl in C_0 , C_1 , C_2	--	incl in k_1 , k_2 , k_3
Crush and Bend	--	--	--	--	--
Rising and Friction	--	--	--	--	--
Falling and Turning	--	--	--	--	--

表 3.2.4.b 抵抗算式

	Milano (energy over x)
Breaking	
Submerging	$E_S = (P_B b + n P_C c) \left(\frac{h}{2} \left[\frac{Y_1}{Y_w} + 1 \right] + x' f \right) + \frac{V^2}{x'^2} \left\{ 2(I + I_a)_{IB} \frac{\tan \delta_o \sin \delta_o}{\tan^2 \delta_o} \right.$ $\left. + I^{n/2} (I + I_a)_{IC} \frac{\tan \delta_i \sin \delta_i}{\tan^2 \delta_i} \right\}$
Vel (inert)	$E_1 = \frac{.79 \rho_w x x' h^2 v^2 \tan \delta_o}{\sqrt{x^2 + h^2}} + \frac{.133 \rho_A h B_x L V^2 x' \tan^2 \delta_o}{x}$
Friction	$(.5 \rho_w s v^2 x' (C_f + \Delta C_f))$
Crush and Bend	$E_2 = .0276 P_B \sqrt{h} + \frac{P_b^2 \cos^2 \delta_o \sin \delta_o \tan^2 \delta_o}{4 \sigma_c h}$ $\frac{\sigma_c h^3 \tan \delta_o (1 + \tan^2 \delta_o \cos \delta_o)}{4 \tan^2 \tan^2 \delta_o \cos \delta_o}$ $\begin{cases} P_B = .924 \sigma_f (.045 h^9/4 + h^2) \\ P_C = .261 \sigma_c (.045 h^9/4 + h^2) \end{cases}$

表 3.2.4.c 抵抗算式

Milano (energy over x)	
Rising and Friction	$E_3 = .0276/\bar{h} (P_B) + .0276n/\bar{h} (P_C)$ $+ \frac{f}{2} \left\{ \frac{P_B \cos \alpha}{2} + \frac{T \sin \alpha}{(n+1)} \right\} \frac{\bar{h}_1}{\cos \beta_0}$ $+ \frac{\Gamma}{n} h_{21} \frac{[P_C(n+1) + 2T \sin \delta_1 \tan \beta_1 / \cos \delta_1]}{2(n+1) \sqrt{1+\tan^2 \beta_1 \cos \delta_1}}$
Falling and Turning	$E_4 = \frac{(I+I_a)s \theta_0^2 (\xi^2 + v^2)^2 \rho^{2\beta} t \sin^2 \gamma_t}{2\gamma} + \frac{(I+I_a) I_B \theta_0^2}{\gamma^2 x^{-2}} \left\{ \text{Function of length, density, velocity and time} \right\}$ $+ \frac{(I+I_a) I_c \theta_0^2}{4\gamma^2 x^{-2}} \left\{ \text{Function of length, density, velocity and time} \right\}$ $\left[P_{B_d} = 198h^3 + 552h^2 + 385h \right]$ $\left[P_{B_c} = 54.7h^3 + 152h^2 + 106.5h \right]$

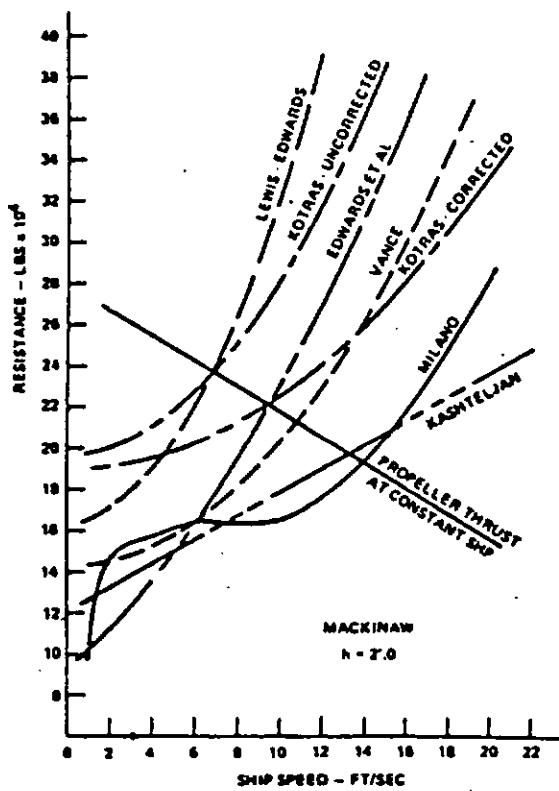


図 3.2.4 3 a 抵抗算式の比較
(USCG Mackinaw)

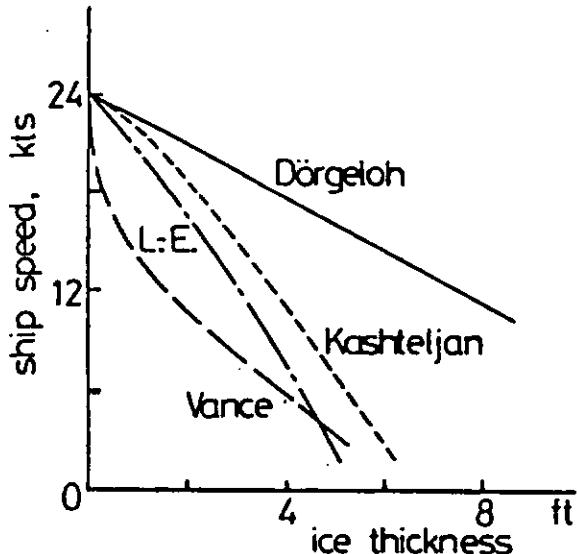


図 3.2.4 3 b 抵抗算式の比較
(polar LNG Carrier, 計画)

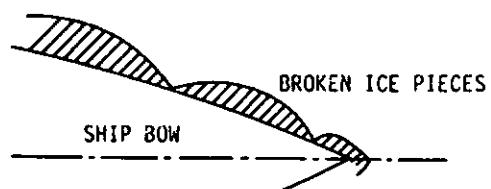


図 3.2.4 4 氷板の円弧状破壊

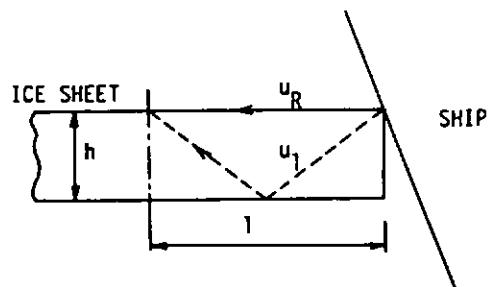


図 3.2.4 5 船体と氷板の衝突

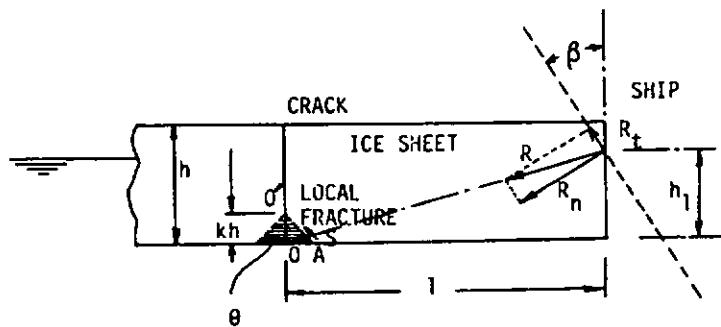


図 3.2.4 6 氷板の破壊と氷片の回転

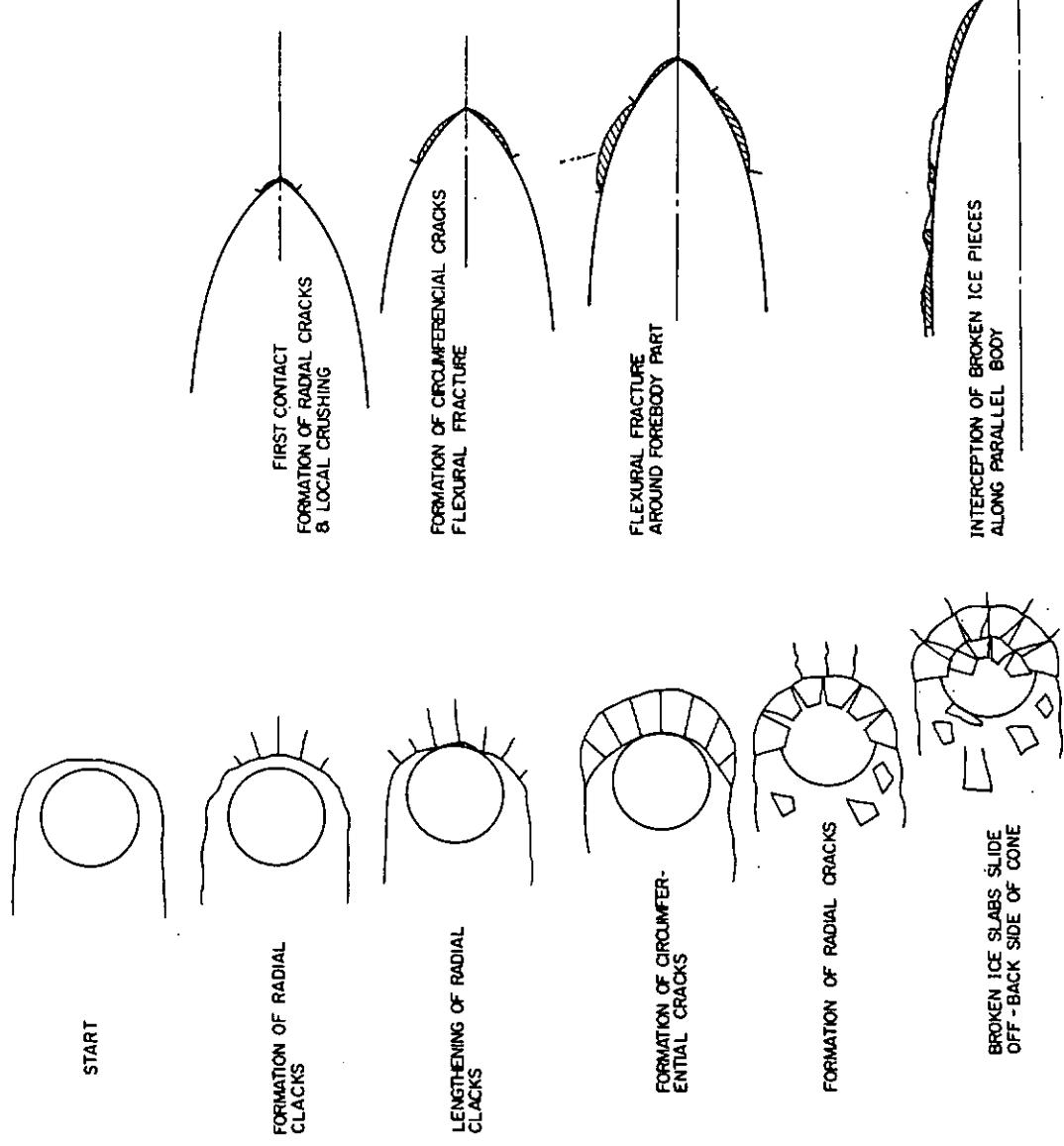


図 3.2.47 a cone による氷板の破壊

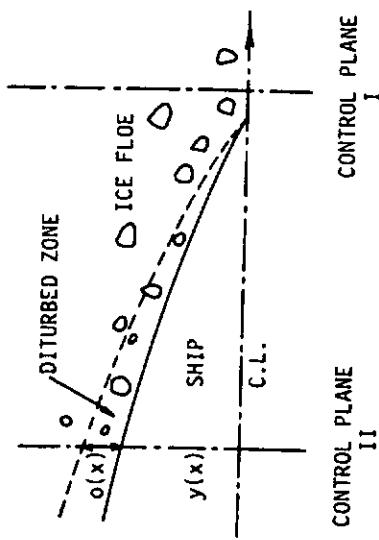


図 3.2.48 氷片の移動



図 3.2.47 b 船体による氷板の破壊

3.3 構造物に作用する水圧力

3.3.1 荷重条件

実海水の海洋構造物に作用する水圧力は、実際には、水圧力による構造物の運動・移動及び振動など、構造物の応答を考慮する必要がある。特に、構造物が大型で、shell & frame 構造を持つような場合には、構造物の応答も複雑で、剛体近似に限界がある。shell が単独で充分な強度を持たない場合には、構造物を氷海域に設置後、外板にdent を生じ、場合によっては水圧力計算時の形状と異なることがある。

一般には、構造物の変形も少なく、かつ急速に減衰する場合が多く、構造物の動的応答を無視することができ、これを剛体と見做すことができる。

実海水域で構造物に働く力は、氷による直接的な力の外、風、海流、潮汐、熱応力など様々な力が作用する。又、更に重要なのは、構造物のまわりでの碎氷片の堆積、rubble である。一旦、堆積が起きれば構造物に作用する水圧力は一変する。

氷盤は構造物に接触し、破壊するが、この氷の破壊がどのようなmode で起るかが重要である。円柱等に氷が当る際、氷盤が薄ければ圧碎以前に座屈で氷は破碎する。この場合にも、氷厚や氷を構造物との相対速度に irregularity があれば、rubble の影響も加えて、圧碎、曲げ、座屈などの破壊 mode が random に発生する。円錐形の構造物など斜面を有する場合には、曲げ破壊が支配 mode であるが、再凍結堆積 (re-frozen rubble) や斜面の摩擦が大きければ、圧碎 mode で碎氷が生ずる。又、氷厚、氷丘脈の形状、結晶構造、塩分濃度、気温、水温、氷温など、氷の状況も破壊 mode に影響を与える。従って、破壊 mode の決定は、様々な要因を考慮し、慎重に行う必要がある。

この外、斜面への ride-up pile-up、あるいは又、乾舷の余裕の少ない構造物では、氷による浸触 (encroaching) も設計上重要な検討項目である。

3.3.2 鉛直物体に作用する水圧力(narrow vertical pier)

直円柱等に働く水圧力は、氷厚 h によって変化し、直円柱の直径 D と氷厚の比 D/h が、 $D/h \sim 5$ を境として様相が変る。 $D < 5h$ であるような直円柱を、細い直円柱 (narrow vertical cylinder) と称する。

(1) 実験式

細い鉛直物体に作用する水圧力 p は、

$$p = F / hb \quad (1)$$

である。但し、 F ：氷荷重、物体の幅 b である。従って、実験等により適当な p の値が知れば、氷荷重 F が求まる。

Korzhavin は橋脚に対する水圧力を研究し、 p を

$$p = Imk\sigma_c \quad (2)$$

と表わした。但し、

σ_c ：氷の圧縮強度 (一軸圧縮)

k ：接触係数、全面接触であれば $K = 1$ とする

m ：形状係数、直円柱では $m = 1$

I ：押込係数、幅広物体では $I = 1.0$ 、細い物体では $D/h = 1.0$ の時 $I = 2.5$ とする。

Korzhavin の原式では、速度項が含まれていたが、現在では、 σ_c の値に、速度 (歪速度) の影響を考慮することとして、速度項を除去する。

Korzhavin の式では、 σ_c の値を推定する必要があり、設計に直接役立つ水圧力式とは言い難い。幅広い物体では $I = 1.0$ であるから $p \rightarrow \sigma_c$ であり、細い物体では、 $p \sim 2.5 \sigma_c$ となって、"三軸的"

圧縮強度に近づくこと、又、氷圧力を物体と氷との間の接触状態の関数と考えることなど、鉛直物体まわりの碎氷状況の特徴をよく捉えた式と言うことができる。

(2) 塑性理論

氷と物体との接触が完全なものと見做せるならば、鉛直物体に働く氷圧力の問題は、半無限体への剛体ポンチ押込みの問題に帰結する。平らなポンチ(flat in dentor)の場合については、Croasdale, Morgenstern, Nuttal(1977)によって解かれている。

氷は、均質かつ等方性、弾塑性材料と仮定する。最大剪断応力値が、氷の剪断降伏応力 q に等しくなった時降伏が起るものとするTrescaの降伏条件が成立つものとすれば、

$$\sigma_1 - \sigma_2 = 2q$$

である。但し、 σ_1, σ_2 は主応力である。一軸圧縮強度を σ_c とすれば

$$\sigma_c = 2q$$

である。Prager-Hodge(1951)らの上・下界法が適用できるものとする。上界、下界の解が一致すれば正解が得られるが、一致しなければ、正解は上界下限、下界上限間にすることになる。^{*}

押込みの問題は、平無限氷板に剛体ポンチが接触した時(incipient indentation)に受けて抵抗を求めれば解が得られることになる。ポンチの平均圧力を p 、氷の圧縮強度を σ 、押込み係数を I として、 p が

$$p = \sigma I \quad (3)$$

と表わせるものとする。 I は、ポンチ形状、氷厚、境界条件等の関数である。結局、問題は、ポンチと氷との接触面での条件を与えて、 I を決定すればよいことになる。氷のポンチへの付着がないものとし、ポンチの幅 d 、氷厚 h として、 $d \ll h$ であれば、この場合には、古典的なPrandtlの押込み問題となる。その解は、

$$\frac{p}{\sigma} = 1 + \frac{\pi}{2} \quad (4)$$

である。又、 $d > h$ であれば下界法より解が得られて

$$\frac{p}{\sigma} = 1.0$$

を得る。実際には、 I は、アスペクト比 d/h の関数として、1~2.57の間の値を探ることになる。

図3.3.2に示すような可容速度場(Kinematically admissible velocity field)を考える。1例として $d/h = 1.0$ の場合を考えて、上界法によれば、速度 V で進むポンチによる仕事 D_e は

$$D_e = pd^2V \quad (5)$$

である。速度の不連続面(abde), (bcd), (afe)に沿って、剪断抵抗 q による内部散逸が生ずる。楔が氷縁と角度 θ をなすものとすれば、内部散逸エネルギー D_i は対称性から

$$D_i = \sigma \left\{ \frac{d^2 \sec \theta}{2} + \frac{2 d^2 \tan \theta}{8} \right\} V \cos \sec \theta \quad (6)$$

となる。 $D_e = D_i$ から

$$\frac{p}{\sigma} = \frac{1}{\cos \theta} \left(\frac{1}{4} + \frac{1}{2 \sin \theta} \right) \quad (7)$$

を得る。 θ に関する最小値、傾斜限界、

$$\frac{\partial}{\partial \theta} \left(\frac{p}{\sigma} \right) = 0$$

から

* 例えば、村上裕則、大南正瑛；破壊力学入門、オーム社

$$\theta = 41^\circ$$

$$I = \frac{p}{\sigma} = 1.34 \quad (8)$$

を得る。 d/h を変えてこのような計算を行った結果が図3.3.3である。

氷がポンチに付着(adhesion)する場合には、界面で大きな抵抗が働き、剪断抵抗は氷の剪断強度 q に達するものと見做すことができる。この場合の解として

$$\frac{p}{\sigma} = \sec \theta \cosec \theta + \frac{h}{d} \frac{\tan \theta \cosec \theta}{4} + \frac{\cot \theta}{2} \quad (9)$$

が得られている。傾斜限界から I を計算すれば図3.3.3が得られる。図3.3.3はTrescaの降伏条件から導かれた値であるが、他の降伏条件については、Ralston(1977)の解がある。

(3) 近似理論

上界法の解から、氷と物体との接触が完全接觸であれば、剝落形の氷の破壊が起ることが予想されて、事実、このような氷の破壊は実際にしばしば観察されている(図3.3.4)。もっとも、Schwarzらのように、氷板内の内部劈開が生ずるとの研究もある。

アスペクト比 h/d に無関係に、 45° の楔形破壊が起るものとすれば、塑性解は簡単に

$$p = \sigma_c (1 + 0.304 \frac{h}{d}) \quad (10)$$

と表わすことができる。(10)で、 $d \gg h$ であれば $p = \sigma_c$ であり、上式は、Korzhavinの押込係数 I の意味を考える上で興味深い。

双楔破壊の破壊パターンは、物体と氷とが接觸して生ずる最初の氷の破壊に対してのみ適用しうることは明らかである(図3.3.5)。引続いて起る氷の破壊パターンから見ると、破壊面積からの類推でも、初生破壊時に比べ氷圧力は半分程度になると考えられる。又、初生破壊後の連続圧碎では、氷圧力は物体の幅には余り影響されない。Korzhavinは、接続係数 k として0.4~0.7をとるものとしているが、これは近似理論で、初生破壊時に對して連続破壊時の氷圧力が $\frac{1}{2}$ となることに対応するものであり、接続係数 k の解釈とすることができる。

Tryde(1977)は、氷の圧碎に對して楔形破壊モードを検討し、実験式

$$p = 0.8 \sigma_c \left\{ 1 + 2.1 \left(0.4 + \frac{d}{h} \right)^{-1} \right\}; 0.1 \leq \frac{d}{h} \leq \infty \quad (11)$$

を提案している。但し、 σ_c は氷の一軸圧縮強度である。 σ_c に対する係数0.8の根拠は不詳である。

(4) 押込み試験

小型ポンチによる押込み試験は、Michel-Toussaint(1977), Frederking-Gold(1975), Nevel et al(1972), Zabilansky et al(1975), Hirayawa et al(1974)などによって行われている。又、野外試験では、Croasdale(1974, 1977), Haynes et al(1975)などの試験結果がある。これらをまとめて図3.3.6に示す。押込み圧力は歪速度の影響が著しく、氷厚の影響も多少あることが判る。Michel-Toussaintは、杭等に働く氷荷重の支配因子が歪速度であり、これが押込係数 I の実態であると指摘している。

歪速度の低い例として、Frederking-Gold(1975)の試験結果がある。この試験では、押込係数はポンチの幅のみに關係し、氷厚によらないとの結果を得ている。

Croasdaleの野外試験(図3.3.8)では、押込氷圧力はアスペクト比 d/h に多少關係がある結果が得られている。又、全般に実験室での氷厚の小さな氷による試験結果に比して、野外試験ではかなり低めの値が計測されており、このことは押込試験では氷の寸法が大きければ大きい程、氷の平均強度は低くなるという寸法影響があるということか、又は、野外試験では、ポンチと氷との接觸が不充

分であることを示唆するものと考えられる。

(5) Michel-Toussaint の理論

Michel-Toussaint (1977) は押込試験結果から、ポンチ周辺に延性変形領域を有する塑性材料として氷を扱い、解析を行った。この理論では、歪速度は、

$$\dot{\epsilon} = V / 4b \quad (12)$$

で与えられる。但し、Vは移動速度、bは物体の幅である。氷圧力としては、

$$p = 2.97 \sigma' \quad (13)$$

を得た。 σ' は、氷の延性領域における適当な歪速度での一軸降伏強度である。押込試験結果から一軸降伏強度を求めたのが図3.3.9である。但し、氷はSZ型で、温度は-10°Cである。Croasdaleら(1977)の結果とよく一致し、歪速度 $10^{-4} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ で極大値 7,600 kpaをとることが判る。歪速度が物体の幅に関係するとの考え方から、Michel-Toussaintは、有効氷圧力のアスペクト比 b/h による変化が歪速度の影響に基づくものとの見解を示している。

氷圧力は、歪速度を3つの領域に別けて考えることができる。

(a) 延性領域

$$p = 2.97 m k \sigma_0 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{0.32} ; 10^{-8} \text{ s}^{-1} < \dot{\epsilon} < 5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1} \quad (14)$$

$m = 1$: flat indenter

$k = 1.0$: 初生破壊(接触良好な場合)時

$k = 0.6$: 連続圧碎時

$\sigma_0 = 7,000 \text{ kpa at } -10^\circ\text{C}$

$\dot{\epsilon}_0 = 5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$

(b) 遷移領域

$$p = 2.97 m k \sigma_0 \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{-0.126} ; 5 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1} < \dot{\epsilon} < 10^{-2} \text{ s}^{-1} \quad (15)$$

$k = 0.25$: 連続圧碎時

その他は(a)と同じ

(c) 脆性領域

$$p = 3 m k \sigma_0 ; \dot{\epsilon} > 10^{-2} \text{ s}^{-1} \quad (16)$$

$k = 0.3$: 連続圧碎時

σ_0 : 脆性領域での一軸圧縮強度

Michel-Toussaintの結果から見ると、最大値は延性領域側にあるが、設計荷重としてこの値を探る必要はない。一般に、氷の移動速度は比較的早く、破壊は脆性的であることが多いからである。-10°Cの氷の脆性破壊時の氷圧力は、楔理論(近似理論)による結果とは一致する。

氷の温度は、北極域においても、冠雪による断熱効果によって-10°Cより下に下ることは少なく、又、上記の結果は純氷についてのものであるから、海水については圧碎時の氷圧力はこれらの値より低くなると考えられる。

楔理論は、物体の幅、氷厚、及び氷の強度から氷圧力を求める点で設計上便利である。接触係数としては、連続圧碎時には0.5、氷が付着凍結している場合には1.0又はそれ以上の値を考えればよい。

構造物の幅方向の氷の破壊が同時に起らないような幅の非常に広い場合には、氷圧力は更に低めに見積ることも可能であろう。

(6) 氷圧力算式の比較

Neil(1976)は直円柱や杭に対する氷圧力算式の比較・検討を行った。その結果を表3.3.1に示す。

但し、模理論((10)式)では接触係数を0.5, $m=0.9$ とした。又、細い(幅の狭い)構造物としては、幅 $b=3\text{m}$, 氷厚 $h=1\text{m}$, 幅広の構造物としては $b=30\text{m}$, $h=1\text{m}$ と想定した。即ち(10)は、

$$p = 0.59 \sigma_c : \text{narrow structure}$$

$$p = 0.46 \sigma_c : \text{wide structure}$$

となる。又、 $\sigma_c = 7,000\text{kpa} (-10^\circ\text{C})$, $3,000\text{kpa} (-1.5^\circ\text{C})$ とする。

尚、Michel-Toussaintの式では、接触係数を0.6(延性領域), 0.3(脆性領域)としている。

表3.3.1から明らかなことは、現在の設計コード(guidelines)が、理論又は実験公式より低めであること、設計コードは、解氷時のような比較的氷温の高い場合に対応するものであることなどである。

(7) 幅広構造物に対する圧碎氷圧力

非常に幅の広い鉛直構造物によって、氷盤が連続的に圧碎する場合には、構造物の幅方向の氷の破壊が同時に起らない可能性がある。このため、幅の狭い構造物の場合より平均氷圧力は低くなると考えられる。Kry(1978)は、設計氷圧力に対する構造物の幅の影響を統計的に検討し、統計的には、幅の広い構造物では氷圧力の最大値がかなり低くなることを示した。この分野は、野外での実例など、今後の研究が必要である。

3.3.3 傾斜面を有する構造物に働く氷圧力

2次元の問題を考える。図3.3.10に示すように、氷板が移動して構造物の斜面に接触した際には、先ず氷板下部に局所的な破壊が生じ、斜面に垂直な方向の力が構造物に働く。更に、氷板の移動が続けば、氷と斜面との間の摩擦によって斜面の接線方向の力が構造物に作用する。これらの法線及び接線方向の力は、氷の圧碎が生じている点での水平及び鉛直力に分けて検討することができる。

氷の移動に伴い、氷の圧碎部分は拡大して、水平力 H 、及び鉛直力 V も次第に増大する。氷の移動が更に続けば、水平力及び鉛直力は氷板の曲げ破壊が生ずる迄増大を続ける。

構造物の斜面が鉛直に近いような場合を除いて、氷板の曲げ破壊に対する水平力 H の影響は無視してよい。従って、氷板は、弾性支持を受ける単純梁、又は板と仮定することができる。氷の曲げ破壊を生ずる鉛直力 V は初生の氷荷重に対応し、引続いての氷荷重は、碎氷片が斜面を押上するに要する力が付け加わり、初生値より一般に大きくなる。

(1) 2次元理論

最も簡単な場合は、斜面が2次元的であり、氷圧力の作用も2次元的に取扱いうる場合である。摩擦係数を μ とすれば、法線力 N 、水平力 H 、鉛直力 V との間には、斜面の角度を α として、

$$\left. \begin{aligned} H &= N \sin \alpha + \mu N \cos \alpha \\ V &= N \cos \alpha - \mu N \sin \alpha \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

なる関係が成立つ。従って

$$H = V \left\{ \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{\cos \alpha - \mu \sin \alpha} \right\} \quad (18)$$

である。

氷板は、最終的には、曲げモーメント M_0 によって破壊されるものとすれば、関係式

$$\sigma_f = \frac{6 M_0}{b h^2} \quad (19)$$

から、氷の曲げ強度 σ_f に置換えて考えることができる。但し、 b は氷の梁の幅、 h は氷厚である。

弾性支持上の半無限平板の端部に鉛直荷重 V が作用する場合の最大曲げモーメント M_0 は、
Hetyenyi (1946) によれば、

$$M_0 = \frac{V}{\beta_e} \frac{\pi}{4} \sin\left(\frac{\pi}{4}\right) \quad (20)$$

で与えられる。但し、 β_e は特性長さで、

$$\beta_e = (K / 4EI)^{1/4} \quad (21)$$

であり、

$$K = \rho_w g b$$

である。ここに、 ρ_w は水の密度、 g は重力の加速度であり、 E は弾性率、 I は断面2次モーメントで、

$$I = bh^3/12$$

である。

(19)、(20)式から、鉛直力 V を求めれば、

$$V = 0.68 \sigma_f b \left(\frac{\rho_w g h^5}{E} \right)^{1/4} \quad (22)$$

を得る。従って、構造物の単位幅当たりの水平力は、

$$H/b = 0.68 \sigma_f \left(\frac{\rho_w g h^5}{E} \right)^{1/4} \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{\cos \alpha - \mu \sin \alpha} \quad (23)$$

である。

次に、氷を斜面上で押上げることによる力を求める。図3.3.1-1に示すように、斜面上で氷を押上げるために要する力 P は、

$$P = \frac{Z}{\sin \alpha} h b \rho_i g (\sin \alpha + \mu \cos \alpha) \quad (24)$$

である。ここに Z は、氷の押上げ高さ、 ρ_i は氷の密度である。従って、水平力 H は、

$$H = (V + P \sin \alpha) \left(\frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{\cos \alpha - \mu \sin \alpha} \right) + P \cos \alpha \quad (25)$$

であるから、構造物単位幅当たりの水平力 H/b は、

$$\begin{aligned} \frac{H}{b} &= 0.68 \sigma_f \left(\frac{\rho_w g h^5}{E} \right)^{1/4} \left(\frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{\cos \alpha - \mu \sin \alpha} \right) \\ &\quad + z h \rho_i g \left\{ \frac{(\sin \alpha + \mu \cos \alpha)^2}{\cos \alpha - \mu \sin \alpha} + \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{\tan \alpha} \right\} \end{aligned} \quad (26)$$

で求められる。上式は簡単に、

$$H/b = \sigma_f \left(\frac{\rho_w g h^5}{E} \right)^{1/4} C_1 + z h \rho_i g C_2 \quad (27)$$

と表わすことができる。但し、

$$\begin{aligned} C_1 &= f_1(\alpha, \mu) \\ C_2 &= f_2(\alpha, \mu) \end{aligned} \quad \} \quad (28)$$

である。係数 C_1 、 C_2 の計算例を図3.3.1-2に示す。

このような2次元的取扱いは、比較的幅の広い構造物に対しては、妥当と言えるが、特性長さに比して幅の狭い構造物では、氷板の破壊は、構造物より大きなスケールで発生し、碎氷片も斜面に乗り上がるよりは、構造物周辺に堆積するため、このような2次元理論は適当でない。

(2) 斜面勾配と摩擦の影響

1例として、乾玄5mの構造物に、氷厚1m、曲げ強度700kPaの氷板が当る場合の、摩擦と斜面勾配の影響を図3.3.1-3に示す。図から明らかなように、摩擦と斜面勾配の影響は、勾配が45°以上で顕著となる。例えば、勾配が55°の構造物では、水平力は、摩擦係数 $\mu = 0.1$ の場合125kNm⁻¹であるのに、 $\mu = 0.5$ では450kNm⁻¹に増大する。又、勾配のある構造物では、氷板は、曲げ破壊よりむしろ圧縮破壊を生ずる可能性が高く、構造物に働く氷圧力は更に大きくなると考えられる。いずれにせよ、氷圧力を少なくするために、構造物斜面表面を出来る限り滑面に保つことが肝要である。Bercha-Danys(1977)、及びRalston(1977)の研究でも氷圧力に対する摩擦の重要性が指摘されている。

(3) 氷の強度の影響

氷の強度は、斜面乗上げによる力の成分には関係なく、氷の破壊に基く成分にのみ影響を与える。図3.3.1-4に示すように、2次元弾性理論によれば乗上げに基く力は氷の破壊に基く力の成分より大きくなるため、全体の氷圧力に対しては、氷の強度の差異による影響は差程大きくならない。しかし、このことは、狭い構造物に対しては正しくない。

(4) 氷厚の影響

斜面を有する構造物に作用する氷圧力に対して最も重要な影響因子は氷厚である。簡単な2次元理論では、碎氷成分 $F_{breaking}$ は

$$F_{breaking} \sim h^{1.25}$$

であり、乗上げ成分 $F_{ride-up}$ については、

$$F_{ride-up} \sim h$$

である。氷厚影響の一例を図3.3.1-5に示す。但し、この結果は、幅の広い構造物に対しては妥当とは言えるが、幅の狭い構造物については、乗上げ成分は碎氷成分より小さくなることは明らかであり、2次元理論の適用には無理がある。

(5) 3次元理論

氷の破壊が構造物のスケールより大きくなれば、3次元的取扱いが必要となる。又、円錐等のように円断面を有する構造物では、碎氷片は斜面を完全に乗上がることなく滑り落ち、斜面勾配も適当な有効値を考える必要がある。いずれにしても、3次元影響は、幅の狭い構造物から幅が次第に広くなるにつれ漸減するものと考えるのが適当である。

碎氷成分を求めるためには、単純梁の理論でなく、弾性支持上の平板という問題を扱う必要がある。Nevel(1972)は、平板の破壊の問題を検討して、支配方程式を導いた。

円錐形状の構造物に氷板が作用する場合を考える。氷圧力は、円錐の周辺に放射線状亀裂(radial cracks)を氷板に生じ、楔状の氷片を形成することによるものと仮定する(図3.3.16)。

Nevelによれば、楔状氷片を形成するための力は、

$$\frac{6P}{b_0 \sigma h^2} = 1.05 + 2.00 \left(\frac{a}{\ell} \right) + 0.50 \left(\frac{a}{\ell} \right)^3 \quad (29)$$

で与えられる。Pは、楔状氷片の先端に働く碎氷力、 σ は氷の曲げ強度であり、氷厚h、荷重の作用する楔状氷片先端からの距離a、楔状氷片の幅bである。楔状氷片に沿った長さをxとすれば、

$$b = b_0 x$$

である。又、 ℓ は特性長さで

$$\ell = \sqrt{\frac{Eh^3}{12\rho_w g}}$$

である。

Bercha-Danys(1975)は、Nevelの理論を応用して、円錐に働く氷圧力の碎氷成分を求め

た。水線での円錐直径が 1.8.3 m (6.0 ft), 氷厚 0.9.1 m (3 ft)の場合についての計算例を図 3.3.1.7 及び 3.3.1.8 に示す。Bercha-Danys は、氷板の曲げ破壊に対する圧縮応力の影響を検討し、勾配のある、粗面の構造物で、その影響が著しく、水平力が増大することを示した。

Ralston (1977) は、円錐状構造物に対して塑性理論を適用し、次のような結果を得た。

$$H = A_4 [A_1 \sigma h^2 + A_2 \rho_w g h D^2 + A_3 \rho_w g h (D^2 - D_T^2)] \quad (30)$$

$$V = B_1 H + B_2 \rho_w g h (D^2 - D_T^2) \quad (31)$$

ここに、 D_T は円錐台の頂部直径、 D は水線上の直径である。又、 A_i 等は、

$$A_1 = f_1 (\rho_w g D^2 / \sigma h)$$

$$A_2 = f_2 (\rho_w g D^2 / \sigma h)$$

$$A_3 = f_3 (\alpha, \mu)$$

$$A_4 = f_4 (\alpha, \mu)$$

$$B_1 = f_5 (\alpha, \mu)$$

$$B_2 = f_6 (\alpha, \mu)$$

なる係数である。これらの係数を図 3.3.1.9 に示す。

Ralston の理論では、碎氷及び乗上げ成分の氷圧力が考慮されている。(30)式の最初の 2 項が碎氷成分であり、第 3 項が乗上げ成分を表わす。幅の狭い構造物に対しては、Ralston の理論によれば、乗上げ成分は碎氷成分に比して小さく、又、幅が広い場合には、乗上げ成分が全氷圧力の可成りの部分を占めることが判る。(図 3.3.2.0 及び 3.3.2.1)

(6) 実験結果

模型実験結果は少なく、Arctec 社の水槽で行われた 45° の円錐についての実験(1970 年)、Afanasev-Dolgopolov-Shvaistein の実験(1971 年)等がある。Arctec での実験は、Edwards-Croasdale(1976) によって報告されているが、円錐直径 100 cm まで、氷厚 7 cm までの実験となっている。Afanasev 等の報告では、円錐直径 28 cm まで、氷厚 3.5 cm までの実験結果が発表されている。

Edwards-Croasdale が求めた実験式は、次の通りである。

$$H = 1.6 \sigma h^2 + 6.0 \rho g D h^2 \quad (32)$$

$$\alpha = 45^\circ, \mu = 0.05$$

上式第 1 項は、所謂碎氷成分であり、第 2 項は碎氷片の運動に基く項(ice clearing component)である。

Afanasev 等は、弾性平板の理論に基く実験式

$$H = \sigma h^2 S_x \tan x / 1.93 \ell \quad (33)$$

を提唱した。ここに S_x は円弧状亀裂(circumferential crack)の長さで、

$$S_x = 1.76 \left(r + \frac{\pi}{4\ell} \right) \quad (34)$$

である。又 r は円錐の水線上(ice level)の半径、 ℓ は特性長さで

$$\ell = \left\{ \frac{Eh^3}{12\rho g (1-\nu^2)} \right\}^{1/4} \quad (35)$$

である。E は Young 率、 ν は Poisson 比である。

傾斜円柱(inclined pier)に働く氷圧力については資料が少ないが、Neill(1976) の実験結果がある。この実験では、pier は鉛直より 23° 傾斜し、氷厚 0.75 m の氷板に対して最大 788 kNm⁻¹ の氷圧力を記録している。

Calgary の屋外実験水槽での大型模型による実験が Robbins 等(1975) 及び Croasdale

(1977)によって行われている。水線上直径 3.1 m (10 ft) の 45° 円錐を用い、氷厚 0.6 m (2 ft) までの氷板中で実験が行われているが結果については残念ながら未だ公表されていない。

Tryde (1975, 1977) は、狭い楔状の pier に作用する水圧力の計測を行い、実験式

$$H = C_F \sigma_c h D \quad (36)$$

を発表した。ここに、 σ_c は氷の圧縮強度であり、 C_F は軽減係数 (reduction coefficient) で

$$C_F = 5.2 \epsilon^{1/3} / C^{1/2}$$

$$C = 0.16 \left\{ \frac{E}{\rho U_c^2 \sin \beta} \right\}^{1/2} C_1 / C_2 C_3^2 \quad (37)$$

である。但し、氷の曲げ強度を σ_f とすれば、

$$\epsilon = \sigma_f / \sigma_c$$

であり、 E は Young 率、 ρ は氷の密度、 U_c は氷の移動速度で、 C_1 、 C_2 、 C_3 は、それぞれ

$$C_1 = 1 - \mu \frac{\tan \alpha}{\sin \beta}$$

$$C_2 = \mu + \frac{\tan \alpha}{\sin \beta} \quad (38)$$

$$C_3 = 6 \left\{ \frac{h}{D} \cos \beta + \frac{C_1}{C_2} \right\}$$

である。 2β は楔の開角、 α は楔の傾斜角、 μ は摩擦係数である。

Tryde は、一般には

$$C_F = 0.1 \sim 0.3$$

であることを示したが、これは、氷板の曲げ破壊に基く水圧力が、圧碎ベースの 10 ~ 30 % となることを意味する。Tryde の実験式では、氷の乗上げに対しては考慮されていないが、弾性率の変化によって水圧力はかなり影響を受けることになる。Tryde の実験式は、円錐構造物 (conical tower) に対しては、厳密には適用できない。

(7) 氷圧力算式の比較

(a) 幅の狭い構造物 (narrow structures)

Neill (1976) は、直径 3.05 m (10 ft) の conical tower を例として氷圧力算定式の比較を行った。Neill の比較結果をその後に発表されたものを加えて表 3.3.2 に示す。これらの結果を見ると明らかに、最近の算式程氷圧力を大きく推定していることが判る。

Neill の原表では、摩擦力を考慮したものは含まれていないが、Bercha や Ralston の算式において $\mu = 0$ としたとしても、Bercha 及び Ralston の算式は最初の 4 算式より大きな氷圧力を与えて、Bercha 及び Ralston 3 次元理論では、氷板の破壊は構造物の周りで同時に発生するものとしているから、氷圧力の上限を与えるものと考えることができる。氷板の破壊が同時に発生しない場合には、当然のことながら氷圧力は低くなる。

Edwards-Croasdale の実験結果からの推定値は、Bercha 及び Ralston の氷圧力値とは同一レベルにあり、Bercha 及び Ralston の算式の妥当性を示すものと考えられる。

単純な 2 次元理論では、氷圧力の碎氷成分が低く推定されることになるが、これは、構造物の幅が氷板の特性長さに比して小さいためである。円弧状亀裂の長さと構造物の幅との比率によって 2 次元理論による氷圧力を修正すれば、2 次元理論による結果は、Bercha や Edwards-Croasdale の値とは一致する。円弧状亀裂の長さは、 ℓ を (35) 式の特性長さとすれば $\frac{1}{4} \pi \ell^2$ である。

又、表 3.3.2 から明らかなように、conical tower に作用する氷圧力は、大きめの見積りでも、直径 3.05 m (10 ft) の円柱に働く典型的な圧碎力に比らべて遙かに低く、幅の狭い円錐

状の構造物では、乗上げ成分は碎氷成分に比して小さいことが判る。

現状では、Ralston, Bercha-Danys, あるいは修正2次元理論などの古典的な算式を用いるのが適當と思われる。

(b) 直径 18.3 m の円錐に対する氷圧力例 (Bercha)

直径 18.3 m の幅広円錐に対する氷圧力算定例を表 3.3.3 に示す。これは、Bercha-Danys (1975) の取扱った構造物の中では最大径のものである。

Ralston の算式は、この場合にも最も大きな氷圧力を与えるが、碎氷成分は Bercha-Danys の値には等しい。表 3.3.3 で重要なことは、乗上げ成分 (ice ride-up or clearing force) がかなりの大きさとなっていることである。2次元理論では乗上げ成分を過大に見積る傾向にあるが、Ralston 及び Edwards-Croasdale の推定では、乗上げ成分は凡そ 1,000 kN となる。構造物の幅がこの程度に大きくなると、乗上げ成分を無視することはできない。

(c) 幅広い構造物 (wide sloping structure)

幅が 60 m の構造物に対する氷圧力算定例を表 3.3.4 に示す。

2次元理論と Ralston の算式による結果は、全氷圧力についてはよく一致するが、2次元理論では碎氷成分が低く見積られる。

このような幅広構造物では、乗上げ成分 (ice ride-up or clearing force) を無視することはできない。しかし、碎れた氷の運動については、更に正確な検討モデルが必要である。一般に、乗上げ成分の算定では、構造物斜面が碎氷片で全て覆われるものとされているが、実際には、碎氷片は構造物の周辺で必ずしもきれいに捨てる訳ではなく、構造物の周辺に堆積 (rubble) する。この碎氷片の堆積は、構造物への氷圧力を増大させる可能性が強く、この堆積現象の研究を行なう必要がある。

付録

氷力計算式	対象	/	提案者	SCHWARZ, 平山
	円柱, 角柱	1	出典	IAHR 75, 外

計算式

$$F = p \cdot d \cdot h$$

$$p = 385 \times d^{-0.32} \times h^{0.1} \times \sigma_c \quad \text{--- 角柱が氷端に貫入する場合}$$

$$p = 357 \times d^{-0.5} \times h^{0.1} \times \sigma_c \quad \text{--- 円柱, 角柱が氷中を貫通する場合*}$$

(単位 cm)

d : 円柱, 角柱の幅 (cm)

h : 氷 厚 (cm)

σ_c : 氷の圧縮強度

適用範囲

$$d/h \leq 12$$

導出根拠

実験式

$$\left\{ \begin{array}{l} d = 0.25 \sim 12 \text{cm} \text{ のパイルを使用} \\ v = 0.05 \sim 3 \text{cm/s} \\ \text{fine grained ice sheet} \end{array} \right.$$

精度・問題点

p の表示で次元が合つていない

$$\left. \begin{aligned} p &= 3.85 \left(\frac{h}{d} \right)^{0.32} h^{-0.22} \sigma_c \\ p &= 3.57 \left(\frac{h}{d} \right)^{0.5} h^{-0.4} \sigma_c \end{aligned} \right\} \quad \begin{array}{l} \frac{h}{d} \text{ が一定の場合 } h \text{ が大なる程小さな} \\ \text{氷圧力を与えることとなり一種の寸} \\ \text{法効果を表現} \end{array}$$

(h:cm)

備考

*氷中を連続的に貫通する場合は柱の形状影響は無視できるとする。

水力計算式		対象	μ	提案者	V.P. AFANAS'EV
円柱，角柱		2	出典	NRC TT-1'108	
計算式	$F = p \cdot d \cdot h$			d : 構造物の幅	
	$p = m k \sigma_c$			h : 氷 厚	
	$k = \sqrt{5 \frac{h}{d} + 1} \quad (\frac{d}{h} > 1)$			m : shape coefficient 平面 $m = 1.0$, 円形 $m = 0.9$	
	$k = 4 \quad \frac{d}{h} = 0.1$	$0.1 \leq \frac{d}{h} \leq 0.1$ では		σ_c : 氷の一軸圧縮強度	
	$k = 2.5 \quad \frac{d}{h} = 1$			linear interpolation	
適用範囲					
導出根拠	$1 \leq \frac{d}{h} \leq 6$ について実験を行い, k の表示式を定める。				
	これ以外の範囲については Prandtlの関係を応用した blunt wedge の面圧強度から推定。				
精度・問題点					
備考					

水力計算式	対象	N	提案者 佐伯, 尾崎(北大)									
	円柱, 角柱	3	出典 POAC 1977									
計算式	$F = C \cdot \sqrt{d} \cdot h \cdot \sigma_c$		C : shape factor [$m^{1/2}$]									
		$C = 5.0 \quad 6.8 \quad 4.5$ d : パイルの幅 [m] σ_c : 氷の一軸圧縮強度 [kg/cm^2]										
適用範囲												
導出根拠	<p>実験式, 海氷はサロマ湖 ($S=32\sim33\%$) 及び流水</p> <table> <tr> <td>モデル</td> <td>円柱 直 径</td> <td>3, 5, 7, 10, 15 cm</td> </tr> <tr> <td></td> <td>角柱 幅</td> <td>3, 5, 7, 10, 15 cm</td> </tr> <tr> <td></td> <td>角柱 対角幅</td> <td>28, 48, 70, 98, 14.1 cm (wedge shaped pile)</td> </tr> </table> <p>Penetration velocity > 0.1 cm/s この範囲では Ice Force は速度依存性小 Field test にて円柱径 20, 50, 80 cmφ, 氷厚 $19 \leq h \leq 45$ 実施同一式にて表示可</p>			モデル	円柱 直 径	3, 5, 7, 10, 15 cm		角柱 幅	3, 5, 7, 10, 15 cm		角柱 対角幅	28, 48, 70, 98, 14.1 cm (wedge shaped pile)
モデル	円柱 直 径	3, 5, 7, 10, 15 cm										
	角柱 幅	3, 5, 7, 10, 15 cm										
	角柱 対角幅	28, 48, 70, 98, 14.1 cm (wedge shaped pile)										
精度・問題点												
備 考												

水力計算式	対象	<i>N</i>	提案者	R.FREDERKING & L.W.GOLD
	円柱	4	出典	POAC 1971
計算式	$F = \frac{K(T)L(\theta)}{2} \bar{\sigma}_0 \left[\frac{\dot{u}}{k\dot{\epsilon}_0} \right]^\alpha h \cdot d$ <p>For a given material behaviour and temperature condition</p> $\frac{F}{h \cdot d} = N \left(\frac{\dot{u}}{d} \right)^\alpha$			
	$K(T)$: temperature correction function $L(\theta)$: geometry function $\bar{\sigma}_0$: 基準応力 \dot{u} : 円柱と氷板との相対速度 k : a/ℓ の関数 (a : 円柱半径) $(\ell$: 氷板の変位が無視できる半径) d : 円柱直径 $\dot{\epsilon}_0$: 基準歪速度 h : 氷板厚 α : 定数			
適用範囲	<p>(仮定)</p> <ol style="list-style-type: none"> 1. 円柱前面で氷板は圧壊 2. 破壊モードは実験室一軸圧縮試験に同じ 			
導出根拠	<p>円柱との相互作用による氷板の応力状態を平面歪の応力関数にて求め、氷の強度は氷のタイプ毎に温度と歪速度の関数として実験的に定める。</p>			
精度・問題点	<ol style="list-style-type: none"> 1. 氷の強度パラメータが多く、いずれも実験的に定める必要あるため実用困難 2. 各種パラメータの氷力への影響度を定性的に見るには有効 3. 氷の強度の速度依存性のうち、増大部分のみ考慮しているため流氷速度と共に無限に大きくなる。実際には変形速度 $S=0.003$ i/s程度で氷の強度は最大を示す点を考慮すべき。 			
備考	$K(T) = \frac{h}{T_m - T_s} \int_{T_s}^{T_m} \exp \frac{Q}{R} \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) dT \quad L(\theta) = \int_{-\eta}^{\eta} (\cos \theta)^{1+\alpha} d\theta$ <p>(Q: apparent activation energy R: gas constant)</p> $k = 0.225 \left[1.22 \left(\frac{a}{\ell} - 1 \right) + \ell \ln \frac{a}{\ell} - 0.616 \right]$ $T = T_s + (T_m - T_s) \frac{z}{h}$ $T_0 = 273 K$			

水力計算式	対象	μ	提案者	PER TRYDE
	円柱, 角柱 (細長構造物)	5	出典	POAC 1975
計算式	$F = k \sigma_{\infty} h d$ $k = 1 + 2.1 (0.4 + \frac{d}{h})^{-1}$ 簡略式としては $k = 1 + 1.5 \frac{h}{d}$			
				σ_{∞} : indentation strength for $d/h \rightarrow \infty$ $k = \sigma / \sigma_{\infty}$ h : 氷 厚 d : 細長構造物の幅
適用範囲				
導出根拠	ASSUR(1972), Schwarz(1974), Afanas'ev(1973) の提案式並びに			
				$\frac{\sigma_d}{h} = 1.0 = 2 \sim 2.5 \frac{\sigma_d}{h}_{\infty}$ より簡略式を、更に $\frac{\sigma_d}{h} = 0.1 = 5.20 \frac{\sigma_d}{h}_{\infty}$ より上記式を提案
精度・問題点				
備考	<p>Indentation strength as a function of d/h</p>			

水力計算式	対象	κ	提案者	DANISH FORMULAE
	円柱，角柱	6	出典	POAC 1971

計算式

$$F = N_c \cdot \sigma_s \cdot h \cdot d$$

σ_s : 剪断強度

$$N_c = 2.0 + 0.7 \frac{h}{d}$$

h : 氷 厚

d : 構造物の幅

N_c : coefficient of rupture

適用範囲

$$0 \leq \frac{h}{d} \leq 2.0$$

導出根拠

精度・問題点

$0 \leq \frac{h}{d} \leq 2.0$ に対応する破壊係数は、 $2 \leq N_c \leq 3.4$

細長いパイルでは $N_c \approx 3.0$ ，大径ケーソンでは $N_c \approx 2.0$ 程度

備 考

氷力計算式	対象	M_a	提案者	API-RP2A
	円柱, 角柱	7	出典	
計算式	$F = C \cdot \sigma_c \cdot A$		$A = d \cdot h$ (受圧面積)	
			h : 氷厚, d = 構造物の幅	
			σ_c : 氷の圧壊強度 (200~500psi)	
			$C = 0.3 \sim 0.7$	
			coefficient depends on shape, speed etc.	
適用範囲				
導出根拠				
精度・問題点				
備考	API Bulletin on Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Structures in Ice Environments (1982)			
	次頁参照			

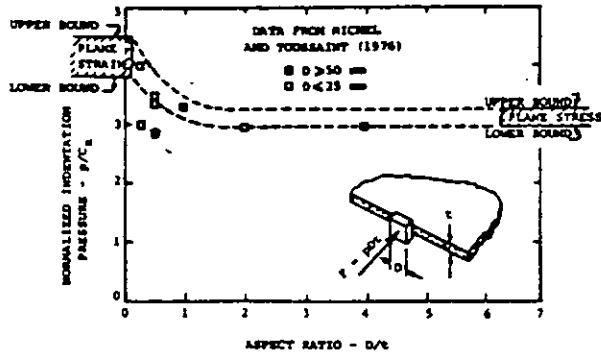


FIG. 4.3
COMPARISON OF COMPUTED BOUNDS FOR INDENTATION PRESSURE WITH TEST DATA FOR COLUMNAR ICE (RALSTON (1978))

— rubble field failures initially in a form of double-sided shear followed by the formation of a rubble pile in front of the structure and subsequent flow of ice around the structure.

3. Multiyear Ridges. A potential failure mode for multiyear ridges is bending in the vertical plane.

4.3.1d Ice Crushing Loads. The horizontal force exerted by ice crushing against a structure may be calculated as:

$$F = I f_c C_x D t \quad (4-1)$$

where F = horizontal ice force;

I = indentation factor;

f_c = contact factor;

C_x = unconfined compressive strength of the ice;

D = diameter or width of the structure at the region of ice contact;

t = ice thickness.

1. Indentation Factor. The indentation factor, I , depends on:

- crystallographic structure of the ice;
- multiaxial strength of the ice;
- strain rate of the ice; and
- geometry of the interaction between the ice and the structure.

The strain rate $\dot{\epsilon}$ for the ice is a function of the ice approach velocity, v and the structure dimension, D . Exxon (1979) used the following relationship for the case of a gravel island in shallow water in the Beaufort Sea:

$$\dot{\epsilon} = \frac{v}{2D} \quad (4-2)$$

Indentation factors have been developed from plasticity analysis by assuming ductile behavior of the ice. (AOGA Project #31 (1975) and Ralston (1978)). Laboratory data analyzed in these studies have verified factors derived from plasticity analyses in which measured indentation pressures divided by calculated indentation factors agree with ice strength data over a range of strain rates. Figure 4.3 gives examples of indentation factors for laboratory-grown columnar fresh water ice. These curves have also been used for columnar saline ice. For granular sea ice, Exxon (1979) used an indentation factor of 1.2 for a large structure/sheet ice thickness ratio.

2. Contact Factor. The contact factor, f_c , depends on:

- ice movement rate;
- local geometric effects; and
- active defensive mechanisms.

Peyton's (1968) analysis of ice forces on Cook Inlet structures suggests a maximum value of 0.55 for the product of $I \times f_c$. Assuming an indentation factor of 1.2, the calculated contact factor of 0.45 appears to be consistent with the relatively continuous ice movements and non-frozen-in conditions of Cook Inlet and falls within the range of contact factors presented by Michel (1977).

4.3.1e Sheet Ice Bending Loads. For sloping-sided structures, sheet ice moving against a structure may fail in bending.

A limit analysis solution for sheet ice bending failure against a conical structure (see Fig. 4.4) has been developed by Ralston (1979). The solution includes force components for ice breaking and ice ride-up on the structure. Forces may be calculated as:

$$R_H = [A_1 \sigma_f t^2 + A_2 \rho_w g t D^2 + A_3 \rho_w g t R (D^2 - D_T^2)] A \quad (4-3)$$

$$R_V = B_1 R_H + B_2 \rho_w g t R (D^2 - D_T^2) \quad (4-4)$$

where R_H = horizontal force on the cone;

R_V = vertical force on the cone;

$\rho_w g$ = unit weight of water;

μ = ice-structure friction coefficient;

σ_f = sheet ice bending strength;

t = ice sheet thickness;

t_R = ice ride-up thickness;

D = waterline diameter of the cone;

D_T = top diameter of cone; and:

α = cone angle, as measured from the horizontal;

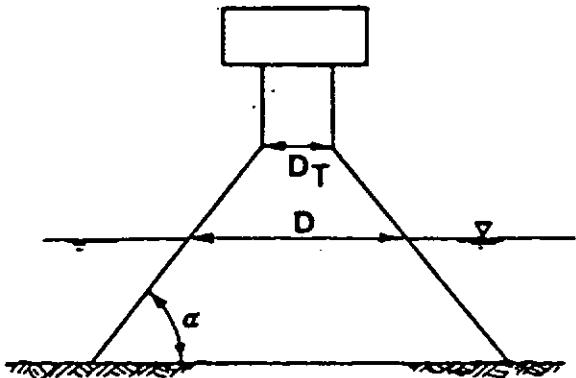


FIG. 4.4
CONE STRUCTURE GEOMETRY

The dimensionless coefficients A_1 , A_2 , A_3 , A_4 , B_1 , and B_2 are given in Fig. 4.5a and 4.5b.

Under certain circumstances, such as very wide structures or steep angles, the use of Eqs. 4-3 and 4-4 may not be appropriate and alternate force prediction methods may be necessary. For example, APOA Project #87 (1975) presents an elastic solution for sheet ice bending. Model studies such as APOA Project #77-(1975) may be used to evaluate ice loading. When using elastic theory, the use of corrective factors, which may be developed from model studies, should be considered to account for interactive forces or plastic action.

4.3.1f Sheet Ice Buckling Loads. When the ice thickness is small, the ice sheet may buckle rather than crush or bend. Elastic solutions for buckling loads may be obtained from Sodhi (1977, 1979) and Wang (1978).

4.3.1g First-Year Ridge Loads. Loads from first-year ridges may develop either from crushing or shearing as discussed by Croasdale (1978). The crushing strength of ice rubble is assumed to be considerably lower than the crushing strength of individual ice pieces making up the rubble.

The shear strength of ice rubble appears to be a function of the cohesion between ice rubble pieces and the degree of confinement of the shear plane, as concluded from model tests reported by Prodanovic (1979). These tests showed that the model ice rubble behaves like a granular material. Measured values for the angle of internal friction of approximately 50 degrees were obtained and a full-scale cohesive strength was inferred to be from 5 to 10 psi, depending on the arrangement and size of the ice pieces in a ridge.

If partial consolidation of the ice rubble is anticipated, i.e., refreezing of the ice rubble pieces near the zone of contact with the sea water, the refrozen zone may be treated as a solid ice sheet with a

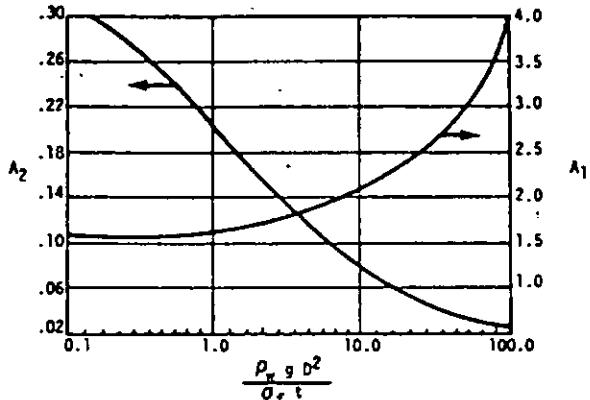


FIG. 4.5a
ICE FORCE COEFFICIENTS FOR PLASTIC ANALYSIS (RALSTON (1979))

thickness that is equivalent to that of the frozen zone. Loads from partially consolidated ridges may then be calculated as the combination of a sheet ice force, from failure of the sheet ice either in crushing or bending, and the force anticipated to shear or crush the ice rubble taking into account the respective stiffness of the ice sheet and the rubble. In combining the force components, it should be kept in mind that the peak values for the individual force components may not occur simultaneously.

4.3.1h First Year Rubble Field Loads. Rubble fields have mechanical properties similar to first-year ridges, except that their lateral extent exceeds the finite width of the ridge. It is anticipated that, due to the size of a rubble field, rubble shear failure, as introduced by Croasdale (1978) may not be likely, but that instead, loads will develop from ice rubble crushing when making contact with the structure.

4.3.1i Multiyear Ridge Loads. Multiyear ridges may either fail by crushing, bending, or shearing against the structure or may come to rest at the structure without failing due to an insufficient driving force. The preferred mode of multiyear ridge failure is bending, since this may result in the lowest load from such a ridge. Published solutions, such as Croasdale (1978), rely on elastic analysis, which may lead to unrealistic results due to the lack of interactive forces, failure to consider the three-dimensional failure of the attached ice sheet, and possible plastic action. Model tests, such as AOGA Project #61 (1980), have been performed to assess ridge bending failure forces experimentally. AOGA Project #96 (1979) contains results of both elastic and plastic analyses and compares them with several sets of model test data.

In determining ridge forces, the geometry, ice properties, velocity, and orientation of the ridge should be considered, along with the environmental force available to drive the ridge against the structure.

水力計算式	対象	μ	提案者	KORZHAVIN, K.N															
	円柱, 角柱	8	出典	CAN.J.CIV.ENG. 1976															
計算式	$F = p \cdot d \cdot h$	d : 構造物の幅 $p = I m k \sigma_c / (V/V_0)^{1/3}$	V : 氷板の速度 h : 氷厚 σ_c : 氷の圧縮強度																
	$I : \text{indentation factor} \quad I = \sqrt[3]{B/d}$	B : 氷板の幅																	
	氷板が大きい($B \gg d$)の場合 $B=15d$ とし $I=2.5$			$60^\circ < 2\alpha < 120^\circ$															
	氷板が小さい場合	$I = 1.0$																	
	m : shape factor																		
	(1) 角柱 $m=1.0$ (2) 円柱 $m=0.9$ (3) 三角柱(WEDGE)																		
		$m = 0.85 \sqrt{\sin \alpha}$																	
	k : contact factor																		
	<table border="1"> <tr> <th>柱の幅(cm)</th> <th>流水速度(m/s)</th> <th>0.5</th> <th>1.0</th> <th>2.0</th> </tr> <tr> <td>3~4</td> <td>0.70</td> <td>0.60</td> <td>0.50</td> <td></td> </tr> <tr> <td>6~9</td> <td>0.60</td> <td>0.55</td> <td>0.40</td> <td></td> </tr> </table>	柱の幅(cm)	流水速度(m/s)	0.5	1.0	2.0	3~4	0.70	0.60	0.50		6~9	0.60	0.55	0.40				構造物と氷の接触に対する補正係数で平坦な面が氷端に準静的に当る場合を $k=1.0$ としている。
柱の幅(cm)	流水速度(m/s)	0.5	1.0	2.0															
3~4	0.70	0.60	0.50																
6~9	0.60	0.55	0.40																
適用範囲	河川の橋脚に河氷が作用する場合を対象としたもので、 $d < B < 15d$ と氷板の大きさは小さい。																		
導出根拠	実験式 (一軸圧縮強度: 直方体試験片) (河氷を使用)																		
精度・問題点	このKORZHAVINの式はソ連の土木関係者の間で広く使われている。実用的な式でそれだけに実験対象とした構造物以外にはあまり一般性はないともいえるが、氷板と構造物との相対的な大きさや氷の速度など氷圧力に影響を与えると考えられているパラメータをたくさん取り入れており、氷圧力の求め方について有用な示唆を与えてくれる式。																		
備考				Korzhavinの貫入試験															

氷力計算式	対象	M	提案者	MORGENSTERN, NUTTALL
	角柱	C	出典	(IMPERIAL OIL LTD)

計算式

$$F = p \cdot d \cdot h$$

d : 角柱幅

$$p = (1 + 0.354 \frac{h}{d}) \sigma_c$$

h : 水厚

σ_c : 氷の圧縮強度

又は

$$p = 2\sigma_s + 0.707(\frac{h}{d})\sigma_c$$

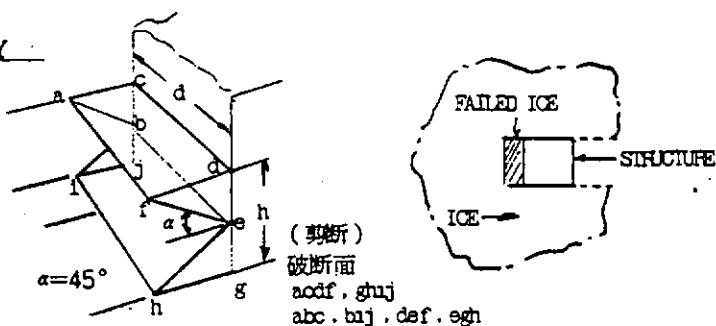
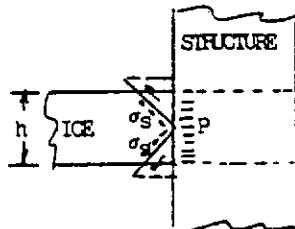
σ_s : 氷の剪断強度

$$2\sigma_s = \sigma_c \text{ (トレスカの条件)}$$

適用範囲

導出根拠

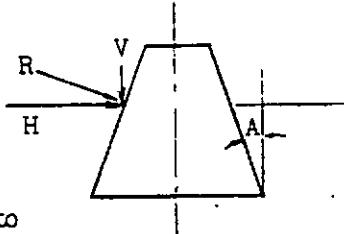
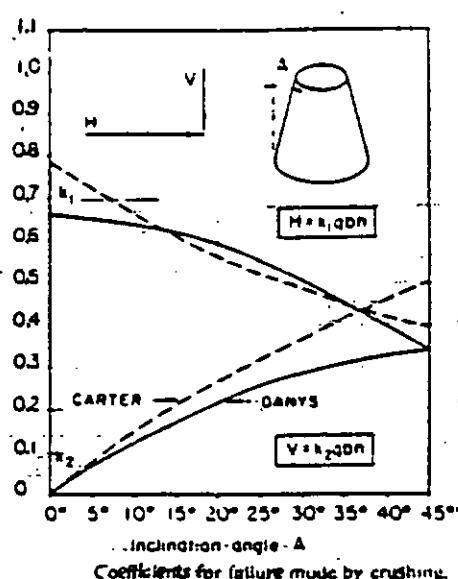
WEDGE THEORY

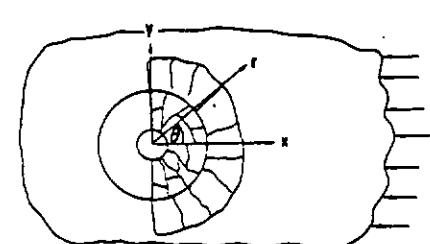
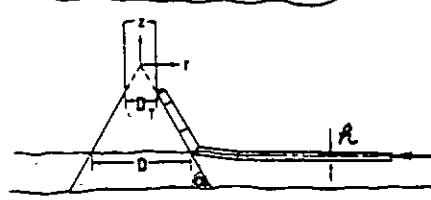
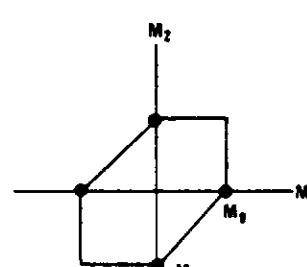
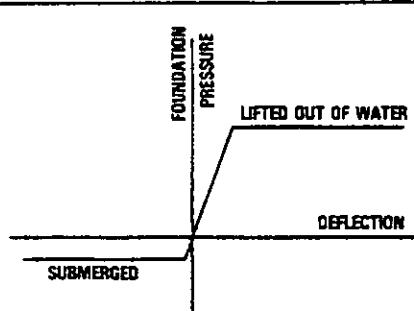


精度・問題点

備考

水力計算式	対象	16	提案者	PER TRYDE
	角錐 (INCLINED WEDGE)	10	出典	POAC 1975
計算式	$F = C_F \cdot F_{max}$			
	$F_{max} = \sigma_c \cdot h \cdot d$			
	C_F : Reduction Factor			
	$C_F = f_n \left(\frac{E}{\rho u_c^2}, \frac{h}{d}, \frac{Y}{h}, \frac{\sigma_b}{\sigma_c}, \alpha, \beta, \mu \right)$			
	$C_F = \frac{2.1^{3/\epsilon}}{C}$			
	$\epsilon = \frac{\sigma_b}{\sigma_c}, C = 0.16 \sqrt{\frac{E}{\rho u_c^2 \sin^2 \alpha}} \frac{C_1}{C_2} C_3^2$			
	$C_1 = 1 - \mu \frac{\tan \beta}{\sin \alpha} \quad C_2 = \mu + \frac{\tan \beta}{\sin \alpha}$			
	$C_3 = 6 \frac{h}{d} \cos \alpha + 6 \frac{C_1}{C_2}$			
適用範囲	$0.1 \leq u_c \leq 4.0 \text{ (m/s)}$	$0.1 \leq \frac{C_1}{C_2} \leq 0.9$	$\beta \leq 70^\circ$	
	$1.0 \leq C_3 \leq 4.0$	$0.2 \leq \epsilon \leq 0.5$	$\frac{h}{d} < 0.3$	
導出根拠	理論解析に工学的判断を加味して作成、半実験式。			
精度・問題点	REDUCTION FACTOR $C_F \propto u_c^{1/3}, E^{-1/6} \frac{C_F}{u_c}$			
	$C_F \xrightarrow{h/d \rightarrow 0} > C_F \xrightarrow{h/d \rightarrow 0.3} \rightarrow \frac{h}{d} = 0.3 \text{ --- limiting value of } \frac{h}{d}$			
	(wide wedge) for the theory applied			
備考	INTERMITTENT NATURE OF FORCE			
	$T_C = \frac{Y}{u_c \sin \alpha} = \left(\frac{Y}{h} \right) \frac{h}{u_c \sin \alpha} = 1.5^3 \sqrt[3]{C} \frac{h}{u_c \sin \alpha}, f_C = \frac{1}{T_C}$			

氷力計算式	対象	M_6	提案者 (J.V.DENYS) CANADIAN LIGHTPIER DESIGN EQ.
	円錐	11	出典 OCEAN ENGNG, VOL 3, 1976
計算式	$R = m n b h q_c$ $H = m n_1 b h q_c$ $V = m n_2 b h q_c$		
where:			
R = resultant force on structure perpendicular to the surface. m = shape and contact coefficient. n = slope coefficient taken as $\cos A$ for R ; $\cos^2 A$ for H ; $\cos A \sin A$ for V ; A is a slope angle with vertical. H and V = horizontal and vertical components of R . b = projected width of the structure, equivalent to the diameter for the circular shape. h = effective thickness of ice sheet. q_c = effective compressive strength of ice. $k_1 = m n_1$, $k_2 = m n_2$ (下図実線 DENYS)			
適用範囲	(仮定) Crushing Type Failure 氷と pier 間の摩擦無視		
導出根拠	SEMI-EMPIRICAL METHOD		
精度・問題点	円柱に対しては		
$F = 0.67 q_c b h$			
備考	CANADIAN LIGHTPIER の設計には右図実線(DENYS)が使用されている。(1959年以来) 右図 CARTER の点線は理論解析に基づくもの		

水力計算式	対象	<i>N</i>	提案者	T.D. KALSTON		
	円錐	12	出典	POAC 1977		
計算式						
$R_H = [A_1 \sigma_b h^2 + A_2 \rho_w g h D^2 + A_3 \rho_w g h (D^2 - D_T^2)] A_4$						
$R_V = B_1 R_H + B_2 \rho_w g h (D^2 - D_T^2)$						
R_H : HORIZONTAL FORCE R_V : VERTICAL FORCE $\rho_w g$: WEIGHT DENSITT OF WATER h : 氷 厚 σ_b : 氷の曲げ強度 D : 円錐の水線面直徑 μ : 氷と構造間の摩擦係数 D_T : 円錐の頂部直徑 A_1, A_2, A_3, A_4 , 無次元係数 α : 円錐の傾斜角 B_1, B_2 } (別図系)			 			
適用範囲						
導出根拠		PLASTIC LIMIT ANALYSIS				
精度・問題点		DANYS の ELASTIC ANALYSIS よりもかなり大きな荷重となる。 模型実験 (EDWARDS & CROASDALE) とは良く合っている。				
備考		 <p>BENDING FAILURE CRITERION FOR SHEET ICE.</p>	 <p>ELASTIC PERFECTLY PLASTIC FOUNDATION RESPONSE.</p>			

氷力計算式	対象	R_H	提案者	EDWARDS, CROASDALE
	円錐	13	出典	POAC 1977

計算式

$$R_H = 1.6 \sigma_b h^2 + 6 \rho_w g D h^2$$

R_H : HORIZONTAL FORCE

h : 氷 厚

σ_b : 氷の曲げ強度

$\rho_w g$: 氷の単位体積重量

D : 円錐の水線面直径

適用範囲

$$\alpha = 45^\circ$$



導出根拠

模型実験データの EMPIRICAL ANALYSIS (データ: 下記)

精度・問題点

備考

Cone Test Data from
Edwards and Croasdale (1976)

Test Number	Ice Thickness (cm)	Flexural Strength (kg/cm^2)	Cone Diameter (cm)	R_H Mean (kg)	R_V Mean (kg)	Test Number	Ice Thickness (cm)	Flexural Strength (kg/cm^2)	Cone Diameter (cm)	R_H Mean (kg)	R_V Mean (kg)
1	3.67	0.114	25	6.05	6.82	12	4.91	0.411	50	21.00	29.00
2	1.35	0.081	50	5.04	6.08	13	5.75	0.233	50	43.02	29.65
3	3.16	0.047	50	4.11	5.35	14	PRESSURE RIDGE		50	21.56	15.53
4	3.68	0.211	50	10.72	11.78	15	5.01	0.235	100	16.17	37.31
5	3.73	0.078	25	6.09	6.19	16	5.33	0.195	75	22.25	30.16
6	1.63	0.075	25	0.55	—	17	5.05	0.159	50	11.45	13.00
7	1.91	0.010	25	0.73	0.57	18	4.10	0.240	53	12.70	—
8	2.56	0.119	50	1.38	4.46	19	3.10	0.240	53	9.60	—
9	6.37	0.410	50	44.48	48.25	20	6.00	0.152	53	8.20	—
10	6.77	0.198	50	28.21	32.07	21	3.40	0.132	53	5.80	—
11	5.96	0.111	50	16.13	20.86						

3.3.4 傾斜面を有する構造物に作用する氷丘脈の力 (solid ice ridge)

極海で就役する海洋構造物では、固い多年氷氷丘脈 (solid multi year ridges)による氷荷重を考慮する必要がある。Kovacs (1971) の調査でも、深さ 1.5 m にも達する氷丘脈は極海では決して稀ではなく、多年氷が氷丘化したものでは、氷丘脈は一体となった構造を有する。

Lewis-Croasdale (1978) の模型実験によれば、氷丘脈は、構造物との接触点で先ず中央亀裂を生じて破壊が始まる (図 3.3.2 2)。単純梁の理論によれば、このような亀裂を氷丘脈に発生させるに必要な鉛直荷重 V_1 は

$$V_1 = \frac{4 I \sigma}{y \ell} \quad (39)$$

である。ここに、 I は氷丘脈断面 2 次モーメント (*neutral axis* まわり), σ は曲げ強度, y は引張り面 (上面) までの距離, ℓ は特性長さで

$$\ell = \left(\frac{4 EI}{\rho g b} \right)^{1/4} \quad (40)$$

であり、 b は氷丘脈の幅である。

氷丘脈に中央亀裂が生じて後も、構造物による氷の破壊は続き、図 3.3.2 2 に示すような回転亀裂 (hinge cracks) が生ずる。2 つの回転亀裂を生ずるに要する力は、弾性支持を受ける半無限梁 2 梁が同時に破壊する際の力

$$V_2 = \frac{6.17 I \sigma}{y \ell} \quad (41)$$

により求めることができる。但し、この場合の y は、*neutral axis* から氷丘脈底面までの距離である。上式から明らかのように、回転亀裂を生ずる力は、中央亀裂を生ずる力より大きい。

深さ 1.5 m, 幅 3.0 m, 曲げ強度 700 kPa, 弹性率 7×10^6 kPa の氷丘脈では、最初の中央亀裂を生ずる際の水圧力は 18,736 kN, 2 つの回転亀裂を生ずる際の力は 28,900 kN である。水平力は、それぞれ

$$H_1 = V_1 \left\{ \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{\cos \alpha - \mu \sin \alpha} \right\} \quad (42)$$

$$H_2 = V_2 \left\{ \frac{\sin \alpha + \mu \cos \alpha}{\cos \alpha - \mu \sin \alpha} \right\} \quad (43)$$

となる。摩擦係数 $\mu = 0.3$, 勾配 60° の円錐に作用する水圧力の一例を図 3.3.2 2 に示す。

上記の計算では、氷丘脈は半無限のものと仮定しているが、Ralston (1977) は、短かい氷丘脈では氷圧力は半無限氷丘脈の場合より大きくなることを示した。Ralston の計算結果を図 3.3.2 3 に示す。しかし、実際には、氷丘脈が短くなれば、構造物と氷丘脈との干渉は複雑なものとなり、Ralston の取扱いには限度がある。従って、図 3.3.2 3 の結果を盲信することは危険である。

氷丘脈による氷圧力の計測は、Lewis-Croasdale (1978) によるものがある。実験は、1970 年に塩水氷を用いた氷水槽で行ない、勾配 45° の円錐を用い、幅 28.6 cm, 厚さ 23.5 cm までの氷丘脈による氷圧力を計測した。実験結果から実物スケールに換算したものをまとめて、表 3.3.5 に示す。尚、表中の理論値は、(41) 式及び (43) 式によるものである。

理論値は、小さな氷丘脈では実験値と一致しないが、深い氷丘脈では実験値とは等しくなる。但し、

模型実験において、氷丘脈周辺の氷板の存在が高めの氷圧力を与えた可能性もある。

3.3.5 構造物に対する氷丘脈の力(*unconsolidated ice ridges*)

一年氷による氷丘脈では、氷丘脈は固く一体となった構造を持たない場合が多く、氷塊は、それぞれ浮力、重力、及び摩擦力によって一体となっている。図 3.3.2 4 のようなモデルを考えれば、氷圧力は

$$2F = \frac{2Bh^2}{3} \rho_b g \tan \phi \quad (44)$$

で与えられる。ここに、 B は氷丘脈の幅、 h は氷丘脈の厚さ、 ρ_b は氷の浮力密度、 ϕ は没水氷塊の摩擦角である。

厚さ 1.5 m、幅 3.0 m の固くない氷丘脈で、 $\phi = 30^\circ$ 、 $\rho_b g = 981 \text{ Nm}^{-3}$ とすれば

$$2F = 2,570 \text{ kN}$$

となり、これは、同一寸法の多年氷氷丘脈による氷圧力のほど 1/10 である。

3.3.6 凍着力(*adfreeze forces*)

極海での海洋構造物や、潮汐の作用による氷の上下移動など氷の運動が小さい場合には、氷の構造物への凍着が生ずる。氷の運動に伴い、この氷の凍着力が構造物へ荷重を与え、斜面を有する構造物のある種のものでは、凍着に基く氷圧力が氷板の曲げ破壊に基く力より大きくなることもある。

図 3.3.2 5 のようなモデルを考えれば、凍着力は

$$H = \frac{\pi h q D}{\tan \alpha} \quad (45)$$

で与えられる。但し、 h は氷厚、 α は斜面勾配、 D は構造物の直径、 q は凍着力である。

凍着力については殆んど資料がない。Michel (1970) の研究結果によれば、純氷について、付着力は 140 ~ 1,050 kPa (20 ~ 150 psi) である。又、最近、Sackinger 等 (1977) は、海水の鋼板に対する凍着力を計測した結果を発表した。これによれば、塩分濃度 0.4 %、氷温 -23 °C の氷について、凍着力は最大 1,590 kPa (227 psi) である。Sackinger 等の実験結果を図 3.3.2 6 に示す。

円錐形状の構造物に対する碎氷片等の凍着が強固なものとなれば、“conical” 本来の長所が失われる懸念がある。Jazrawi-Khanna (1977) は、drilling の際の排熱利用による凍着防止策を提案し、加熱システム使用の利点を強調している(図 3.3.2 7)。

3.3.7 複合体に働く氷圧力

氷況条件のさほど厳しくない海域では、氷のない一般海域で多用される semi-submersible rigs 利用の可能性が考えられる。このため、複数個のコラムに働く氷圧力の算定が必要となるが、この分野での研究は遅れている。

問題は、コラムの配列等の工夫により個々のコラム及び総合的な氷圧力を軽減させる方策を見出すことにあるとも言えるが、公表されている実験結果は僅かである。Noble-Singh (1982) は、図 3.3.2 8 に示すような組合せ模型を用い、流氷密接度を変えて氷圧力の計測を行った。模型は想定実機の 1/30、模型氷は模擬氷(synthetic ice)で 19.45 kPa 及び、8.31 kPa で又、複合模型の前進速度は 0.185 m/s である。密接度による氷圧力の変化を図 3.3.2 9 に、氷圧力の無次

元表示を図 3.3.3.0 に示す。これらの実験結果から見ると、4-column rig が 6- 又は 8-column rig より有利であることが判るが、最適 column 配列等については今後の研究が必要である。

参 考 文 献

- Afanasev, V.P., Dolgopolov, Y.V. and Shraishtein, Z.I., 1971, "Ice Pressure on Individual Marine Structures". In *Ice Physics and Ice Engineering*, Israel Program for Scientific Translation, 1973, p 50-68.
- Allen, J.L., 1970, "Analyses of Forces in a Pile-up of Ice". NRC Technical Memo No. 98, Ottawa, Nov. 1970.
- Arya, S.P.S., 1973, "Air Friction and Form Drag on Arctic Sea Ice". Aidjex Bulletin No. 19, pp 43-57, University of Washington, Seattle, W.A.
- Banke, E.G. and Smith, S.D., 1973, "Wind Stress on Arctic Sea Ice". *Journal of Geophysical Research*, 78 (35), pp 7871-7882.
- Bercha, F.G. and Danys, J.V., 1976, "Investigation of Ice Forces on a Conical Offshore Structure". *Ocean Engineering*, Vol 3, No. 5, p 299-310.
- Bercha, F.G. and Danys, J.F., 1975, "Prediction of Ice Forces on Conical Offshore Structures". *Marine Science Communications*, 1975, p 365-380.
- Bruun, P.M. and Johannesson, P., 1971, "The Interaction Between Ice and Coastal Structures". First International Conference on Port and Ocean Engineering and Arctic Conditions, University of Trondheim.
- Calladine, C.R., 1969, "Engineering Plasticity". Oxford, Pergamon Press.
- Croasdale, K.R. and Marcellus, R.W., 1978, "Ice and Wave Action on Artificial Islands in the Beaufort Sea". *Canadian Journal of Civil Engineering*, Vol 5, No. 1, 1978.
- Croasdale, K.R., 1974, "The Crushing Strength of Arctic Ice", "The Coast and Shelf of the Beaufort Sea", Editors - Reed, J.D., and Sater, J.E., Arctic Institute of North America, 1974. pp 377-98.
- Croasdale, K.R., 1975, "Ice Forces on Marine Structures". Third International Symposium on Ice Problems, I.A.H.R.
- Croasdale, K.R., Morgenstern, N.R., and Nuttal, J.B., 1977, "Indentation Tests to Investigate Ice Pressures on Vertical Piers". *Journal of Glaciology*, Vol 19, No. 81, p 301-312.
- Croasdale, K.R., 1977, "Ice Engineering for Offshore Petroleum Exploration in Canada". Fourth International POAC, Memorial University, St. John's, Newfoundland, 1977. p 1-32.
- Danys, J.V. 1977, "On Wind Induced Static Ice Forces on Offshore Structures". Fourth International POAC, Memorial University, St. John's Newfoundland, September 26-30, 1977. p 718-729.

Edwards, R.Y., Croasdale, K.R., 1976, "Model Experiments to Determine Ice Forces on Conical Structures". Symposium on Applied Glaciology, Cambridge, England, 1976.

Frederking, R. and Gold, L.W., 1975, "Experimental Study of Edge Loading of Ice Plates". Canadian Geotechnical Journal, Vol 12, No. 4, November 1975, p 456-457.

Hanson, A., 1978, Private communication. Naval Arctic Research Laboratory, Barrow, Alaska.

Haynes, F.D., Nevel, D.E. and Farrell, D.R., 1975, "Ice Force Measurements on the Pembina River". Second Canadian Hydro-technical Conference, Burlington, Ontario.

Hetenyi, M., 1947. Beams on Elastic Foundations. University of Michigan Press, Ann Arbor, 1946.

Hirayama, K., Schwarz, J. and Wu, H., 1974. "An Investigation of Ice Forces on Vertical Structures". Iowa Institute Hydraulic Research Report, No. 158.

Irwin, G.J., 1975, "Ice Pressures at the Shore of Lincoln Bay". Report No. 729, Defense Research Establishment, Ottawa, October, 1975.

Jazrawi, W. and Davies, J.F., 1975, "A Monopod Drilling System for the Canadian Beaufort Sea". The Society of Naval Architects and Marine Engineers, Symposium on Ice Breaking and Related Technologies, Montreal, P.W.

Jazrawi, W. and Khana, J., 1977, "Monocone; A Mobile Gravity Platform for the Arctic Offshore". Fourth International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions, Memorial University, St. John's, Newfoundland.

Karelin, I.D. and Timokhov, L.A., 1971, "Experimental Determination of the Wind Drag on an Ice Sheet". Trudy Arkticheskogo i Antarkticheskogo Nauchno-Issledovatel'skogo Instituta, 303, pp 155-165. Also 1972, Aijex Bulletin, 17, pp 49-52.

Korzhavin, K.N., 1962, "Action of Ice on Engineering Structures" U.S.S.R. Academy of Science, Siberian Branch (1962) Draft Translation by U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory (C.R.R.E.L.), 1971.

Kovacs, A., Weeks, W.R. and Hibler, W.D., 1971, "Pressure Ridge Characteristics in the Arctic Coastal Environment". First International Conference on Port and Ocean Engineering Under Arctic Conditions, University of Trondheim.

Kry, P.R., 1977, "Ice Rubble Fields in the Vicinity of Artificial Islands". Proceedings of the Fourth International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions (POAC), Memorial University, St. John's, Newfoundland, Canada, Sept. 1977.

Kry, P.R., 1978, "A statistical Prediction of Effective Ice Crushing Stresses on Wide Structures". IAHR Ice Symposium, Lulea, Sweden, 1978.

Lewis, J.W. and Croasdale, K.R., 1978, "Modeling the Interaction Between Pressure Ridges and Conical Structures". IAHR Ice Symposium, Lulea, 1978. (preprint).

Lo, K.Y., 1970, "The Operational Strength of Fissured Clays". Geotechnique (London), Vol 20, No. 1, pp 57-74.

Michel, B., 1970, "Ice Pressure on Engineering Structures". CRREL Monograph 111 Blb, Corps of Engineers, U.S. Army, Hanover, New Hampshire, 1970.

Michel, B., and Toussaint, N., 1977, "Mechanisms and Theory of Indentation of Ice Plates". Symposium on Applied Glaciology, Cambridge, England, 1976. Published in Journal of Glaciology, Vol 19, No. 81.

Morgenstern, N.R. and Nuttall, J.B. Unpublished. The Interpretation of Ice Strength from In-situ Indentation Tests. (Report to Imperial Oil Limited, APOA Project No. 16, 1971.)

Neill, C.R., "Dynamic Ice Forces on Piers and Piles. An Assessment of Design Guidelines in the Light of Recent Research". Canadian Journal of Civil Engineering, Vol 3, No. 2, 1976, pp 305-41.

Nevel, D.E., "The Ultimate Failure of Floating Ice Sheets". Proc. of IAHR Symposium, Lennigrad, 1972, pp 17-22.

Parmenter, R.R., Coon, M.D., 1972, "Model of Pressure Ridge Formation in Sea Ice". Journal of Geophysical Research, Vol 77, No. 33, pp 6565-6576, 1972.

Prager, W. and Hodge, P.G., 1951, "Theory of Perfectly Plastic Solids". New York, John Wiley and Sons.

Ralston, T.D., 1977, "Ice Force Design Considerations for Conical Offshore Structures". Fourth POAC Conference, St. John's, Newfoundland, 1977.

Robbins, R.J., Metge, M., Taylor, T.P., Verity, P.H., 1975, Test Techniques for Study of Ice Structure Interaction. POAC Third Conference, Fairbanks, Alaska, 1975.

Sackinger, W.M. and Sackinger P.A. (1977), "Shear Strength of the Adfreeze Bond of Sea Ice to Structures". Fourth International POAC, Memorial University, St. John's, Newfoundland, p 607-614.

Schwarz, T., Hirayama, K. and Wu, H.C., 1974, "Effect of Ice Thickness on Ice Forces". Offshore Technology Conference, Houston, 1974.

Shapiro, L.H. and Harrison, W.D., 1976, "Mechanics of Origin of Pressure Ridges, Shear Ridges and Hummock Fields in Landfast Ice". Annual report, Contract No. 03-5-022-55, Geophysical Institute, University of Alaska, Fairbanks, March 1976.

Stefansson, V., 1913, "My Life with the Esquimaus". McMillan, New York, 1913.

Tryde, P., 1972, "A Method of Predicting Ice Pilings". Prog. Report 25, Institute of Hydrodynamics and Hydraulic Engineering, Technical University of Denmark, April 1972, p 17-23.

Tryde, P., 1977, "Ice Forces". Journal of Glaciology, Vol 19. No. 81, 1977.

Tsang, G., 1974, "Ice Piling on Lakeshores". Scientific Series Report No. 35, Canada Centre for Inland Waters, Burlington, Ontario, 1974.

Zabilansky, L.J., Nevel, D.E. and Haynes, F.D., 1975, "Ice Forces on Model Structures". Second Canadian Hydrotechnical Conference, Burlington, Ontario.

Croasdale, K.R., 1980, "Ice Forces on Fixed, Rigid Structures" Imperial Oil Ltd.

表 3.3.1 氷圧力算式の比較
(vertical piles & piers)

Source	Range of Pressures Specified or Implied kPa	
Korzhavin 1962: USSR rivers, spring break-up	490	- 1860
AASHO and CSA (old), Highway bridge codes	2760	(400 psi)
New CSA Code S-6 (1974), Highway Bridges	690	- 2760
USSR Code SN 76-66: River Structures	295	- 1320
Canada Ministry of Transport - Navigation Lightpiers, St. Lawrence	965	- 1210
Canada Dept. of Public Works - Wharf Piles	1380	- 1720
Wedge Formula (warm ice -1.5°C)	3 m dia structure	1755 (250 psi)
	30 m dia structure	1390 (200 psi)
Michel and Toussaint (warm ice -1.5°C)	Ductile	4811 (690 psi)
	Brittle	1620 (230 psi)
Tryde (-1.5°C)	3m dia structure	3860 (554psi)
	30m dia structure	2580 (370psi)
Wedge Formula (cold ice -10°C)	3 m dia structure	4095 (585 psi)
	30 m dia structure	3244 (460 psi)
Michel and Toussaint (cold ice -10°C)	Ductile	11226 (1600 psi)
	Brittle	4050 (580 psi)
Tryde (-10°C)	3m dia structure	9070 (1300psi)
	30m dia structure	5990 (859psi)

表 3.3.2. 氷圧力算式の比較
(水平力; conical tower)

ASSUMPTIONS: D=10ft. (3.05), t=3ft. (0.91m), $\sigma=150\text{psi}$ (1050kPa)
 $v=0.33$, $E=1\times 10^6\text{psi}$ ($7 \times 10^6\text{kPa}$), $\alpha = 45^\circ$
Freeboard= 5ft. (1.53m)

Source of Formula		Breaking Force (kN)	Ride-Up Force (kN)	Total Force (kN)
(1) Afanasev et al (1971)		694	-	694
(2) Dany's Procedure as Reported by Neill (1976)		249	126	375
(3) USSR Code SN 76-66 (Appendix 2)		543	-	543
(4) Korzhavin's Formula		463	-	463
(5) Bercha and Dany's (1975)	$\mu=0$	954	-	954
	$\mu=0.15$	1335	-	1335
(6) Ralston	$\mu=0$	1400	22	1422
	$\mu=0.15$	1964	30	1994
(7) Edward's and Croasdale		1384	150	1534
(8) Simple 2-D Theory	$(\mu=0.15)$	84	70	154
(9) Simple 2-D Theory Adjusted	$(\mu=0.15)$	1200	70	1270
(10) Tryde (sloping wedge)	$E= 7 \times 10^6 \text{ kPa}$	485	-	485
	$E= 2 \times 10^5 \text{ kPa}$	1200	-	1200
Crushing Force $p = 400 \text{ psi}$ (2800kPa) $k = 0.5$		3886	-	3886
Crushing Force $p = 600 \text{ psi}$ (4200kPa) $k = 0.5$		5829	-	5829

表3.3.3 氷圧力算式の比較
(Bercha, 18.3m dia conical tower)

ASSUMPTIONS: D=60ft. (18.3m), t=3ft. (0.91m), $\sigma=100$ psi (700kPa)
 $v=0.33$, $E=1\times 10^6$ psi (7×10^6 kPa), $\alpha = 45^\circ$
 $\mu=0.15$, freeboard = 20 ft (6.1 m)

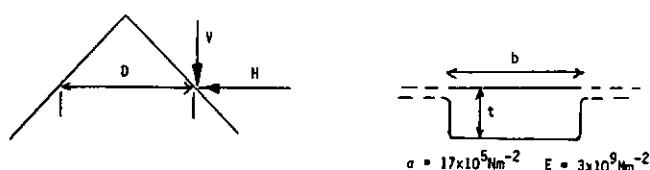
	Breaking Force (kN)	Ride-Up Force (kN)	Total Force (kN)
Bercha and Dany's (1975)	1558	-	1558
Ralston (1977)	1964	1196	3160
Simple 2-D Theory	355	1896	2251
Simple 2-D Theory (Adjusted)	845	1896	2741
Afanasev Et Al (1971)	711	-	711
Edwards and Croasdale (1977)	922	900	1822

表3.3.4 氷圧力算式の比較
(水平力; wide conical structure)

ASSUMPTIONS: $D=60m$, $\sigma=700kPa$, $E=7\times10^6kPa$, $\alpha = 45^\circ$
 $\mu=0.15$, freeboard = 10m, $t=0.5, 1.0, 2.0m$

	t (m)	Breaking Force (kN)	Ride-Up Force (kN)	Total Force (kN)
Ralston (1977)	0.5	1574	4385	5959
Simple 2-D Theory	0.5	559	5625	6184
Ralston (1977)	1.0	4822	8770	13592
Simple 2-D Theory	1.0	1330	11250	12580
Ralston (1977)	2.0	14855	17540	32395
Simple 2-D Theory	2.0	3162	22500	25662

表3.3.5 氷丘脈の氷圧力(理論値と実験値の比較)



D (m)	b (m)	t (m)	Ridge Length (m)	α (m)	V Exp. (MN)	V Theory (MN)	H Exp. (MN)	H Theory $\mu=0.1$ $\mu=0.3$	
								(MN)	(MN)
12.5	5.9	3.1	120	42	8.46	3.4	14.46	4.2	6.3
12.5	11.3	5.8	120	67	17.29	22.03	27.70	27.21	40.8

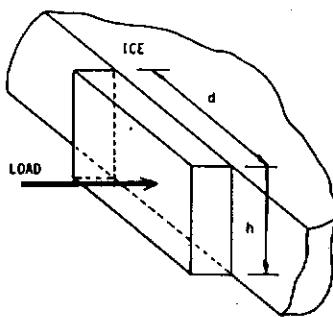


図 3.3.1 ポンチ (flat indenter)

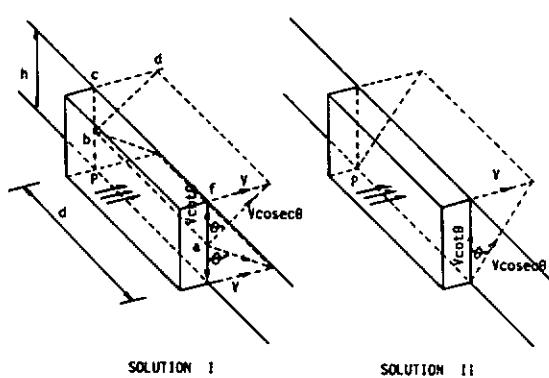


図 3.3.2 可容速度場

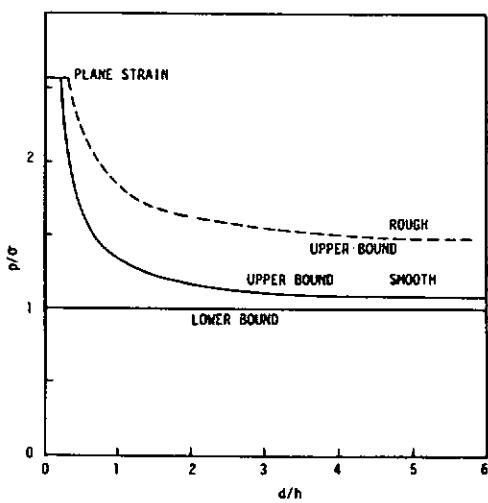


図 3.3.3 理論解

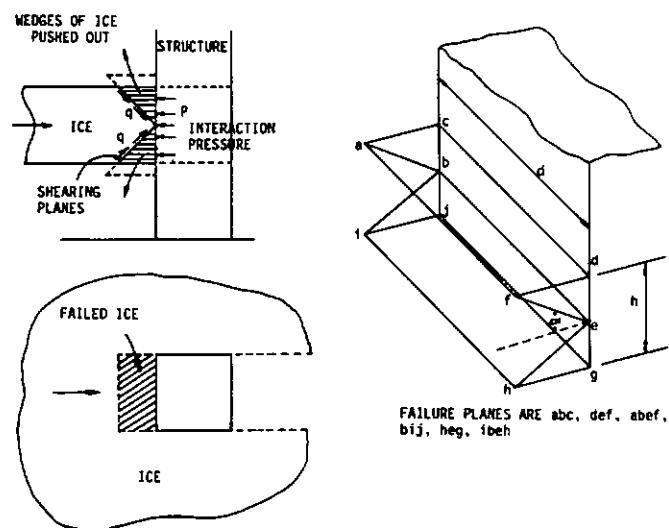


図 3.3.4 楔形破壊

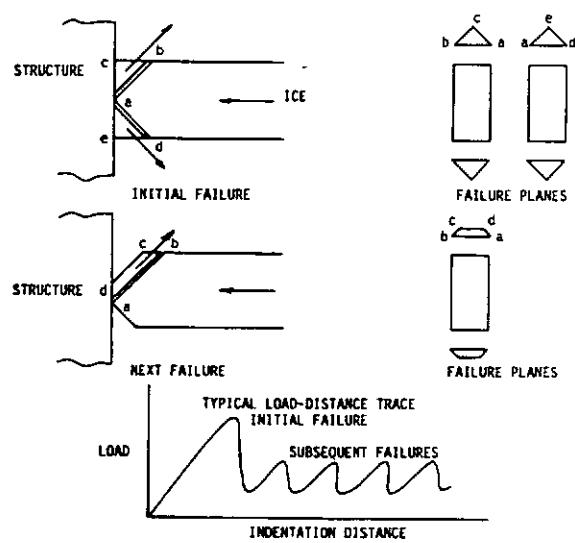


図 3.3.5 水板の圧碎

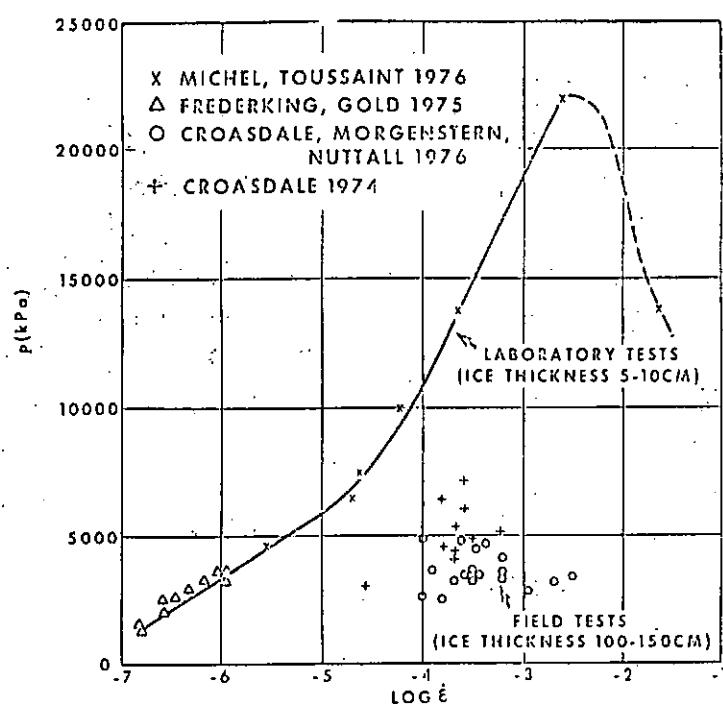


図 3.3.6 押込み強度

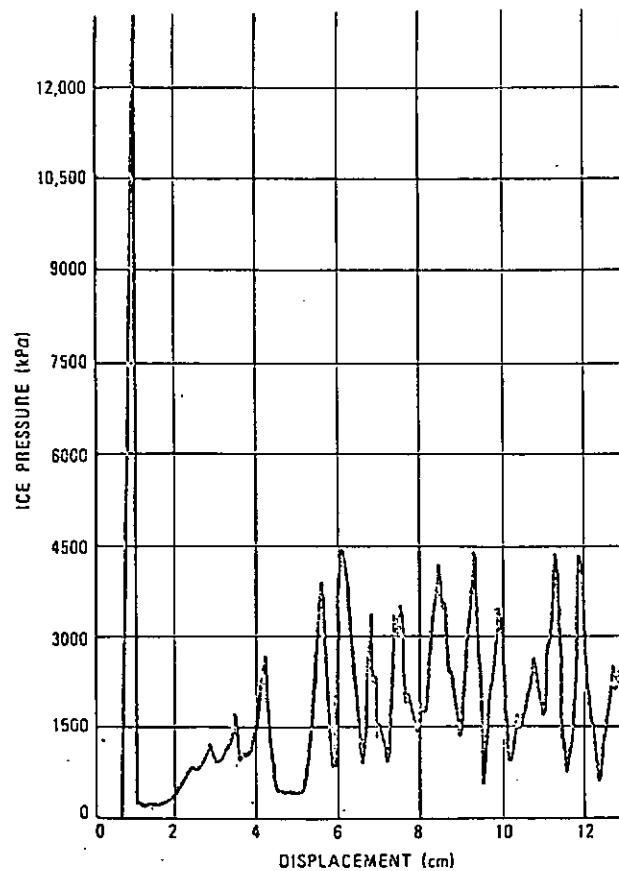


図 3.3.7 押込圧力記録例

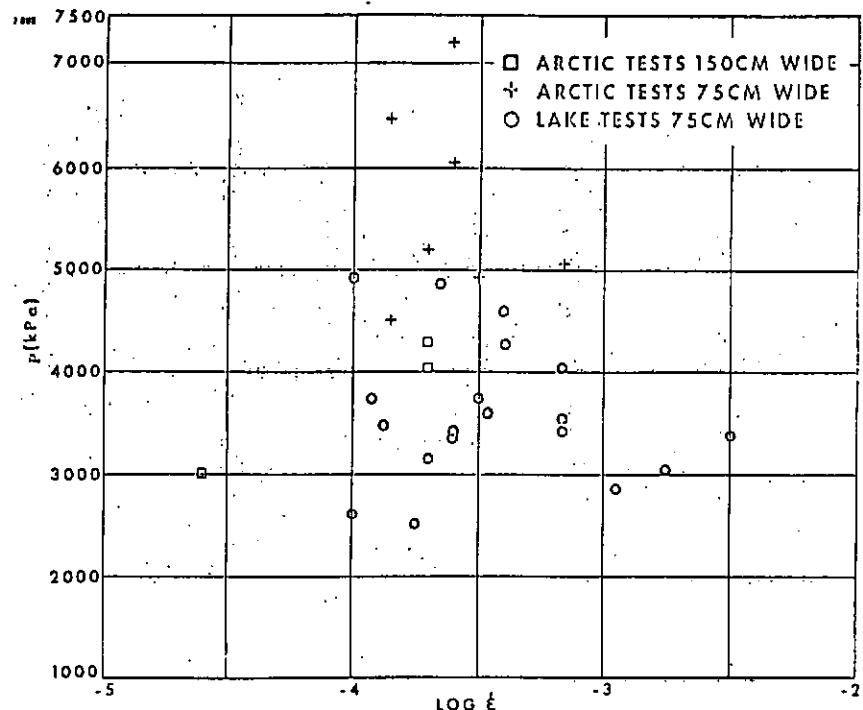


図 3.3.8 押込み強度(野外実験)

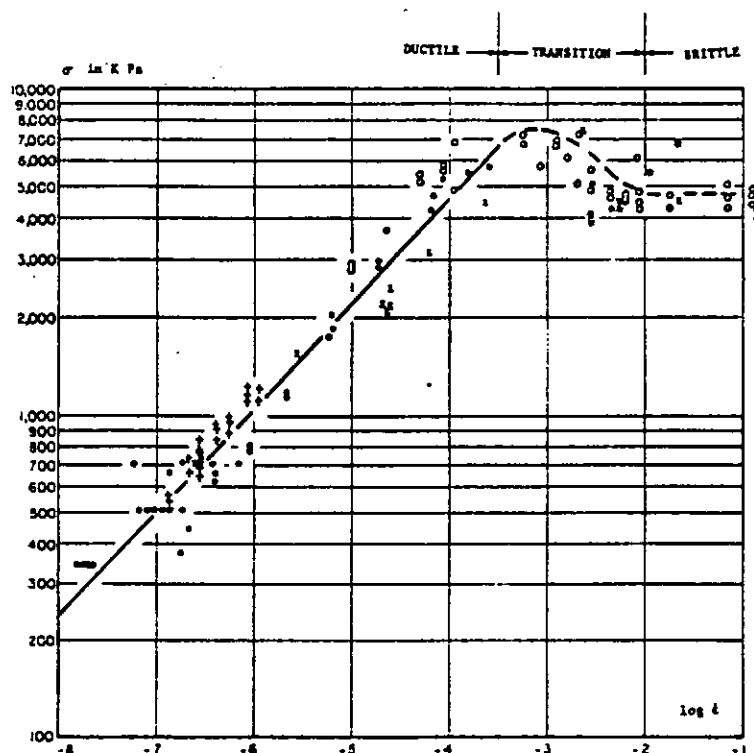
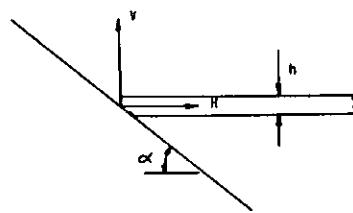
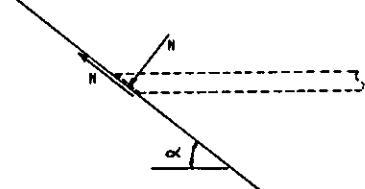


図 3.3.9 一軸圧縮及び押込み強度
(S₂氷, -10°C)



FORCE ACTING ON ICE



FORCE ON STRUCTURE

図 3.3.10 斜面への氷板の接触

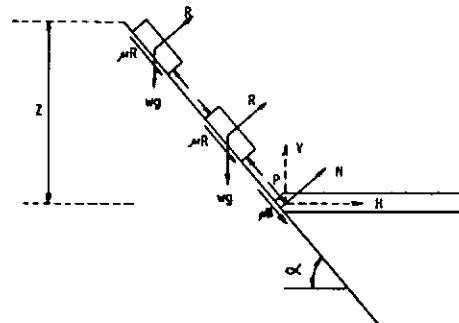


図 3.3.11 斜面への氷板の乗り上げ

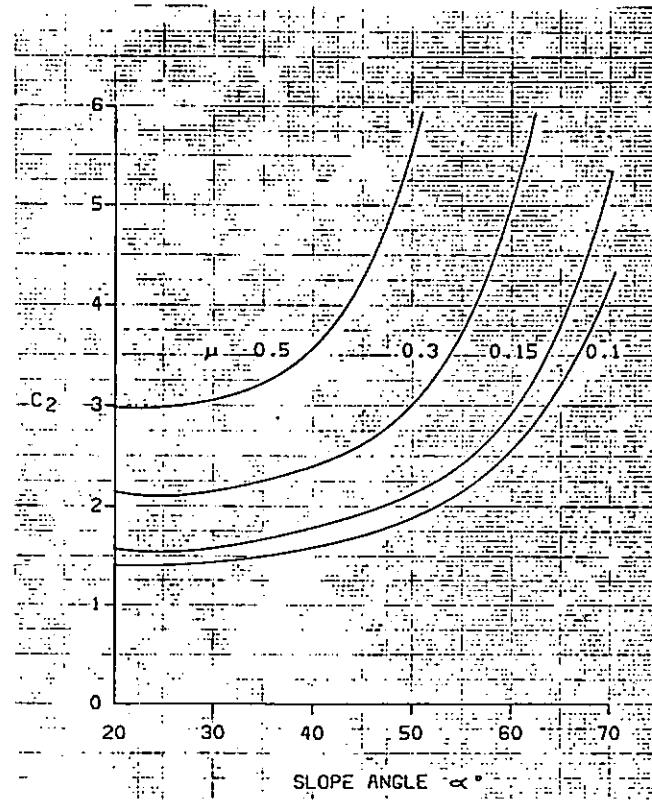


図 3.3.12 a 係 数 C_1

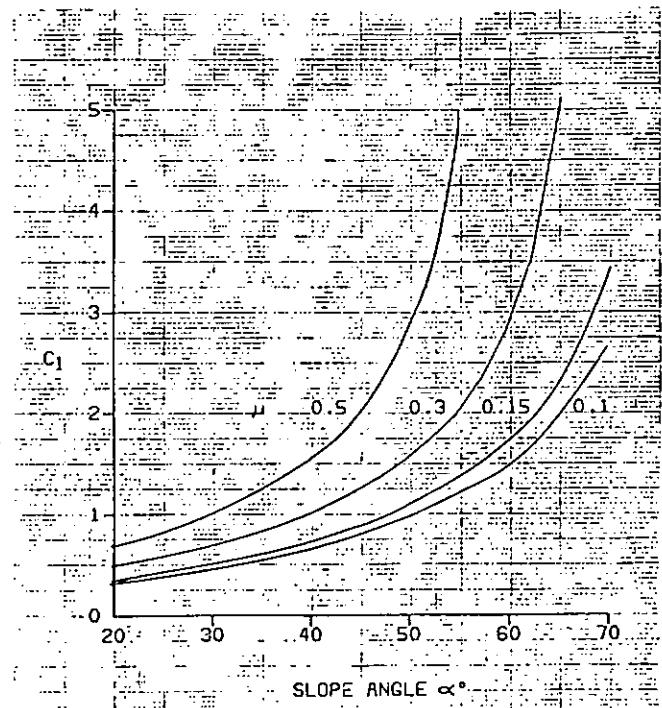


図 3.3.1 2 b 級 数 C_2

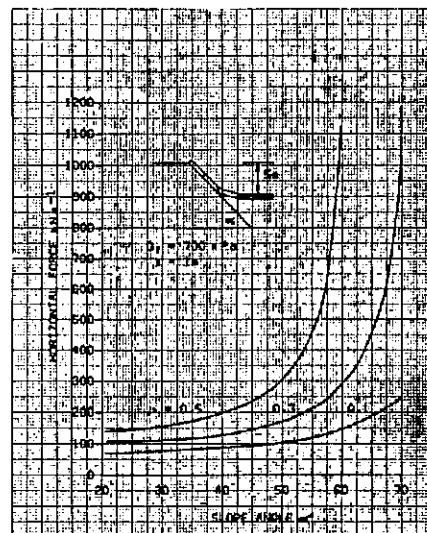


図 3.3.1 3 2 次元理論(水平力); 勾配影響

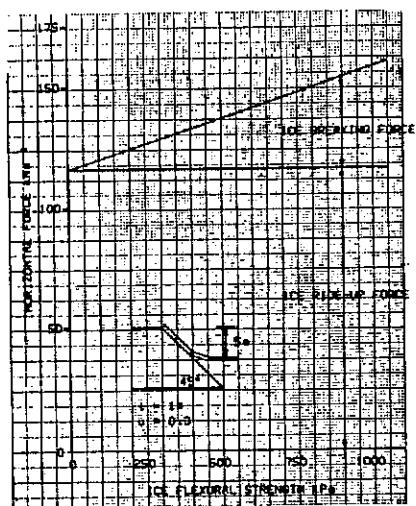


図 3.3.1 4 2 次元理論(水平力)曲げ強度の影響

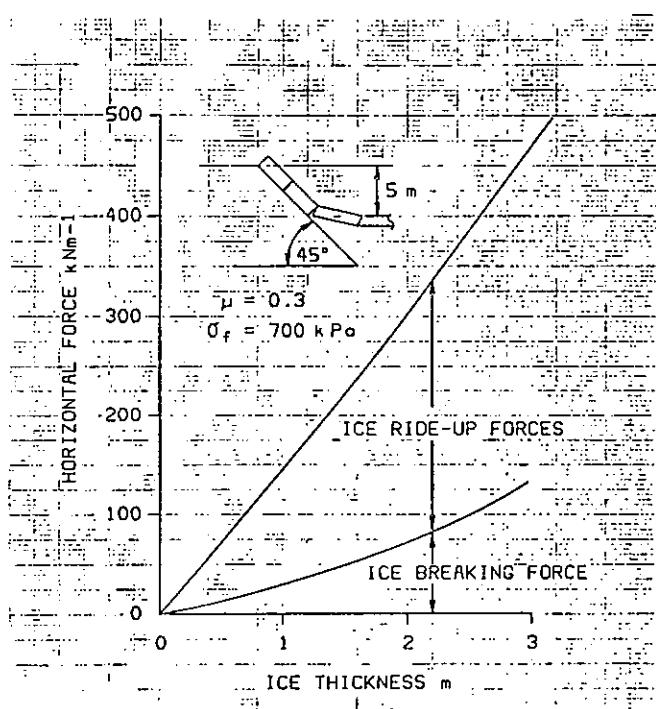


図 3.3.1 5 2 次元理論(水平力); 氷厚影響

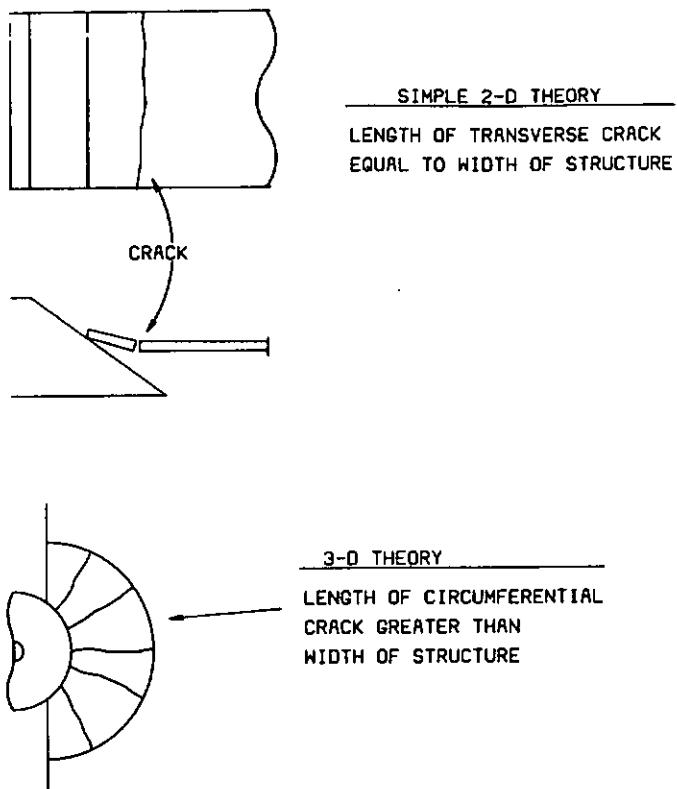


図 3.3.1 6 斜面と氷板との接触(3次元影響)

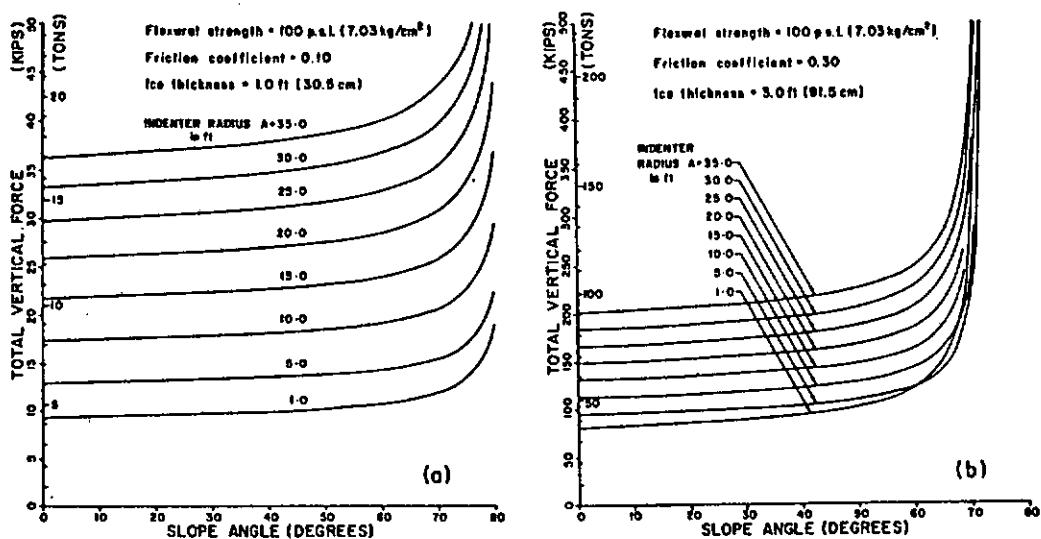


図 3.3.1 7 斜面勾配と鉛直力

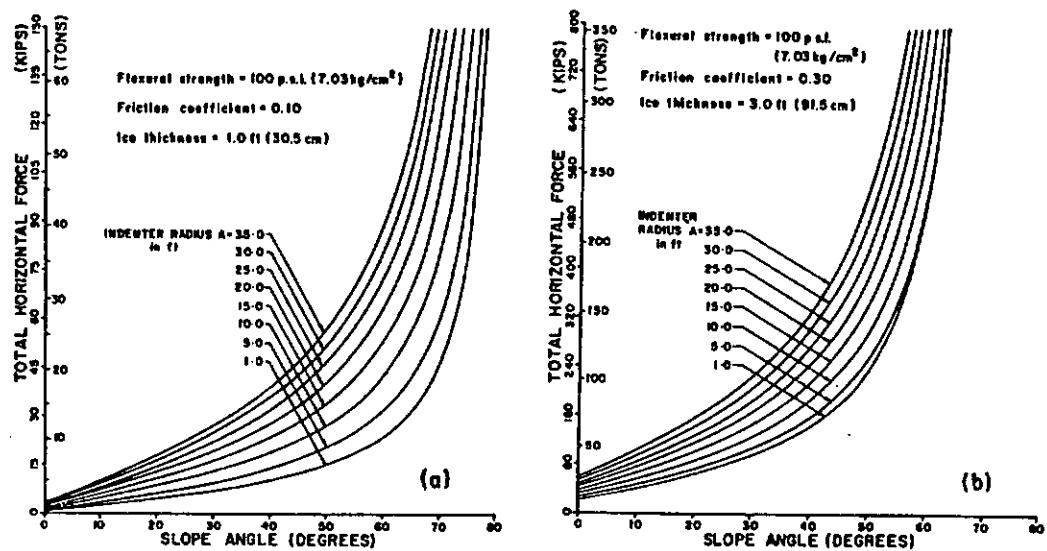


図 3.3.18 斜面勾配と水平力

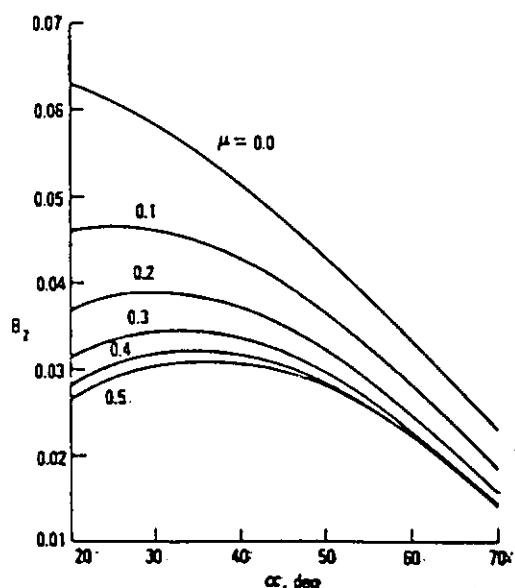
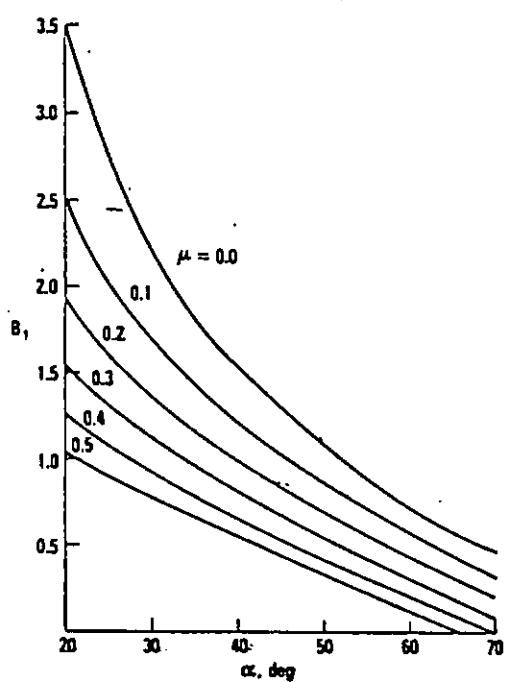
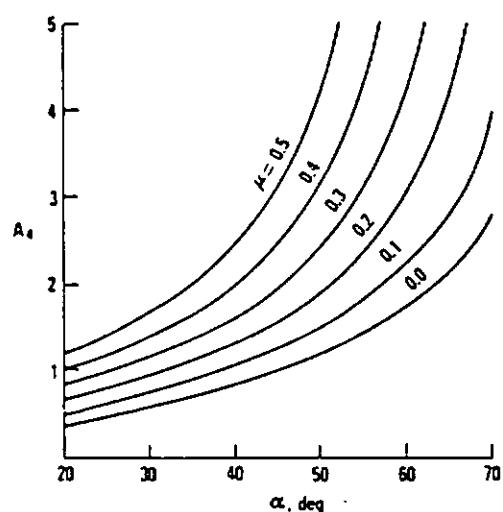
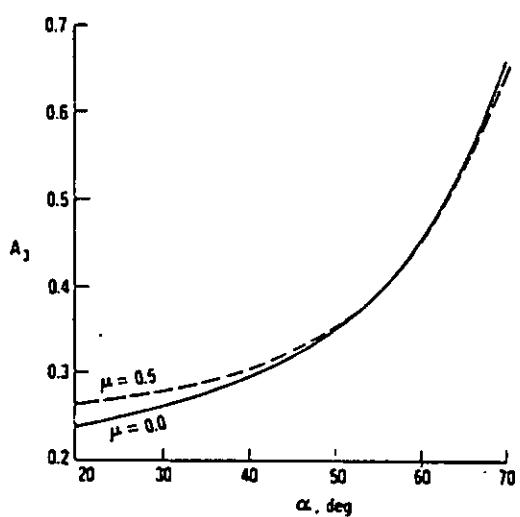
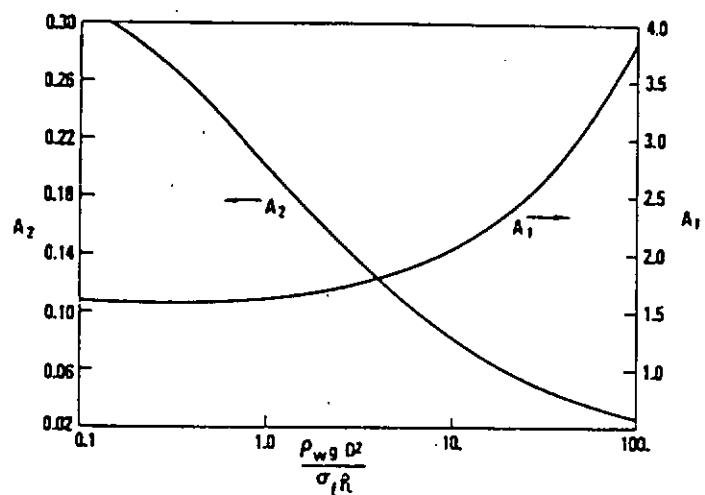


図 3.3.1 9 氷圧力係数 (Ralston の塑性解)

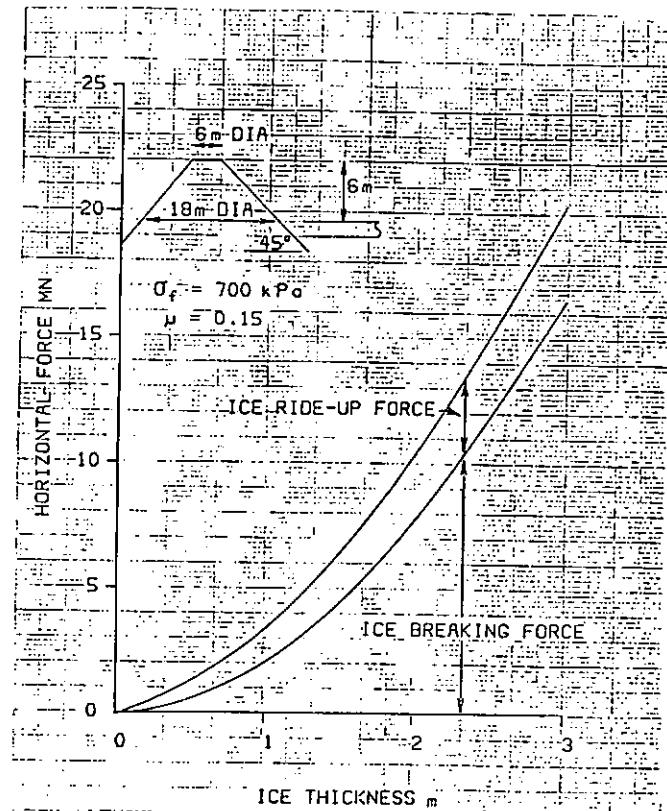


図3.3.20 水平力 (narrow structure, Ralston)

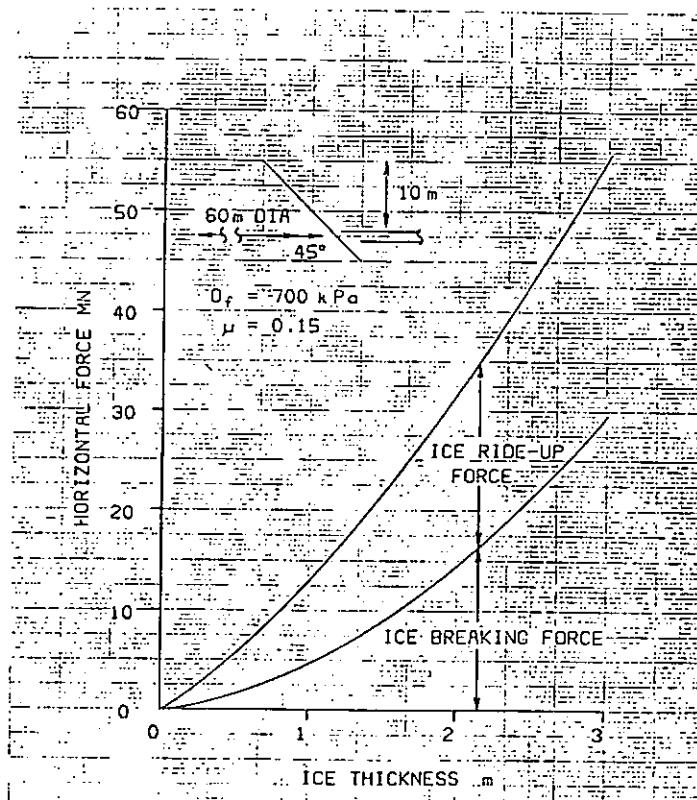


図3.3.21 水平力 (wide structure, Ralston)

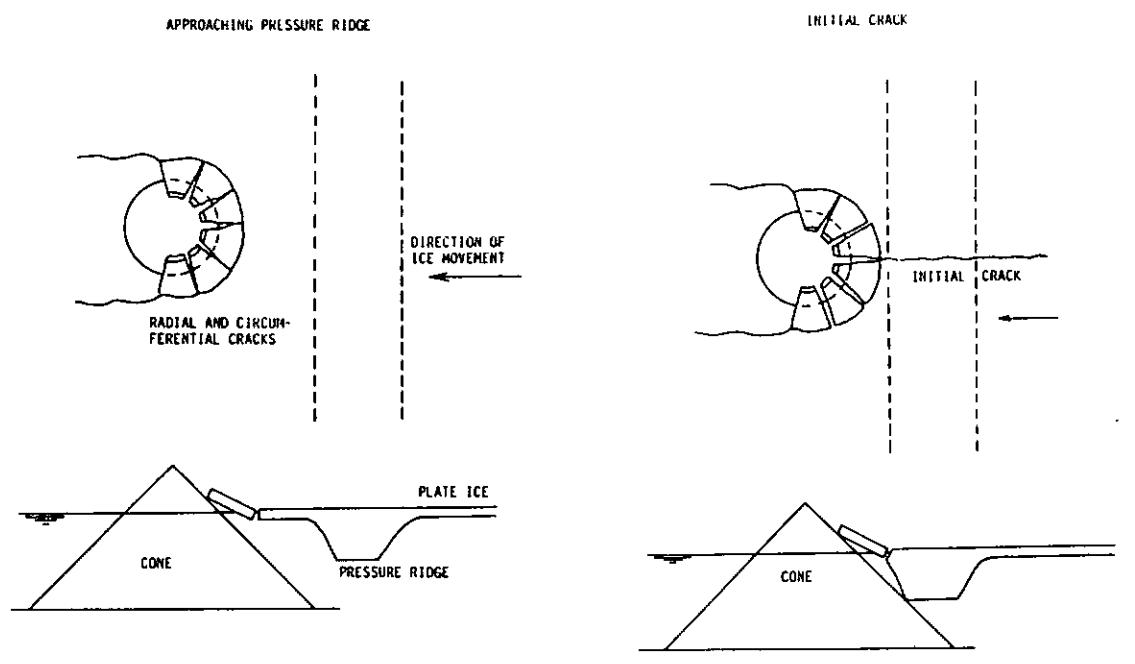


図 3.3.2 2 a 氷丘脈の破壊 (i)

図 3.3.2 2 b 氷丘脈の破壊 (ii)

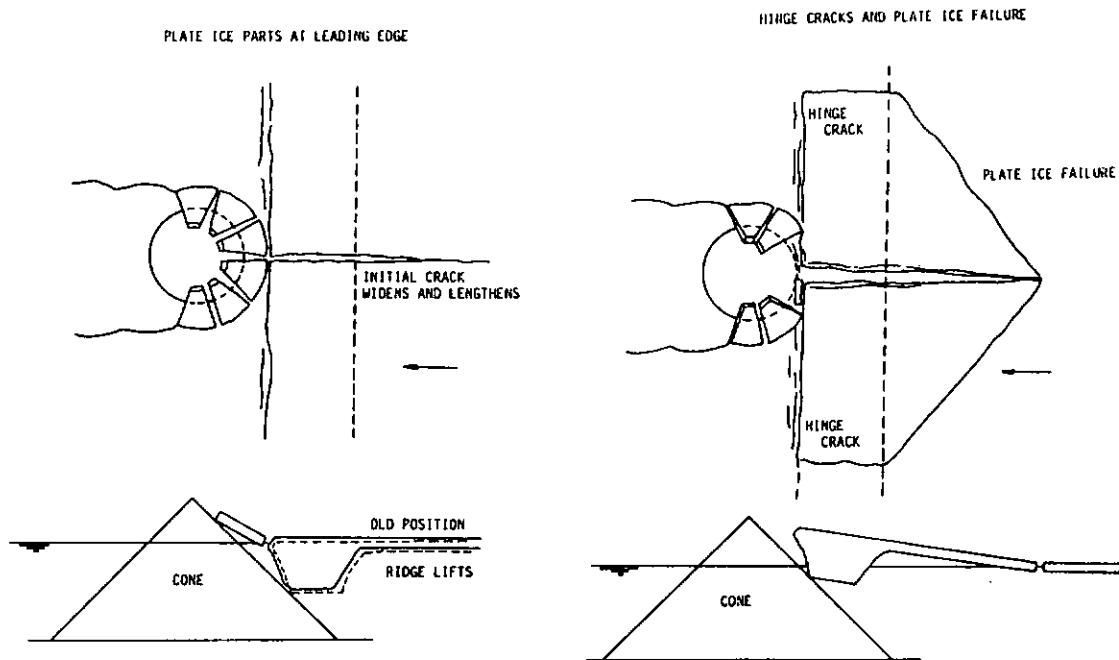


図 3.3.2 2 c 氷丘脈の破壊 (iii)

図 3.3.2 2 d 氷丘脈の破壊 (iv)

BROKEN RIDGE HALVES SLIDE DOWN FACE OF CONE UNDER UNBROKEN PLATE ICE

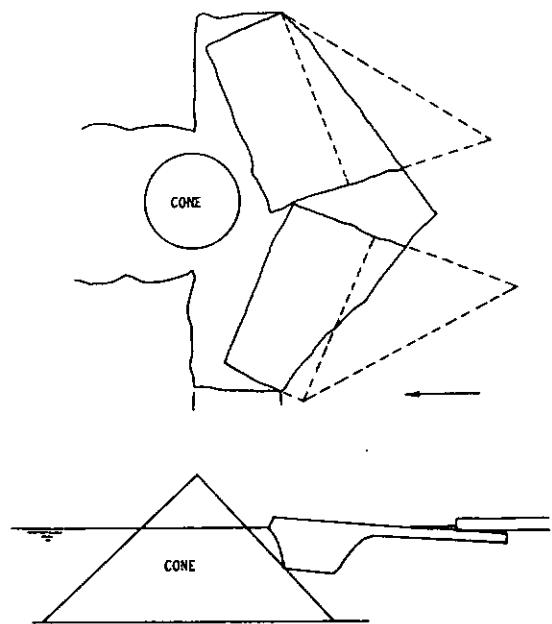


図 3.3.22 e 氷丘脈の破壊(V)

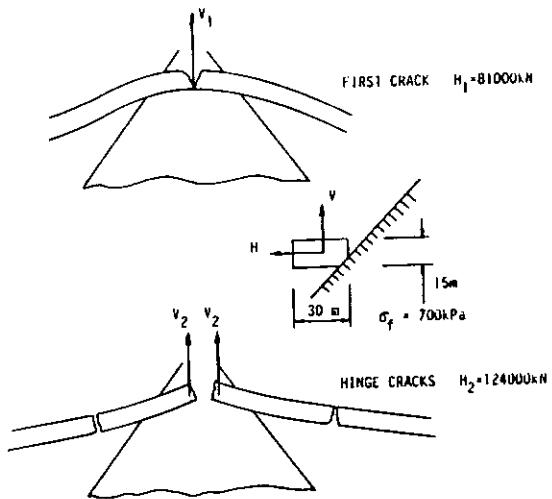


図 3.3.22 f 円錐上の氷丘脈の破壊

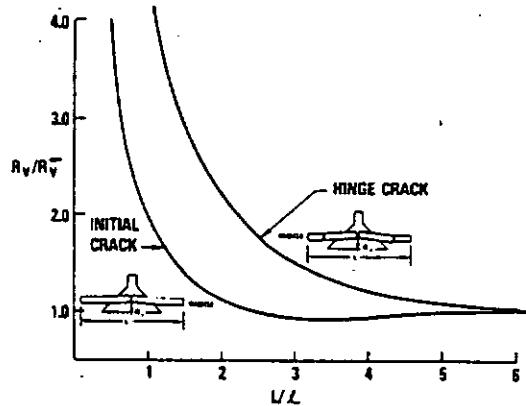


図 3.3.23 多年氷丘脈の破壊(cone, Ralston)

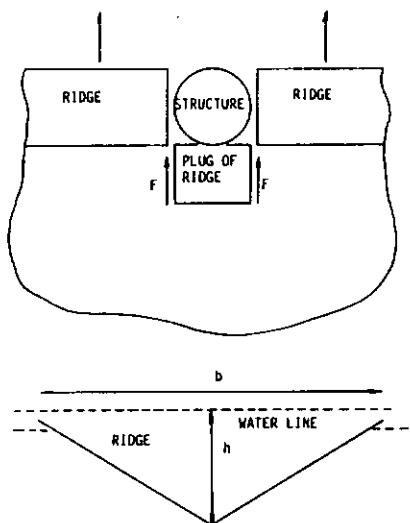


図 3.3.24 軟かい氷丘脈による氷圧力モデル

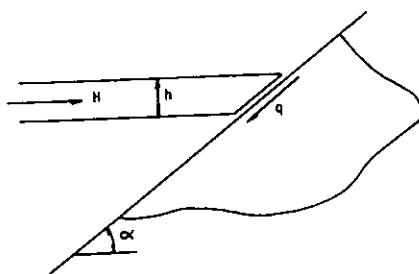


図 3.3.2 5 凍着した氷の破壊

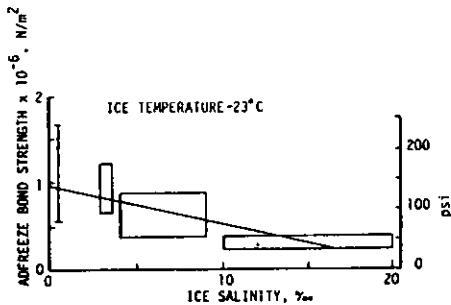


図 3.3.2 6 凍着力 (Sackinger-Sackinger)

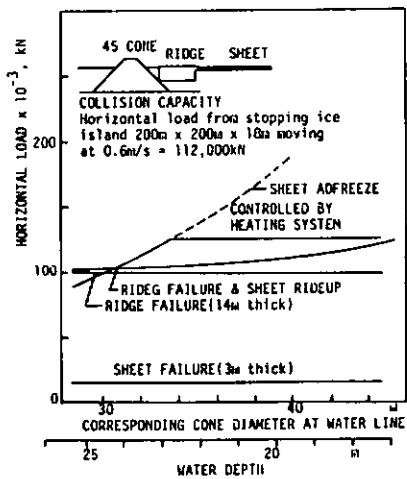


図 3.3.2 7 凍着力 (Jazrawi-Khanna)

3.3.8 氷海船舶試験水槽における円錐等の模型試験

(1) 概 要

円柱や円錐模型に作用する氷圧力については、既に様々な実験、理論計算が行われ、その大要が明らかにされている。従って、ここでは既に公表されている実験結果や氷圧力算定式を評価するに当つて必要な基礎的データの収集と従来の実験において殆んど触れられていない部分に力点を置いて実験を行い、併せて、後年計画されている複合体に働く氷圧力実験の基礎データを得ることを目的とした。

特に、船舶技術研究所氷海船舶試験水槽における実験では、長時間の連続圧碎試験が可能であり、この点に留意した実験を行った。

(2) 実験方法等

供試模型は、直径 196 mm のステンレス製円柱、及び勾配 30°(水線上直径 290 mm) の円錐模型である。但し、円錐模型は表面をエボキシ系樹脂でコーティングした鋼製模型である。

曳引車計測桁上のラックを微速走行し得る(0.5 mm/s ~ 150 mm/s)補足台車下部の3分力計に模型を取り付け、一様氷板(level ice)中を定速で前進させて、模型にかかる氷圧力を計測した。実験は 1 mm/s ~ 100 mm/s を中心に、参考として 200 mm/s, 300 mm/s での氷圧力計測も実施した。尚、高速での実験は、補助台車を曳引車に固定し、曳引車を定速走行させた。

最近の研究では、構造物の弾性変位や振動が氷圧力に及ぼす影響が検討されているが、供試模型自体の局部固有振動数は充分高く、ほど剛体模型と考えてよい。しかし、曳引車、補助台車、3分力計及び模型よりなる総合システムの固有振動数は充分高いとは言えず、弾性変位や振動の影響が存在する。この点に関して厳密な実験を行うためには、専用の曳引車等が必要となる。

(3) 実験結果

円柱模型による氷圧力の peak 値のベクトル図を図 3.3.8.1 ~ 3.3.8.4 に示す。peak 値の頻度分布を図 3.3.8.5 ~ 3.3.8.15 に示す。又、30°円錐模型による氷圧力頻度分布を図 3.3.8.16 に、円柱模型による実験値との比較を図 3.3.17 に示す。

(4) 考 察

構造物周辺の碎氷の様相は、構造物によって碎かれた碎氷片との干渉が存在し、長時間の試験では、理論モデルや従来の定説にない碎氷モードが出現する。特に、直円柱の場合には、ある速度域では、直円柱と碎氷片の干渉によって、圧碎モード、曲げ破壊モード、座屈モードなどほとんど全ての破壊モードが現われ、圧碎モード及び曲げ破壊モードは、交互にしばらく断続する傾向がある。氷圧力は、これらの破壊モードによって著しく変化する。円柱は 5° 程度傾斜させても、氷板の破壊の様相には本質的な変化はなく、傾斜角 10°付近では、圧碎と曲げ破壊との中間的破壊が生ずる場合がある。傾斜角 20° 程度から、氷の破壊は曲げモードとなり、円柱が前進方向に前傾した場合には、局所的には、blunt な船首での碎氷様相と酷似する。

円錐周辺の氷の破壊は、周知のように曲げ破壊であるが、碎氷片と構造物との干渉はあるものの、円柱とは異なり氷板の破壊モードは本質的には一定している。しかし、この程度の円錐でも、碎氷片と構造物との干渉により、円錐まわりの碎氷の同時性が失われることが少くない。

実用上は、単に平均的な氷圧力だけでなく、氷の破壊モードの変化の度合を考慮する必要があろうし、円柱、円錐いずれにおいても、氷板の初生破壊(incipient indentation, incipient fracture)以後の氷圧力 peak 値にも、構造物と碎氷片との干渉に起因するかなりの変動があり、

初生破壊して後の氷圧力が、初生破壊時の $1/2$ とすることには問題がある。又、一様氷板でなく、*pressure ridges* には至らぬ程度の氷厚変化があった場合には、碎氷片と構造物との干渉のパターンはかなり広がって、氷圧力にも予想外の変動が現われる懸念がある。

構造物による氷板の破壊で同時性が失われる場合には、氷圧力としては、ベクトル的表現、理解が必要となる。図 3.3.8.1 等は、構造物の前進方向の力 F_x の peak 値とその瞬間ににおける直角方向の力 F_y を読み取り図示したものであり、図 3.3.8.3 は逆に、 F_y の peak 時の F_x を読み取ったもので、 F_y の値の小さな範囲では跳飛しがある。これらのベクトル図の包絡線を示したのが図 3.3.8.4 である。氷板と構造物との相対速度の増加と共にパターンは次第に長円化し、 $(F_x)_{\text{maximum}}$ が大きくなる。尚、図中には参考として、構造物の前進方向に 5° 前傾した場合の包絡線が併記している。 5° の傾斜では、直立時とマクロには殆んど碎氷モードの変化は見られないが、局所的、ミクロ的には、氷の圧碎に時間差を生じ、氷圧力が低下する一方で、このために、直交方向の力の成分が相対的に増加し、 $(F_x)_{\text{max}} / (F_y)_{\text{max}}$ の値が小さくなるものと考えられる。

図 3.3.8.5 ~ 3.3.8.17 は、初生破壊以降の氷圧力 peak 値の頻度分布であるが、図中の実線は、参考のため Rayleigh 分布を示したものである。

これらの図の意図は、最大氷圧力や実効氷圧力を決定する際に、このような頻度分布を用いることを提案することにある。適当な分布函数を定め、分布論より推定するのがより合理的であろう。

氷板の曲げ破壊を生ずる円錐では、周知のように、直立円柱に比して氷圧力は著しく低く、頻度分布もかなり異なる。

ポンチによる押込み試験では、初生破壊の際に受ける氷圧力の計測が重要であるが、半無限氷板への押込み試験 (incipient indentation) には、氷板加工に細心の注意が必要である。押込み試験は、高度の試験技術を必要とする圧縮試験に代るものとし、特に圧縮試験が原理的不可能な場合の模型氷の圧縮強度の指標を得るものとして期待されているものであるが、氷板の接触面に僅かな切欠きが存在しても、初生破壊時の氷圧力はかなり変化し、従来から一部で指摘されているように、切込み式の押込試験の妥当性は疑わしい。

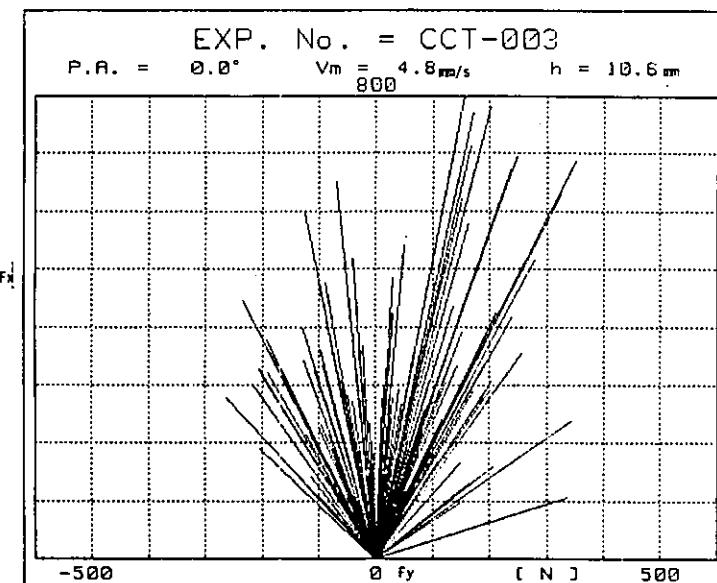


図 3.3.8.1 水圧力ベクトル図 (F_x-base)

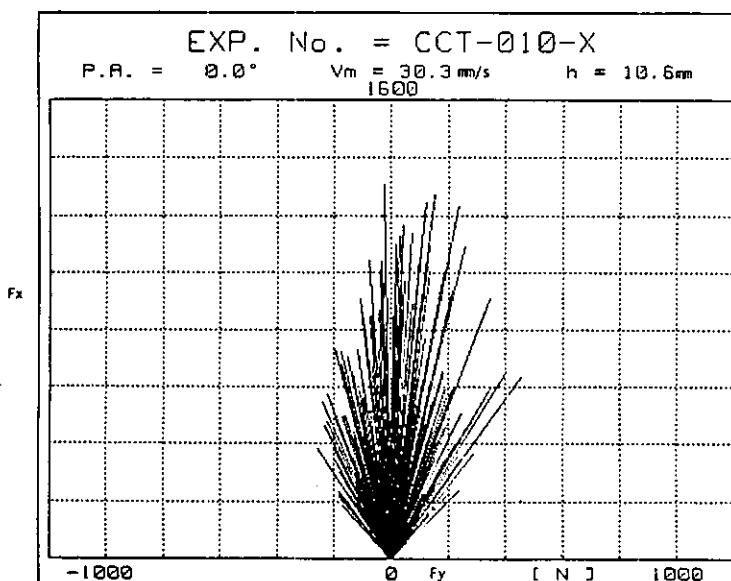


図 3.3.8.2 水圧力ベクトル図 (F_x-base)

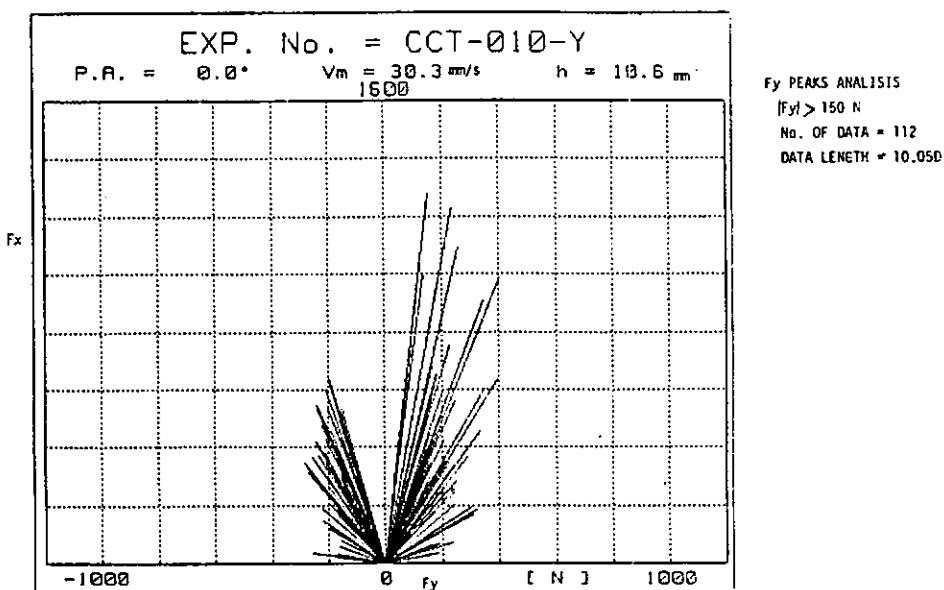


図 3.3.8.3 氷圧力ベクトル図 (F_y -base)

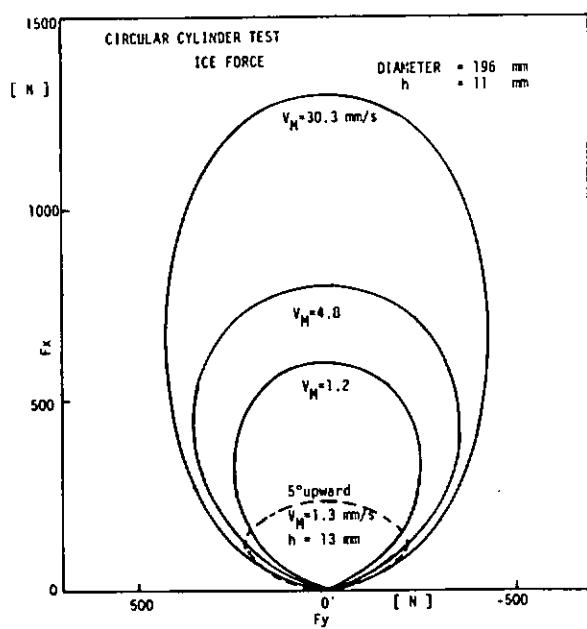


図 3.3.8.4 氷圧力ベクトルの包絡線

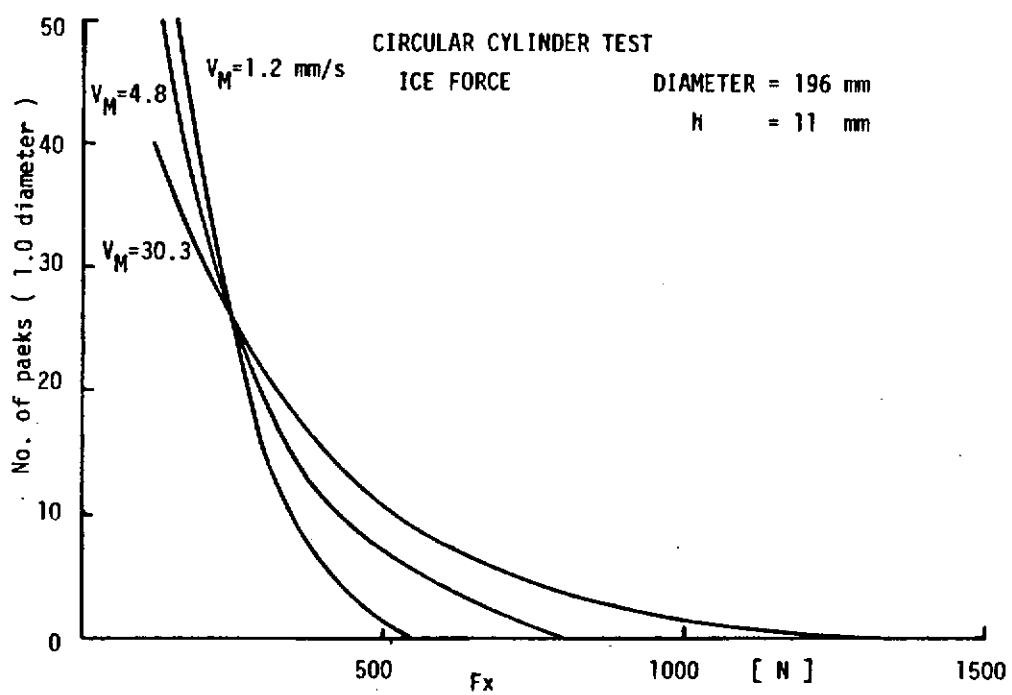


図 3.3.8.5 水圧力 peak 値頻度分布(速度影響)

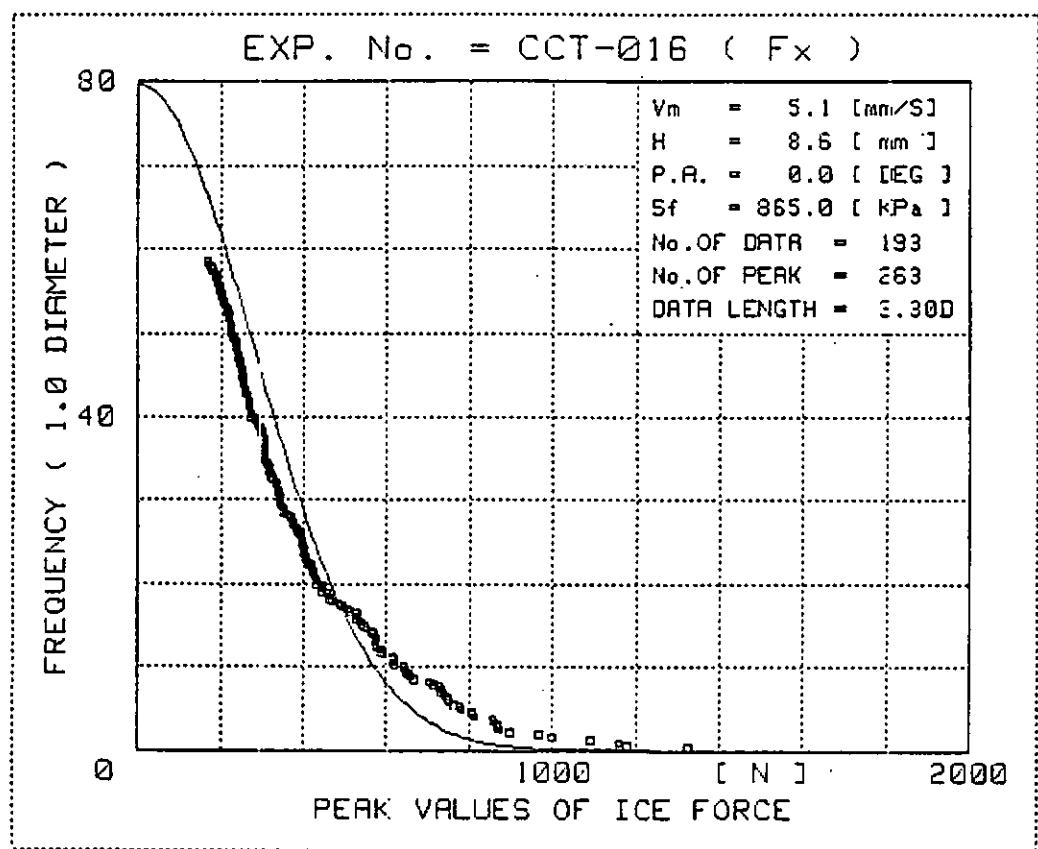


図 3.3.8.6 氷圧力 peak 値頻度分布

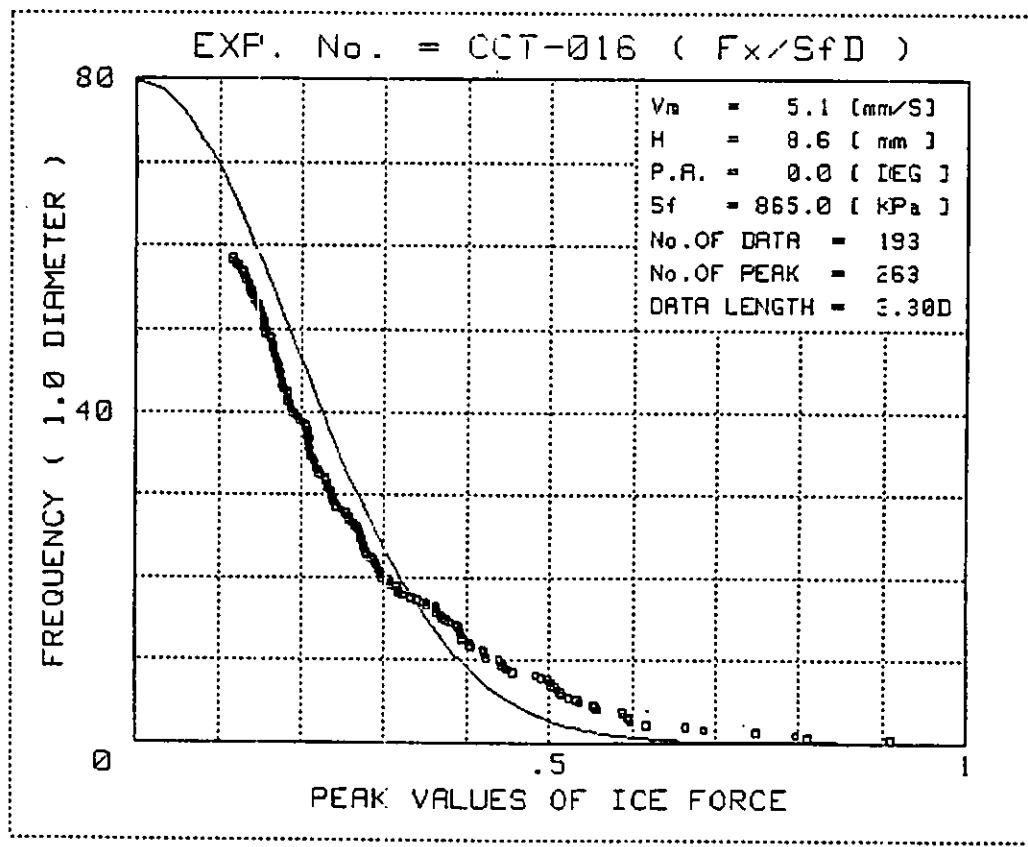


図 3.3.8.7 氷圧力 peak 値頻度分布

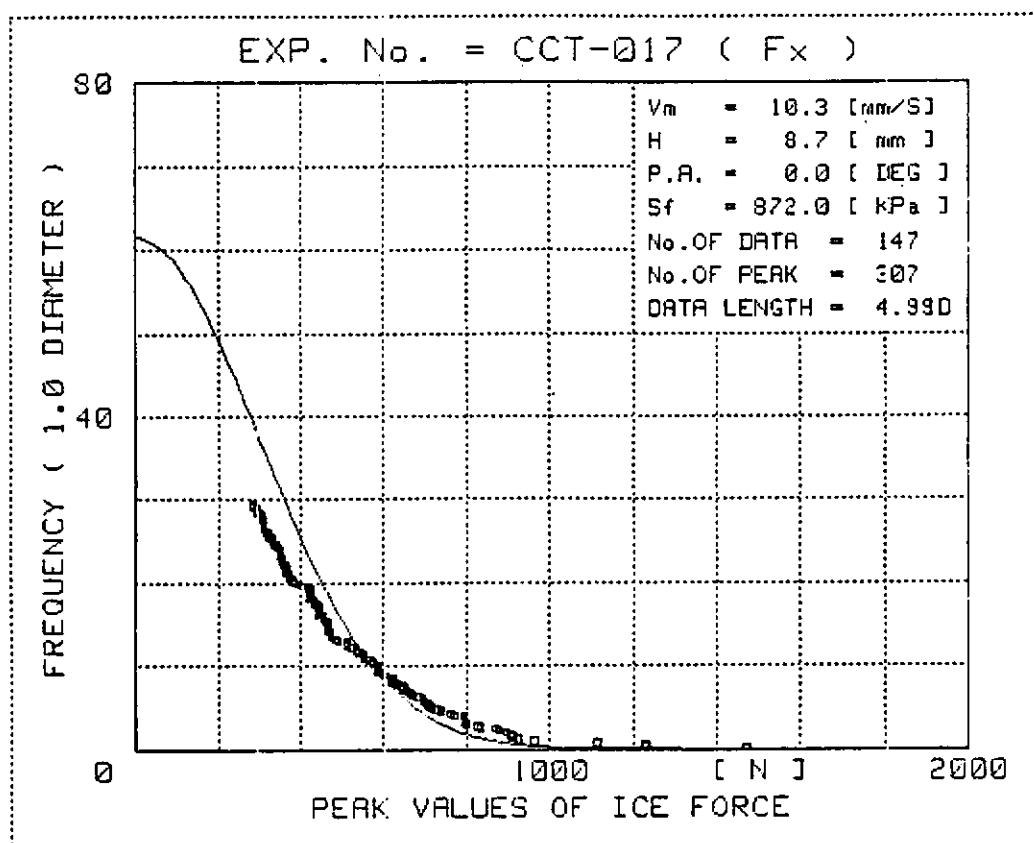


図 3.3.8.8 氷圧力 peak 値頻度分布

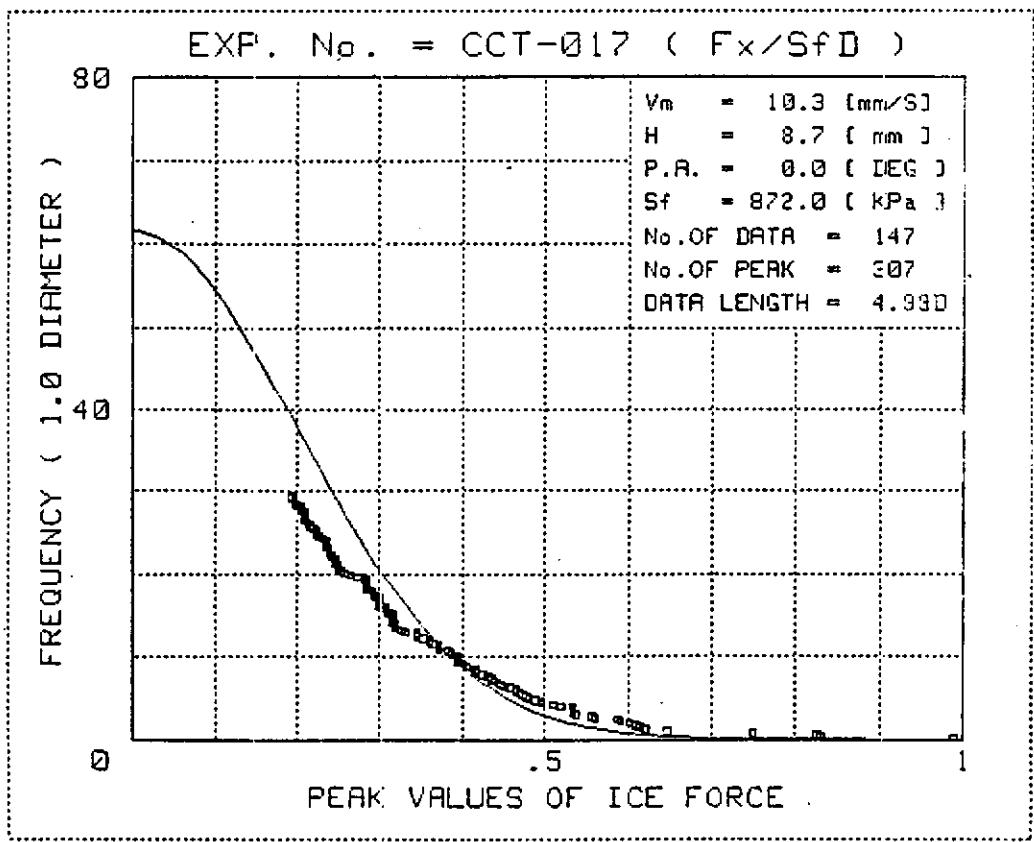


図 3.3.8.9 氷圧力 peak 値頻度分布

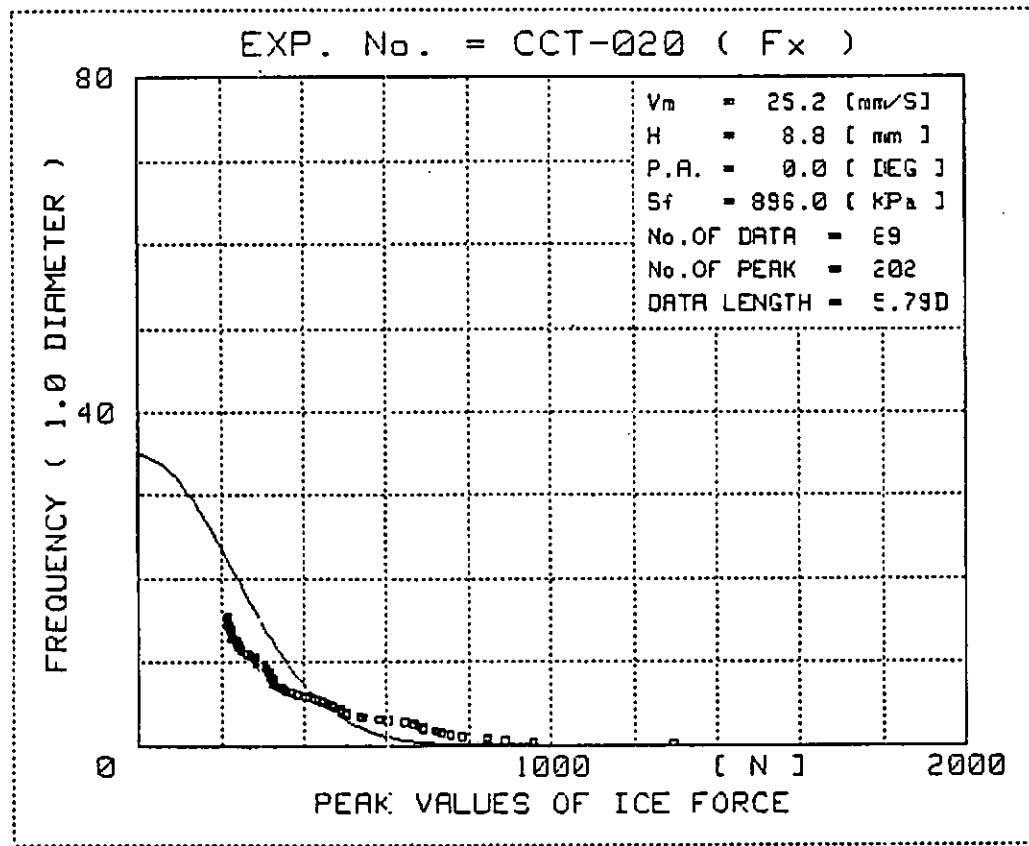


図 3.3.8.1 0 氷圧力 peak 値頻度分布

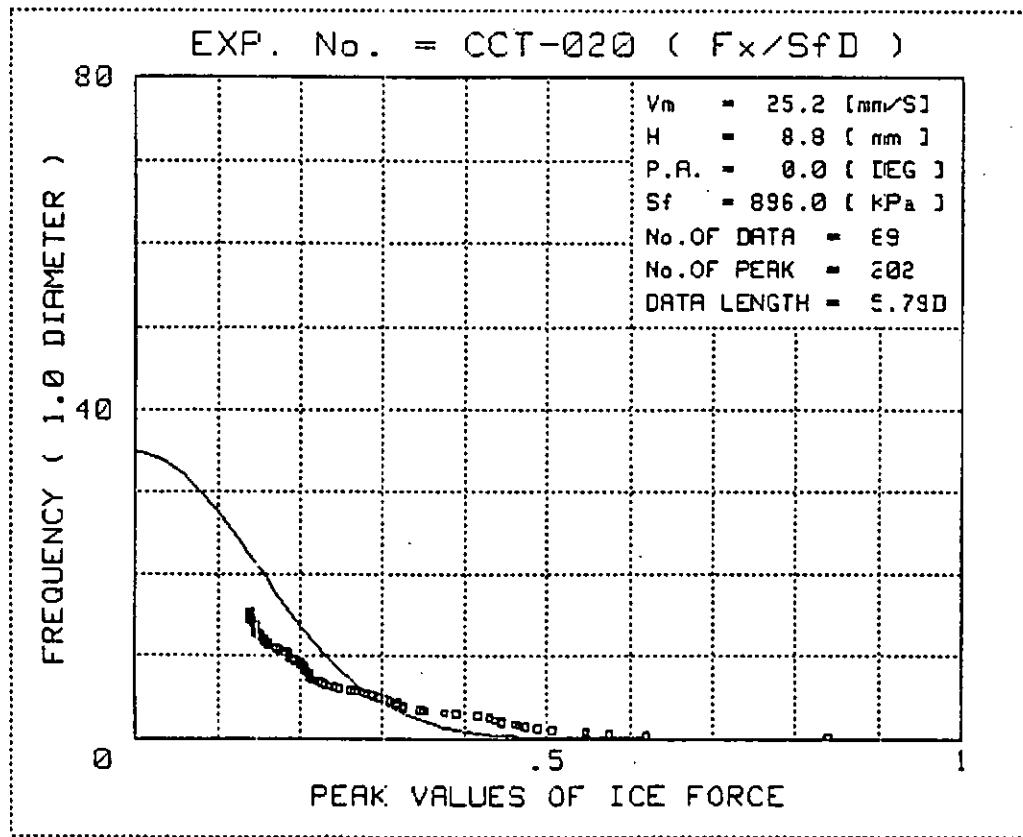


図 3.3.8.1 1 氷圧力 peak 値頻度分布

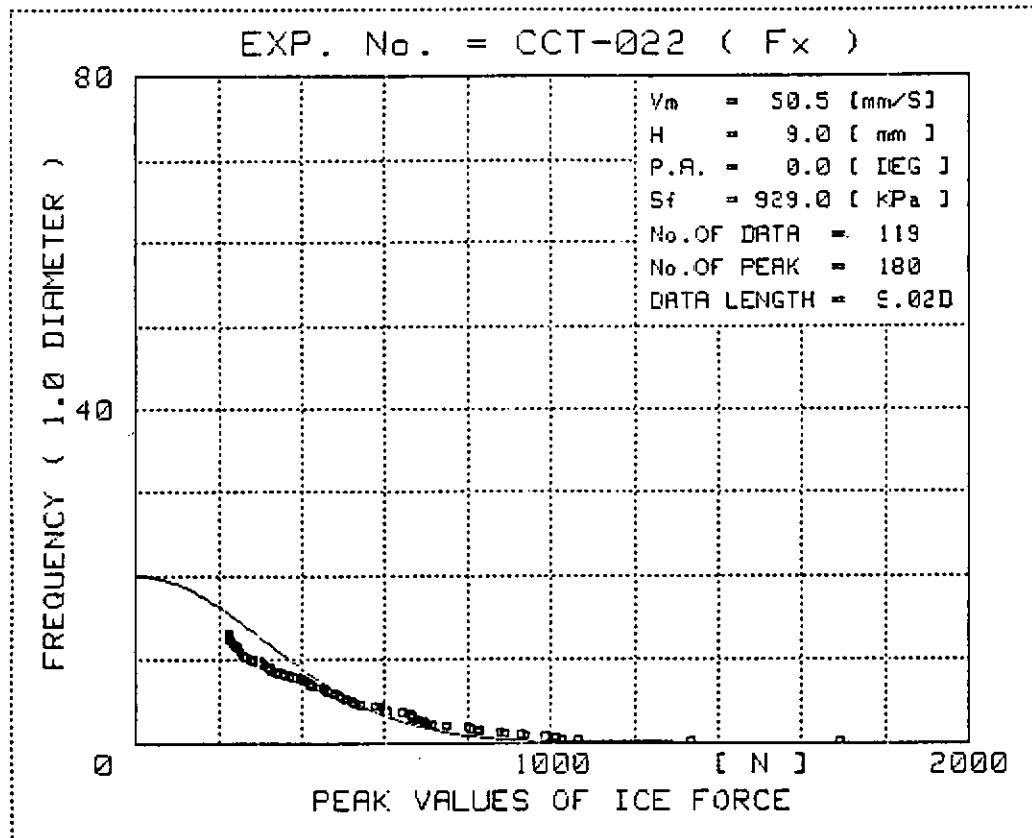


図 3.3.8.1.2 氷圧力 peak 値頻度分布

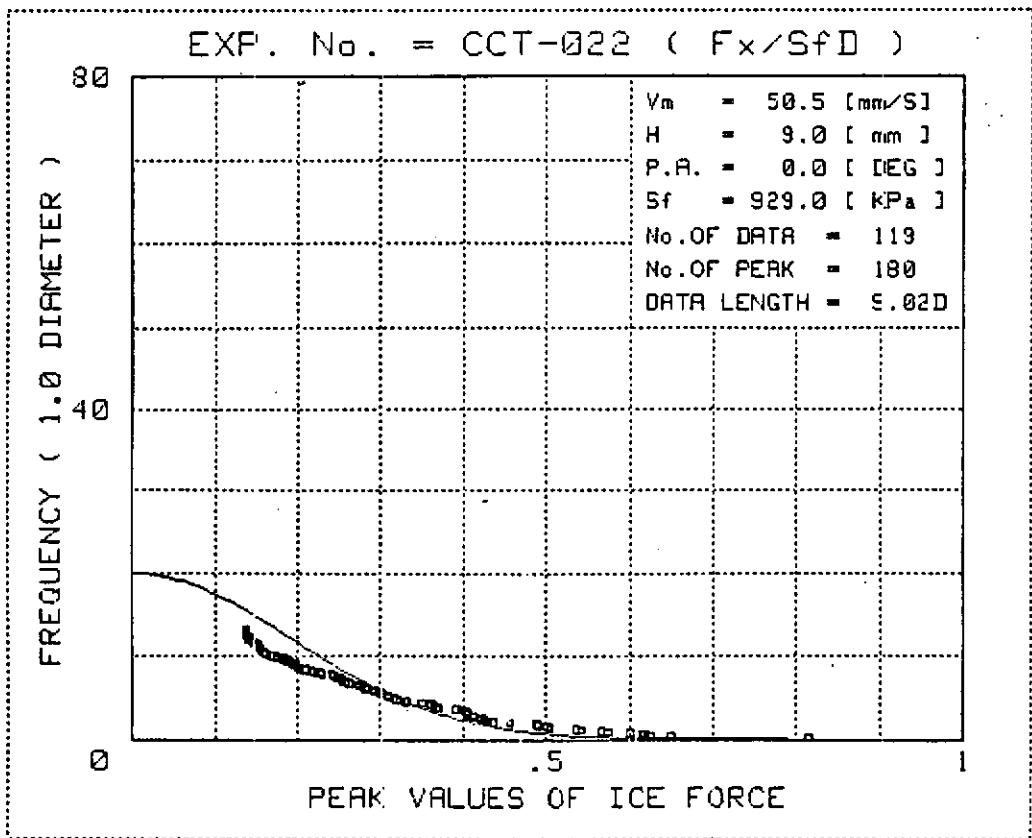


図 3.3.8.1.3 氷圧力 peak 値頻度分布

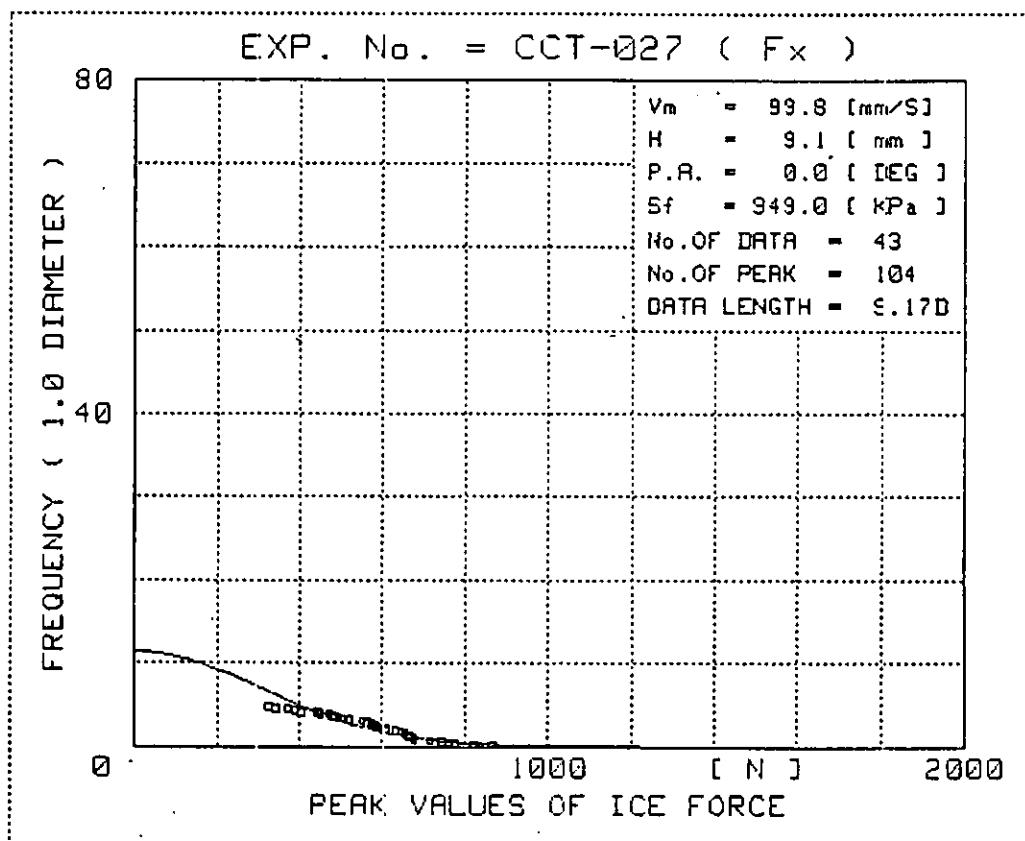


図 3.3.8.1.4 氷圧力 peak 値頻度分布

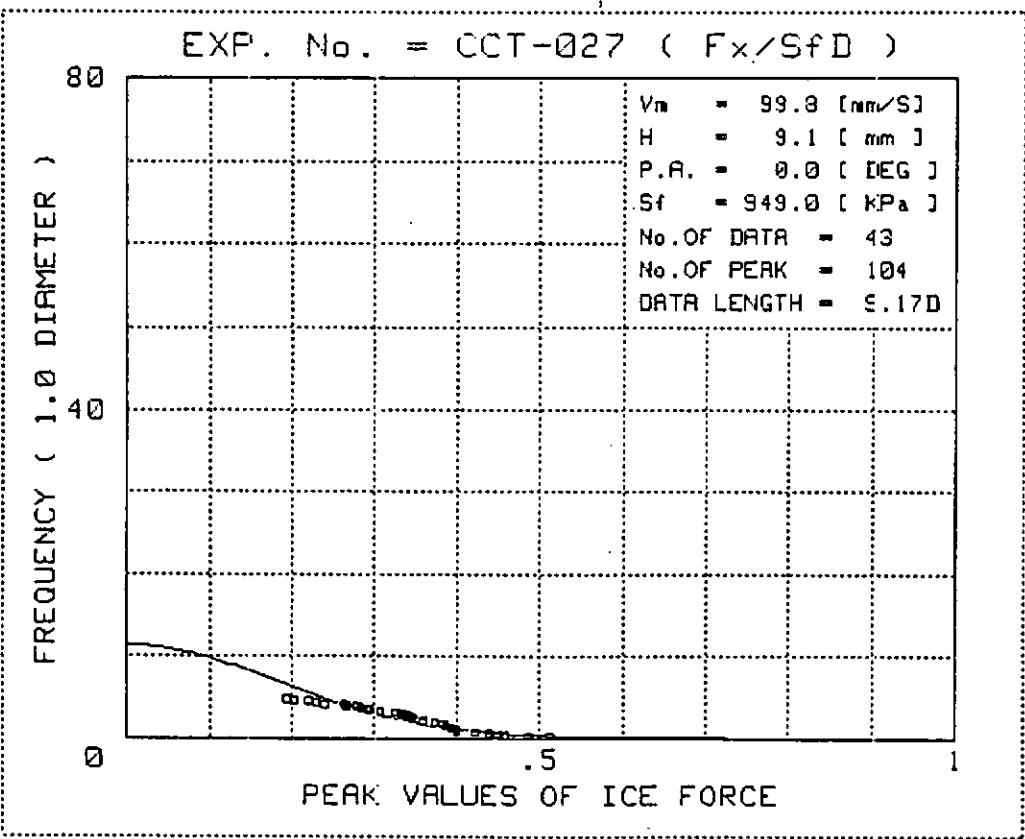


図 3.3.8.1.5 氷圧力 peak 値頻度分布

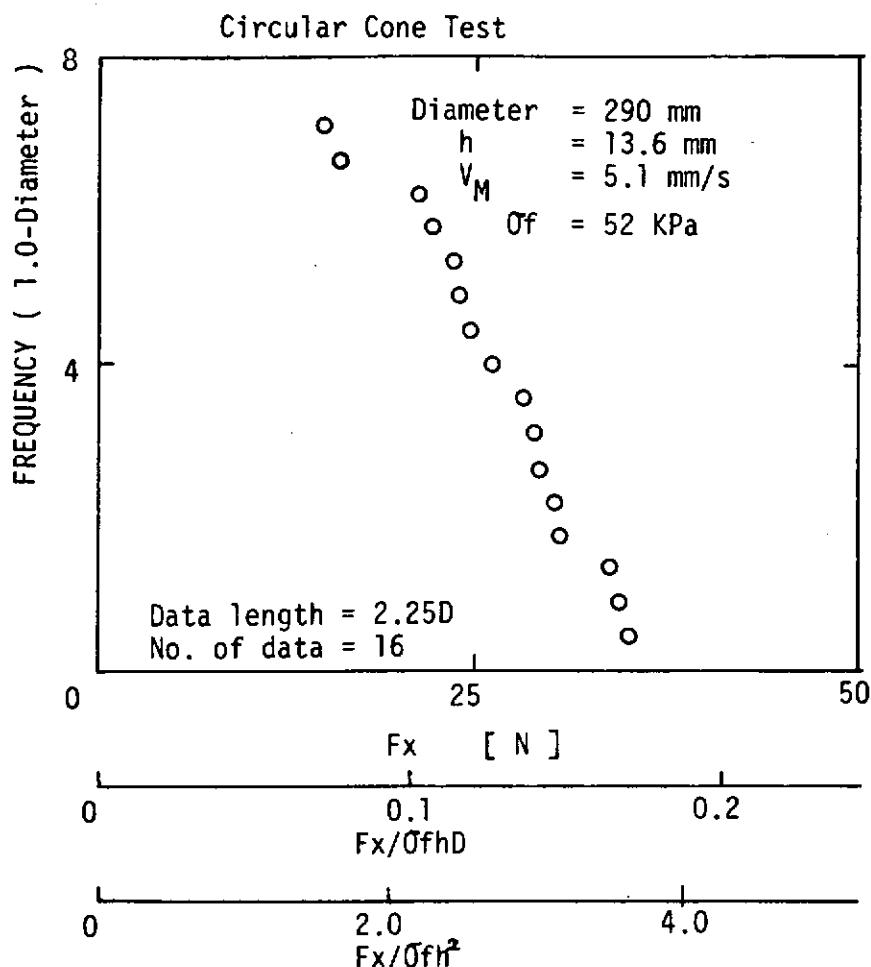


図 3.3.8.1 6 氷圧力 peak 値頻度分布(cone)

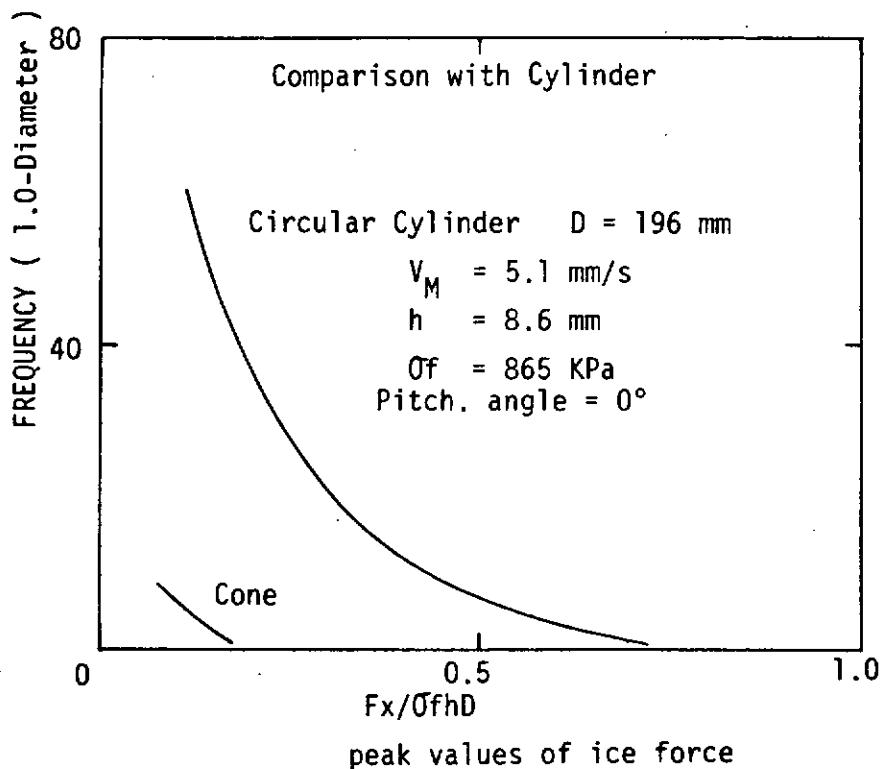


図 3.3.8.1 7 氷圧力 peak 値頻度分布の比較

3.4 氷海用海洋構造物の曳航輸送

3.4.1 輸送条件、輸送方式

(1) 輸送ルート及び海象、気象、氷象

(a) 輸送ルート

日本の造船所において建造した氷海リグをボーフォート海まで輸送する場合の曳航ルートとしては、一例として図3.4.1.1および2に示す航路が考えられる。その距離は約4,000海里で平均4～5ノットで曳航すると約40日の航海となる。

ボーフォート海への曳航の時期については、夏期が望ましく特にアラスカ最北端のポイントバロー沖合を通過出来るかどうかが曳航計画を決める上で重要なポイントとなる。しかしながら年によって氷象状況が異なりポイントバロー通過可能時期をあらかじめ正確に予想することは困難であるから、日本からボーフォート海に直行することをせずに、一時アラスカ東海岸に停泊し、ポイントバローの通過の可能性を確認してから再度出港するというルートもある。

(b) 輸送時の気象、海象及び氷象

日本からボーフォート海までの輸送は夏期の開氷期に実施することとなるが、ここでは1年間の気象、海象及び氷象について図3.4.1.1に示す輸送ルートの各区間のデータをまとめることとした。但し、気象、海象については、区間3, 5, 8, 11, 13のみに示す。

(i) 気象、海象

(Arctec Canada社の“*Meteorology and Ice Data For Arctic Icebreaking Vessel Design*”参照)輸送ルートの区間3, 5, 8, 11, 13の気温、風速、波高のデータを表3.4.1.1～5に示す。

(ii) 輸送ルートの全区間にについて、一年氷及び多年氷に分類し、氷の集中度合を10段階に区分してまとめた氷象データを表3.4.1.6及び表3.4.1.7に示す。ボーフォート海においては、毎年10月から翌年5月～6月まで定着氷が海岸線の水深20mまで伸びている。冬期には、氷厚は1.7mに達し、夏期においては、流氷となって移動する。ベーリング海においては、ボーフォート海に比べ海水の勢力は弱く、多年氷の出現の可能性は少ない。最大氷厚は、北部で1.2mに達するが南部では0.6m程度である。流氷の南部発生限界は、北緯57°付近である。

(c) 氷象データの情報通信システム

氷象の観測システムは、10年ほど前までは、ほとんど無く、船舶や航空機による観測、あるいは陸上からの観測に限られていた。その後人工衛星によるシステム化された方法が開発された。

例えば米国NOAAの気象衛星による観測システムで、現在は、アラスカ周辺の毎日の氷象観測を赤外線写真等を利用して行っている。従って昼夜何時でも情報が得られる。しかしながらこれらの人工衛星による氷象データは、氷の分布の度合いが主で氷厚や海水強度を予想することはできない。

最近氷厚分布をパルスレーダーや超音波を利用した装置により、航空機によって測定する方法も試みられているが、データの解析法や精度に問題があり、まだ確立された方法は無い。

(2) 輸送方法

氷海用石油掘削装置の曳航方法としては、一般にドライ曳航とウェット曳航に分けられる。また曳航時に一体として曳航するものと、分割して曳航するものが考えられる。いずれの方法においても、曳航中の気象、海象、氷象条件に対する安全性、経済性を考慮して、輸送方法を決定しなければならない。

(3) 輸送中の安全性の検討

安全性の検討に必要な気象、海象、氷象条件は、50年期待値及び10年期待値を基に以下の外力

について検討する必要がある。

(a) 波力、潮流力

(b) 風力

(c) 波力及び潮流力

波力及び潮流力はモリソンの式により以下の計算式により求められる。又、計算に必要な抗力係数及び質量力係数はABSの“Building and Classing Offshore Mobile Drilling Units”的ルールを参考に得られる。

$$d_{FD} = \frac{W}{2g} \cdot C_D \cdot D \cdot V \cdot |V| \cdot dh \quad (1)$$

$$d_{FM} = \frac{W}{g} \cdot C_M \cdot \frac{\pi D^2}{4} \times \frac{dv}{dt} \cdot dh \quad (2)$$

ここで d_{FD} : 単位長さ当りの抗力

d_{FM} : 単位長さ当りの質量力

W : 海水密度

g : 重力加速度

C_D : 抗力係数

C_M : 質量力係数

D : 構造物の幅

V : 波の水粒子速度

$\frac{dv}{dt}$: 波の水粒子加速度

潮流式は、式(1)を用いて同様に求められる。

(b) 風力

風力も波力と同様に、ABSの“Building and Classing Offshore Mobile Drilling Units”的ルールを用いて、以下の式により求められる。

$$P = 0.0623 \cdot Vh^2 \cdot Ch \cdot Cs \quad (\text{Kg/m}^2)$$

$$F = P \cdot A$$

ここで F : 風力 (Kg)

A : 投影面積 (m^2)

P : 風圧力 (Kg/m^2)

Vh : 風速 (m/s)

Ch : 高さ係数

C_s : 形状係数

高さ係数(Ch)及び形状係数(C_s)は、ABSルールの表に示されている。ここでは表を省略する。

(c) 浮遊安定性

曳航中での動的浮遊安定性についてもABS “Building and Classing Offshore Mobile Drilling Units”的ルールに倣って検討することができる。つまり、風速50ノット(25.8 m/s)時における転倒モーメントを求め図3.4.1.3に示す図を作成し、Area(A +

$B \geq 1.4 \text{ Area} (B + C)$ を満足するかどうかで安定性を判定する。

(4) 世界の特殊外洋バージ

世界の外洋バージには、ブッシャーとバージが一体となって航行するブッシャーバージ方式とバージをタグボートで曳航する曳航方式がある。世界の特殊外洋バージの一覧を表3.4.1.8に示す（月刊内航海運、12月号別冊付録Vol. 161）。アラスカ、北極地域には、すでに長さ300フィート幅105フィートの砕氷バージが就航している。この砕氷バージは、9,000馬力のタグで押航される。また、この砕氷バージは、10～12フィートの厚さの氷を砕く能力をもっている。

(5) バージ曳航用ワイヤーロープ

バージ曳航の大型化やスピードアップに合せ、曳航網としてのワイヤーロープの品質の向上が要求されている。一般に超大型タグボートに使用されるロープは、以下の点でナイロンロープが最も適している。

- (a) 強度が合成繊維の中で一番強い。
- (b) 弹性回復率が最も大きい。

(6) 外洋曳航と海上保険

バージ輸送の大型化とともに、必要な技術も進歩をとげてきたが、いかに技術が進歩しても、海上における諸危険、過失等から完全に免れることができない。

特に大型の海洋構造物の輸送は、通常の外航船舶輸送とは異なる各種危険を伴うので、荷主と運送請負業者との間の運送契約の内容と輸送方式の内容とを、保険者に連絡のうえ、貨物そのものの損害と、該当輸送に伴う損害賠償責任とにつき、十分な保険条件で、海上保険および運送人の責任保険の手配を行なうことが望まれる。

PROPOSED ROUTE FROM JAPAN TO BEAUFORT SEA

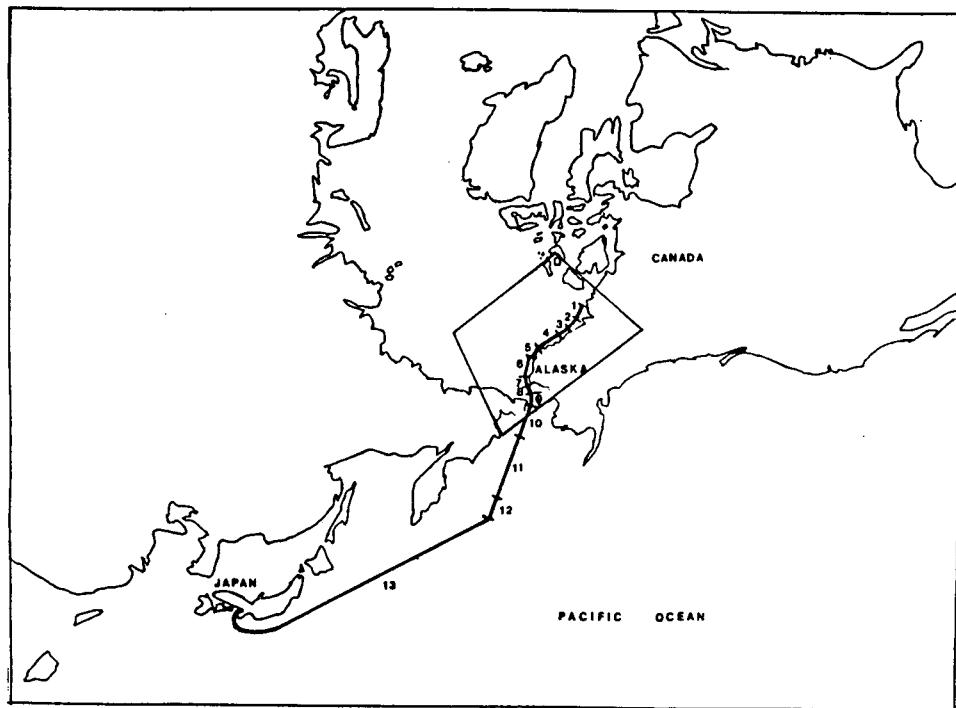


図 3.4.1.1

PROPOSED ROUTE FROM JAPAN TO BEAUFORT SEA

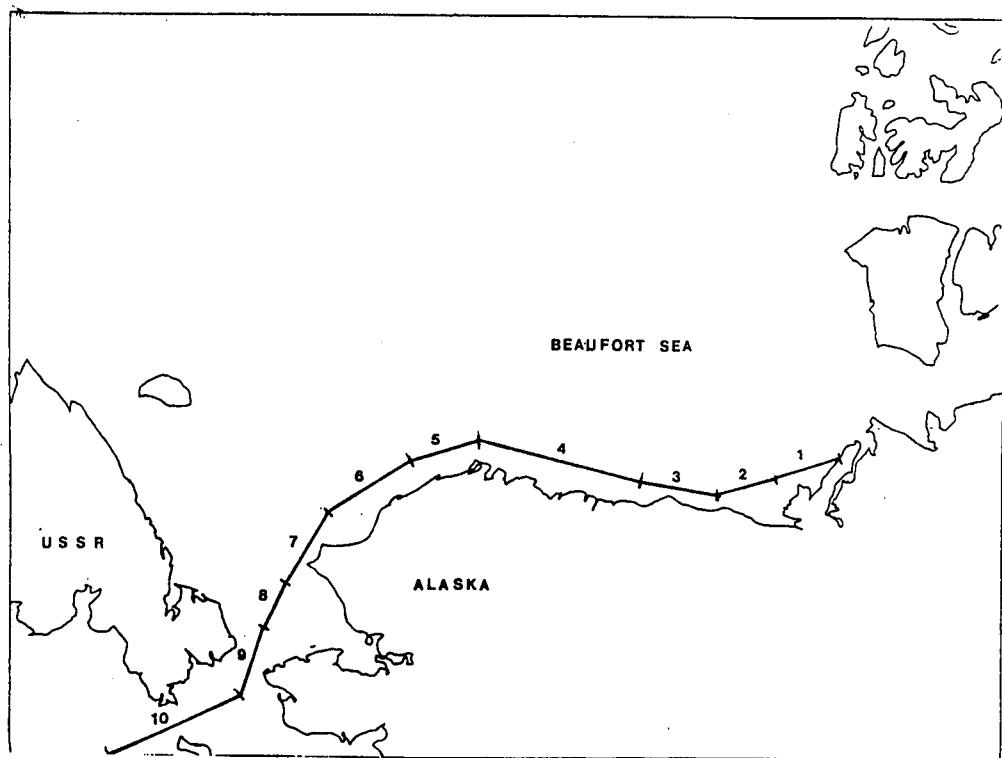


図 3.4.1.2

Dynamic Stability Curve

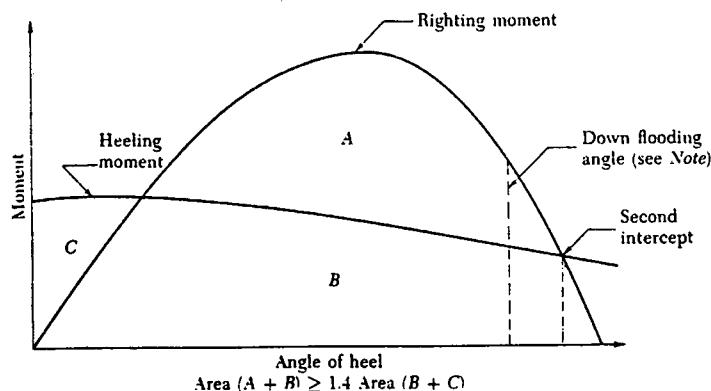


图 3.4.1.3

表 3.4.1.1

SEA AIR ENVIRONMENTAL DATA REACH 3

PROPERTY	JAN	FEB	MAR	APR	MAY	JUNE	JULY	AUG	SEPT	OCT	NOV	DEC
<hr/>												
Air Temperature												
- Mean °C	-26	-30	-27	-18	-6	2	4	4	0	-10	-17	-25
- Max. °C	-2	8	6	0	4	10	12	12	8	1	-2	-4
- Min. °C	-42	-44	-42	-32	-20	-6	-2	-2	-6	-24	-32	-40
- % Freq. < 0°C	>95	>95	>95	>95	30	10	20	60	>95	>95	>95	>95
Precipitation												
- % Freq.	20	20	20	20	25	20	15	20	25	35	35	25
Wind Speed												
- Mean (Knots)	12	12	10	10	10	10	10	10	12	12	12	10
- % Freq. > 34 knots	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5
Visibility												
- % Freq. < 2 naut.mi.	20	20	15	15	20	20	20	25	20	15	20	15
Wave Heights												
- Max % Freq. > 3.5 m.	Ice	Ice	Ice	Ice	ice	<5	<5	<5	ice	ice	ice	ice
- Max % Freq. > 6.0 m.	Ice	Ice	Ice	Ice	ice	0	<5	<5	ice	ice	ice	ice

表 3.4.1.2

SEA AIR ENVIRONMENTAL DATA REACH 5

PROPERTY	JAN	FEB	MAR	APR	MAY	JUNE	JULY	AUG	SEPT	OCT	NOV	DEC
Air Temperature												
- Mean °C	-25	-29	-27	-18	-7	1	4	4	0	-10	-17	-24
- Max. °C	-2	-6	-6	0	2	8	8	12	8	1	-2	-4
- Min. °C	-42	-44	-42	-32	-20	-6	-2	-2	-6	-24	-32	-40
- % Freq. < 0°C	>95	>95	>95	>95	50	10	20	60	>95	>95	>95	>95
Precipitation												
- % Freq.	25	25	20	25	30	20	15	15	25	35	35	25
Wind Speed												
- Mean (Knots)	12	10	10	10	10	10	10	10	12	12	14	10
- % Freq. > 34 Knots	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5
Viability												
- % Freq. < 2 naut.mi.	20	15	<15	15	15	20	20	20	15	15	20	15
Wave Heights												
- Max. % Freq. > 3.5 m.	Ice	Ice	Ice	Ice	Ice	Ice	<5	<5	<5	Ice	Ice	Ice
- Max. % Freq. > 6.0 m.	Ice	Ice	Ice	Ice	Ice	Ice	0	<5	<5	Ice	Ice	Ice

表 3.4.1.3

SEA AIR ENVIRONMENTAL DATA REACH 8

PROPERTY	JAN	FEB	MAR	APR	MAY	JUNE	JULY	AUG	SEPT	OCT	NOV	DEC
Air Temperature												
- Mean °C	17	-21	-19	-14	-3	3	7	6	4	-3	-10	-17
- Max. °C	2	1	-1	2	4	12	14	12	10	5	2	0
- Min. °C	-34	-37	-34	-27	-15	-4	1	0	-2	-13	-24	-32
- % Freq. < 0°C	>95	>95	>95	>95	60	25	5	5	10-20	75	>95	>95
Precipitation												
- % Freq.	25	25	25	25	25	15	15	20	10	35	35	25
Wind Speed												
- Mean (Knots)	12	13	12	12	10	10	14	14	14	18	16	14
- % Freq. > 34 Knots	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5	<5
Viability												
- % Freq. > 2 naut.mi.	20	15	15	10	10	15	25	20	10	10	20	15
Wave Heights												
- Max. % Freq > 3.5 m.	Ice	Ice	Ice	Ice	Ice	0	<5	<5	<5	Ice	Ice	
- Max. % Freq > 6.0 m.	Ice	Ice	Ice	Ice	Ice	0	0	5	<5	<5	Ice	Ice

表 3.4.1.4

SEA AIR ENVIRONMENTAL DATA REACH 11

PROPERTY	JAN	FEB	MAR	APR	MAY	JUNE	JULY	AUG	SEPT	OCT	NOV	DEC
Air Temperature												
- Mean °C	- 5	- 6	- 6	- 3	2	3	8	9	8	4	0	- 3
- Max. °C	4	4	4	6	8	10	12	14	12	10	6	4
- Min. °C	- 16	- 24	- 24	- 16	- 8	0	4	6	2	- 4	- 12	- 16
- % Freq. < 0°C	60	75	75	60	25	<5	--	--	<5	25	5	5
Precipitation												
- % Freq.	35	35	30	30	25	15	15	25	15	25	35	40
Wind Speed												
- Mean (Knots)	20	20	18	15	14	10	12	14	14	18	18	20
- % Freq. > 34 knots	10	10	10	5	5	5	5	0	5	5	10	10
	10		10									10
Visibility												
- % Freq. < 2 naut.mi	25	25	20	20	20	20	35	30	10	10	15	20
Wave Heights												
- Max % Freq. > 3.5m	30	30	25	20	10	5	5	5	10	25	30	30
- Max % Freq. > 6.0m	5	5	5	5	0	0	0	5	5	5	5	5

表 3.4.1.5

SEA AIR ENVIRONMENTAL DATA REACH 13

PROPERTY	JAN	FEB	MAR	APR	MAY	JUNE	JULY	AUG	SEPT	OCT	NOV	DEC
Air Temperature												
- Mean °C	+ 4	3	5	6	8	8	15	20	18	15	5	17
- Max. °C	13	13	14	17	17	23	26	28	28	23	13	7
- Min. °C	- 4	- 5	- 2	- 1	- 1	5	7	13	8	6	- 1	- 2
- % Freq. < 0°C	30	37	20	8	0	0	0	0	0	0	3	23
Precipitation												
- % Freq.	31	30	28	20	17	14	12	12	16	18	23	26
Wind Speed												
- Mean (Knots)	22	20	20	18	16	13	12	13	15	19	20	20
- % Freq. > 34 knots	12	12	12	7	3	5	5	5	5	10	10	10
Visibility												
- % Freq. < 2 naut.mi.	5	5	10	7	14	17	25	16	5	5	6	6
Wave Heights												
- Max % Freq. > 3.5m	40	39	35	30	10	10	10	10	10	20	30	30
- Max % Freq. > 6.0m	10	7	10	5	5	5	5	5	5	10	6	10

表 3.4.1.6

ICE CONCENTRATION
PROPOSED TANKER ROUTE BETWEEN THE
BEAUFORT SEA AND JAPAN

REACH	MONTH												MAX.	MIN.
	J	F	M	A	M	J	J	A	S	O	N	D		
1	X	10	10	10	10	9	0	0	9	10	X	10	0	0
2	X	10	10	10	9	9	5	0	9	10	X	10	0	0
3	10	10	10	9	9	9	0	9	10	10	10	10	0	3
4	10	10	10	10	9	9	9	5	9	10	10	10	0	4
5	9	10	10	10	9	9	9	6	6	10	10	X	10	.5
6	9	10	10	10	9	9	7	5	6	10	10	10	5	6
7	10	10	10	10	9	7	2	1	2	10	9	10	1	7
8	10	10	10	10	9	5	2	1	1	10	10	10	1	9
9	9	9	9	9	9	7	1	1	7	9	9	9	1	10
10	9	9	9	9	9	4	1	1	1	9	9	9	1	11
11	9	9	9	7	7	1	1	1	1	4	7	9	1	12
12	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	13
13	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
MAXIMUM	10	10	10	10	10	9	9	6	10	10	10	10	10	13
MINIMUM	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1

NOTE: 1. Concentration in tenths
2. Includes all ice types
3. Values represent maximum overall concentration
during an average ice year

4. Roman numerals: Inferred concentration - no data
5. Source Key:
- | |
|--|
| Markham, 1981 |
| Climatic Atlas - Outer Continental Shelf, 1973 |
| U.S. Naval Weather Service Command, 1974. |

NOTE: Conc. in tenths.

Source: Markham, 1981

表 3.4.1.7

CONCENTRATION OF MULTI-YEAR ICE
PROPOSED TANKER ROUTE BETWEEN THE
BEAUFORT SEA AND JAPAN

REACH	MONTH												MAX.	MIN.
	J	F	M	A	M	J	J	A	S	O	N	D		
1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
2	2	1	2	2	0	2	0	2	2	2	2	0	2	0
3	3	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2
4	4	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	2	5
5	5	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1

表 3.4.1.8

世界の特殊外洋バージ

船主	船名	建造年	船種	運航海域	備考
George G. Sharp Inc	Aztec Chief	1950	バージ 押船	4,500トン 1,280HP	カリブ海／U.S.ガルフ
Humble Oil & Refining Co., Houston	—	—	タンクバージ 押船	30,000トン 7,000HP	U.S.ガルフ 荒天時は曳航
Moran Towing & Transportation	Caribbean Elizabeth Moran	1966	撒播バージ 撒船	15,000トン 4,300HP	ドミニカ／ペルトリコ～太國東岸 ニューヨーク／マンハッタンなど
“	New York Eastern Moran	1970	タンクバージ 曳船	30,000トン 6,300HP	チキサス～フロリダ
Gulf Coast Transit Co. Tampa	Marie Flood Betty Wood	1973	撒播バージ 曳船	32,500トン 6,000HP	ニューオリンズ～タンパ
Ingram Corp.	IOS 3301 Martha R. Ingram	1971	タンクバージ 押船	35,700トン 11,250HP	ガルフ～米国東岸 ヒューストン／マイアミ／ニューヨーク
“	IOS 3302 Carole G. Ingram	1972	タンクバージ 押船	33,000トン 11,128HP	”
Tug Barge System Inc.	Corbus Agric	1972	石炭バージ 押船	20,000トン 5,600HP	ポーランド～フランス
Lustevco(フィリピン)	Lumberjack Tomcat	1972	紙輸送 曳船	15,000トン 4,000HP	マニラ近海 OIL-PAPER輸送
Littow Great Lake	Presque	1973	撒播バージ 押船	52,000トン 14,840HP	五大湖
Sea Bulk Corp.	STL 3901 Seabulk Challenger	1974	タンクバージ 押船	41,800トン 14,000HP	フロリダ～ニューヨーク
Seabulk Chemical Carrier Inc.	SCC 3902	1976	ケミカルタンク 押船	42,000トン 14,000HP	ガルフ～北米東岸
Caribbean Transport Inc.	—	1978	R/O/R/Oバージ 曳船	33,000トン 7,200HP	マイアミ～中南米 R/O/R/O式コンテナ輸送
McAllister Brothers Inc.	—	1977	コンテナバージ	不 明	曳 航
Christian Haaland	Nysel	1976	プラントバージ	10,000トン	北 海 off shore作業
Brostrom Group	Goliath II	1976	デッキバージ	3,300トン	ジュッダ港外 沖合及 動員対置
Wijmuller	Ocean Servant	1976	半潜水バージ	12,300トン	日本・欧州～P.G. プラント曳航
Bulk Food Carriers Inc.	Valerie F	1977	穀物バージ 押船	31,000トン 16,000HP	北米西岸、カリブ、ガルフ、北米東岸 リン鉱石、アルミ、米、木材
ソ連船舶輸入公団	—	1976～77	木材バージ 押船	9,000トン 6,000HP	日本～ソ連 北洋材 4船団
Arctic Transportation Ltd.	Arctic Breaker	1978	砂水バージ 押船	9,000HP	北米西岸～アラスカ 石油基地作業
Big Lift社	—	1977	プラントバージ	9,500トン	極東～P.G. 重量物運搬
Lutgens & Reimers	—	1978	半潜水バージ	25,000トン	
Sedco Phillips	—	1977	”	北 海	off shore
ADMA アブダビ	—	1975	アコモデーション	P.G.	80人作業員居住船
Seaspan Overseas	Genmar 103～104	1976	半潜水バージ	14,700トン	
Architug Corp.	—	1978	”		
Smit Takzees Transport	Giant 4	1978	”	24,000トン	
Trailer Marine Transport Corp.	La Reina	1978	R/O/R/Oバージ	6,400トン	フロリダ～ペルトリコ トレーラー輸送
EAST(セントロピア)	Arab Hawk Gladiator	1977	曳船	13,500トン 9,000HP	FOS(フランス)～ヤンブ(サウジ) コンテナR/O/R/O輸送

3.4.2 モノコーン

(1) 対象物件

Arctic Production Monocone (APM)

設計会社 Dome Petroleum Ltd.

Chicago Bridge and Iron Co.

参考文献 "Arctic Offshore Deepwater Ice Structure Interactions"

1979 OTC 3630

概念図 … 図3.4.2.1 参照

概形寸法 … 図3.4.2.2 参照

重量表

Super Structure		Kips	Tons
Steel	37,300	16,900	
Concrete	24,800	11,200	
Piled Base (Excluding Piles)			
Steel	26,400	12,000	
Concrete	9,600	4,400	
Pile (Soft Clay Soil)			
Steel	70,300	31,900	
Gravity Base (Without Ballast)			
Steel	32,300	14,700	
Concrete	14,300	6,500	
Deck (Not Including Equip. Weight)			
Structural Weight	15,000	6,800	
Jacking System	500	200	
Total Structure Weight (No Equipment)			
Gravity Structure	124,200	56,300	
Piled Structure	183,900	83,400	

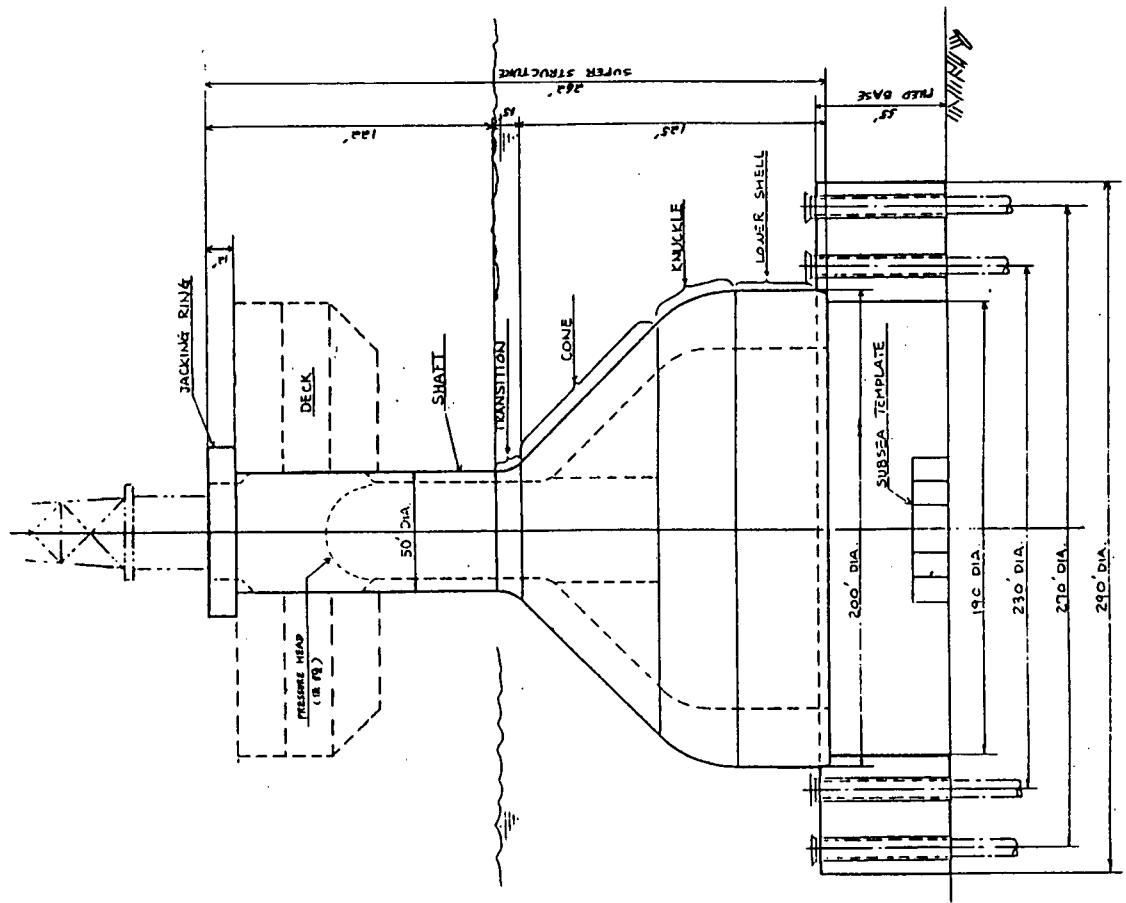
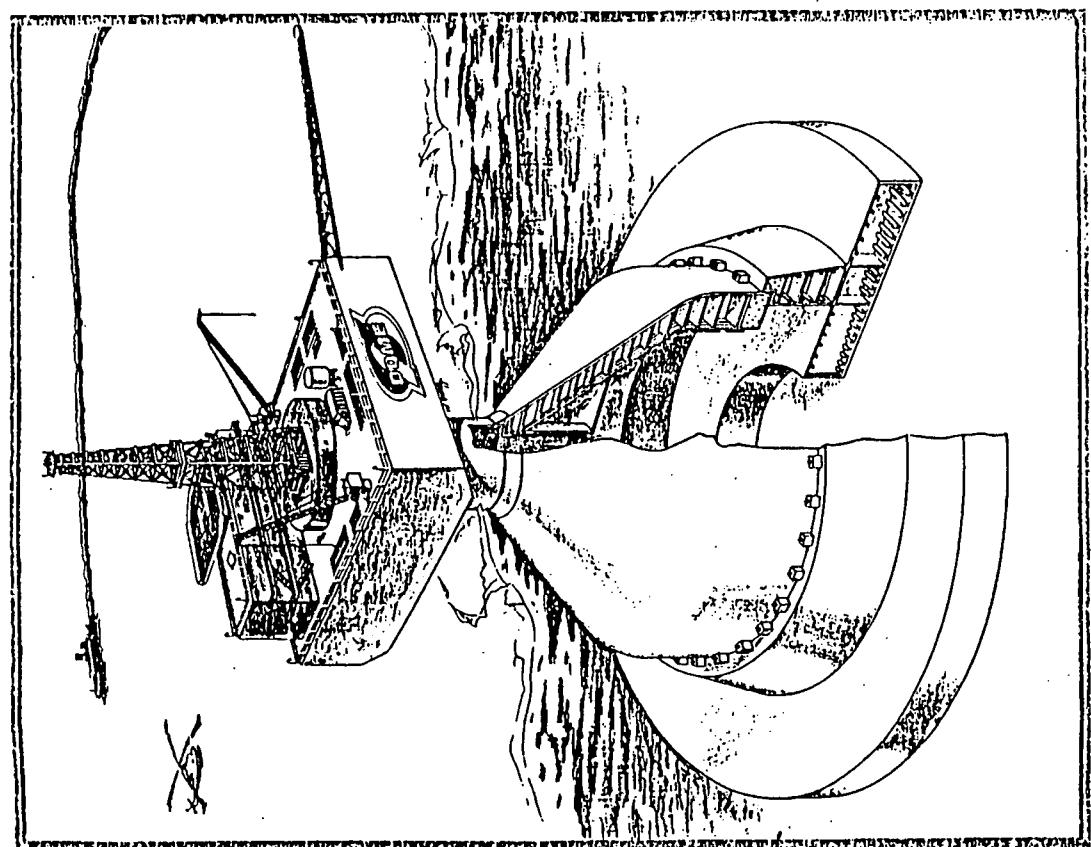


図 3.4.2.2

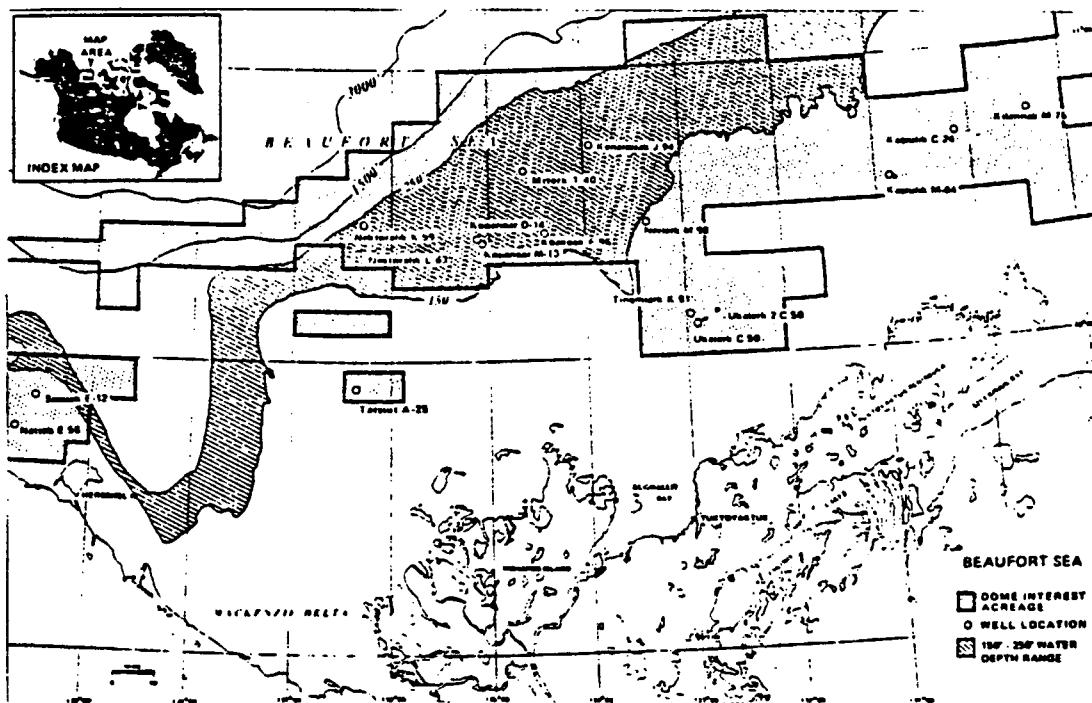


ARCTIC PRODUCTION MONOCONE

図 3.4.2.1

(2) 輸送目的地

カナダ ポーフォート海 下図参照



(3) 輸送ルート

3.4.1.1 輸送ルート参照

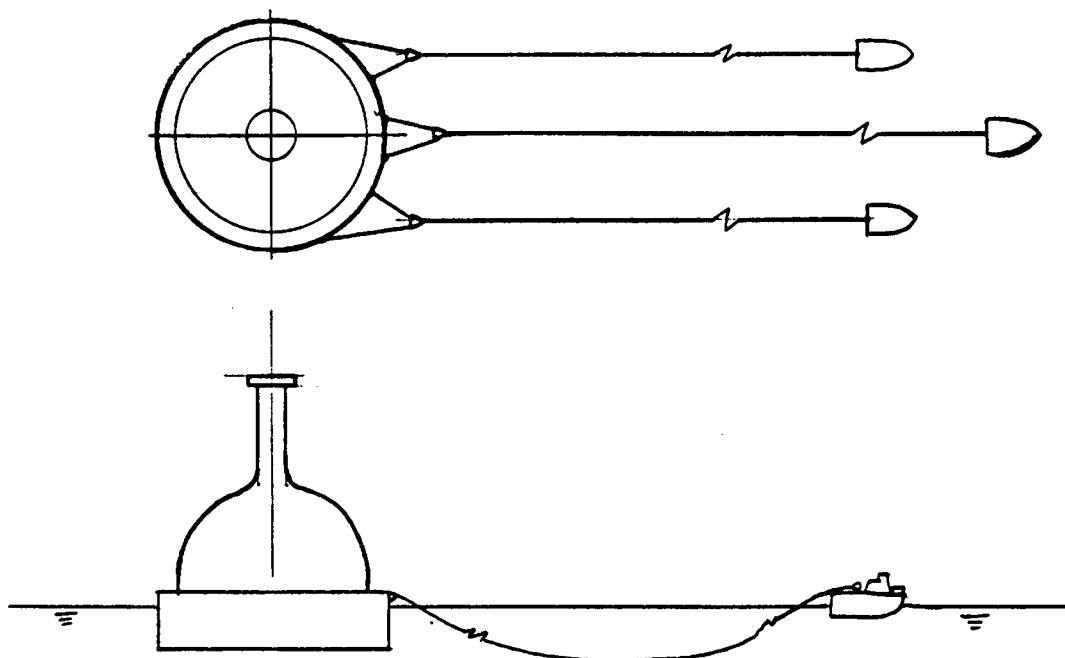
(4) 輸送方式

現地での工事は、工事可能期間が非常に短く（約50日間）、かつ、設備、人員の面からも非常に制約が多い事から、現地工事をできるだけ少なくする事が重要である。従って、完成状態で曳航するのが理想的ではあるが、デッキ部をセットした状態で曳航した場合は復原性上の問題、及びポイントパロー通過時に必要な浅喫水を得る上での問題等が生じるため、デッキ部のみは接合しない状態で曳航する。

次にドライ曳航とウェット曳航の選択に関しては、ベース部とスーパーストラクチャー部を一体とした場合の寸法と重量の観点からドライ曳航ではなく、ウェット曳航としている。

(5) 崩航

9,000 馬力のタグボート 3隻により、平均 3 ノットで崩航するものとする。崩航形態を下に示す。



崩航中の最大喫水は 41 フィート（図 3.4.2.3）であるが、ポイントバロー通過時は、最小喫水である 23.4 フィート（図 3.4.2.3）とする。この喫水の調整は、スーパーストラクチャーの内部の加圧によるものとし、このため最上部にプレッシャーヘッド（図 3.4.2.2 参照）を仮設し、ベース及びスーパーストラクチャーの内部を気密にできるようにする。さらに、内部の加圧のための空気圧縮機を備えるものとする。なお、据付工事に際しての喫水調整にもこの装置を利用する。

ポイントバローを水象の最も穏やかな時に通過し、かつ現地での工事期間をできるだけ長く取るために、現地への到着が 9 月 1 日となるよう計画している。日本からポイントバローまでの崩航距離は約 3,400 海里であり、平均 3 ノットで崩航を行えば、その所要日数は約 50 日間となり自ずから日本出港の時期がほど決まってくる事となる。

(6) 据付け

図 3.4.2.3 に示したように、バラスト管及び空気抜き管の操作により、まず据付けるための喫水を得る。

次に、据付け予定地の周り 4ヶ所に前もって打込んであるパイルを利用し、図 3.4.2.4 に示す要領で 4隻のタグボートにより最終位置決めを行い、バラスト調整により海底面に接地させる。

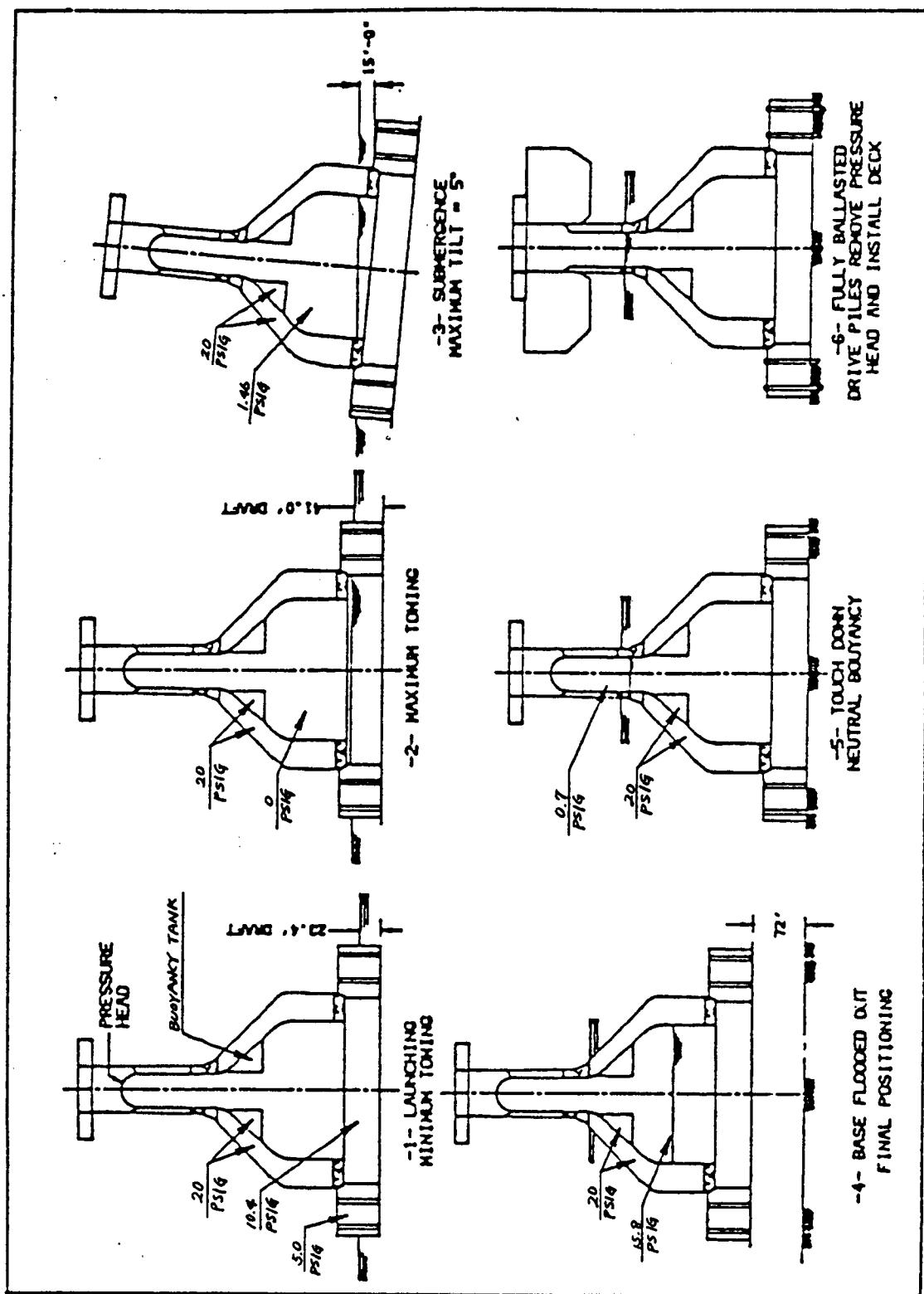


图 3.4.2.3 Towing and installation.

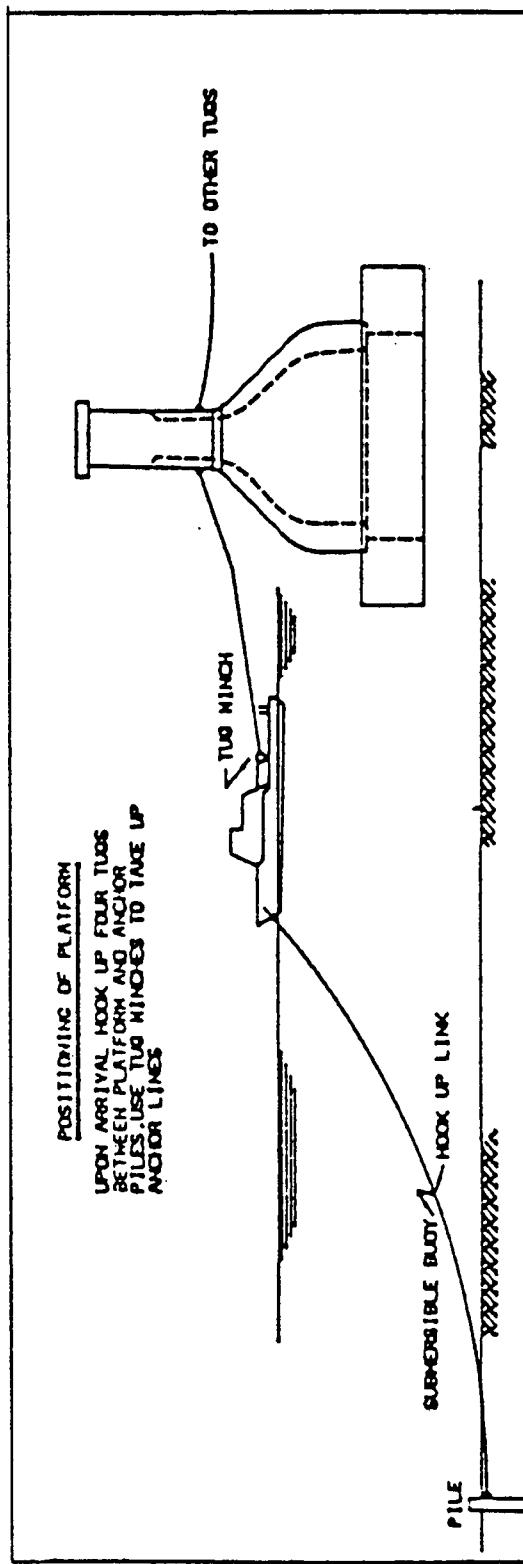


FIG. 3.4.2.4 Positioning of platform: deck installation.

(7) デッキ取付け

ベース及びスーパーストラクチャーを予定海底面に設置後デッキを取付ける。デッキは二つ割りになっており、それが浮いた状態で図 3.4.2.5 の左図の如く索取りを行う。デッキを接合した後、図 3.4.2.5 の右図の状態でデッキを所定の位置までジャッキアップする。

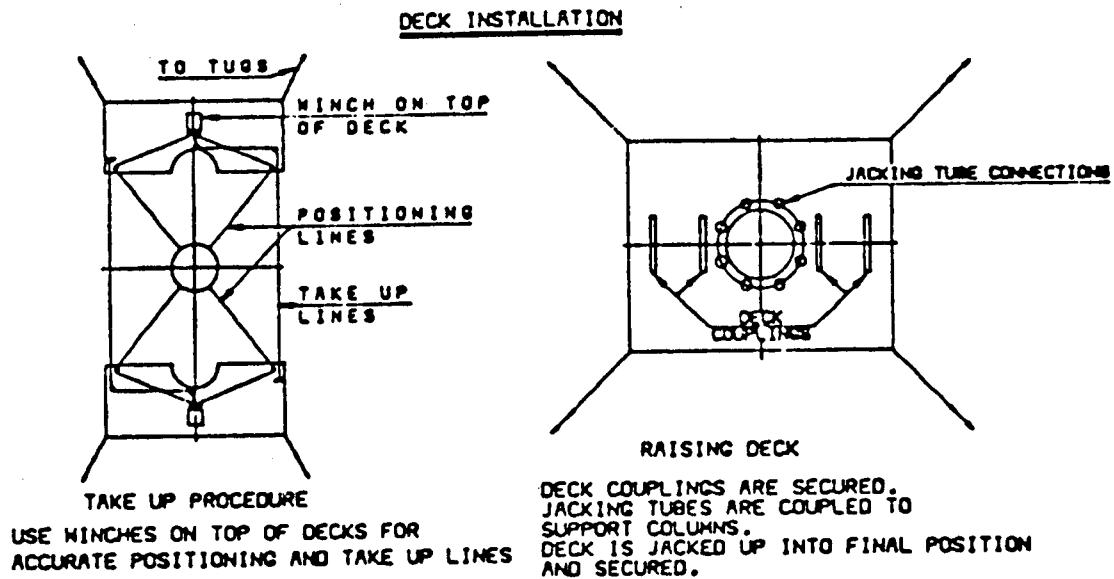


図 3.4.2.5

3.4.3 ケーソン

本節では人工島用ケーソン (caisson retained island 用のケーソン) を日本の造船所で建造し、カナダのボーフォート海運輸送する際検討しておくべき項目を挙げる。ここで検討するケーソンは、エッソ社向に建造されたものを対象とする。

ケーソンのような大型海洋構造物を冬期に、現状の輸送システムを用いて曳航輸送することは不可能である。それを可能にし得る輸送を開発しても不経済で現実的ではない。したがって、輸送は夏季の開氷期を利用して行なうという前提のもとに検討を進める。

曳航ルート及びルート上の気象・海象・氷象については、3.4.1 を参照されたい。

本項では、経済性・安全性の見地より最適輸送方式の選定、曳航中の船体運動及び所要固縛装置の検討を行なった。

(1) Caisson retained island の基本概念及びケーソン主要目

図 3.4.3.1 に全体図を図 3.4.3.2 に一般配置図を示す。この方式は 8 ケの下方にテーパーしたケーソンをケーブルにより連結して 8 角形のリングを形成するものである。このリングを 30 フィートの水深の海底に沈め、中央部に土砂を満たす。その上に、掘削機器、居住設備、ユーティリティー設備などを据付ける。

各ケーソンの主要寸法は次の通りである。(図 3.4.3.3 参照)

長さ	142 フィート (約 43.3 m)
深さ	40 フィート (約 12.2 m)
下部の幅	43 フィート (約 13.1 m)

上部の幅	25フィート(約 7.6 m)
自重	約1,500トン

(2) 輸送方式

輸送方式としては大別してウェットとドライの2方式がある。

(a) 各方式の検討

ウェット方式で曳航する場合

- (i) 1ケづつ曳航する。(図3.4.3.4)
- (ii) 2ケづつをテンポラリーピンで連結する。(図3.4.3.5)
- (iii) 4ケづつをテンポラリーピンで連結する。(図3.4.3.6)
- (iv) 8ヶをパーマネントピンで連結する。(図3.4.3.7)

の4種類の方法がある。しかし、(ii), (iii)の方法はテンポラリーピンを用いるため、荒海中の曳航には適さない。また、(i)の方法は長手方向に曳航する場合、船首尾が左右非対称のため進路安定性に問題があるとともに、断面が非対称のため、波浪中で不安定な挙動を示すことが予想される。したがって、ウェット方式で北極海まで曳航するにフィージブルな方式は(iv)の8ヶのケーソンを連結した状態で曳航する方式だけといえる。

ドライ方式で曳航する場合、使用するバージの隻数を少なくする方がより経済的であることは明らかである。バージ上にケーソンを搭載する現実的な方法として、

- (v) 4ヶのケーソンを1隻のバージに搭載する。(図3.4.3.8)
- (vi) 8ヶのケーソンを1隻のバージに搭載する。(図3.4.3.9)

が挙げられる。(vi)の方式を採用するには、バージ上への固縛を考慮すると少なくとも4.5m程度の幅をもつバージを使用する必要がある。このような幅の広いデッキバージは殆んどない。

したがって、ここでは(v)の4ヶのケーソンを1隻のバージに搭載する方式について検討する。

(b) 曳航抵抗

(a)で示した如く、ウェット方式を採用するならば、8ヶのケーソンをパーマネントピンで連結して曳航するのが最も望ましく、ドライ方式ならば、4ヶのケーソンを1隻のバージに搭載する方法が望ましい。これらの2ケースについて曳航抵抗を推定する。

(i) ウェット方式

吃水4.6mで曳航するものと仮定する。

図3.4.3.10に示す如く、Ⓐ、Ⓑの2ヶの部分に分けて抵抗を推定する。

Ⓐの部分は円柱とし、Ⓑの部分は角柱と仮定し、 $D_n V$ のMOUルールに示される方法を用いるとⒶの C_D は0.4、Ⓑの C_D は2.0となる。さらにⒷへはⒶの伴流の影響があると予想されるので、 $(1-w) = 0.8$ と仮定した。その結果、ケーソンの曳航抵抗Rは、次のようになる。

$$R = 39.5 V^2 \text{ (トン)}$$

ここに V : 曳航速度 (m/s)

(ii) ドライ方式

曳船に供するデッキバージの主要寸法は、

長さ	120.0 m
----	---------

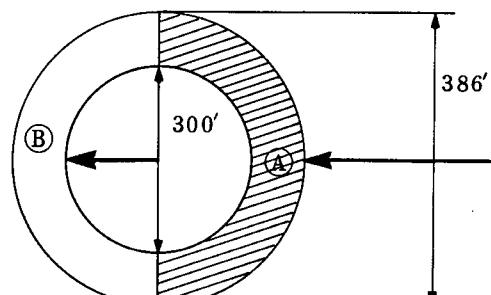


図3.4.3.10

幅	3 0.5 m		
深さ	7.6 m		
吃水	4.0 m	(満載吃水	6.0 m)
排水量	1 1,500 t	(満載排水量	18,000トン)

と仮定する。

バージの曳船推定に関するシリーズテストを利用して曳航抵抗は、³⁾

$$R = 5.3 V^2 \text{ (トン)}$$

となる。

(c) 経済性の比較

ウェット、ドライ双方とも5ノットで曳航すると仮定すると、双方の方式が要するタグボート、デッキバージの大きさ及びその1日当りの用船費用は表3.4.3.1の如くなる。

表3.4.3.1 ウェット、ドライ方式の経済性比較

	ウェット方式	ドライ方式
タグボート所要推力	261 ton	70 ton
" 所要馬力	29,000 ps	7,500 ps
用船タグボート	14,500 ps × 2	7,500 ps × 1
用船バージ	—	Max. D.W. 15,000t × 2
用船費用／日	2,800千円／日	2,400千円／日

経済的にはドライ方式の方がウェット方式より若干有利であることが判る。さらに、曳航中に過大な荷重（人工島として使用中に発生しない振りモーメントや剪断力が連結部に作用すると予想されるウェット方式は、問題の発生する確率が高く、また、流水抵抗もドライ方式に比べて非常に大きいので、ドライ方式を採用した方が得策である。

したがって、以下の検討はドライ方式についてのみ行なうこととする。

(3) タグボート、バージの選定

(a) タグボート

日本よりベーリング海迄の氷のない海域での曳航と、ベーリング海よりボーフォート海内目的地点迄の曳航とでは大きくその性質を異にするため別個に取り扱った方が良い。例えば、ベーリング海までは日本籍の通常のタグボートが曳航して行き、そこでカナダ籍の耐氷対策を施したタグボートと交代するといったことも考えられる。

日本よりベーリング海までの曳航を行なうタグボートは、輸送ルート上で遭遇しうると予想される設定波、風中に於て曳引しているデッキバージの位置保持ができるボラードブルを持っているものでなければならない。

ベーリング海よりボーフォート海内目的地までの曳航を行なうタグボートは、北極海内の作業（曳航、現地作業、北極海よりの脱出）を開氷期間内に遂行し得る船速の確保できるものでなければならない。Arctic Shipping Pollution Prevention Actによると、沿岸近くを8月10日～9月30日に航行する場合は、耐氷対策を施したものでなくともよいことになっている。しかし、これらの期間においても流水等の存在を考えておいた方が得策であるため、Canadian Ice Class 1程度を適用したものを探用するのが望ましい。

(b) バージの選定

バージの選定に際しては、

- (i) ケーソンを搭載するに十分な甲板面積があること。
- (ii) IMO MODU Code の intact stability 要件を満足すること。

を満たすべく留意する必要がある。今輸送しようとしているケーソンはバージの甲板を広く占有する割には、重量も軽くまたその重心も低いため(ジャッキアップリグ等に比べて)復原性の観点で問題が発生することはない。デッキバージに関しては、耐水対策を施したもの要用いる必要はないであろう。

(4) 曲航中の船体運動及び固縛装置

(2)及び(3)で述べた曲航輸送方式の中で、最適と考えられる図3.4.3.8に示す方法により曲航する際のバージの運動及び所要固縛装置を検討した。

各ケーソンに作用する力は、ケーソンの重心位置の加速度により求めた。又、船体運動はストリップ法を用いて計算した。

バージの計算状態を表3.4.3.2に示す。

表3.4.3.2 バージの運動計算状態

長さ	120.0 m	排水量	11,500 t
幅	3.05 m	KG	9.0 m
吃水	4.0 m	GM	1.45 m
トリム	0.0 m	船連	5.0ノット

ケーソンに作用する最大加速度を求め、これを用いてケーソンが動こうとする力を求める。このケーソンに作用する加速度は、ケーソンとバージ間に作用する法線方向の力に摩擦係数(μ)を掛けたものを減じることにより求められる。

この摩擦力による減少係数 r は

$$r = 1 - \frac{\ddot{Z}_{\max}}{g}$$

ここに, \ddot{Z}_{\max} : バージ甲板面に対する法線方向加速度最大値

g : 重力加速度

船長方向及び船幅方向のケーソンに作用する加速度の最大値は次のようになる。

$$\ddot{\eta} = \ddot{X}_{\max} / g - r \cdot \mu$$

$$\ddot{\xi} = \ddot{Y}_{\max} / g - r \cdot \eta$$

ここに, $\ddot{\eta}$: ケーソンに作用する船長方向最大加速度/重力加速度

$\ddot{\xi}$: " 船幅方向 "

\ddot{X}_{\max} : ケーソン位置の船長方向最大加速度

\ddot{Y}_{\max} : " 船幅方向 "

μ : 摩擦係数

ここで求めた $\ddot{\eta}$, $\ddot{\xi}$ を利用して固縛装置が耐え得るべき強度は次のようになる。

$$F = \ddot{\eta} \cdot W$$

ここに, F : 固縛装置が耐え得るべき強度

W : ケーソンの重量

長波頂不規則波中の船首波中の船体運動を図 3.4.3.1 1 に, 各ケーソン加速度の中で最大のものを図 3.4.3.1 2 に, 同様に横波中のものを図 3.4.3.1 3 及び 1 4 に示す。

曳航ルート上で遭遇し得る最悪の波浪条件を,

$$H_{1/3} = 7.5 \text{ m}$$

$$T_{01} = 10.5 \text{ S}$$

とすると, この長波頂不規則波中の各運動, 加速度及び固縛装置が耐え得るべき力は表 3.4.3.3 のようになる。但し, ここでは, ケーソンとデッキバージ甲板間の摩擦係数を 0.2, ケーソン 1 ケの重量を 1,500 トンと仮定する。表中最大値は 1 / 1,000 最大期待値を示す。

表 3.4.3.3 設定波中での運動・加速度, 固縛装置が耐えるべき力

	縦 波		横 波	
	有義値	最大値	有義値	最大値
ピッヂ (度)	4.4	8.4	—	—
ロール (度)	—	—	8.9	17.2
\dot{X} / g	0.06	0.12	—	—
\ddot{Y} / g	—	—	0.22	0.42
\ddot{Z} / g	0.10	0.19	0.09	0.18
$\ddot{\eta}$	/		—	—
$\ddot{\xi}$	—	—	0.04	0.26
F (t)	/		60	390

(5) ケーソンを曳航輸送した実績

Caisson retained island 用のケーソンを曳航輸送した実績として, ガルフカナダ社の 4 ケのコンクリートケーソンをバンクーバーから, エッソ社の 8 ケの鋼製ケーソンを大阪から輸送したふたつのケースがある。両者ともにデッキバージにケーソンを搭載してタグボートで曳航するというドライトウの方式を採用した。

(a) ガルフカナダ社のコンクリートケーソン

4 ケのケーソンを 1 隻の潜水式バージに搭載し, 1981 年 7 月にバンクーバーより Harschel 島(タルスト西方約 100 km) 运輸送した。そこで, ケーソンをバージより降し, タルストの設置地点迄ウェットの状態で曳航した。

(b) エッソ社の鋼製ケーソン

本節の検討の対象としたケーソンである。このケーソンは図 3.4.3.8 に示すように, 2 隻の半潜水式バージに 4 ケづつのケーソンを積み, 直列にバージを連結して, 1982 年 8 月より 9 月にかけて, 大阪よりポート海のタクトヤクツクへ輸送した。

参 考 文 献

- (1) J.J.A.de Jong 他 : Design and Construction of a Caisson Retained Island Drilling Platform for the Beaufort Sea. OTC 3294
- (2) Det Norske Veritas : Rules for Classification of Mobile Offshore Unit. 1981

- (3) 安藤定雄：作業船用船舶の諸性能向上について，西部造船会会報第50号
- (4) Beaufort Vol. 1, №2 Nov. 1981 : The Building of Tarsuit-The Beaufort's
First Retained Island

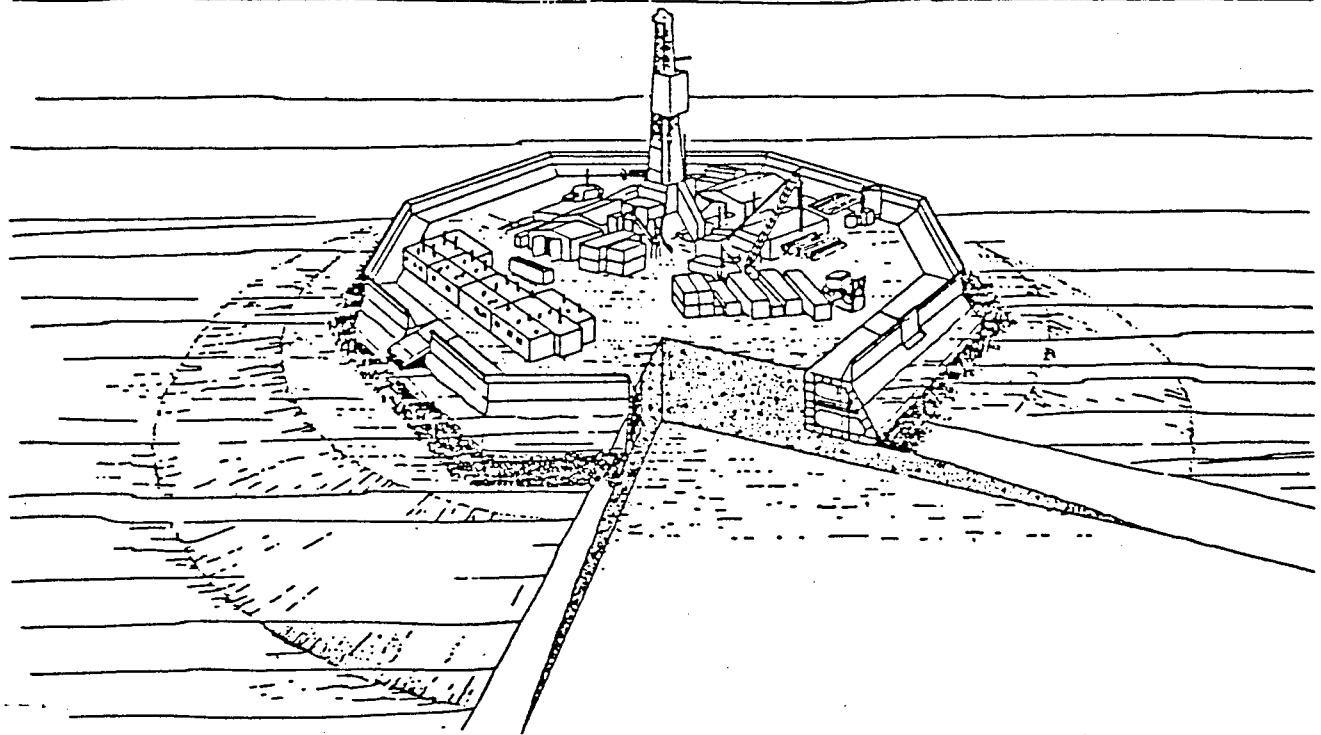


図 3.4.3.1 全体図 (OTC 3294)

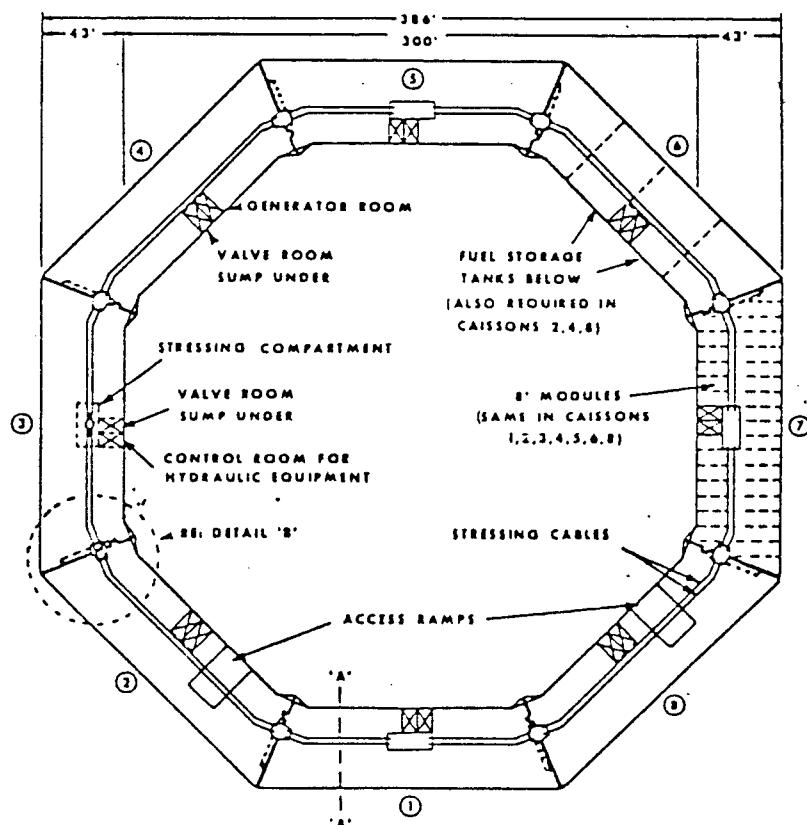


図 3.4.3.2 一般配置図 (OTC 3294)

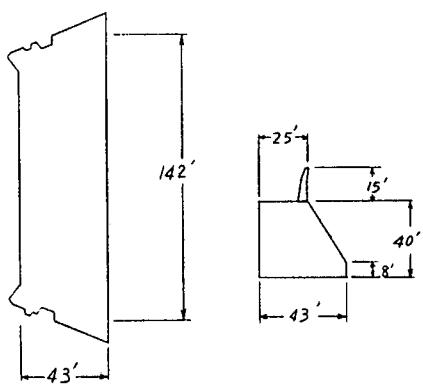


図 3.4.3.3. ケーソンの寸法

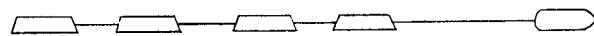


図 3.4.3.4

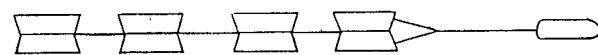


図 3.4.3.5

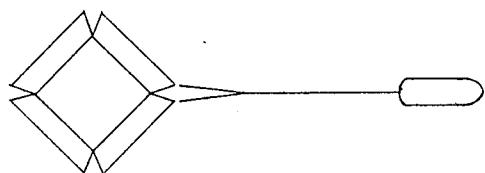


図 3.4.3.6

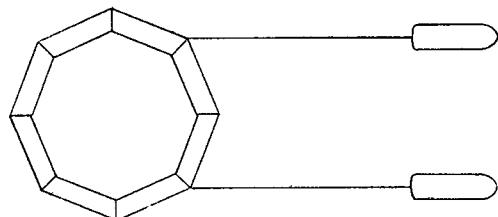


図 3.4.3.7



図 3.4.3.8

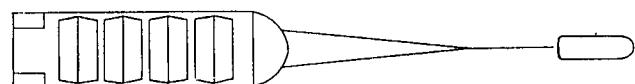


図 3.4.3.9

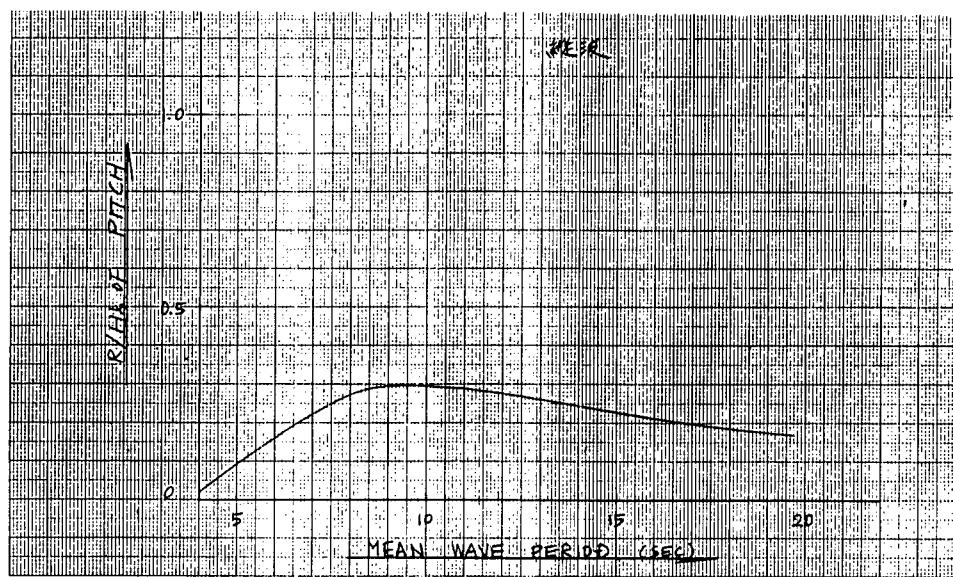


図 3.4.3.1 1 長波頂不規則波中のピッチの標準偏差

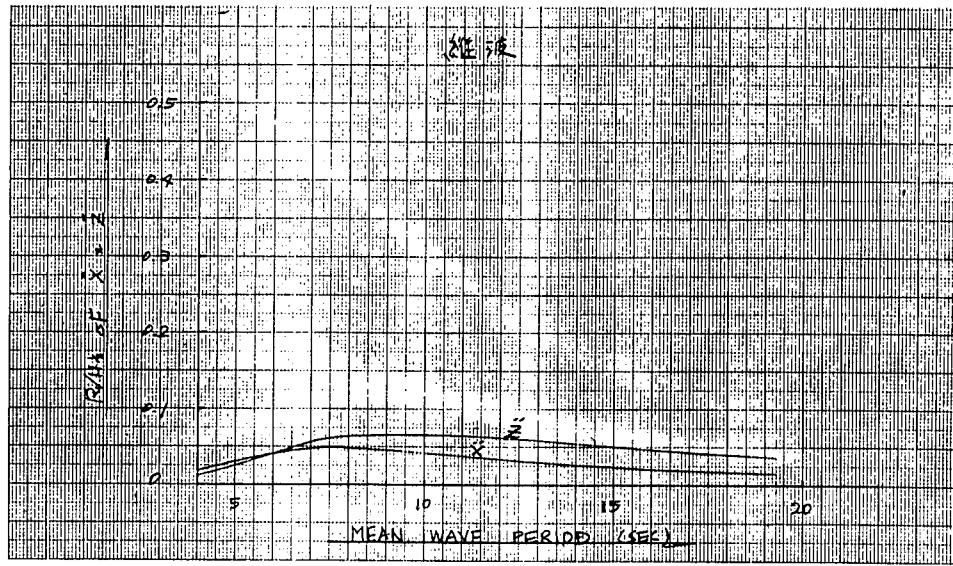


図 3.4.3.1 2 長波頂不規則波中のケーソンに於ける加速度の標準偏差

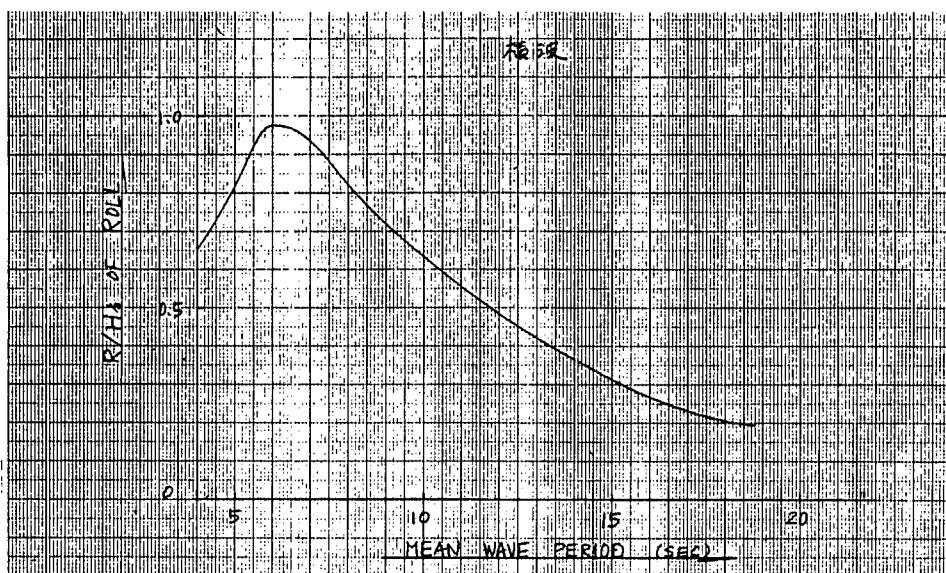


図 3.4.3.1.3 長波頂不規則波中のロールの標準偏差

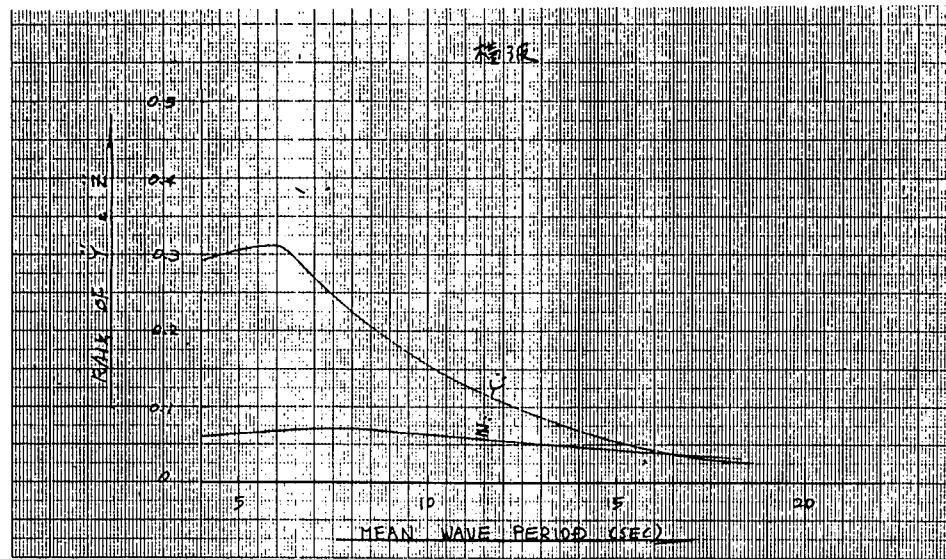


図 3.4.3.1.4 長波頂不規則波中のケーソンに於ける加速度標準偏差

3.4.4 バージ

日本からベーリング海までの輸送に関しては、基本的に、通常のバージ輸送上の問題点と大差ないが、ベーリング海付近で海象が厳しいこと、又、バージ型リグの特徴である風圧側面積が大きいことや、重心位置が高いこと等が曳航性能に影響を与えることに留意する必要がある。

一方、ベーリング海からポートオーフォート海内目的地までのリグ輸送方式を検討する際は、海象・氷象・その他の自然条件が大きな因子となってくる。

まず、ポートオーフォート海における開氷期は、およそ7月中旬から10月中旬まで継続することが知られているので、この期間にリグを輸送するものと想定する。しかしこの夏期の開氷期でも、場所あるいは年度によっては、氷が海岸付近まで残っていたり、一時的に閉じることがあるので耐氷対策も考慮した輸送上の問題点を検討しなければならない。

さらに、ポートオーフォート海のポイントパロー付近は、浅瀬が海岸から何マイルも沖合まで伸びており、輸送方式への配慮と共に、当然のことながらバージ型リグ自体を設計する際に、輸送ルートの水深を考慮に入れて慎重に吃水を決める必要がある。

輸送方式には、いわゆるウェット曳航とドライ曳航の2形式があり、どちらを選択するかは、輸送上の問題点の他に経済性も含めて決定する必要がある。

ドライ曳航の場合、リグの大きさから考えて母船は *submersible heavy lifter* が適当と考えられるが、リグを現地で母船から *float-out* する際、相当深い沈降吃水が要求され、リグの据付場所がこれより浅い場合、少し離れたところでリグを下ろしてから基地までタグで曳航する必要が出てくる。

ウェット曳航には、*towing* 方式と *pusher* 方式がある。*towing* 方式の場合、リグは風圧側面積が大きいので強風下で曳航する際、良好な針路安定性を維持する為にリグの船尾にスケグを設けたり、場合によっては浅瀬での座礁に備えてエスコートタグを配備することも考える必要があろう。

Pusher 方式の場合、*towing* に比べて操船性が良いので、上記の不安は、少し軽減されるが、リグの船首形状は耐氷推進性能の優れたものとする必要がある。

例えば、下記(事例-1)は、6種類の仮設船首をバージに取り付けて、氷を乗り碎いたり後方へ押しやる能力を調べた模型実験の例である。

一方、ブッシャーとリグの連結装置は、ロープ又はピンによるルーズジョイント方式で良いと思われるが、例えどの程度の深さのノッチが適当か等の詳細は、氷象のみならず波浪中の運動も十分考慮して設計する必要がある。

以下で曳航に関する3つのフィージビリスタディ事例を紹介する。

(事例-1) 夏期氷海のプラントバージ輸送

ポートオーフォート海ではないが、夏期の氷海をバージ輸送する研究が三菱重工業と Arctec Canada 社の手で行われた。

この研究は、カナダのパフィン島とデボン島の間に位置するランカスターサウンドから西方のメルビル島のブリッドポートまで、大型バージを曳航する可能性を研究したもので、6種類の曳航システムについてモデルテストを行い、さらに自然条件、現存する砕氷船および耐氷タグ(*ice worthy tug*)の能力およびAWPPA(*Arctic Waters Pollution Prevention Act*)規則を考慮し、各々のシステムの輸送特性を比較検討している。

この研究ではまた、6種類の船首形状が設計され、バージの先端に取付けて、氷を乗りつぶす能力や、側方へ押しやる能力が確認された。

曳航ルートに沿った氷象は、*open water*, *small floe* (500m以内), *large floe* (500m以上), *large floe*と*small floe*の混在および*level ice*の5種に分けられる。

研究の対象とされた碎氷船、タグおよびバージの要目は下記の通りである。

	碎氷船	タグ	バージ
Lpp (m)	101.8	34.9	148.0
Bm (m)	24.4	13.7	42.7
dm (m)	9.0	4.3	3.0
排水量 (t)	13,500	2,300	17,000

この結果、6種類の曳航システムのうち2つのシステム、すなわち図3.4.4.1の(3)タグ2基でバージを曳航し、その前方を碎氷船がエスコートするシステム、および(6)2基のタグがバージを押し、その前方を碎氷船がエスコートするシステムが、氷の状態がゆるやかな夏期の短い期間（7月初めから9月終りまで）の輸送手段として有効であるとされ、これらのシステムによれば8月初めから9月終りにかけておおむね2～4日以内に、上記ルートを横断できると報告されている。

図3.4.4.2に曳航ルートを示す。

出典：Transit Analysis for Delivery of Large Barges to Arctic Destinations
by K. Takekuma他, POAC 81.

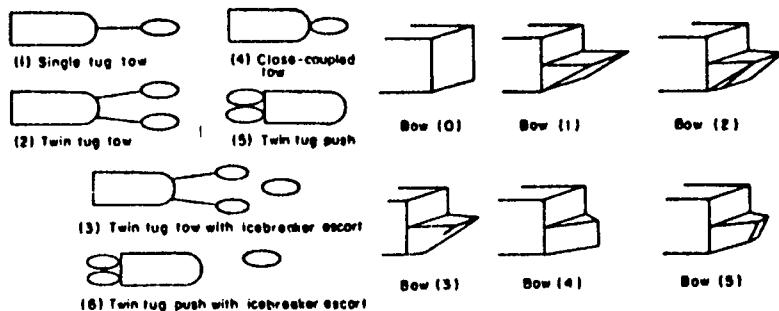


図3.4.4.1 研究の対象とされた6種の曳航システムおよび船首形状

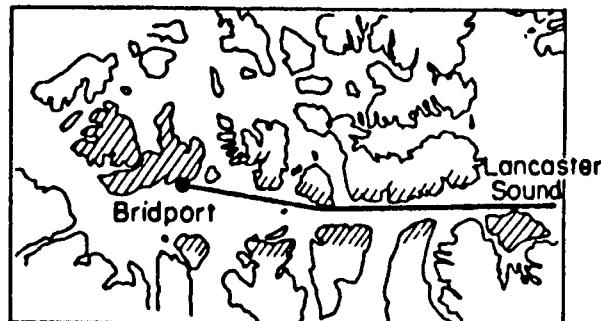


図3.4.4.2 曳航ルート

(事例-2) 夏期ボーフォート海の掘削バージ輸送

Westburne, Foundation および Sedco の 3 社は、開氷期のボーフォート海で掘削を行う arctic drilling barge の研究結果を発表しているが、これによれば幅 120 フィート、長さ 250 フィートの ice-reinforced drilling barge の曳航、係留および物資の補給を目的として、7,500 BHP および 3,000 BHP の arctic ice-diverting tow-supply boat が各 1 基必要である。

以下に、tow-supply boat の概要を示す。

	7,500 BHP クラス	3,000 BHP クラス
全長	207' - 0"	160' - 0"
幅 (型)	40' - 0"	36' - 0"
深さ (型)	17' - 0"	15' - 6"
アイスクラス (ASPPR)	Class 2	Class 1A
※ Arctic Shipping Pollution Prevention Regulation		

図 3.4.4.3 に tow-supply boat によるバージの氷海曳航の想像図を、図 3.4.4.4 ~ 5 に上記 2 種の tow-supply boat の一般配置図を示す。

出典: Arctic Drilling Barge Study. by Westburne, Foundation and Sedco.

A.P.O.A. Project 13, June 1971.

(事例-3) Multileg platform の輸送

バージ型ではないが、Brown & Root 社が試みた multileg platform の曳航に関する研究は、バージ型リグの曳航に対してもあてはまることが多いので以下紹介する。

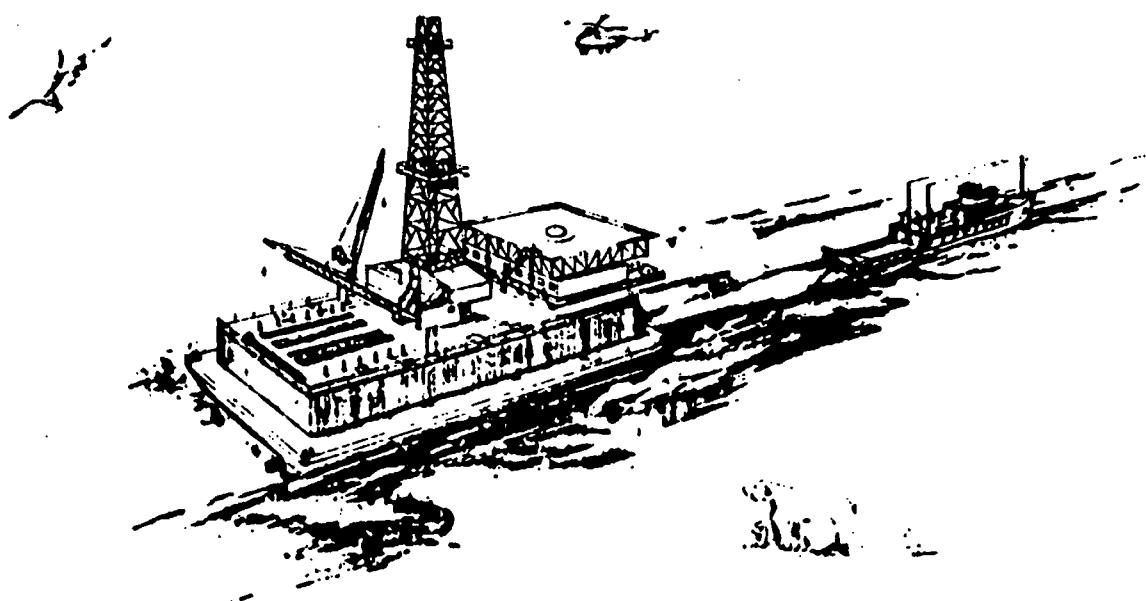
この構造物は、レグ部とデッキ部を各々別個に作り、これらをメイティングさせた後、設置海域に曳航するもので、メイティング後の平均吃水は 28 フィートとなる。(図 3.4.4.6 参照)。もし、ポイントバー付近のような浅い海域において、夏期氷が海岸から充分に後退せず、この吃水を許容する水路が開かれない場合には、ベーススカート間のスペースに空気を吹き込んで吃水を 6 ~ 8 フィート小さくする。

曳航にあたっては、intact condition および damaged condition における dynamic stability、波浪運動および波浪荷重を計算する必要があるが、intact stability は 100 ノットの横風を、また、damaged stability では 50 ノットの風を、また、動搖計算および加速度の解析では 33 フィートの有義波高を考える。この波高は、夏期に北海および北大西洋を航行する場合の極限条件として一般に受け入れられている最大波高 62 フィートに相当するが、この条件は、夏期北太平洋の曳航条件としては conservative なものである。最終的には波高条件は曳航ルートやスケジュールを考慮して決めねばならない。設計波の平均波周期の幅は、Dn V ルールによって決める。計算に使用した波周期の幅は、9.75 秒から 14.81 秒の間である。

計算の結果、横揺れおよび縦揺れの固有周期はおよそ 21 秒となり、通常遭遇する波の周期は、15 秒未満であるので船体動搖の応答は非常に小さい。

したがって、揺れによる動荷重は許容値以内であり、曳航中の特別な構造補強は不要である。

出典: A Fixed Platform Providing An Integrated Deck on A Multiple Leg Ice Resistant Substructure. by Raymond M. Kliewer 他, OTC 3886, 1980



WESTBURN FOUNDATION - SEDCO
APOA PROJECT NO. 13 ARCTIC DRILLING BARGE
ARCTIC PETROLEUM OPERATORS ASSOCIATION
CALGARY ALBERTA

CABIN AND VACUUMS
Cessna 172
SeaPaciner Caliberate

DATE JULY 1971
REVISION
ENGINEER E.S.H.
DRAFTSMAN J.M.
APPROVED

PERSPECTIVE, ARCTIC DRILLING
BARGE AND TOW-SUPPLY BOAT

図 3.4.4.3 掘削バージの氷海曳航予想図

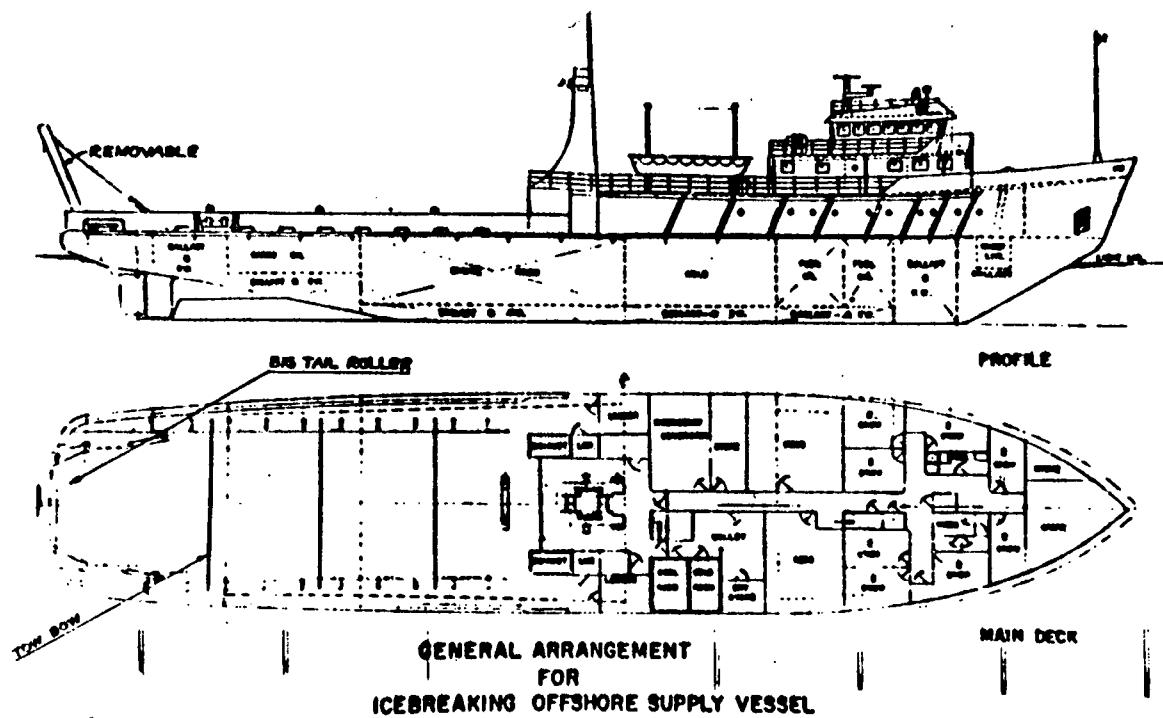
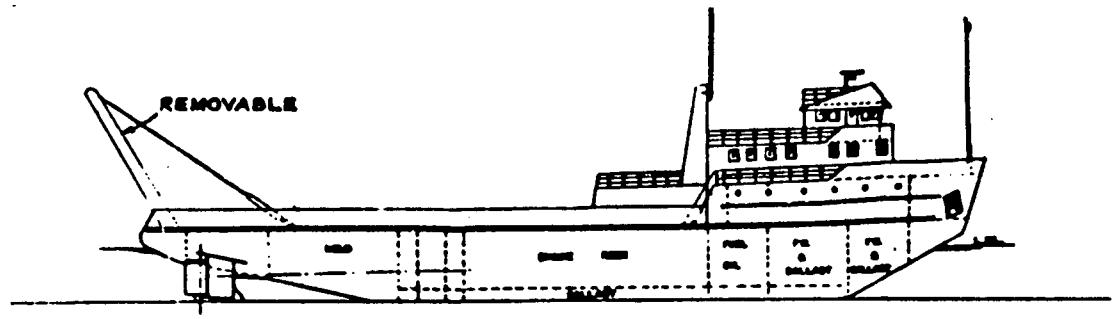
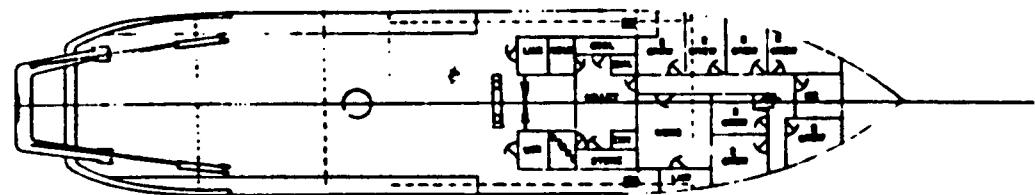


図 3.4.4.4 7,500 BHP アイスクラス tow-supply boat



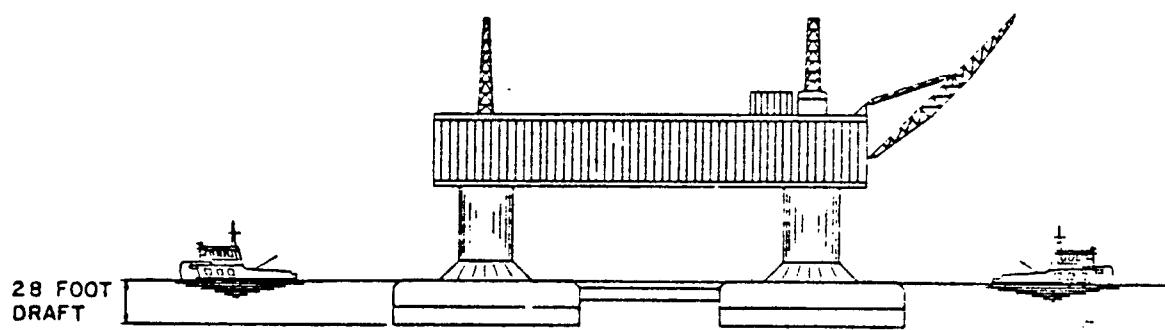
PROFILE



MAIN DECK

**GENERAL ARRANGEMENT
FOR
ICEBREAKING OFFSHORE SUPPLY VESSEL**

図 3.4.3.5 3,000 BHP アイスクラス tow-supply boat



General Arrangement for transoortation.

図 3.4.4.6 Multileg platformの輸送

4. まとめ

本年度は、前年度に引き続き、想定航路上の気象、氷況資料の収集、A P O A 文献による補足的資料の調査、氷海船舶試験水槽における模型試験、構造物に作用する氷荷重の調査などを実施し成果を得た。

4.1 氷況等調査

従来の公表資料等に基づき、日本 - ポーフォート海間に想定航路を設定した。この想定航路に沿って幅 80 km の調査帯域を設け、前年度と同一の区間区分の内、特に氷況条件の厳しい、チュクチ海及びポーフォート海区間について、氷厚、多年氷、及び氷丘脈分布等について調査した。この結果、想定航路上の氷況の大要及び氷況季節変化の概略を把握することができた。又、氷厚分布については、J.D. Miller の方法による数値解析により推定し、淡水氷の成長については精度良く、又、海水についても、このような氷厚シミュレーションがかなり信頼性の高い値を与えることが判った。

氷況、気象、氷山遭遇頻度など、極海の一般的氷況資料を補足するため、Arctic Petroleum Operators Association 刊行の各種報告書を購入調査し、併せて、構造物の氷海中の挙動等についても同様な調査を行った。

4.2 氷海船舶試験水槽における模型試験

L/B シリーズの平坦水中の抵抗及び自航試験結果を検討した。その結果、現状では、水中模型試験法にかなりの問題があるものの、水中抵抗が異常増加という観点からは、L/B の値、より厳密には船体平行部の長さには上限があること、その上限は舷側が鉛直な船体平行部を有する場合には大約 0.4 Lpp であることなどが明らかになった。又、船底部は、冷却水取入口あるいは sea chest の氷詰りなどの点から、適当な rise of floor が望ましいことが判った。

船体平行部の下限は、船速、氷況条件やプロペラ浸水深度によってかなり変るが、プロペラ面への碎氷片流入頻度を一つの指標と考えれば、このシリーズ程度の船型では、概略 0.25 Lpp であると思われる。

氷中の推進性能については、かなり基礎的な問題の解明が遅れており、試験技法や解析法に問題も多く、今後の研究に待つところが少くない。

推進性能上は、プロペラと氷との干渉が重要であるが、自航試験時におけるスラスト及びトルク変動のヒストограмの比較から、プロペラと氷片との干渉パターンの識別が可能であることが判った。

4.3 構造物に作用する氷荷重

構造物に作用する氷荷重は、氷況や構造物の形状によって著しく変るが、鉛直な面を持つ pier、斜面を有する cone 等に働く氷圧力の調査を行い、氷圧力推定算式の検討、比較を行った。又、現在公表されている氷圧力推定算式を、設計、試算を行う際に便利な形にとりまとめた。

又、氷海船舶試験水槽において、勾配 30° の円錐及び円柱模型による平坦水中の実験を行い、氷圧力を計測し検討した。氷圧力については、頻度分布を求め、異常値や最大氷圧力の推定に対して統計論的手法の適用を示唆した。

4.4 その他

B/d シリーズ及び midship シリーズについては模型船を製作し、平坦水中での実験を行い、現在解析中である。又、最終年度に予定されている 200,000 DWT 砕氷タンカーの概略試設計の準備作業として、構造、機器等に関する調査検討を行っている。