

工學碩士 學位論文

쇄빙선박의 빙저항 및 빙하중 산정식에 대한 연구

A Study on Ice Resistance and Ice Load Estimation Methods  
for Ice-Strengthened Ships

指導教授 崔 慶 植

2005年 8月

韓國海洋大學敎 大學院

海洋開發工學科

이 우 람

本 論 文 을 이 우 람 의 工 學 碩 士 學 位 論 文 으 로 認 准 함

委 員 長 工 學 博 士 徐 榮 教 ㉠

委 員 工 學 博 士 金 載 洙 ㉠

委 員 工 學 博 士 崔 慶 植 ㉠

2005 年 8 月

韓 國 海 洋 大 學 校 大 學 院

海 洋 開 發 工 學 科

이 우 람

# **A Study on Ice Resistance and Ice Load Estimation Methods for Ice-Strengthened Ships**

by  
*Woo-Ram, Lee*

Department of Ocean Development Engineering  
Graduate School of Korea Maritime University

## **Abstract**

Northern Sea Route is the shortest sea route linking East Asia and Europe, which shortens 35%~60% in distance via Suez Canal route. It also shortens 7~10 days in transportation time. Another reason for the potential economic benefits in the NSR shipping is that the Russian Arctic holds enormous amount of oil and natural gas. However the natural environment of the Arctic Ocean is too hostile to navigate through the NSR without remarkable advances in ship technology. As a basic study on ice-transiting vessels, this study focuses on ice resistance and ice load estimation methods by gathering model tests and full-scale sea trial data from many previous research articles.

The ice resistance data and its empirical/semi-empirical prediction equations are summarized in common format and are compared with each other, based on three ship categories, i.e, icebreakers, tug/supply vessels, ice-strengthened cargo ships. Also the estimation methods of extreme ice load acting on ship's hull are studied with a similar manner. Sample calculation of extreme ice loads(global and local loads) are performed and the results are compared with each other.

# 목 차

Abstract .....	i
목 차 .....	ii
표 목차 .....	iii
그림 목차 .....	iv
1. 서 론 .....	1
2. 북극해 항로(Northern Sea Route, NSR) .....	3
2.1 북극해 항로의 정의와 경제성 .....	3
2.2 북극해 항로의 빙상환경 .....	5
3. 빙저항 .....	10
3.1 개 요 .....	10
3.2 빙저항 산정식 .....	11
3.3 빙저항 산정식 요약 .....	53
3.4 빙저항 산정식의 비교 및 검토 .....	55
4. 극한 빙하중 .....	62
4.1 개 요 .....	62
4.2 극한 빙하중 .....	63
4.3 극한 빙하중 계산 예 .....	68
5. 결 론 .....	73
참고문헌 .....	74
부 록 .....	80
A. 각국의 쇄빙선박 현황과 주요 요목 .....	80
B. 쇄빙선박의 주요 요목의 경향 .....	82
B.1 Length vs. Breadth .....	82
B.2 Length vs. Depth .....	83
B.3 HP vs. $\Delta$ (Displacement) .....	83
B.4 쇄빙상선의 주요 요목 추세 .....	84

## 표 목차

- Table 2-1 Comparison of the distance for the NSR and Canal alternatives (Mulherin, 1996)
- Table 2-2 Winter mean thickness of sea ice in regions of the Russian Arctic Seas in cm (Ostreg, 1999)
- Table 2-3 Area percentages of sea ice types in autumn and winters (Ostreg, 1999)
- Table 2-4 Area percentage of summer ice-free regions of the Russian Arctic Seas(%) (Ostreg, 1999)
- Table 3-1 Shimansky's parameters  $\mu_0$  and  $\eta_2$  for USSR icebreakers (Kashteljan et al., 1968)
- Table 3-2 Comparison of different ice resistance formulas
- Table 4-1 Comparison of calculated extreme ice forces for a proposed icebreaking cargo vessel
- Table 4-2 Comparison of calculated local ice pressures for a proposed icebreaking cargo vessel
- Table A-1 Principal particulars of icebreaking ships in the world

## 그림 목차

- Fig. 2-1 Location of coastal seas and key straits for navigation in the Russian maritime Arctic (Mulherin, 1996)
- Fig. 2-2 Sea routes between the Atlantic and Pacific Oceans (Mulherin, 1996)
- Fig. 3-1 Schematic diagram of icebreaking process (Kotras et al., 1983)
- Fig. 3-2 Definition of angles in Shimansky's parameters
- Fig. 3-3 Ice resistance vs. ship's speed based on Kashteljan's empirical formula with varying ice thickness
- Fig. 3-4 Ice resistance vs. ice thickness based on Kashteljan's empirical formula with varying ship's speed
- Fig. 3-5 Ice resistance vs. ship's speed based on Kashteljan's empirical formula with varying ice strength
- Fig. 3-6 Comparison of individual resistance terms in Kashteljan's formula
- Fig. 3-7 Non-dimensional experimental continuous-mode ice resistance data vs. the product of non-dimensional beam and the volumetric number (Lewis and Edwards, 1970)
- Fig. 3-8 Non-dimensional experimental continuous-mode ice resistance data vs. the product of non-dimensional beam and the inertial number (Lewis and Edwards, 1970)
- Fig. 3-9 Contribution to the total continuous-mode ice resistance of each term in Eq. (3-8) (Lewis and Edwards, 1970)
- Fig. 3-10 Comparison of various continuous-mode ice resistance prediction methods with full-scale data (Lewis and Edwards, 1970)
- Fig. 3-11 Comparison of various continuous-mode ice resistance prediction methods with full-scale data (Lewis and Edwards, 1970)
- Fig. 3-12 Non-dimensional ice resistance data of the Mackinaw vs. non-dimensional ship's speed (Edwards et al., 1972)
- Fig. 3-13(a) Plot of ship resistance versus ship speed for USCG Mackinaw as a function of ice thickness fitting with Eq. (3-11) and Eq. (3-12) (Milano, 1973)
- Fig. 3-13(b) Plot of ship resistance versus ship speed for USCG Staten Island as a function of ice thickness fitting with Eq. (3-11) and Eq. (3-12) (Milano, 1973)
- Fig. 3-14 Full-scale resistance data for CCGS Louis S. St. Laurent in snow covered ice with regression lines from combined data (Edwards et al., 1976)
- Fig. 3-15 Ice resistance versus ship speed data for Louis S. St. Laurent
- Fig. 3-16 Ice resistance versus ice thickness data for Louis S. St. Laurent
- Fig. 3-17 Principles of turning down ice floes (Enkvist, 1972)
- Fig. 3-18 Typical icebreaking pattern and side cusps
- Fig. 3-19 Plot of total resistance versus ship speed as a function of ice thickness for

USCG Mackinaw showing correlation with full-scale test data points (Milano, 1975)

Fig. 3-20 Analysis of Mackinaw data (Vance, 1975)

Fig. 3-21 Comparison of Mackinaw resistance data (Vance, 1975)

Fig. 3-22 Thrust versus ice thickness data derived by Crago et al.(1971)

Fig. 3-23(a) Estimated icebreaking resistance of a 60,000 DWT bulk carrier

Fig. 3-23(b) Estimated icebreaking resistance of a 60,000 DWT bulk carrier

Fig. 3-24 Predicted icebreaking resistance for CCGS Pierre Radisson

Fig. 3-25 Plot of  $R_{bk}/\sigma B h_i$  as a function of  $F_n$  for Katmai Bay model test

(Tatinclaux, 1984)

Fig. 3-26 Comparison of full-scale predictions from ACL, HSVA for MV Arctic old bow form(Ice strength = 500 kPa).

Fig. 3-27 Comparison of full-scale predictions from ACL, HSVA for MV Arctic Melville bow form(Ice strength = 500 kPa).

Fig. 3-28 Ice resistance versus ship speed data for Mobile bay

Fig. 3-29 Full-scale data for Katmai Bay

Fig. 3-30 Level ice resistance-1m/s corrected for beam for various flexural strengths (Keinonen et al., 1991)

Fig. 3-31 Full-scale data for Canadian Coast Guard R-Class icebreakers

Fig. 3-32 Comparison between results from Eq. (3-41) and Eq. (3-42) and CCGS Pierre Radisson trials during 1978 (Spencer and Jones, 2001)

Fig. 3-33 Comparison between results from Eq. (3-41) and Eq. (3-42) and Pierre Radisson trials during 1979 (Spencer and Jones, 2001)

Fig. 3-34 Comparison between results from Eq. (3-41) and Eq. (3-42) and Sir John Franklin trials during 1991 (Spencer and Jones, 2001)

Fig. 3-35 Total ice resistance for tug/supply vessels

Fig. 3-36 Full-scale data for tug/supply vessels

Fig. 3-37 Total ice resistance and full-scale data for tug/supply vessels

Fig. 3-38 Ice resistance prediction of Zahn et al.(1987) for MV Arctic

Fig. 3-39 Total ice resistance for icebreakers

Fig. 3-40 Full-scale data for icebreakers

Fig. 3-41 Total ice resistance and full-scale data for icebreakers

Fig. 3-42 Total ice resistance for commercial ice-transiting ships

Fig. 3-43 Full-scale data for commercial ice-transiting ships

Fig. 3-44 Total ice resistance and full-scale data for commercial ice-transiting ships

Fig. 4-1 Indentation pressure vs. contact area for various test data (Sanderson, 1988)

Fig. 4-2 Ice pressure data measured during the sea trial of icebreaker Polar Sea and Kigoriak (Glen et al., 1985)

Fig. 4-3 CCG Icebreaker Kigoriak strain gage response and bending moment time

history (Ghoneim et al., 1984)

Fig. 4-4 Extreme ice forces on Polar 8 class icebreaker vs. ship's speed. (Displacement of Polar 8 class icebreaker is 37,700 tons and stem angle  $17^\circ$  (Glen et al. 1985)

Fig. 4-5 Extreme ice forces on Kigoriak vs. ship's speed (Ghoneim et al., 1984)

Fig. 4-6 Comparison of calculated extreme ice forces for a proposed icebreaking cargo vessel as a function of ship's speed

Fig. 4-7 Comparison of calculated local ice pressures for a proposed icebreaking cargo vessel as a function of contact area

Fig. B-1 Trend of icebreaking ship's length versus breadth

Fig. B-2 Trend of icebreaking ship's length versus draft

Fig. B-3 Trend of icebreaking ship's displacement versus HP

Fig. B-4 Trend of ice-strengthened cargo vessel's  $L / B$

Fig. B-5 Trend of ice-strengthened cargo vessel's  $L / d$

Fig. B-6 Trend of ice-strengthened cargo vessel's  $HP / \Delta$



# 1. 서 론

북극해 항로는 동아시아와 대서양의 서유럽 국가를 연결하는 최단항로로서 범세계적인 무역루트로 활용되는 추세이다. 북극해 항로를 통해 북유럽에서 동아시아나 북미의 서해안까지 가는 길은 수에즈 운하나 파나마 운하를 통해 가는 항로보다 35~60% 이상의 거리를 단축시켜 운하 항로를 통해 물자수송을 해 온 우리나라로서는 경제적인 측면에서 매력적인 해상 항로이다.

북극해 항로는 빙해역이라는 특수한 조건 때문에 해상수송을 위해서 반드시 쇄빙선박이 필요하다. 북극해 항로는 러시아 연안의 빙상환경이 중요한데 그 특징은 수심이 낮은 천해이고 얼음이 얼지 않는 무빙해역이 1년 내내 거의 없다는 점이다. 특히 가장 열악한 기후환경 및 빙상환경인 동시베리아해와 랍테프해의 경우 겨울철 해빙의 두께가 평균 2 m 이상 성장한다.

북극해 항로의 빙상환경을 극복할 수 있는 쇄빙선박의 건조에 있어서 우리나라의 입장에서는 항로의 개척, 일반 선박의 예인 혹은 유도, 단독 임무수행의 경우에 사용되는 강력한 출력을 가지는 쇄빙선(icebreaker)이나 예인/보급선(tug/supply vessel)보다는 북극해 연안 지역을 통과하여 북유럽으로의 천연자원 수송 및 화물 수송을 단독으로 수행할 수 있는 유조선(crude oil or gas tanker) 혹은 산적화물선(bulk carrier) 등의 쇄빙상선(ice-strengthened cargo vessel)이 적합할 것으로 판단이 된다.

이러한 쇄빙상선에 대한 기초연구로서 본 논문은 먼저 북극해 항로의 빙상환경에 관해 자세하게 알아보고 쇄빙선박 설계에 있어서 가장 기초자료가 되는 빙저항과 빙하중 산정에 관해 기 발표된 연구 문헌을 상세하게 조사 정리하였다. 그리고 이를 바탕으로 근래에 주목 받고 있는 쇄빙상선에 적용할 수 있는 적절한 빙저항 및 빙하중 산정식을 판정하고자 한다.

빙저항은 많은 저자들이 연구해 온 주제인데 대부분 평탄빙에서의 연속쇄빙모드를 다루고 있다. 본 논문에서는 쇄빙선박에 대한 빙저항 산정식을 위하여 발표된 많은 실선시험과 모형시험 자료를 수집하여 각각의 경험식/준경험식 도출과정과 비교 내용을 정리하고자 하였다. 조사 정리된 자료는 선종별로 쇄빙선, 예인/보급선, 쇄빙상선으로 나누어 빙저항에 대하여 나타내었고 비슷한 빙두께에서의 실선시험 결과를 빙저항 예측 경험식과 비교하여 선종별로 적합한 빙저항 산정식을 찾아보고자 하였다.

극한 빙하중 산정 역시 기 발표된 자료를 조사 정리하고 북극해 항로의 빙상환경을 극복할 수 있는 규모의 쇄빙상선에 대하여 전체 빙하중 및 국부 빙하중 산정식의 계산결과를 서로 비교해 보았다.

본 논문은 먼저 2장에서 북극해 항로(NSR)에 대한 개요와 북극해 항로를 이용할 경우의 경제적인 이득 그리고 러시아 북극해 연안해역의 빙상환경에 대하여 조사하였다. 3장에서는

빙저항의 물리적인 의미와 간략한 추정방법과 함께 현재까지 발표된 빙저항에 관한 연구자료를 수집하여 각 연구자들이 수행하였던 모형 시험 및 실선 시험을 통해 추론되어진 빙저항식 및 그들이 제시한 빙저항 관련 그래프를 상호 비교가능한 형태로 재구성하였다. 또한 정리된 자료를 바탕으로 쇄빙선, 예인/보급선, 쇄빙상선으로 구분하여 선종별로 빙저항과 선박 속도, 얼음의 두께에 관한 통합 그래프로 정리하였고, 이 통합된 그래프를 통해 쇄빙상선에 대한 자료와 쇄빙선 및 예인/보급선의 자료를 서로 비교하여 그 차이점을 알아보았다. 4장에서는 빙저항과 마찬가지로 지금까지 발표된 극한 빙하중에 관한 자료를 조사 정리하였고 이를 토대로 선박의 속도, 빙판 두께 등 여러 가지 설계인자에 대한 극한 빙하중 계산을 수행하였다. 본 논문은 앞서 언급한대로 우리나라의 입장에서 북극해 항로에 적합한 쇄빙상선에 좀 더 초점을 맞추어 기술하였다.

## 2. 북극해 항로(Northern Sea Route, NSR)

### 2.1 북극해 항로의 정의와 경제성

북극해 항로란 서쪽으로 노바야젬라(Novaya Zemlya)의 최서단에 있는 러시아령의 군도들로부터 동쪽으로 알래스카와 러시아를 분리하는 베링해협까지의 길이 약 2,200~2,900마일인 해상 수송로를 말한다. 북극해 항로는 대략 4개로 구분된 북극 연안해역(카라해, 랍테프해, 동시베리아해, 추코트해)에 걸쳐 있다(Fig. 2-1).

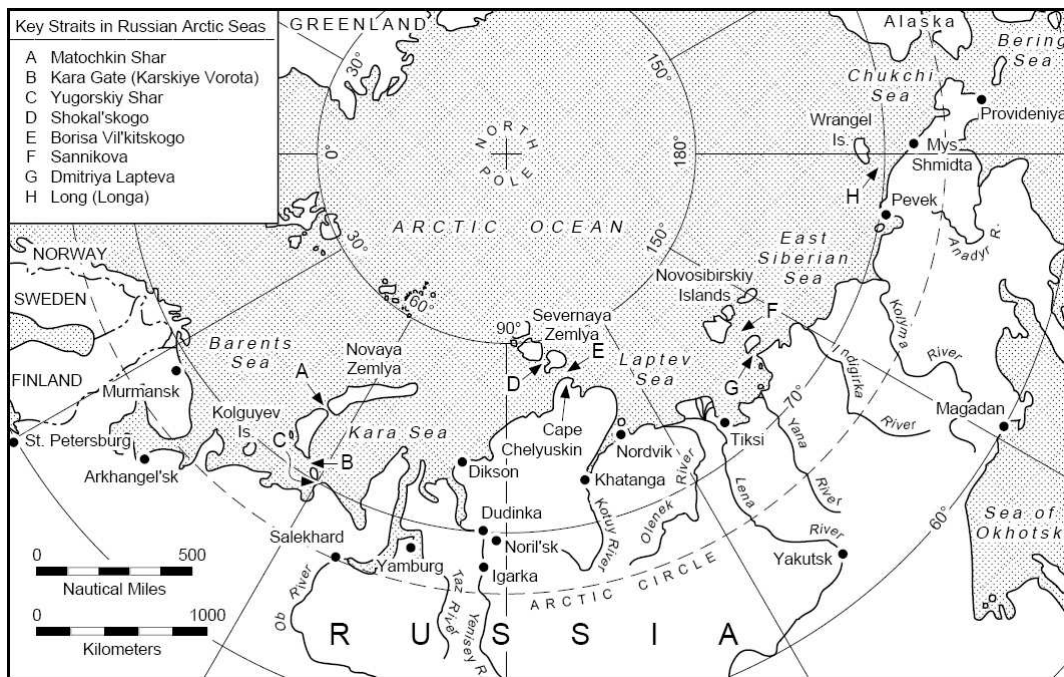


Fig. 2-1 Location of coastal seas and key straits for navigation in the Russian maritime Arctic (Mulherin, 1996)

항로의 대부분은 얇은 대륙붕 지대이며 광물자원뿐만 아니라 석유, 천연가스가 많이 매장되어 있으며 채취한 천연자원의 수송로로 이용가치가 높아 캐나다, 미국, 러시아 등 구미 선진국에서는 이 지역에 대한 연구가 활발히 진행되어 왔다. 1991년 구소련이 이 지역에 대한 외국 선박들의 자유로운 통행을 위해 전면적인 개방을 하기 전까지는 주로 연안 도시들에 물자공급을 위한 항로로서 사용되어 왔으며 미약하나마 광대한 해상 운송체제가 구축되어 있었다. 선적 화물은 7월초부터 10월말까지 시베리아의 북쪽 해안선을 따라 운송되었으며 서쪽 끝인 무르만스크에서 출발하여 바렌츠해와 카라해를 거쳐 예니세이강을 거슬러 올라와 두딩카까지의 운송은 북극해 항로로 볼 때는 부분적이기는 하지만 정기적인 운항이 연중(year-round) 이루어졌다.

1980년대 말 개혁·개방 정책에 따라 시장경제가 도입되었고 자본주의를 경험하지 못한 구소련의 사회적, 경제적 붕괴를 초래했다. 러시아는 북극해에 상주하던 쇄빙선단을 민영화하여 외국 선박이 항로를 이용할 경우 유도를 받도록 하고 북극해 연안의 항구시설 사용을 허가하였다. 또한 화물의 경우 러시아 쇄빙상선을 이용하여 운송하도록 하였으며 러시아의 쇄빙선과 상선을 외국에 임차할 수도 있도록 하였다.

북극해 항로가 무역 루트로서 가지는 가장 큰 매력은 바로 경제성에 있다. 기존의 항로에 비해 거리상의 이점으로 인해 많은 시간을 단축시킬 수 있고 시간이 단축됨에 따라 운항비 절감의 효과도 있는 것이다. Fig. 2-2는 수에즈와 파나마 운하를 통과하는 대륙을 에워싼 북쪽 반구에 대한 현재의 무역항로를 보여주고 있다. 또한 북극해 항로가 이 두 항로를 양분하고 있음을 볼 수 있다. 북극해 항로는 아시아와 유럽 그리고 북미를 잇는 최단거리로 기존의 항로에 대한 경제성 있는 대안으로 등장한 것이다.

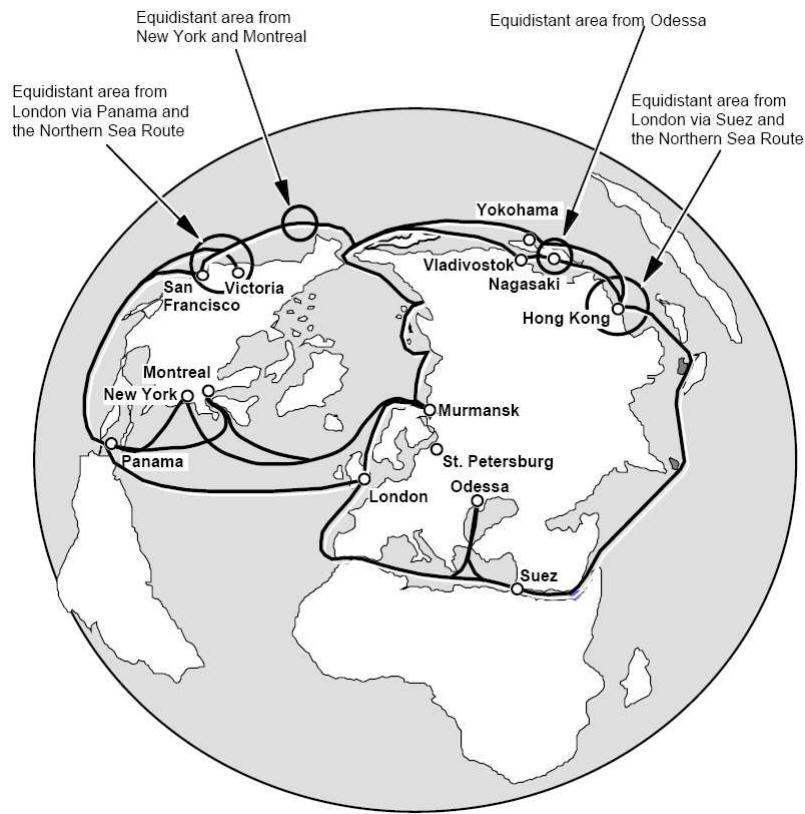


Fig. 2-2 Sea routes between the Atlantic and Pacific Oceans (Mulherin, 1996)

예를 들어 홍콩에서 런던까지 가는 항로를 고려한다면 수에즈 운하를 통과하는 항로와 북극해 항로 모두 등거리에 있음을 알 수 있고 이것은 홍콩의 북쪽 어느 지역이든 런던까지 항해할 경우 북극해 항로가 수에즈 운하를 통과하는 전통적인 항로보다 더 가깝다는 것을 의미한다. 또한 샌프란시스코에서 런던까지의 항해 역시 파나마 운하를 통과하는 항로와 북극해 항로 모두 등거리에 있으며 샌프란시스코의 북아메리카 북쪽 연안은 북극해 항로로 항해하는 것이 더 이득임을 알 수 있다.

한편 일본 요코하마에서 독일의 함부르크까지의 거리는 기존 수에즈 운하를 통과할 경우 11,073마일인데 북극해 항로의 경우 6,920마일로 42% 단축된다. 노르웨이 북부 트롬소에서 캐나다 밴쿠버까지의 항로는 북극해 항로가 파나마 운하를 통과하는 항로에 대해 37% 단축된다. 이것은 대부분의 북미 서해안 도시들과 동북아시아의 태평양 연안 도시들이 북극해 항로를 이용할 경우 유럽에 훨씬 가까이 있음을 의미한다(Table 2-1).

Table 2-1 Comparison of the distance for the NSR and Canal alternatives (Mulherin, 1996)

Route	via NSR (miles)	via shortest Canal (miles)	Difference (%)
Hamburg to Dutch Harbor	4,200	10,400	60
Hamburg to Vancouver	6,635	8,741	24
Hamburg to Yokohama	6,920	11,430	39
Oslo to Yokohama	7,146	12,013	41
London to Yokohama	7,323	11,655	37

한편 항로를 통과하는 교통량 및 물동량의 변화는 1940년부터 북극해 항로가 연안의 항구들에 물자 공급을 위해 이용되었고 그 물동량은 1987년까지 꾸준히 증가 추세에 있다가 개방 이후 자본주의 경제의 도입으로 경제체제에 혼란이 오면서 북극해 항로의 물동량 역시 감소하게 된다. 러시아는 침체된 국내 경제를 회복하기 위해 1991년 북극해 항로를 외국선박에 개방하고 연안해의 항구들을 이용하도록 하였다. 1997년부터는 자본주의 체제에 익숙해지기 시작하면서 국내 경기가 살아났고 정치적인 안정과 함께 물동량도 증가 추세에 있다.

러시아의 물류 흐름은 시멘트, 화학제품, 철, 곡물, 종이, 화학비료, 금속성 광물, 석유제품 등이 주를 이루며 현재는 물동량이 수에즈나 파나마 운하에 비해 미비하지만 유럽과 동북 아시아, 유럽과 북아메리카 태평양 서해 연안 도시들과의 화물운송량이 점차로 증가 추세에 있다.

## 2.2 북극해 항로의 빙상환경

북극해 항로에는 명확히 구분되는 세 개의 지역이 존재하는 데 바렌츠해(Barents Sea)와 남서 카라해(Kara Sea)를 포함하는 서쪽 지역, 동 카라해로부터 동시베리아해(East Siberian Sea)의 서쪽 절반을 포함하는 중앙 지역 그리고 동시베리아해 절반부터 베링해협까지를 포함하는 동쪽 지역이 그것이다. 이러한 세 개의 지역 구분은 해빙의 분포에 대한 중요한 차이를 나타낸다.

해빙은 보통 5월에서 6월이면 최대로 얼게 되는 데 이때가 되면 북극해에는 여러 가지 형태의 얼음이 존재하게 된다. 지역적으로는 강한 바람과 함께 조류 등의 영향으로 여름에도 녹지 않고 계속 결빙이 이루어져 매년 똑같은 지역에서 수백  $km^2$ 에 달하는 빙맥(ice ridge or ice massif)이 발견되기도 한다.

북극해 항로는 러시아 연안에 있는 4개의 천해-카라해, 랍테프해, 동시베리아해, 추코트해-를 통과한다. 러시아 연안해역의 가장 큰 특징은 연안 군도와 얇은 대륙붕으로 이루어져 있다. 이로 인해 정착빙(fast ice)은 매년 9월 중순부터 12월초 사이에 북극해 연안에 출현한다. 러시아 각 연안해역의 특징은 다음과 같다.

먼저 카라해(Kara Sea)는 북동쪽과 남서쪽이 기온 차이를 보이는 것이 가장 큰 특징이다. 북동 카라해는 북극으로부터의 다년생빙(multi-year ice)이 통과하고 겨울철 평균 기온이 영하  $20^{\circ}C \sim 30^{\circ}C$  이고 남서 카라해는 영하  $15^{\circ}C \sim 20^{\circ}C$  이다. 정착빙은 카라해 연안 전체에 걸쳐 형성이 되며 폭이 좁다. 하지만 동 카라해는 80~110마일까지 확장한다. 가을과 겨울에 걸쳐 정착빙과 극빙 사이에 많은 개수로가 생성되고 겨울 무빙해역(polynyas)은 Yenisey강과 Ob강의 남서 지역에서 발견된다. 겨울철 해빙의 두께는 남서 카라해의 경우 보통 120 cm 이고 북동 카라해는 200 cm 이다. 앞서 언급한 기온차로 인해 동 카라해는 여름철에도 얼음이 잘 녹지 않기 때문에 이 지역의 절반이 얼음으로 덮여 있다.

랍테프해(Laptev Sea)는 레나(Lena)강 삼각주로부터 북쪽으로 확장되는 광범위한 대륙붕이 있고 전체 면적의 1/2이 수심 50 m 미만이며 북위  $70^{\circ}$  의 서쪽은 수심이 25 m 를 넘지 않는다. 이러한 얇은 수심으로 인해 랍테프해와 동시베리아해는 세계에서 가장 넓은 정착빙을 형성한다. 정착빙의 평균두께는 한겨울에 영하  $30^{\circ}C$  의 기온으로 인해 200 cm 에 이르고 혹한에는 250 cm 까지 성장한다. 시베리아의 강들로부터 유입된 따뜻한 해수의 영향으로 봄과 여름에는 해빙(ice melting)을 촉진시킨다. 특히 레나강은 전체 유입량의 70% 이상 차지하고 이러한 따뜻한 강물의 유입으로 여름철 얼음의 분포에 많은 영향을 준다.

동시베리아해(East Siberian Sea)는 유라시아 바다 중 여름 해빙(melting)이 가장 적은 곳이다. 평균 50% 이상이 여름에도 녹지 않은 상태로 있다. 이것은 러시아 북극 연안해역 중 수심이 가장 얇은 곳이기도 하지만 추운 겨울과 서늘한 여름 날씨, 강한 바람, 해류 그리고 광범위한 대륙붕의 영향이다. 정착빙은 평균 170~200 cm 의 두께를 가지며 연안으로부터 270마일까지 확장되어 있다. 겨울철 평균기온이 영하  $30^{\circ}C$  이고 여름에도 낮은 기온으로 인해 강물의 유입에 의한 해빙(melting)을 기대하기는 힘들다. 또한 유입량도 적어 카라해의 20%, 랍테프해의 35% 만이 동시베리아해로 유입된다. 겨울철 결빙은 북쪽에서 9월에 시작하여 10월에 전 해역으로 확장된다.

추코트해(Chukchi Sea)는 러시아의 북동쪽에 위치하고 있다. 12월부터 5월 중순까지 얼음이 뒤덮고 베링해로부터 따뜻한 해수가 유입되어 여름에는 얼음의 80% 가 녹는다. 겨울철 평균기온이 서쪽은 영하  $30^{\circ}C$  이고 동쪽은 베링해의 영향으로 영하  $20^{\circ}C$  로 서쪽보다 낮다. 정착빙의 두께 역시 겨울철에 서쪽은 180 cm 이며 동쪽은 130 cm 이다. 적은 범위의 정착빙(10~15 km)이 대륙 연안과 Wrangel Island를 둘러싼다.

한편 북극해 항로에서 중요한 지리적 제약조건은 몇몇 협소한 해협이다. 이러한 곳은 쇄빙선에 의한 항로 확보가 필수적이다. 북극해 항로에도 여러 루트가 존재하지만 근거리 항해와 안전을 위해서는 반드시 북극해 항로에 놓여 있는 해협을 건너야만 한다. 중요한 해협은 다음과 같다.

유고르스키 샤르 해협(Yugorskiy Shar Strait)은 바렌츠해와 카라해의 사이에 있고 길이가 약 21마일이며 가장 협소한 곳에서의 폭이 5.5마일이다. 알려진 항로는 12 m의 최소 수심을 가지고 동풍에 의해 다소 증가하고 서풍에 의해 낮아진다. 조석의 차는 보통 0.9 m이며 조석류는 바렌츠해에서 카라해까지 보통 0.25~0.5 knots의 속도로 흐른다. 해빙 출현기간은 11월부터 7월까지이고 쇄빙선 유도 없이 항해할 수 있는 기간은 평균 3.5개월이다.

카라 게이트 해협(Kara Gate Strait)은 바렌츠해에서 카라해로 가는 항로 중 가장 많이 이용되는 해협이다. 거리는 약 18마일이고 크고 작은 섬들과 보이지 않는 장애물로 인해 가장 폭이 좁은 지점에서 14마일로 감소된다. 짙은 안개가 자주 출현하여 가시도가 낮으며 7월과 8월에 최대에 이른다. 쇄빙선 유도 없이 항해할 수 있는 기간은 평균 3.5개월이다.

빌키츠키 해협(Vilkitskiy Strait)은 카라해와 랍테프해 사이의 주요 연결부로서 이곳은 북극해 항로에서 가장 중요한 해협이다. 거리는 약 60마일이며 가장 협소한 지점의 폭이 30마일이다. 수로의 최소 수심은 25 m 이상이고 어떠한 크기의 선박이라도 제한을 받지 않는다. 빙상환경은 장소에 따라 매우 다양하다. 그래서 유빙(drifting ice)의 속도와 방향은 근본적으로 바람이 결정한다. 쇄빙선 유도가 힘들고 정착빙은 8월까지 해협에 출현할 수 있다.

쇼칼스키 해협(Shokalskiy Strait)은 카라해에서 랍테프해까지 항해할 수 있는 두 번째 항로이고 거리는 80마일이며 가장 협소한 지점에서 폭이 10마일이다. 최소수심은 37 m 이고 모든 선박이 이용 가능하다. 빙상환경은 빌키츠키 해협보다 좋지 못하다.

드미트리 랍테프 해협(Dmitriy Laptev Strait)은 랍테프해에서 동시베리아해까지의 항해 중 가장 자주 이용되는 해협이다. 거리가 63마일이고 폭이 30마일이다. 수로의 서쪽은 깊고 장애물도 없지만 동쪽의 경우 몇몇 지역에서는 흘수가 6.7 m 이하인 선박으로 제한이 된다. 몹시 추운 해를 제외하고는 보통 8월과 9월에는 항해가 이루어진다. 정착빙은 겨울동안 해협을 덮고 8월에서 10월까지 여러 종류의 형태로 나타난다.

사니코프 해협(Sannikov Strait)은 거리가 약 160마일이고 폭이 16마일이다. 최소 수심은 13 m 이상이고 종종 권장된 항로로부터 항로 변경을 해야 할 정도의 심한 빙상환경을 만나기도 한다. 낮은 가시도(visibility)로 인해 레이더 탐색이 어렵고 안정된 정착빙은 10월 말부터 6월 중순까지 해협을 덮는다. 이 해협은 무빙(ice free) 기간이 없는 해(year)가 있다.

롱 해협(Long Strait)은 동시베리아해와 추코트해 사이의 운송로로 최소 수심 20 m 를 가진 120마일 서쪽 항로와 최소 수심 33 m 를 가진 160마일 북쪽 항로가 있다. 어떠한 흘수의 선박이라도 항해가 가능하지만, 겨울 정착빙은 대륙과 Wrangel Island로부터 확장이

되고 다년생빙과 빙맥(ice massif)이 해협을 덮을 때는 항해가 어렵다.

북극해 항로에서 중요한 정착빙 해역은 동카라해로부터 세베르나야 쟌랴(Severnaya Zemlya)의 최북단까지 그리고 New Siberian Islands를 둘러싸고 있는 해역이다. 이러한 정착빙의 평균두께는 카라해 서부에서는 120-200cm, 랍테프해에서는 200-250cm 이다. 여기에 빙맥과 적설은 정착빙에서의 항해에 어려움을 더하는 요소이다.

북극해 항해에 장애물로 등장하는 얼음은 1년생빙에서 다년생빙까지 여러 종류가 있다. 가을 초에는 1년생빙이 10월말까지 북극해 전 해역에 주류를 형성하지만 다년생빙은 동시베리아해와 남서 추코트해에서 넓게 분포한다. 북극해 항로에 있는 얼음의 두께는 쇄빙선 유도에 대한 필요성과 함께 항로 선택에 상당한 영향을 미친다.

Table 2-2는 10월말부터 5월까지 겨울철 러시아 연안해의 해빙의 평균두께를 나타낸 것이다. 늦은 겨울철에는 모든 지역(Kara Gate 제외)의 얼음이 두꺼운 다년생빙(120-200 cm)으로 생각할 수 있다. 11월말의 자료를 보면 평균두께(1년생빙)가 73 cm 이상인 지역은 없음을 알 수 있다. 이것은 비교적 항해하기가 까다로운 동부 지역을 항해하는 선박에 유리한 조건이다. 또한 남서 카라해는 대부분의 겨울(늦은 2월까지)에 평균 빙판 두께가 1 m 이거나 그보다 더 작은 상태로 남아 있다.

Table 2-2 Winter mean thickness of sea ice in regions of the Russian Arctic Seas in cm(Ostreng, 1999)

Region	Month							
	10	11	12	1	2	3	4	5
Kara Gate Strait	0	20	44	64	80	98	101	104
Southeastern Kara Sea	8	37	60	83	102	118	128	134
Northeastern Kara Sea	22	59	87	112	136	156	171	176
Western Laptev Sea	24	61	98	128	148	170	184	192
Eastern Laptev Sea	32	73	110	145	175	195	208	215
Western East Siberian Sea	30	70	105	136	164	183	196	202
Eastern East Siberian Sea	28	56	94	126	150	170	184	188
Southwestern Chucki Sea	22	51	83	110	132	150	160	168
Barents Sea	0	30	80	98	110	133	146	153

무빙해역(Polynyas)은 정착빙의 경계를 따라 형성된 것이 특징이다. 무빙해역은 바람의 영향으로 금이 간 개수로 형태로 존재하기 때문에 겨울에는 이러한 무빙해역을 따라 항해가 가능하다.

Table 2-3은 가을과 겨울에 나타나는 해빙의 종류에 따른 지역적인 분포를 나타내고 있다. 이에 따르면 이른 가을철에는 1년생빙이 10월말까지 전 지역에 주를 이루고 빙판 두께가 최대인 5월말까지 두꺼운 1년생빙(120-200 cm)이 전 지역에 주를 이룬다. 2년생빙과 다



년생빙은 동시베리아해와 남서 추코트해에서만 넓은 지역에 분포하고 있다. New Siberian Islands의 서쪽에서는 조금 발견되고 있다.

Table 2-3 Area percentages of sea ice types in autumn and winters (Ostreneg, 1999)

Region	Month														
	10	2	5	10	2	5	10	2	5	10	2	5	10	2	5
	young ice			thin first-year ice			medium first-year ice			thick first-year ice			second-year and multiyear ice		
Southwestern Kara Sea	40	12	15	-	35	3	-	53	20	-	-	62	-	-	-
Northeastern Kara Sea	60	2	6	11	10	5	6	20	5	-	65	81	6	3	3
Western Laptev Sea	60	10	8	10	5	3	5	26	8	-	50	73	10	9	8
Eastern Laptev Sea	74	3	7	8	5	3	3	20	4	-	71	86	3	1	-
Western East Siberian Sea	64	5	4	4	3	2	5	17	2	-	60	80	17	15	12
Eastern East Siberian Sea	47	2	2	8	2	1	6	10	2	-	54	65	30	32	30
Southwestern Chucki Sea	24	3	2	5	5	1	-	45	8	-	35	73	8	12	16

아주 중요한 사실이지만 북극해 항로에서 연중 얼음이 없는 지역, 즉 무빙해역은 없다. 무빙해역에 대한 자료로부터 중요한 사실은 최대 해빙(melting) 기간조차도 얼음이 존재한다는 것이다. Table 2-4에 나와 있듯이 동시베리아해는 1년생 해빙이 지속되는 바다로 무빙해역이 결코 50%를 넘지 않으며 6월말까지 북동 카라해와 동시베리아해에는 100% 얼음이 남아있다. 이것은 이 지역이 봄에 저온현상이 우세하고 해빙기간이 늦다는 것을 의미한다. 또한 한 가지 특이할 만한 것은 북극해 항로의 동서 양끝에 큰 무빙해역이 있다는 것이다. 이 두 지역의 해빙은 각각 대서양과 태평양의 따뜻한 해수유입에 영향을 받고 있어서 이런 현상이 일어나는 것이다.

Table 2-4 Area percentage of summer ice-free regions of the Russian Arctic Seas (Ostreneg, 1999)

End of month	Region						
	Southwestern Kara Sea	Northeastern Kara Sea	Western Laptev Sea	Eastern Laptev Sea	Western East Siberian Sea	Eastern East Siberian Sea	Southwestern Chucki Sea
June	17	0	10	10	0	0	27
July	40	18	24	33	10	6	57
August	85	41	45	69	31	17	75
September	95	53	51	80	49	27	85

### 3. 빙저항

#### 3.1 개요

빙저항이란 쇄빙선박이 빙판을 깨뜨리며 전진하기 위하여 갖추어야 할 추진기관의 출력을 결정하기 위해서 필요한 사항이고, 이 때 선박은 강체(rigid body)로 가정되며 선체구조의 변형은 생각하지 않는 것이 보통이다. 실제 빙해역의 빙상상태는 평탄빙(level ice)이나 다년생 빙맥(multi-year ridge), 얼음 조각층(ice rubble field) 등 매우 다양한 조건을 찾아볼 수 있으나, 대부분의 연구는 평탄빙에서의 빙저항을 다루고 있다. 이는 평탄빙에서의 빙저항 해석이 가장 기본이 되며 또한 제일 용이하게 수행할 수 있다는 점 때문일 것이다. Fig. 3-1에는 쇄빙선박에 의해 평탄빙에서 연속쇄빙과정이 이루어지는 순서를 개략적으로 보여주고 있다. 3장에서는 평탄빙에서의 연속쇄빙에 대한 중요한 빙저항 산정식들을 연도별로 정리하였다.

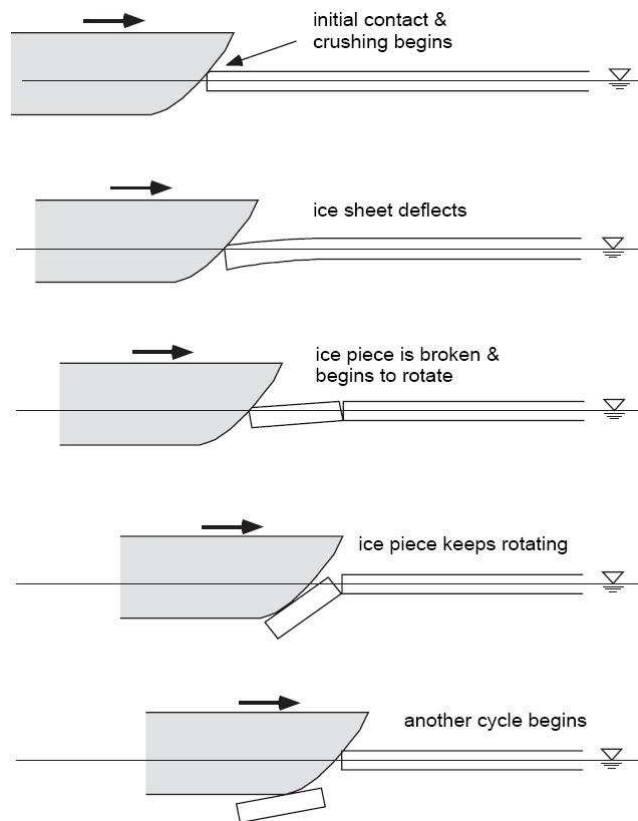


Fig. 3-1 Schematic diagram of icebreaking process (Kotras et al., 1983)

### 3.2 빙저항 산정식

쇄빙선의 빙저항에 미치는 선수부의 형태 및 마찰계수의 영향을 처음으로 언급한 것은 Runeberg(1888/1889)로서 겨울철 발틱해에서 선박의 쇄빙능력에 관한 논문을 발표하였다. 그는 쇄빙능력을 향상시키기 위해서는 수직하중 성분이 가능하면 커야 하고 이를 위해 수선면에서의 선수각을 작게 해야 효과가 있다는 점을 인식하였다.

Runeberg가 도입한 빙저항 산정식은 다음과 같다.

$$R_i = F_Z \frac{\sin\phi \cos \overline{\beta}_c + f_i \cos \phi}{\cos \phi \cos \beta_c - f_i \sin \phi} \quad (3-1)$$

여기서  $F_Z$  는 빙판에 작용하는 수직하중으로서  $F_Z = h^2 \frac{B^{0.5}}{C^2}$  으로 계산된다.

$R_i$  = 빙저항 (ton)

$B$  = 선폭 (m)

$h$  = 빙판의 두께 (cm)

$\phi$  = 선수각 (stem angle)

$\overline{\beta}_c$  = 전개여각 (spread angle complement) =  $90^\circ - \beta_c$  (spread angle)

$C$  = 1년생빙인 경우 16.0

$f_i$  = 선체와 빙판 사이의 동마찰계수

위에서 수직하중이 결정되면 식(3-1)로부터 빙저항을 계산할 수 있다. 빙저항은 선박의 유효추진력과 같기 때문에 식(3-1)은 빙판을 깨뜨리며 전진할 수 있는 유효추력을 계산하는 식이다.

식(3-1)은 순전히 쇄빙작용에 따른 저항으로, 이후의 연구자들이 고려했던, 빙판을 물속에 잠기게 하거나 속도에 관계되는 저항 성분을 포함하고 있지는 않기 때문에 전체 빙저항을 나타낸다고는 할 수 없다. 당시의 쇄빙선은 소형이고 출력이 작았기 때문에 쇄빙항행 시 선속은 아주 저속이었으리라 생각되고, 따라서 빙판을 물속에 잠기게 하거나 속도에 관계되는 저항 성분은 비교적 작다고 판단된다.

후에 Simonson(1936)은 빙저항에 있어서 얼음의 인장강도가 중요한 요인이라고 인식하였고 추력, 수직하중 및 트림경사각의 함수를 사용하여 선수각에 대한 공식을 유도하였다.

한편 Shimansky(1939)는 연속쇄빙 및 충격쇄빙에 관한 연구를 통하여, 쇄빙선박의 선수형상이 빙판과 접촉 시 발생하는 x, y, z 방향의 하중을 검토하여 쇄빙성능 평가에 중요한 쇄빙계수(ice breaking parameter) 및 절빙계수(ice cutting parameter)를 정의하였고 빙저항

을 계산하기 위한 준경험적(semi-empirical)인 방법-제한된 경험식 속의 계수를 실선시험으로부터 결정-을 적용하였다. Runerberg에 비하여 선수의 3차원 형상이 자세하게 고려되었다.

Shimansky는 선체 수선면상의 단위 폭 선체표면에 빙압력이 가해진다고 할 때, 선체가 받는 길이 방향, 폭 방향, 깊이 방향의 힘  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  를 다음과 같이 정의하였다.

$$F_x = \int_0^{L_H} \frac{\tan^2 \alpha \sqrt{1 + \tan^2 \alpha}}{1 + \tan^2 \alpha + \tan^2 \beta} dx \quad (3-2)$$

$$F_y = \int_0^{L_H} \frac{\tan \alpha \sqrt{1 + \tan^2 \alpha}}{1 + \tan^2 \alpha + \tan^2 \beta} dx \quad (3-3)$$

$$F_z = \int_0^{L_H} \frac{\tan \alpha \tan \beta \sqrt{1 + \tan^2 \alpha}}{1 + \tan^2 \alpha + \tan^2 \beta} dx \quad (3-4)$$

여기서  $L_E$  = 선수부터 최대 선폭부까지의 길이, 즉 entrance 길이이다. Shimansky는 힘  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  를 사용해 쇄빙성능 평가에 필요한 ice breaking parameter 및 ice cutting parameter를 다음과 같이 정의하였다.

$$\eta_1 = \frac{F_z}{F_x} : \text{ice breaking parameter}$$

$$\eta_2 = \frac{F_y}{F_x} : \text{ice cutting parameter}$$

여기서  $\eta_1 = \frac{\tan \beta}{\tan \alpha}$  이고  $\eta_2 = \frac{1}{\tan \alpha}$  이다.  $\alpha$ ,  $\beta$  는 Fig. 3-2에 나타낸 바와 같이 수선면에 서의 접선각을 나타낸다.

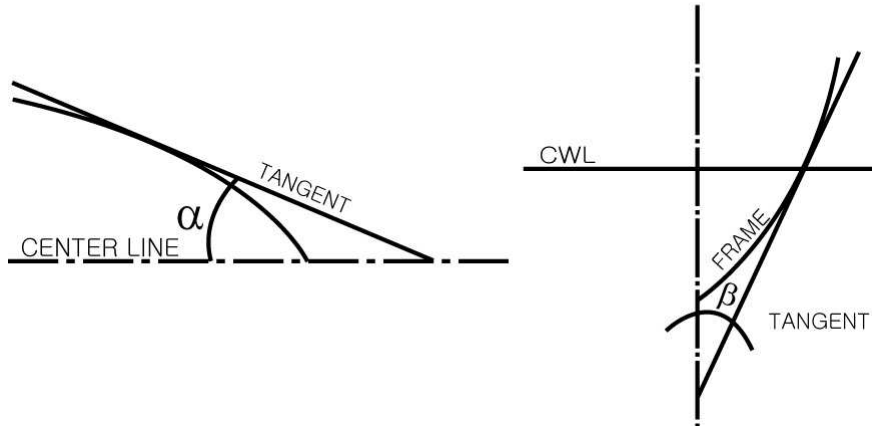


Fig. 3-2 Definition of angles in Shimansky's parameters

여기서  $\mu_0 = 1 + \frac{1}{\eta_1} = 1 + \frac{\tan\alpha}{\tan\beta}$ ,  $\eta_2 = \frac{1}{\tan\alpha}$  를 Shimansky 계수라 부른다. 이 계수들은 선체 중심선을 따른 추력을 수직 방향 및 선폭 방향으로 전환시키는 것을 의미한다. 즉, 추력  $T$  에 의해 발생한 수직하중을  $F_z$  라 하면  $F_z = T\eta_1$  으로 표시된다.

Shimansky는 수직하중을 반무한 빙판의 굽힘파괴로부터 계산하였고 두께  $h$  인 빙판을 췌빙 시 필요한 추력으로 다음 식을 얻었다.

$$T = \frac{\lambda \sigma_f h^2}{1.93} \cdot \frac{1}{\eta_1} \quad (3-5)$$

여기서  $\lambda$  는 빙판의 특성길이(characteristic length)를 의미한다.

### 3.2.1 Kashteljan et al.(1968)

빙저항에 관한 주요한 연구는 1960년 이후에 대부분 발표되었다. 원유가격의 폭등과 췌빙유조선 Manhattan호의 실험항해는 북극 개발의 가능성을 제시하였고 췌빙선 설계의 중요성과 빙해역에서 작업하는 해양구조물에 대한 관심을 높게 하였다. 그리고 빙해수조에서의 모형시험과 그 해석기법의 출현으로 극지 문제에 더욱 과학적인 접근을 가능케 하였다.

평탄빙에서의 빙저항을 처음으로 세심하게 해석한 것은 Kashteljan et al.(1968)로서 그들이 제시한 빙저항식은 다음과 같다.

$$R_i = R_D + R_V = R_1 + R_2 + R_3 + R_4 \quad (3-6)$$

전체 빙저항  $R_i$  는 속도와 무관한 저항(직접저항, direct resistance),  $R_D$ , 속도와 관련된 저항(속도저항, velocity resistance),  $R_V$  로 분리하여 취급한다.

직접저항은 빙판을 깨뜨리는 데 소요되는 저항(fractures portion :  $R_1$ )과 빙판을 물 속에 잠기게 하거나 빙판의 회전, 쇄빙선의 위치변화 및 마찰과 관련된 저항(gravity portion :  $R_2$ )으로 분리된다.  $R_1$  은 반무한 빙판 끝단에 수직하중이 작용하는 상태로 생각하여 굽힘( $R_1'$ )과괴와 전단( $R_1''$ )과괴로 나눌 수 있는데 선수각이 작은 선박의 경우 선수부가 빙판 위로 올라가 굽힘에 의해 빙판을 파괴하는 쇄빙모드가 주가 된다고 판단하여  $R_1'$  만을 1차적으로 채택하였다.  $R_2$ 는 부서진 빙판을 누르는 데 필요한 힘으로 선박의 위치변화( $R_2'$ ), 얼음의 회전( $R_2''$ ), 얼음의 부력( $R_2'''$ )의 합이다. 여기서 선박의 위치변화나 얼음의 회전으로 인한 저항성분이 얼음의 부력에 의한 저항보다 상대적으로 작기 때문에  $R_2'''$  만을 1차적으로 채택하였다.

속도저항은 깨어진 빙판을 선체 주위로 배제시키는 데 소요되는 저항(inertia portion :  $R_3$ )과 유체저항(조파 및 마찰저항:  $R_4$ )으로 나누어진다. 유체저항 성분은 쇄빙선 및 쇄빙상선을 가지고 개수로에서 실험과 빙해역에서 실험을 비교해 본 결과 큰 차이를 보이지 않았다. 결국 유체저항 성분은 전체 빙저항 식에서 무시해도 상관이 없었다.

Kashteljan et al.(1968)이 쇄빙선 Ermak의 모형시험 및 실선시험에서 도출한 공식은 다음과 같다.

$$R_i = K_1 \mu_0 B \sigma h + K_2 \mu_0 B \rho_i h^2 + K_3 B^{K_4} h V^{K_5} / \eta_2 \quad (3-7)$$

여기서  $\sigma$  = 얼음의 강도( $ton/m^2$ ),  $h$  = 빙판의 두께( $m$ )

$B, V$  = 선박의 폭( $m$ )과 속도( $m/s$ )

$\rho_i$  = 얼음의 밀도( $ton/m^3$ )

$\mu_0, \eta_2$  = Shimansky 계수 (ice breaking and ice cutting parameters)

( $\mu_0 = 1 + \frac{\tan\alpha}{\tan\beta}$ ,  $\eta_2 = \frac{1}{\tan\alpha}$ ,  $\alpha, \beta$  는 수선면에서의 접선각)

$K_1, K_2, K_3, K_4, K_5$  = 구 소련의 쇄빙선 Ermak의 1 : 50 모형 및 실선시험에서 결정된 상수 (0.004, 3.6, 0.25, 1.65, 1.0)

Shimansky 계수  $\mu_0, \eta_2$  는 빙저항을 받는 선체의 형상과 치수 등을 반영한다. Table 3-1은 구 소련의 쇄빙선들에 대해 계산된  $\mu_0$  와  $\eta_2$  를 정리한 것이다.

Table 3-1 Shimansky's parameters  $\mu_0$  and  $\eta_2$  for USSR icebreakers  
(Kashteljan et al., 1968)

Factor	Icebreaker					
	Moskva	Sibir	Krasin	Ermak	Kapitan Belousov	Dobrynja Nikitich
$\mu_0$	1.34	1.53	1.84	1.59	1.32	1.50
$\eta_2$	3.2	2.94	3.54	3.35	2.46	2.48

구체적인 평탄빙에서의 연속쇄빙에 관한 연구이긴 했지만 Kashteljan의 식을 사용하는 데는 몇 가지 제한 사항이 있다.

우선 식(3-7)에서  $R_3$  항의 차원이 맞지 않는데  $R_3$ 의 단위는  $m^{1.65}/\text{sec}$ 가 된다. 그리고 landing craft( $\alpha = \pi/2$ )의 경우  $\eta_2 = 0$ ,  $\mu_0 = \infty$ 가 되어 위 식의 사용이 불가능하다. 하지만 수선면각  $\alpha$ 가 작은 일반 쇄빙선에서는 사용이 가능하다. 한편 마찰이 고려되지 않은 Shimansky 계수가 식에 사용되었는데 마찰의 영향이 어느 정도인지 추정하기 어렵다. 그리고 깨어진 빙판 사이의 수로(broken channel)에서의 저항도 고려되지 않았다.

무엇보다도 위의 빙저항 산정식에서 계수들은 쇄빙선 Ermak( $B = 21.5$  m)의 실선 및 모형시험을 통해 결정되었기 때문에 Ermak과 같은 규모 및 형상을 가진 선박 이외에는 잘 맞는다고 보장할 수 없다. 하지만 Kashteljan et al.(1968)은  $\mu_0$ 와  $\eta_2$ 를 통하여 쇄빙선의 선수 형상을 고려하고 또한 주요 선체요목을 식 속에 포함하고 있기 때문에 큰 오차 없이 일반 쇄빙선에 적용 능하다고 주장하였다(Lewis and Edwards, 1970).

Fig. 3-3과 Fig. 3-4는 Kashteljan et al.(1968)의 식을 쇄빙선 Ermak에 빙판 두께와 선박의 속도를 다르게 적용하여 계산한 결과를 보여주고 있다. 특히 Fig. 3-3은 1941년에 수행했던 Ermak의 실선시험 결과와 모형시험 결과를 실선 크기로 변환하되 유체저항 성분은 무시한 결과를 보여주고 있다. 모형시험의 실선 크기 변환결과는 식(3-7)을 이용하여 나타낸 그래프와 완벽하게 일치하고 있다. 하지만 실선시험의 경우 약간의 오차가 발생하는데 이것은 빙두께의 미세한 차이와 유체저항 성분을 무시한 결과로 판단이 된다. Fig. 3-5는 모형시험을 통해 얻어낸 결과로 빙강도를 다르게 적용하여 얻어낸 계산결과를 보여준다. Fig. 3-6은 Kashteljan et al.(1968)이 제안한 식에서 각 성분이 빙저항에 어느 정도의 영향을 미치는 지를 비교해 놓았다. 여기서 빙저항에 가장 큰 영향을 미치는 성분은 빙편의 부력에 의한 중력항임을 알 수 있다.

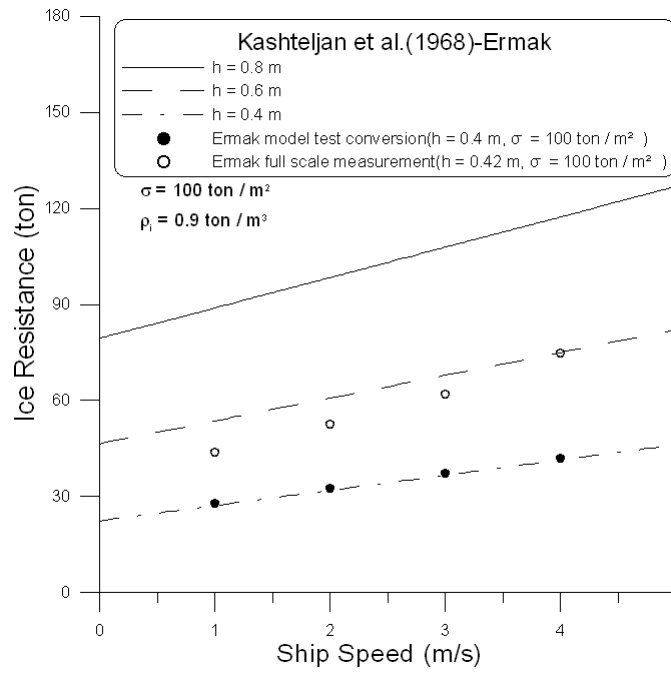


Fig. 3-3 Ice resistance vs. ship's speed based on Kashteljan's empirical formula with varying ice thickness

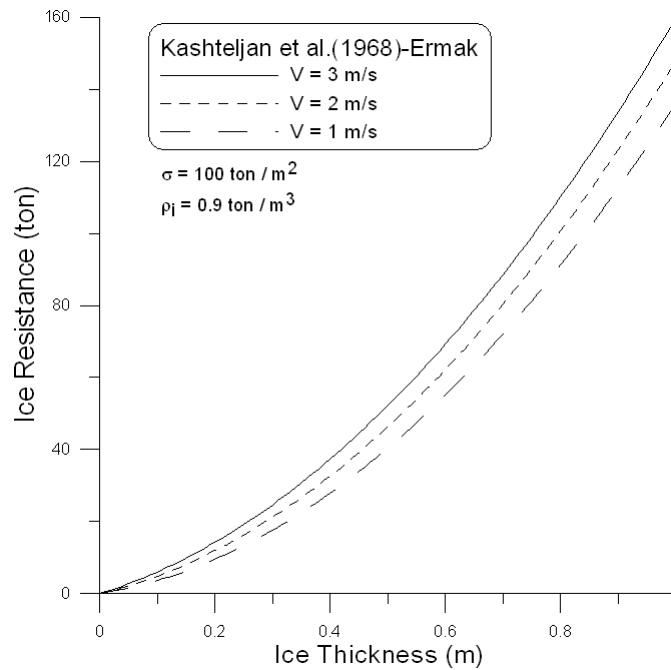


Fig. 3-4 Ice resistance vs. ice thickness based on Kashteljan's empirical formula with varying ship's speed



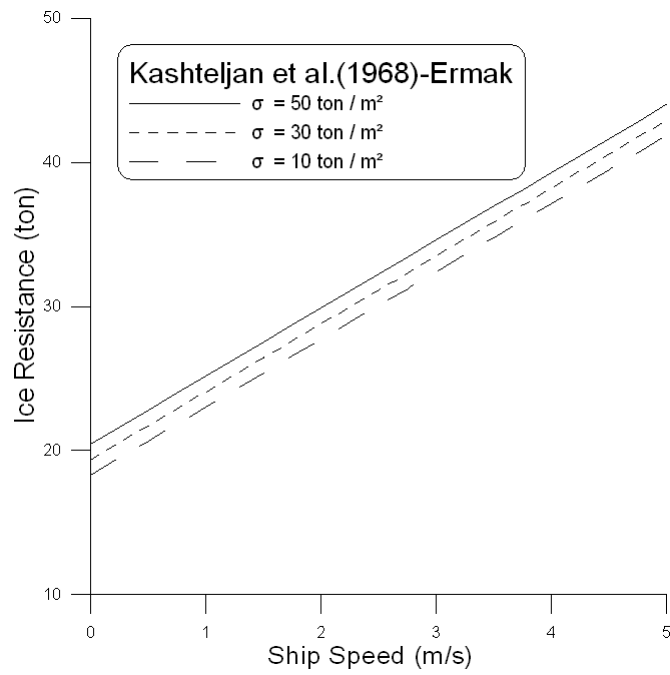


Fig. 3-5 Ice resistance vs. ship's speed based on Kashteljan's empirical formula with varying ice strength

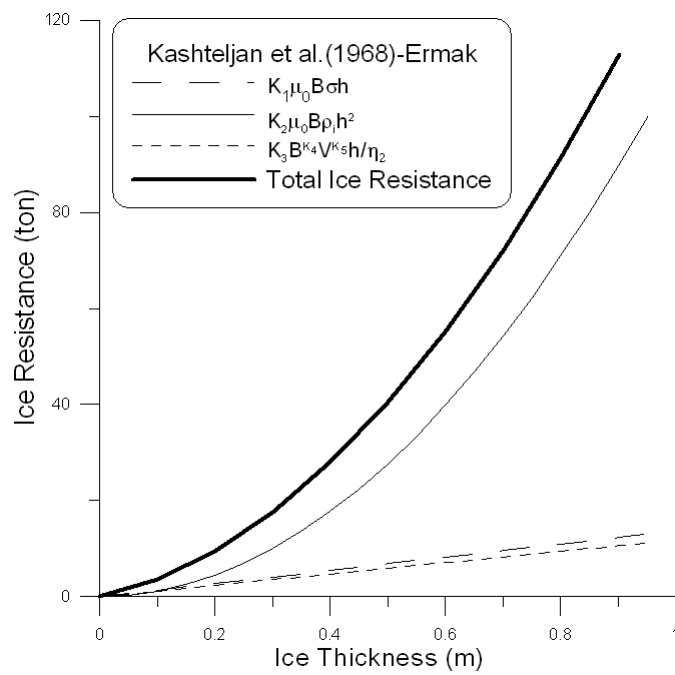


Fig. 3-6 Comparison of individual resistance terms in Kashteljan's formula

### 3.2.2 Lewis and Edwards(1970)

1960년대 미국 해안경비대(U.S. Coast Guard)에서는 보유한 쇄빙선을 이용하여 빙해역에서 실선시험과 모형시험을 수행하였고 이를 통해 연속쇄빙 및 충격쇄빙 시 빙저항에 관한 많은 실측자료를 확보하였다. 따라서 이들 자료의 분석을 통해 빙저항에 관계되는 설계변수를 도출하고 이를 향후 새로운 쇄빙선 설계에 활용하기 위한 여러 가지 시도를 하게 되었는데 주로 빙판의 특성치와 선박의 특성과의 상관관계를 통계적이며 경험적인 방법으로 해석하고자 하였다. 이러한 시도로 Lewis and Edwards(1970)는 앞서 Kashteljan 등의 평탄빙 쇄빙현상에 관한 연구를 재고찰하였다.

Lewis and Edwards는 쇄빙모드를 연속쇄빙모드(continuous mode)와 충격쇄빙모드(ramming mode)로 나누고 둘 사이의 차이점을 다음과 같이 설명하였다. 연속쇄빙은 선체가 후진 없이 전진만으로 빙판을 깨뜨리며 나아가는데 선체의 앞부분부터 선측의 최대 선폭 부위까지 쇄빙작용을 담당한다. 빙판은 선체 주변에서 조그만 반달모양의 cusp 형상 빙편으로 깨어지며 이때 선체의 트림각이나 가속도 변화는 미미한 수준이다. 따라서 이 경우 선체의 평균 전진속도, 빙판 두께의 함수로 표시되는 평균 빙저항이 주 관심 대상이 된다. 반면 충격쇄빙은 선체가 충분한 가속력을 얻기 위해 짧은 거리 후진 후 고속 전진을 통해 이루어지며 주로 선수부 전면이 쇄빙작용에 관여한다. 빙판은 충격부위를 중심으로 방사형 균열이 발생한 뒤 선체가 빙판 위에 올라타면 그 무게에 의해 원주형 균열이 발생한다. 이 때 선체의 트림각이나 가속도 변화가 상당히 큰 편이다. 따라서 이 경우에는 매 사이클 당 선체가 빙판에 침투하는 거리가 관심사이며 평균 전진속도에 대한 고찰은 다루기가 어렵다.

먼저 Lewis and Edwards는 Runeberg(1888/1889), White(1970), Shimansky(1939) 및 Kashteljan et al.(1968)의 평탄빙 쇄빙현상에 관한 연구를 검토하면서 몇 가지 문제점을 지적하였다. Runeberg와 거의 유사한 White의 식은 Fig. 3-10, Fig. 3-11에서 보는 바와 같이 실측값에 비해 상당히 작은 값을 보이고 있는 데 그 이유는 식(3-1)은 순전히 쇄빙작용에 따른 저항에 상당하는 것으로 빙편을 물 속에 잠기게 하거나 속도에 관계되는 저항성분을 포함하고 있지는 않기 때문이며 선속도 고려되지 않았기 때문이었다. Shimansky의 방법 또한 부력과 관성력을 무시하고 빙과괴 저항성분을 전체 빙저항으로 가정했고 마찰을 완전히 무시했다. 하지만 Runeberg나 White보다 선체형상 처리에 있어서는 훨씬 훌륭하다는 평가를 받는다. 한편 Kashteljan의 빙저항 식(3-7)은 실측값을 비교적 잘 따라가고는 있지만 물리적으로 설명하기 힘든 변수(지수  $K_4$ ,  $K_5$ )를 포함하고 있으며, 마찰력을 빙저항 식에 포함시키는 방법이 명확하지 않다는 점이 단점이었다. 또한 선체형상의 효과를 대변해주는 변수인  $\mu_0$  와  $\eta_2$  역시 모형시험이나 실선시험을 통해 이러한 변수들을 찾아낼 수 없기에 여전히 의문으로 남았다.

Lewis and Edwards(1970)는 다음과 같은 형태로 수정된 빙저항 식을 제안하였다.

$$R_{im} = C_0 \sigma h^2 + C_1 \rho_i g B h^2 + C_2 \rho_i B h V^2 \quad (3-8)$$

여기서  $R_{im}$  = 유체의 마찰저항과 조파저항을 제외한 평균 빙저항

$C_0, C_1, C_2$  = 실험적으로 결정되는 무차원 계수

$\sigma$  = 얼음의 굽힘강도

$h$  = 빙판의 두께

$\rho_i$  = 얼음의 밀도

$B$  = 선박의 최대 폭

$g$  = 중력가속도

(3-8)식의 첫 번째 항은 빙판이 깨어지거나 마찰에 의한 것이고, 둘째 항은 얼음의 부력에 기인한 모든 빙저항을, 셋째 항은 선박 및 깨어진 빙판 사이의 운동량 교환에 기인한 모든 빙저항을 나타낸다.

첫 번째 항인  $C_0 \sigma h^2$  은 탄성기초 위에 놓인 등방성 평판의 방사형 균열 발생과 썩기보 형성, 그리고 썩기보의 굽힘파괴 문제를 다룬 Nevel(1968)의 해석결과를 이용한 것이다. 즉,

$$P = 1.15 \frac{\theta_0}{\theta} \frac{\sigma h^2}{3} \tan\left(\frac{\theta}{2}\right) = C_0 \sigma h^2 \quad (3-9)$$

여기서  $\theta_0$  = 전체 빙판의 각 (반무한 빙판의 경우  $180^\circ$ )

$\theta$  = 썩기보의 사이각 (wedge angle)

이 수치는 실선시험의 경우와 모형시험의 경우 다음 값으로 나타낼 수 있다.

$$\theta_0 = 270^\circ, \theta = 67.5^\circ \text{ (실선시험)}$$

$$\theta_0 = 180^\circ, \theta = 45^\circ \text{ (모형시험)}$$

그리고 계수  $C_0$  에는 마찰계수, 선체형상 등의 요소가 포함된다.

두 번째 항인  $C_1 \rho_i g B h^2$  은 부서진 빙편을 뒤집고 물 속에 가라앉히는 데 필요한 일과 부서진 빙편이 부력에 의해 선체에 가하는 마찰력으로 나누어지는데 폭  $B$ , 깊이  $h$ 인 단위 길이의 얼음 블록을 빙판 밑으로 가라앉히는 데 필요한 힘은  $F = \rho_w g B \alpha h$  이므로 이 때 필요한 일은  $W = \alpha \rho_i g B h^2$  이다. 여기서  $\alpha = 1 - \rho_i / \rho_w$ 이다. 그러므로 단위 거리에 걸쳐 평균 빙저항은  $\alpha \rho_i g B h^2$  로 표현된다. 또한 부서진 빙편을 뒤집고 마찰력을 견디기 위해 필요한 저항은 비슷한 방법으로 더해질 수 있기 때문에 이러한 힘들의 전체 합을 둘째 항으로 표현하였다.

한편 깨어진 빙편을 배제하는 데 필요한 세 번째 항  $C_2 \rho_i B h V^2$  은 다음과 같이 처리된다. 선체가 속도  $V$  로 이동할 때 정지 상태의 빙판은 쇄빙 후 폭  $B/2$  두께  $h$  인 빙편이

속도  $V$  에 비례하는 속도로 움직인다면 운동에너지, 즉 선박에서 빙판으로 전달된 에너지 손실은  $E = \frac{1}{2}(\rho_i \frac{B}{2}h)(kV)^2$  로 표현된다. 따라서 단위 거리에 걸친 평균 빙저항은  $R = C_2 \rho_i B h V^2$  로 표현할 수 있다.

Lewis and Edwards는 식(3-8)을  $\sigma h^2$  로 나누어 무차원화 하였으며 서로 다른 모형시험과 실선시험에서 얻어진 자료를 비교하기에 적합한 다음 식을 얻었다.

$$R' = C_0 + C_1 B' N_V + C_2 B' N_I \quad (3-10)$$

여기서  $R' = R_{im}/\sigma h^2$  (무차원 평균 빙저항)

$B' = B/h$  (무차원 선폭)

$N_V = \rho g h / \sigma$  (Volumetric Number)

$N_I = \rho_i V^2 / \sigma$  (Inertial Number)

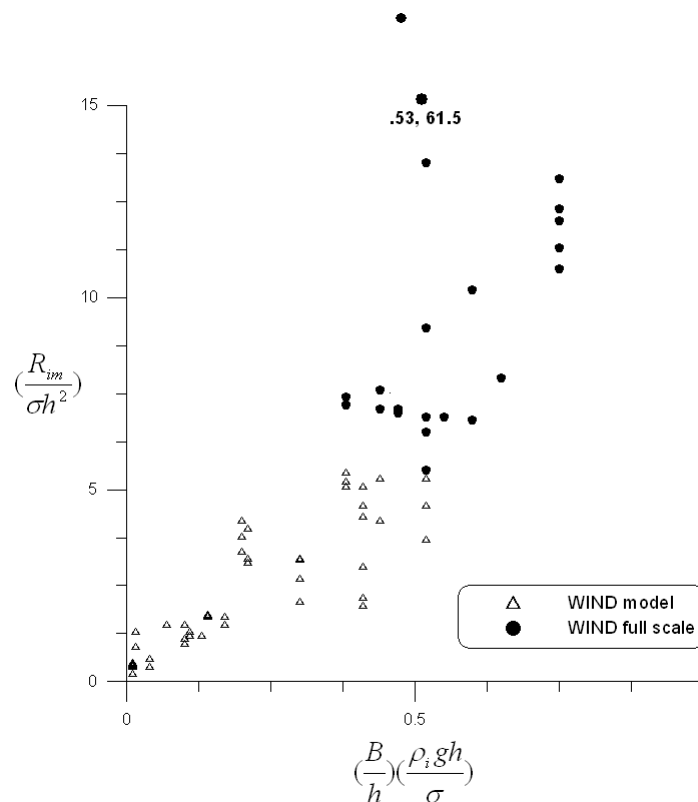


Fig. 3-7 Non-dimensional experimental continuous-mode ice resistance data vs. the product of non-dimensional beam and the volumetric number (Lewis and Edwards, 1970)

한편 제안된 식의 타당성 확인을 위해 Wind class 쇄빙선 등 가능한 모든 선박의 모형시험 및 실선시험 자료를 Fig. 3-7과 Fig. 3-8에서 보는 바와 같이 각각 무차원 변수  $B'N_V$

와 변수  $B'N_I$  에 대하여 나타내었고 회귀분석을 통해 계수들의 값을  $C_0 = 0.146$ ,  $C_1 = 8.840$  및  $C_2 = 5.905$  로 결정하였다.

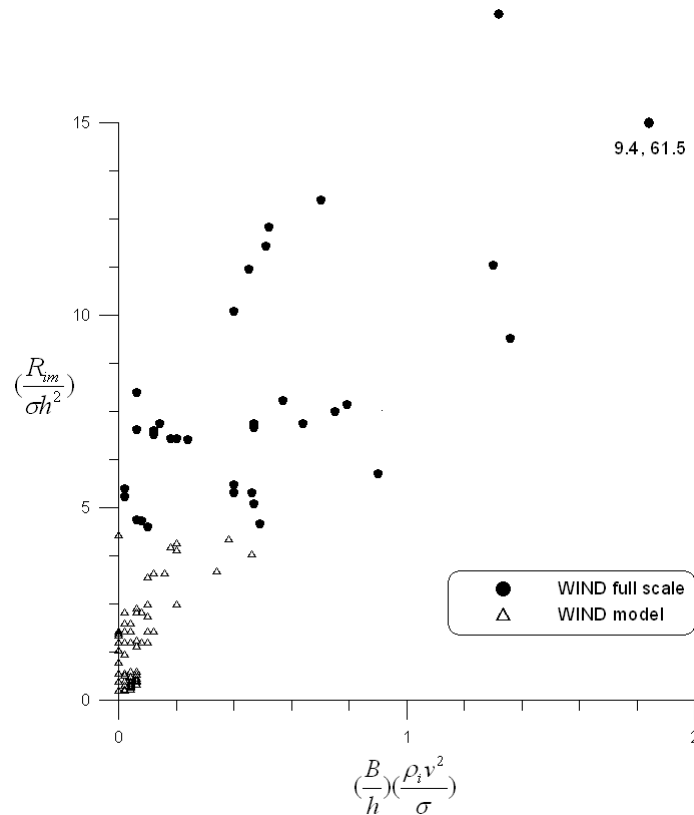


Fig. 3-8 Non-dimensional experimental continuous-mode ice resistance data vs. the product of non-dimensional beam and the inertial number (Lewis and Edwards, 1970)

그들은 또한 다중회귀분석(multiple regression analysis)을 통해 좀 더 개선된 빙저항 식을 얻게 되었는데 이 결과 Kashteljan et al.(1968)과 마찬가지로 두 번째 부력항(buoyancy term) - 부서진 빙편을 뒤집고 가라앉게 하는 힘과 부력의 영향으로 빙편이 선체에 가하는 마찰력 - 이 가장 주된 빙저항 성분임을 밝혀냈다 (Fig. 3-9). Lewis and Edwards(1970)는 빙파괴항(breaking term)에서 선풍은 고려하지 않았고 적설(snow cover)의 영향 또한 고려하지 않았다. Fig. 3-10과 Fig. 3-11은 다중회귀분석을 통한 실선과 모형시험 결과 그리고 Kashteljan 및 White의 식과 비교한 결과이다.

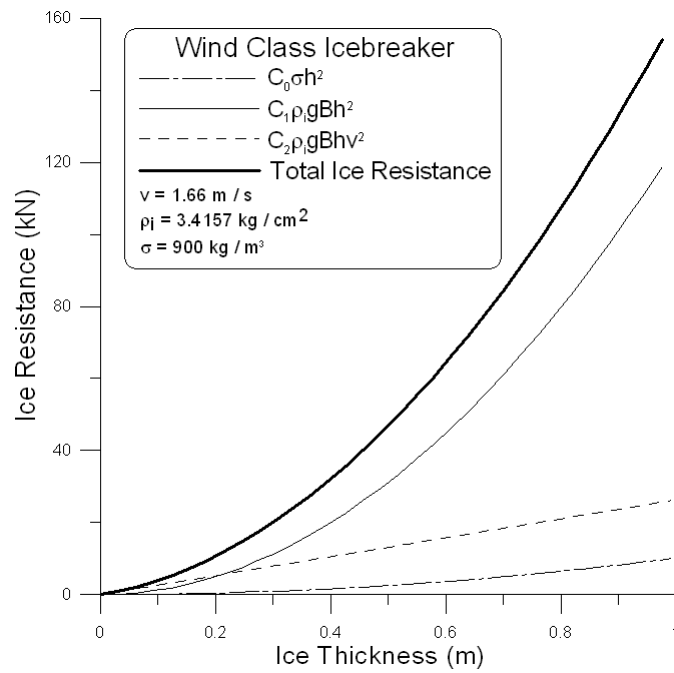


Fig. 3-9 Contribution to the total continuous-mode ice resistance of each term in Eq. (3-8) (Lewis and Edwards, 1970)

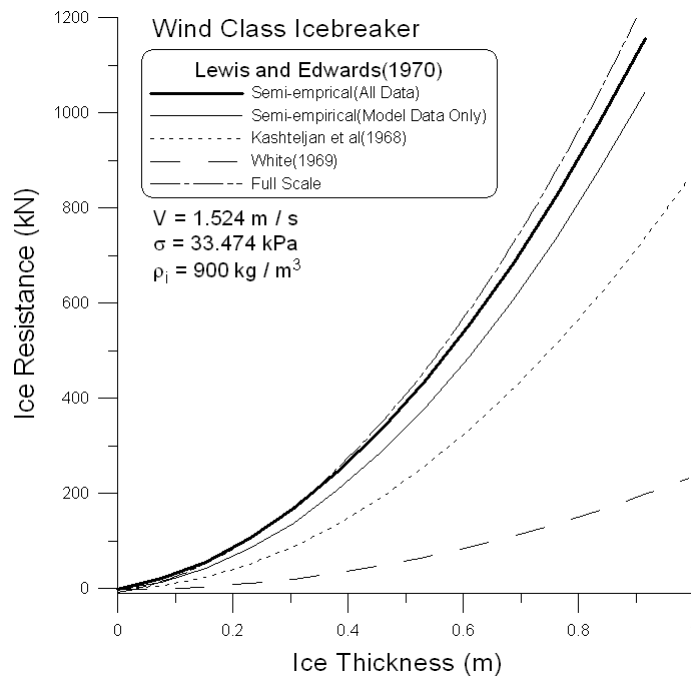


Fig. 3-10 Comparison of various continuous-mode ice resistance prediction methods with full-scale data (Lewis and Edwards, 1970)

Fig. 3-10의 경우 실선시험 결과와 준경험식(semi-empirical equation) 사이의 좋은 상관 관계를 보여주고 있다. Fig. 3-11에서 보여진 결과의 비교는 좋지 못하다. 준경험식의 경우 전체 저항은 속도 제곱의 함수이지만 실선시험에서의 회귀분석은 속도의 1차항으로 나타난다.

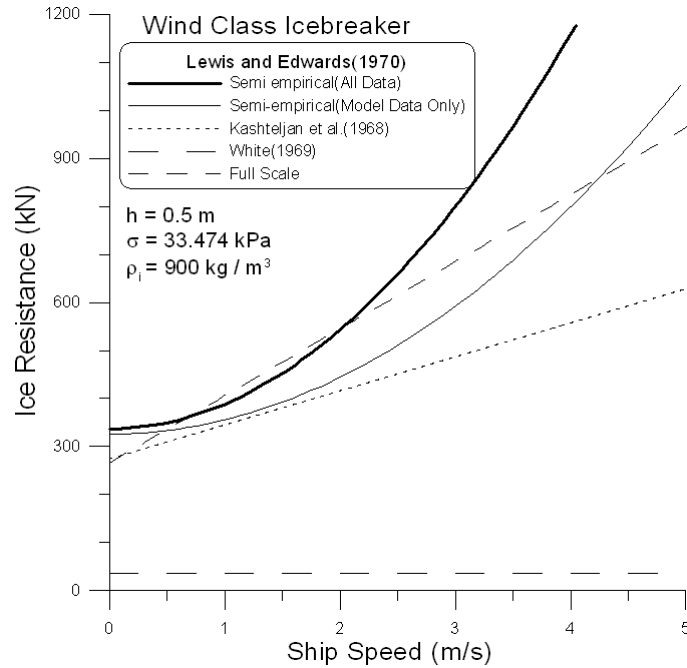


Fig. 3-11 Comparison of various continuous-mode ice resistance prediction methods with full-scale data (Lewis and Edwards, 1970)

### 3.2.3 Edwards et al.(1972, 1976)

Edwards et al.(1972)은 식(3-8)을  $\sigma h^2$  대신  $\rho_w g B h^2$  으로 나누어 무차원화 시켰는데 다중회귀분석법을 사용하여 일련의 자료들에 대해 서로 다른 두 개의 식을 얻었다.

$$\frac{R}{\rho_w g B h^2} = 5.2594 + 4.3500 \frac{v}{\sqrt{gh}} + 1.6760 \frac{v^2}{gh} + 5.4635 \frac{SC}{h} ; \frac{\sigma}{\rho_w g h} < 380 \quad (3-11)$$

$$\frac{R}{\rho_w g B h^2} = 3.2625 + 1.6538 \frac{v^2}{gh} + 0.0194 \frac{v}{\sqrt{gh}} \cdot \frac{\sigma}{\rho_w g h} + 22.6187 \frac{SC}{h} ; 570 < \frac{\sigma}{\rho_w g h} < 1100 \quad (3-12)$$

이 식들은 예전(Lewis and Edwards, 1970)에 얻어진 자료인 Wind-class Staten Island 와 Mackinaw를 비교하는 데 사용되었다. Fig. 3-12는 Mackinaw 실선시험으로부터 얻은 무차원 자료와 식(3-11)의  $\frac{SC}{h}$  의 평균값과 식(3-12)의  $\frac{v}{\sqrt{gh}} \cdot \frac{\sigma}{\rho_w g h}$  및  $\frac{SC}{h}$  의 평균값을 적용한 결과이다.

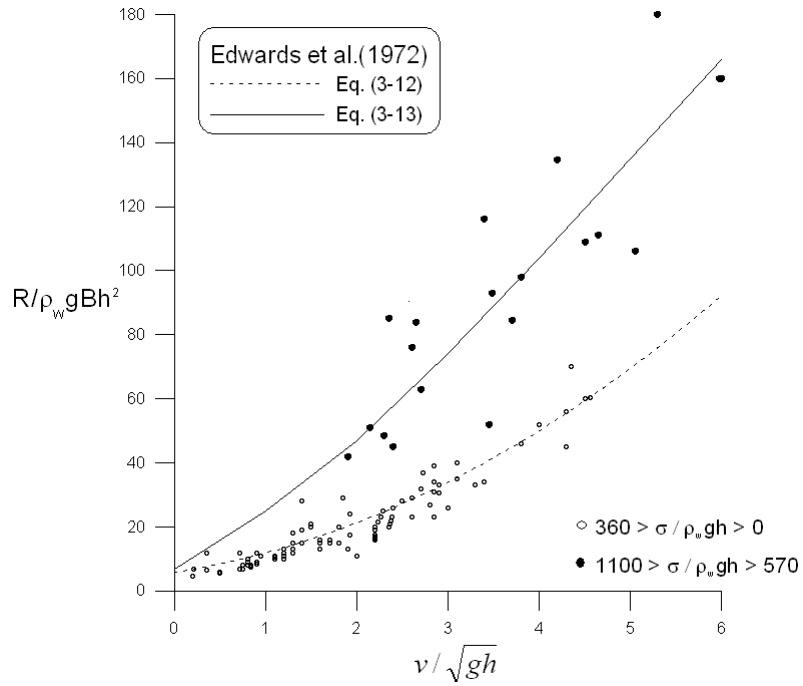


Fig. 3-12 Non-dimensional ice resistance data of the Mackinaw vs. non-dimensional ship's speed (Edwards et al., 1972)

여기서 상수들은 낮은  $\frac{\sigma}{\rho_w g h}$  의 실선자료에 비교하여 결정된 것이다. 높은  $\frac{\sigma}{\rho_w g h}$  의 실선자료에 대해서는 그다지 잘 맞지 않았다. Fig. 3-13(a)와 Fig. 3-13(b)는 Milano(1973)가 했던 쇄빙선 Mackinaw와 Staten Island의 실선시험 자료와 Edwards et al.(1972)의 빙저항 산정식 결과의 관계를 표시하고 있다. 두 개의 자료가 비교적 좋은 일치를 보여주고 있지만 평탄빙 두께가 얇을수록 오차가 큰 것을 알 수 있다.



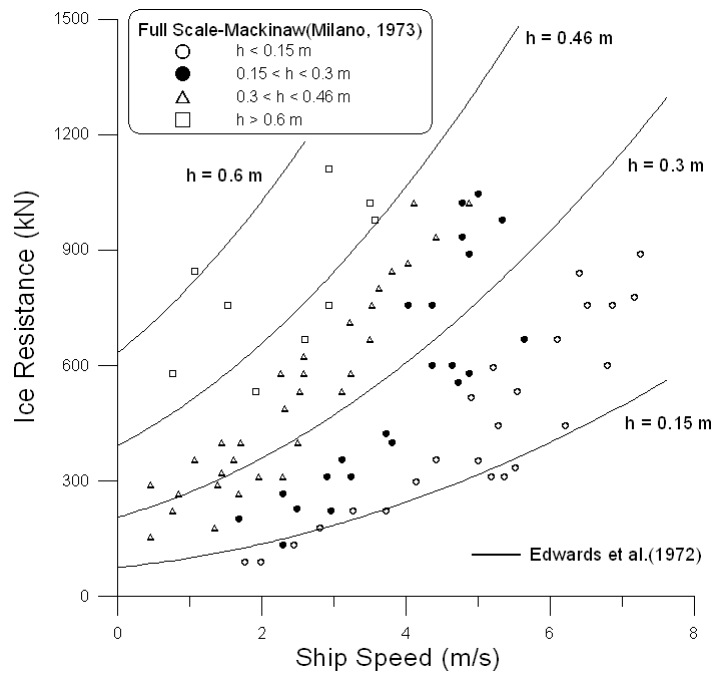


Fig. 3-13(a) Plot of ship resistance versus ship speed for USCG Mackinaw as a function of ice thickness fitting with Eq. (3-11) and Eq. (3-12) (Milano, 1973)

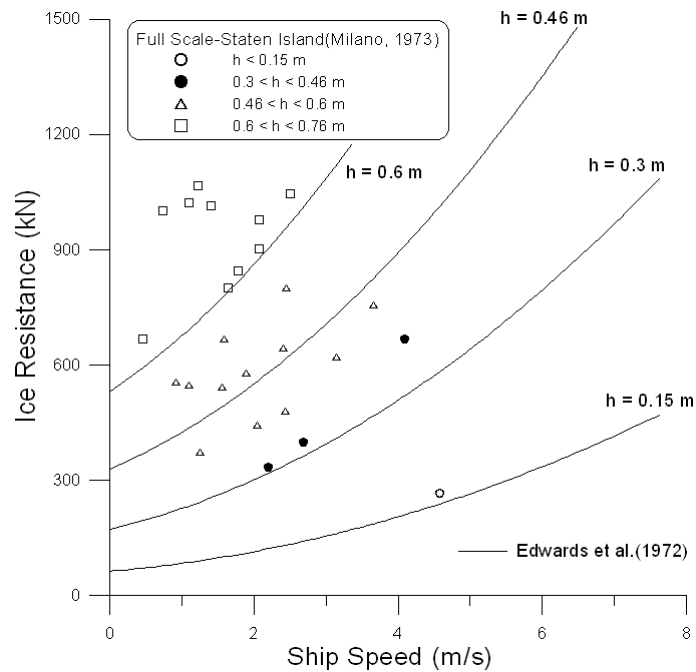


Fig. 3-13(b) Plot of ship resistance versus ship speed for USCG Staten Island as a function of ice thickness fitting with Eq. (3-11) and Eq. (3-12) (Milano, 1973)

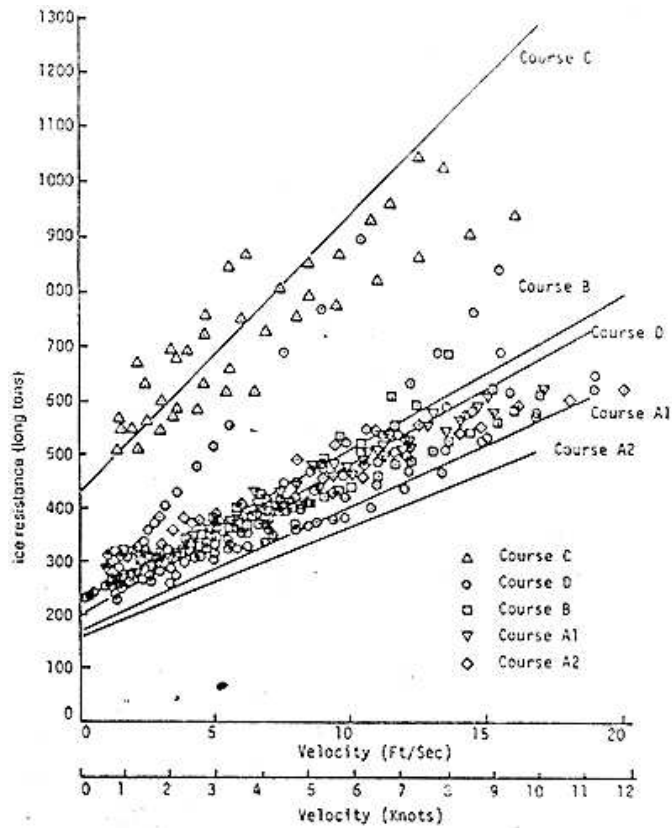


Fig. 3-14 Full-scale resistance data for CCGS Louis S. St. Laurent in snow covered ice with regression lines from combined data (Edwards et al., 1976)

Edwards et al.(1976)은 무차원식을 사용하여 쇄빙선 Louis S. St. Laurent 에 대한 충격 쇄빙 실선자료를 분석하여 다음과 같이 속도에 선형적으로 비례하는 식을 제안하였다.

$$\frac{R}{\rho_w g B h^2} = 4.24 + 0.05 \frac{\sigma}{\rho_w g h} + 8.9 \frac{V}{\sqrt{g h}} \quad (3-13)$$

Fig. 3-14는 식(3-13)에 대해 5개의 Course별로 실선시험을 통해 얻어진 실제의 빙두께와 빙강도를 사용하여 그린 것이다. 가장 잘 맞지 않는 곳은 A1과 A2인 데 예상치보다 높은 빙저항을 보이는 이유는 얼음이 실선시험 동안 약간의 압력하에 있었을 수도 있고 태양에 의해 눈이 녹아 선체-빙 마찰력이 커진 결과라고 설명이 가능하다.

한편 Fig. 3-15과 Fig. 3-16는 쇄빙선 Louis S. St. Laurent에 대한 평탄빙에서의 속도 및 빙두께에 대한 빙저항값을 보여주고 있다.

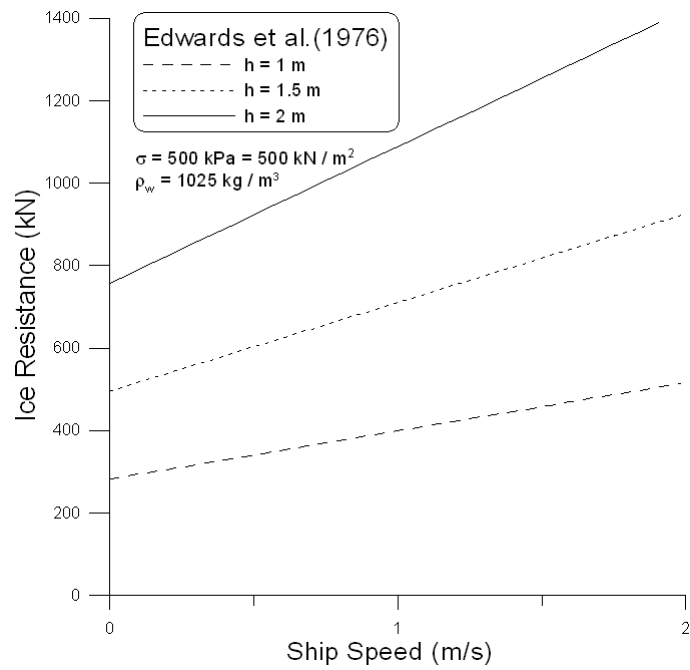


Fig. 3-15 Ice resistance versus ship speed data for Louis S. St. Laurent

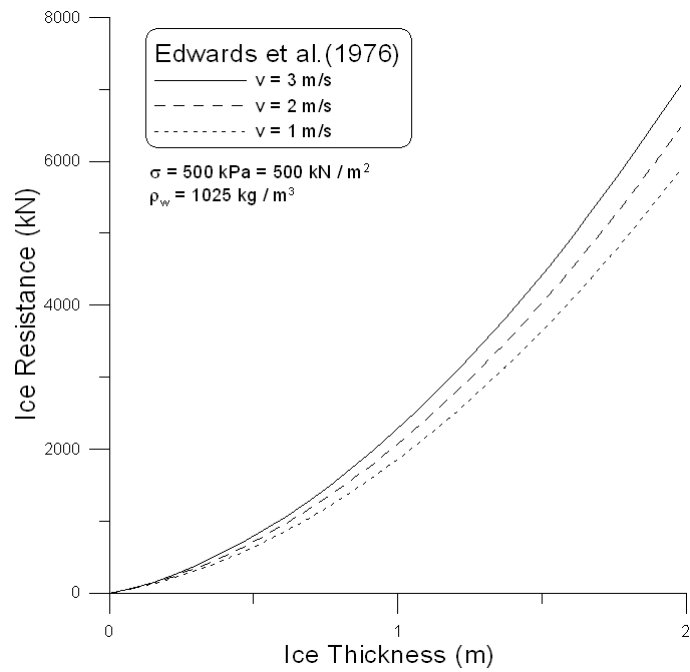


Fig. 3-16 Ice resistance versus ice thickness data for Louis S. St. Laurent

### 3.2.4 Enkvist(1972)

Enkvist(1972)는 평탄빙에서의 쇄빙능력을 계산하는 데 중요한 공헌을 하였다. 그는 Moskva class, Finncarrier 및 Jelppari 의 세 종류의 선박에 대한 모형시험을 수행하였고 이를 실선자료와 비교한 결과 다음과 같은 세 개의 항으로 표현되는 경험식을 제시하였다. 세 개의 항은 각각 빙과피를 위한 탄성력, 중력, 속도에 의존하는 관성력을 나타낸다.

$$R = C_1 B h \sigma + C_2 B h T \rho_{\Delta} g + C_3 B h \rho_i V^2 \quad (3-14)$$

여기서  $\rho_{\Delta} = \rho_w - \rho_i$

$\rho_w$  = 해수의 밀도,  $\rho_i$  = 얼음의 밀도

$T, V$  = 선박의 흘수 및 속도

식(3-14)를 유도하는 과정은 다소간 복잡한 절차를 거치게 되는데 먼저 Enkvist는 이론과 실험을 바탕으로 유체저항을 뺀 나머지 전체 빙저항을 세 성분으로 나누었다.

$$\begin{aligned} R &= R_{\sigma} + R_s + R_v \\ &= R_{\sigma} + R_{sp} + R_{sf} + R_{vm} + R_{vv} \end{aligned} \quad (3-15)$$

여기서,  $R$  = 전체 빙저항

$R_{\sigma}$  = 순수 쇄빙저항 (pure icebreaking resistance)

빙판의 파괴에 의해 발생하는 저항

$R_s$  = 압침저항 (submergence resistance)

빙편이 선측 및 선저로 밀려 물 속에 잠길 때에 발생하는 저항  $R_{sp}$  와 얼음과 선체와의 마찰에 의한 저항  $R_{sf}$  로 구분한다.

$R_v$  = 속도의존저항 (velocity dependent resistance)

빙편의 수중에서 움직임에 의한 저항  $R_{vm}$  과 수면이 내려감으로써 빙편을 누르게 되어 발생하는  $R_{vv}$  (ventilation resistance)로 구분한다.

각 성분의 저항은 다음과 같이 유도되었다.

(i) 순수 쇄빙저항  $R_{\sigma}$

$$R_{\sigma} = 5.84 \left( \frac{\sigma_f}{E} \right) B h \sigma_f (1 + \eta_{fs} \eta_{fc}) \quad (3-16)$$

여기서  $R_{\sigma}$  가 작아지기 위해서는 선폭과 선수각 및 선측 경사각이 작아야 하고 마찰계수도 작아야 함을 알 수 있다.

(ii) 침수저항  $R_s$

이 저항은 빙편이 선측 및 선저로 밀려 물 속에 잠길 때에 발생하는 저항  $R_{sp}$  와 얼음과 선체와의 마찰에 의한 저항  $R_{sf}$  로 구분한다.

$$R_s = R_{sp} + R_{sf} \quad (3-17)$$

$R_{sp}$  : 두께  $h$  인 빙편이 길이  $l$ , 선폭만큼 깨어져 나간다고 할 때 빙편의 체적은  $Bhl$ 이 된다. 이것이 부력과 중량의 차  $g\rho_{\nabla}Bhl$  에 반하여 깊이  $\bar{s}$  까지 눌리며 침수된다고 보면 쇠빙사이클 간의 평균 쇠빙저항은 다음 식과 같다.

$$R_{sp} = \frac{g\rho_{\nabla}Bhl\bar{s}}{l} = g\rho_{\nabla}Bh\bar{s} \quad (3-18)$$

$R_{sf}$  : 빙편의 부력  $F_{\Delta}$  에 의해 선측 표면에 작용하는 수직하중은  $F_N = F_{\Delta}\sin\beta$  이다. 커다란 빙편은 대부분 주변의 파괴되지 않은 빙편에 고착되거나 수중으로 침하하여 선체 표면을 마찰하며 지나간다. 선체에 작용하는 빙편의 면적은 선체 전반부의 수선면적,  $A_{WLF}$  이다. 따라서 이 빙편의 전체 부력은,

$$F_{\Delta} = g\rho_{\Delta}A_{WLF}h \quad (3-19)$$

얼음의 마찰계수를  $f$ 라 하면  $F_N$  에 의한 마찰저항은 (3-18)식과 (3-19)식을 사용하여

$$\begin{aligned} R_{sf} &= fF_N = g\rho_{\Delta}A_{WLF}h\overline{\sin\beta}f \\ &= g\rho_{\Delta}BL_EC_{WLF}h\overline{\sin\beta}f \end{aligned} \quad (3-20)$$

가 된다. 여기서  $\overline{\sin\beta}$  는 빙편과의 접촉영역에 걸친  $\sin\beta$  의 평균치이다. 따라서 압침저항  $R_s$  는 다음과 같이 표현된다.

$$R_s = g\rho_{\Delta}Bh(\bar{s} + fL_EC_{WLF}\overline{\sin\beta}) \quad (3-21)$$

여기서  $R_s$  가 작아지기 위해서는 선폭과 수선면적 등이 작아야 하고 빙편의 크기와 마찰계수도 작아야 함을 알 수 있다.

(iii) 속도의존저항  $R_V$

이 저항은 선속에 따라 달라지는 저항성분으로 선수에서 부서진 빙편이 선수부의 경사에 눌리어 수중에서 회전하며 동적으로 배제될 때 발생하는 저항이다. 파괴된 빙편은 경사진

쇄빙선 선체에 눌리게 되며 부서진 지점을 힌지로 삼아 회전하게 된다. 먼저 파괴된 빙편 1은 다음 파괴되는 빙편 2에 눌리며 선체 아래로 침하하게 된다 (Fig. 3-17). 속도의존저항은 빙편의 운동에너지 증가에 따른 저항  $R_{vm}$ 과 수면의 ventilation 효과에 의한 저항  $R_{vv}$ 으로 구분한다.

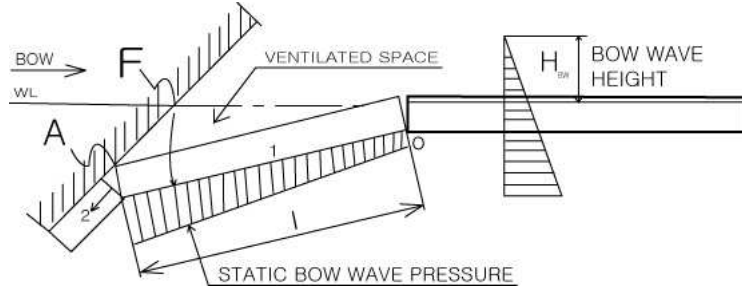


Fig. 3-17 Principles of turning down ice floes (Enkvist, 1972)

$$R_v = R_{vm} + R_{vv} \quad (3-22)$$

$R_{vm}$  : 빙편 1, 2의 질량은  $m = 2Blh\rho_i$  이고 빙편 1, 2의 부가질량은  $m_a = 0.393\rho_w Bl^2$ 로 표시한다. 빙편 1, 2의 침하속도를  $V_Z = V \tan \phi$  라고 가정하면 빙편 1, 2의 운동에너지는  $E_{vm} = V^2 \tan^2 \phi Bl\rho_i (h + 0.218l)$  이다. 마찰계수의 영향  $\eta_{fs}, \eta_{fc}$  을 고려하면  $R_{vm}$ 은 다음 식으로 표현된다.

$$R_{vm} = V^2 \tan^2 \phi Bl\rho_i (h + 0.218l)(1 + \eta_{fs}\eta_{fc}) \quad (3-23)$$

$R_{vv}$  : 선체가 어느 정도 이상의 속도로 항해할 때, 깨어진 빙편 1의 상단은 선수부에 붙어 빙편을 강하게 누르는 작용이 있게 되는데 이때 얼음의 국부적인 압축파괴 등이 진행되며 수밀상태도 문제가 된다. 빙편이 아래로 침하하면서 ventilation 현상이 발생할 수 있으며 빙편을 밀어 내리는 수직하중은 선박의 전진추력을 소비하는 것으로 빙저항 증가의 원인이 된다.

Ventilation 현상은 빙편이 밀려 올라가는 경우에는 발생하지 않는 것으로  $R_{vv}$ 는 선속의 변화와 함께 복잡한 양상을 나타낸다. 다음은 충분한 ventilation이 발생하는 경우의 저항에 관해서만 생각한다.

$$R_{vv} = \frac{n_f \psi + n_f \theta}{2} Bl\rho_w g (0.167 l \overline{\sin \psi} + 0.5 H_{Bw}) \quad (3-24)$$

이상의 저항성분을 모두 더한 Enkvist(1972)의 빙저항 식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned}
R = & 5.84 \left( \frac{\sigma_f}{E} \right) B h \sigma_f (l + n_{fs} n_{fc}) \\
& + \rho_{\Delta} g B h (\bar{s} + f C_{WF} \overline{F \sin \beta} L_E) \\
& + V^2 B \tan^2 \phi \rho_i (h + 0.218l) (1 + n_{fs} n_{fc}) \\
& + \frac{n_f \psi + n_f \theta}{2} B l \rho_w g (0.167l \overline{\sin \psi} + 0.5 H_{Bw})
\end{aligned} \tag{3-25}$$

앞서 언급한 바와 같이 Enkvist는 이를 실선자료와 비교한 결과 식(3-14)와 같은 세 개의 항으로 표현되는 경험식을 제시하였다. 식(3-25)에서 마지막의 ventilation 효과를 무시한 것으로 볼 수 있다.

$$R = C_1 B h \sigma + C_2 B h T \rho_{\Delta} g + C_3 B h \rho_i V^2 \tag{3-14}$$

한편 식(3-14)를 무차원화하고 차원해석법을 도입하여 다음과 같은 식을 얻었다.

$$\frac{R}{B h T \rho_{\Delta} g} = [1 + C_f(f)] \left\{ C_{\sigma} \left( \frac{\sigma}{T \rho_{\Delta} g}, \frac{T}{h} \right) + C_s + C_V \left( \frac{V}{\sqrt{gT}}, \frac{T}{h} \right) \right\} \tag{3-26}$$

여기서  $C_f = k f$  는 상수와 마찰계수의 곱으로 가정한 무차원 함수이다. Enkvist는 저속 ( $V \approx 0$ ) 에서 모형시험을 함으로써 속도의존항을 분리시켰고 또한 미리 톱으로 잘라놓은 얼음(pre-sawn ice,  $\sigma = 0$ )을 사용하여 중력항을 분리시킬 수 있었다. 따라서 위 식에서 세 가지 항 사이의 상대적인 중요성을 규명할 수 있었다. 그는 모형시험의 결과가 실선자료와 잘 맞도록 하기 위해  $C_f = 0$  을 가정하고 가장 잘 맞는  $C_{\sigma}$ ,  $C_s$ ,  $C_V$  의 값을 결정하였다. 그는 또한 서로 다른 마찰계수를 사용하여 모형시험을 한 뒤  $C_f = k f$  에서  $k$  를 결정하였다. 그리고는  $C_{\sigma}$  에  $\sigma_s E_m / \sigma_m E_s$  를 곱하였다. 여기서  $m$  과  $s$  는 각기 모형(model)과 실선(full-scale)을 의미한다. 모형빙은 실제 얼음에 비하여 탄성계수값이 너무 작기 때문에 모형빙에서는 빙과피항이 너무 높게 계산되므로 크게 감소시켜야 한다. 실선에 대한  $f$  값을 가정한 뒤 모형시험의 결과로부터  $C_f$ ,  $C_s$ ,  $C_V$  를 구하고 식 (3-26)을 이용하면 실선에 대한 빙저항  $R$  을 계산할 수 있다. 실선에 대한  $f$  값을 0.3 으로 선택하면 실선자료와 모형시험이 잘 일치하는 것을 알 수 있었다.

후에 Enkvist(1983)는 이러한 모형시험 기술을 16척의 실선에 적용하였고 이들 시험자료로부터 실선에 대한 순수 빙과피 항이 전체 빙저항의 40-80% 라는 처음 예상했던 것보다 큰 결과를 얻었다. 아울러 작은 쇄빙선일수록 이 비율이 크다는 것을 알았다. Poznyak and Ionov(1981)은 모형시험을 통하여 중간 크기의 쇄빙선에 대하여 빙과피항은 전체 빙저항의 약 40% 그리고 마찰항은 전체 빙저항의 약 30% 정도인 것을 밝힌 바 있다.

Johansson and Mäkinen(1973)은 Enkvist(1972)의 해석방법을 9척의 bulk carrier 모형시

험에 응용하였는데 그 결과는 다음과 같다.

1. 선수각을 82°에서 20°로 감소하면 약 60% 빙저항이 감소한다.
2. 길이가 38% 증가하면 약 30%의 빙저항이 증가하며 길이가 38% 감소하면 약 10% 빙저항이 감소된다.
3. 폭이 38% 증가하면 약 40%의 빙저항이 증가하며 폭이 27% 감소하면 약 35% 빙저항이 감소된다.

### 3.2.5 Milano(1973, 1975)

Milano(1973)는 빙판에서의 선박 성능을 예측하기 위하여 순수 이론적인 방법을 사용하였다. 그는 선박이 평탄빙을 통과하기 위하여 필요한 에너지에 관심을 두었다. 이 에너지는 어느 정도 빙판 두께에 의하여 결정된다고 볼 수 있다. 그의 이론은 한 쇄빙사이클에 대하여 선체와 빙판과의 상호작용을 다음 다섯 가지 현상으로 구성된다는 가정을 기초로 두꺼운 빙판의 연속쇄빙 시 소모되는 전체 에너지를 추정하였다.

$E_1$  = 수로에 떠있는 빙편을 밀어내는 에너지

$E_{21}$  (또는  $E_{22}$ ) = 빙판에 충돌하여 이것을 깨기 위한 에너지

$E_3$  = 선체가 빙판위로 올라갈 때 잃는 에너지

$E_4$  = 선체가 내려가는 충분한 힘에 의해 빙판이 깨질 때 드는 에너지

$E_5$  = 선박이 전진하며 빙편을 침하시키는 에너지

한 쇄빙사이클 간에 선체의 운동에 의해 소모되는 전체 에너지는

$$E_T = E_1 + E_{21} + E_3 + E_4 + E_5 \quad (3-27)$$

Milano는 위 식의 각 항에 대하여 해석적인 방법을 통해 대단히 명료한 표현식을 유도하였고 이를 쇄빙선 Mackinaw(Edwards et al., 1972)의 자료와 Wind class 선박인 Staten Island 및 Raritan과 비교하였다. 이 결과는 Fig. 3-13(a) 및 Fig. 3-13(b)에 도시된 바와 같이 훌륭한 상관관계를 나타내고 있다. 그 역시 무차원 해석법을 사용하였고, 아울러 모든 통상적인 쇄빙선 및 대형의 북극해용 쇄빙선의 전체 빙저항을 계산할 수 있는 설계도표도 제안하였다.

Milano는 자신의 이론에 대한 설명으로 Fig. 3-18에 나타난 바와 같이 빙판의 파괴모형을 고안하였다. 최초 선수부의 충격으로 빙판에는 270° 범위 내에서 반경방향 균열이 발생한다. 반경방향 균열은 썩기각 67.5°인 빙판을 형성하며 그 후 원주방향 균열이 발생하면서 빙판은 깨어진다. Milano는 처음 이론식을 발표하였고 그 후 모형시험과 실선시험 자료를 기초로 이론을 수정 보완하였다.



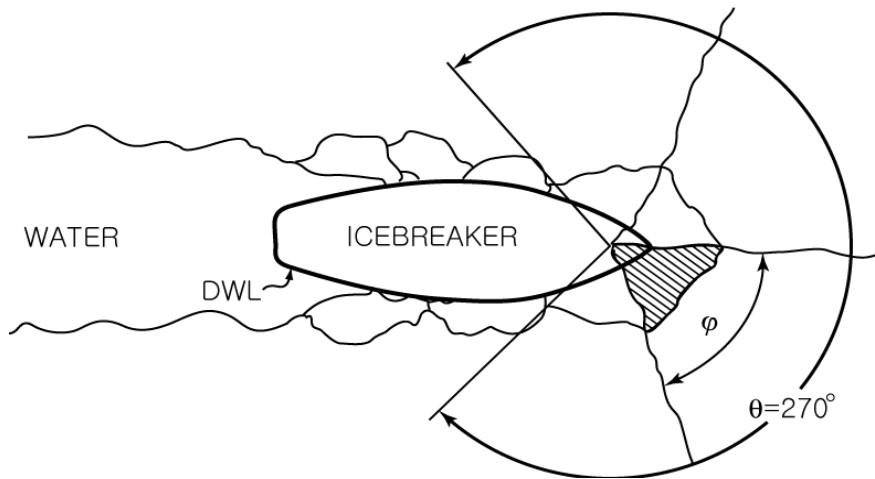


Fig. 3-18 Typical icebreaking pattern and side cusps

Milano(1975)는 선박과 빙판에 관한 여러 가지 변수를 변화시키며 자신의 빙저항 모델에 대한 영향을 상세히 검토하였다. 그는 선박의 속도의 영향에 주목하였는데, 특히 Fig. 3-19에서 보이는 소위 “Milano Hump” 로 알려진 복잡한 현상을 잘 설명해주고 있다. 그의 설명에 따르면 hump 현상은 식(3-27)의 각 에너지 항이 나타내는 독특한 빙파괴 메커니즘과 관계가 있다. 간단히 설명하자면, 처음에 저속에서 빙저항이 급상승하는 것은 분쇄(crushing)에 의해 선박 주위의 빙판이 반달모양(ice cusp)으로 깨어지기 때문이며 그 결과 선박의 모든 충격에너지가 흡수된다. 속도가 증가함에 따라 충격에너지가 모두 흡수되기 전에 선박 주변에는 썩기 모양의 방사형 균열이 형성되며 빙판이 깨어지기 시작한다. 그 결과 상당히 감소된 충격에너지가 Fig. 3-19의 저항-속도 곡선에서 보이는 hump로 나타난다.

이러한 충격에너지의 감소는 속도가 약 1.8 m/s (6 ft/sec)를 넘어서면서 다시 증가로 돌아선다. 즉 이 순간부터는 선박의 양쪽 측면과 선수부의 썩기형 빙판들이 굽힘에 의해 깨어진다. 속도가 약 2.7 m/s (9 ft/sec) 까지 증가하는 동안 선박의 전체 빙저항은 속도의 함수로 증가한다. 이 속도 이하에서 선박은 빙판에 충돌한 뒤 빙판 위에 올라서며 빙판이 깨어질 때까지 선박의 흡수와 트림이 변하게 된다. 그리고 빙판이 깨어지면 선박의 흡수와 트림은 아직 깨어지지 않은 빙판과 새로이 충돌하기 전에 시간이 충분히 원상태로 돌아갈 수 있다. 그러나 속도가 2.7 m/s 를 넘으면 처음 흡수와 트림 상태로 돌아가기 전에 깨어지지 않은 빙판과 충돌하게 된다. 따라서 다음 번 빙파괴가 일어나기 까지 선박은 처음만큼 하강 혹은 상승하지 않는다. 그 결과로 선박의 빙저항은 감소하고 Fig. 3-19와 같은 hump가 발생한다. 속도가 더욱 빨라지면 관성력의 영향이 지배적이 되며 전체 빙저항은 속도의 함수로서 현저하게 증가한다. 이와 비슷한 많은 실험자료가 다른 연구자들에 의하여도 발견된 바 있다 (Tatinclaux, 1984; Schwarz, 1977; Narita and Yamaguchi, 1981).

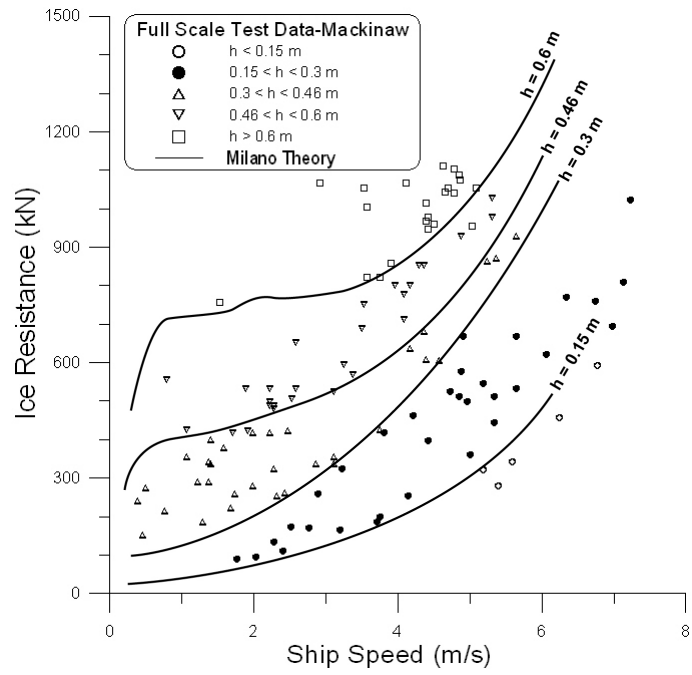


Fig. 3-19 Plot of total resistance versus ship speed as a function of ice thickness for USCG Mackinaw showing correlation with full-scale test data points (Milano, 1975)

Milano(1975)는 선폭, 방형계수(block coefficient), 수선면계수(waterplane coefficient), 길이 등과 같은 선체 관련 변수들을 변화시켜 가면서 예상되는 빙저항의 경향을 살펴보았고 또한 마찰계수, 인장강도, 압축강도와 같은 얼음의 특성을 변화시켜 가면서 빙저항의 변화를 살펴보았다.

한편 Milano(1980)은 예전 이론들에 기초하여 자료를 재해석 하였고 쇄빙선 Polar Star와 Katmai Bay(Vance, 1980)에서 얻어진 실선자료와 모형시험 자료를 그의 해석적인 예측을 비교하였다. 후에 Milano(1982)는 다른 많은 모형시험과 실선시험 자료와 또 한 번 그의 이론을 비교할 기회를 가졌고 역시 앞서의 결과들과 유사한 수준으로 일치함을 보여주었다.

### 3.2.6 Vance(1975, 1980)

Vance(1975)는 모형시험 및 실선자료(Mackinaw, Moskva class, Finncarrier, Staten Island 및 Ermak)로부터 선체 빙저항에 대하여 다음과 같은 최적회귀 방정식(regression equation)을 얻은 바 있다.

$$R = C_s \rho_w g B h^2 + C_b \sigma B h + C_v \rho_i V^2 L h^{0.65} B^{0.35} \quad (3-28)$$

여기서  $C_s$  = 압침저항계수 (submergence coefficient)

$C_b$  = 쇄빙저항계수 (breaking coefficient)

$C_v$  = 속도저항계수 (velocity coefficient)

위 식의 각 항은 빙판의 침수 및 중력 성분, 순수 쇄빙저항, 그리고 속도에 관계하는 성분을 나타낸다.  $L$  = 선박의 길이, 그리고  $C_s$ ,  $C_b$ ,  $C_v$  = 경험적으로 결정되는 상수이다.

Fig. 3-20은 3 가지의 빙판 두께에 대한 빙저항 결과를 보여주고 있다. Mackinaw의 실선 자료(FS)가 (FSR, full-scale regression)과 일치하고, 모형시험 자료와 (MSR, model scale regression)이 일치함을 보여주고 있다. 한편 Vance(1975)는 자신의 공식을 Mackinaw 자료에 대한 Lewis and Edwards 및 Milano의 공식과도 비교하였다 (Fig. 3-21). 동일한 선박의 실험결과지만 Vance의 결과치가 가장 잘 맞는 것을 볼 수 있다. 하지만 Vance는 적설 (snow cover)의 영향은 고려하지 않았고 각 항의 계수  $C_s$ ,  $C_b$ ,  $C_v$  에는 마찰이 포함되어 있지만 마찰의 영향이 어느 정도인지 가늠하는 것은 불가능하다.

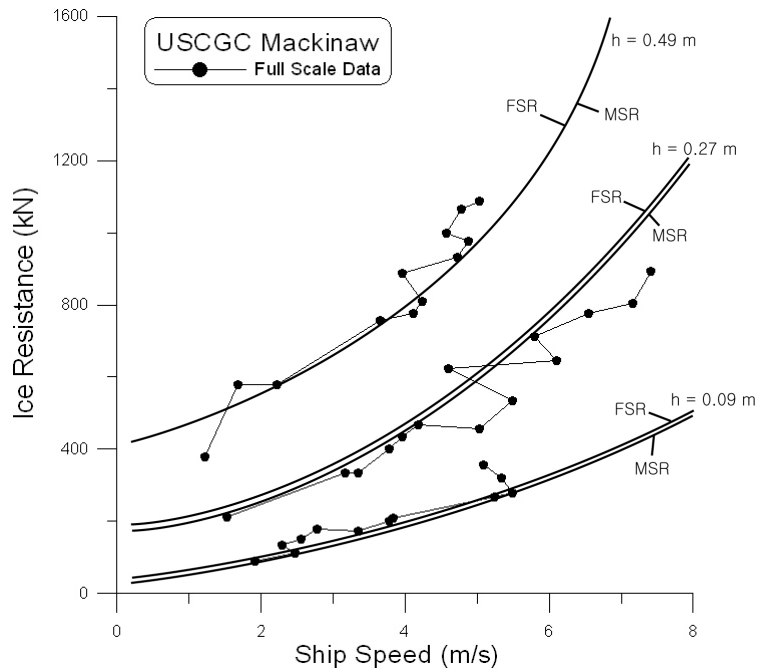


Fig. 3-20 Analysis of Mackinaw data (Vance, 1975)

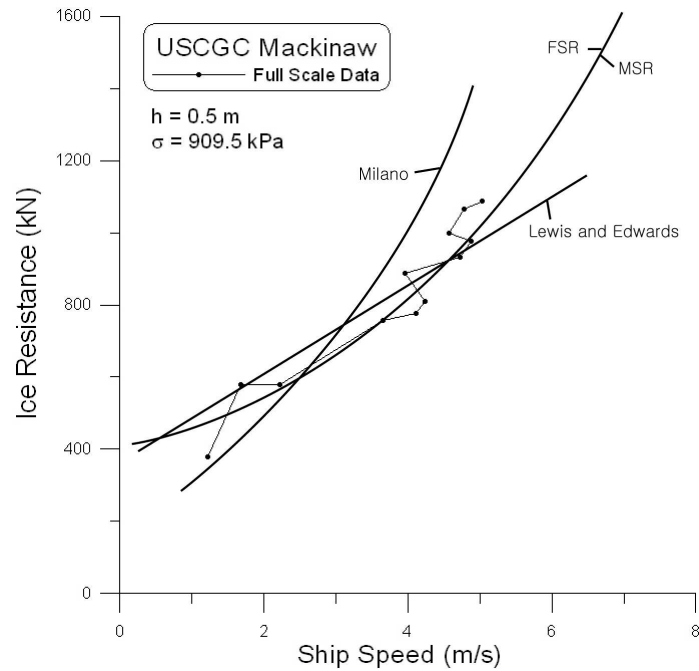


Fig. 3-21 Comparison of Mackinaw resistance data (Vance, 1975)

### 3.2.7 기타 빙저항 산정식

Crago et al.(1971)은 11척의 쇄빙선에 관한 모형시험을 왁스형 얼음에서 수행하였으며 간단한 선수부 형상과 빙판에 작용하는 수직하중을 고려함으로써 쇄빙능력에 대한 이론식을 다음과 같이 유도하였다.

$$\frac{h\sqrt{\tau}}{\sqrt{T}} = \frac{1.53}{\sqrt{\tan(i+\beta)}} \quad (3-29)$$

여기서  $\tau$  = 얼음의 인장강도

$T$  = 추력

$i$  = 선수각

$\beta = \tan^{-1}f$ ,  $f$  는 마찰계수

Fig. 3-23에 그가 제안한 식을 이용한 추력 계산결과가 나타나 있다. 한편 그들은 캐나다의 쇄빙선 Wolfe의 실선자료와 비교하였는데 왁스형 얼음에서 모형시험의 결과는 실선자료와 많은 차이가 있으나 새로운 모형빙을 사용하여 시험한 결과는 서로 일치하고 있다. 하지만 그들의 공식에서는 단순히 빙파괴항 (ice breaking term)만 고려하였고 빙판의 침수 등 다른 항은 무시하였기 때문에 모형시험과 실선자료에 많은 차이가 있다고 볼 수 있다. 그들은 정마찰계수 및 동마찰계수의 값을 다음과 같이 사용하였다.

$$f_s = 0.30-0.35 \quad f_k = 0.07-0.23$$

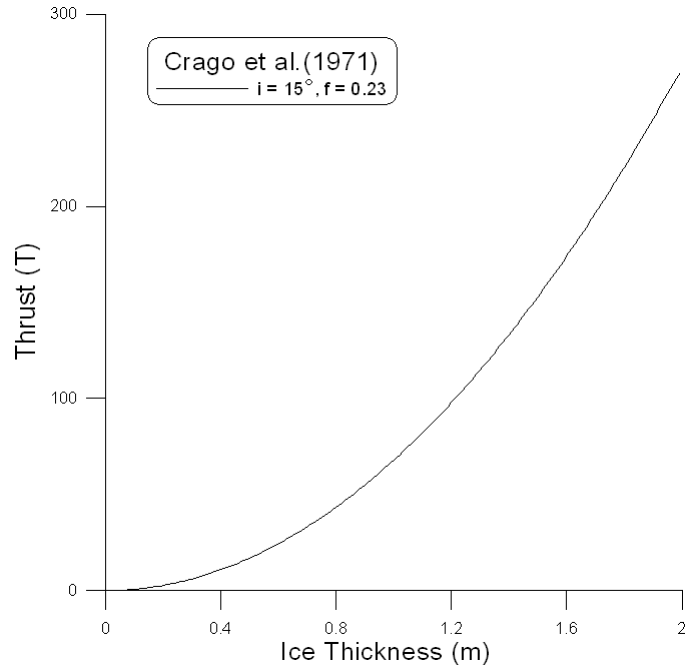


Fig. 3-22 Thrust versus ice thickness data derived by Crago et al.(1971)

Levine et al.(1974)은 오대호 지역의 석탄 운반과 북극의 원유 수송을 위한 쇄빙상선 (icebreaking cargo vessel)의 빙저항을 줄이는 방법에 대해 연구하였다. 그들은 9개의 모형에 대해 실험을 하였는데 이 모형의 모선은 선수각 82° 인 Edward L. Ryerson이었다.

그들은 두 곳에서의 모형시험을 기술하였는데 Wartsila Ice Model Basin과 ARCTEC Ice Model Basin(AIMB)이 그것이다. 그들 역시 전체 빙저항을 빙과괴항, 침수항, 속도의존항의 세 개로 가정하였다. 하지만 Wartsila에서는 다른 두 항에 비해 실선시험 저항이 작기 때문에 빙과괴항을 무시하였다. 선박의 흘수 역시 그 당시에는 연구되지 않았기 때문에 빠져 있다. Wartsila에서는 다중회귀분석을 통해 다음과 같은 실선 저항식을 유도하였다.

$$R_{ice} = Bh^2 \rho_{\Delta} g C_{\mu} (C_s + C_v) \quad (3-30)$$

여기서  $C_{\mu} = [1.0347 + 0.009087\phi + 0.0000445(\frac{L}{B})]$

$$C_s = [60.64\phi^{-0.72571} \times (\frac{B}{h})^{(0.000679\phi + 0.14115\sqrt{L/B})}]$$

$$C_v = [20068.3\phi^{-1.77088} \times (\frac{v^2}{Bg})^{0.77867\sqrt{B/L}} \times (\frac{B}{L})^{0.0144\phi}]$$

$L$  = 수선면에서의 길이

$B$  = 수선면에서의 폭  
 $\rho_{\Delta}$  = 얼음의 밀도와 물의 밀도의 차  
 $\phi$  = 선수각, deg

하지만 식(3-30)은 몽툰한 선수 형태의 선박에서 빙저항을 계산할 때 사용된다. 오대호의 전통적인 bulk carrier는 80° 혹은 그 이상의 선수각을 가지고 있고 이러한 선박은 실선 시험에서 분쇄, 좌굴, 굽힘모드에 의해 빙파괴가 일어난다. 이러한 조건은 모형시험에서는 재현할 수가 없고 대부분의 회귀분석을 통한 자료는 굽힘모드에 의해 얼음이 파괴되는 경사각을 갖는 선수에 기초하고 있기 때문에 모형자료는 사용할 수가 없다.

두 번째 ARCTEC에서의 모형시험에서는 빙저항에서의  $L/B$  변화를 결정하는 데 주력했다. 그 결과는 다음과 같다.

$$R = 1.5767\rho_w g B h^2 + 0.9114\rho_w g L h^2 + 3.1059\rho_w B h v^2 + 0.0252\sigma_f B h \quad (3-31)$$

식(3-31)은 다음의 조건일 때 30°의 선수각에 대해 적용한다.

$$\begin{aligned}
 2B &\leq L \leq 8B \\
 0.17\sqrt{gh} &\leq v \leq 2.63\sqrt{gh} \\
 34\rho_w gh &\leq \sigma_f \leq 289\rho_w gh
 \end{aligned}$$

Fig. 3-23(a)와 Fig. 3-23(b)에는 전장 304.8 m, 폭 32 m의 가상선박에 대해 식(3-30)와 식(3-31)을 이용하여 빙저항을 계산한 결과가 나타나 있다.

Bulat(1982)는 평탄빙에서의 빙저항에 관한 적설층의 효과를 연구하였다. 그는 Pierre Radisson, Franklin, Staten Island, Mackinaw, Wolfe 등 5척의 실선자료를 사용하여 무차원화된 저항증가량을 나타내었다. 그는 선체형상이 적설층 때문에 선박성능에 영향을 끼치는 증거는 없다고 하였고, 속도가 감소하고 적설층이 증가하며 빙판의 두께가 감소하면 상대적으로 저항은 증가한다고 결론지었다.

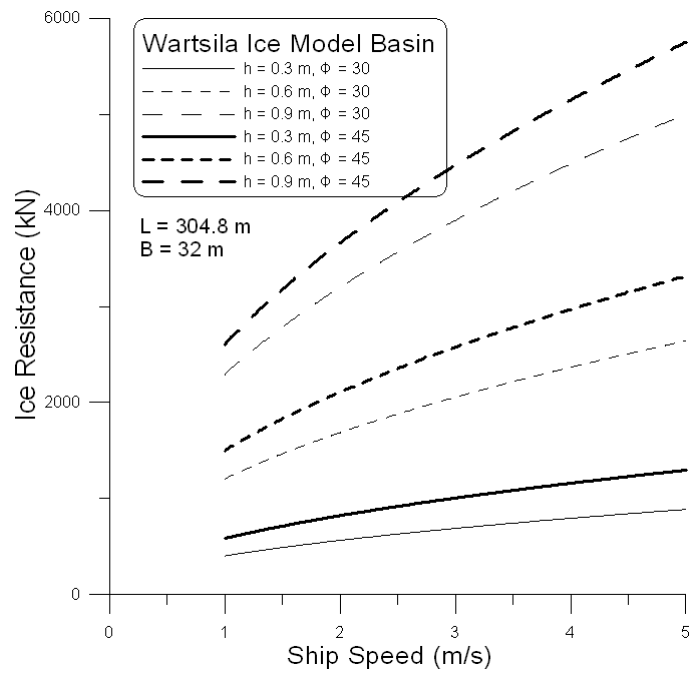


Fig. 3-23(a) Estimated icebreaking resistance of a 60,000 DWT bulk carrier

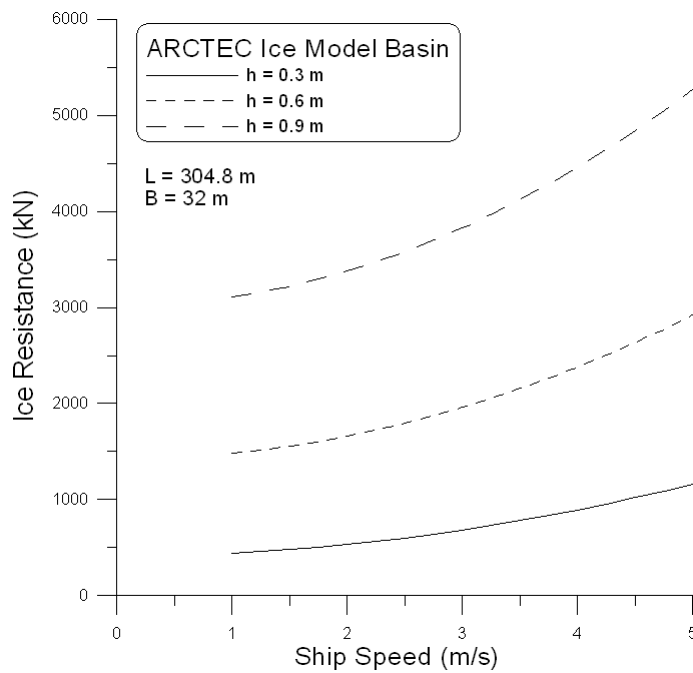


Fig. 3-23(b) Estimated icebreaking resistance of a 60,000 DWT bulk carrier

Carter(1983) 역시 평탄빙에서의 빙저항을 추산하기 위하여 이론적인 접근방법을 사용하였다. 그는 최대 빙저항  $R_T$  에 대하여 다음과 같은 식을 유도하였다.

$$R_T = R_{is} \left(1 + \frac{0.4 V^2 l^2}{\sigma h^2}\right)^{1/2} \left(\frac{\sigma + \sigma_0}{\sigma}\right) + \sigma_0 h (2L - L^*) f + 900 h_s \quad (3-32)$$

여기서  $R_{is} = R_1 + R_2$  으로서  $R_1$  은 선수부에 의한 저항이고  $R_2$  는 선측부에 의한 저항을 각각 나타낸다.

$$R_1 = 0.5438 \left(\frac{\pi}{2} - \theta\right) \left(\frac{\sin\theta \sin\beta + f \cos\beta}{\sin\theta \cos\beta - f \sin\beta}\right) \sigma h^2$$

$$R_2 = 0.75 \sigma h^2 \frac{B}{l} \left(\frac{1 + 2\cos\beta}{(\sin\theta + \cos\theta)(1 + 2\sin\gamma)}\right) \times \left\{ \tan\beta + f \left(\frac{L^*}{B} \frac{2}{1 + 2\cos\beta} + 1.732 \tan\beta\right) \right\} \quad (3-33)$$

식(3-32)에서  $\left(\frac{\sigma + \sigma_0}{\sigma}\right) + \sigma_0 h (2L - L^*) f$ 는 평면내의 빙압력에 의한 추가적인 저항이고,

$900 h_s$  [kN] 는 적설층에 의한 저항을 나타낸다.  $h_s$  는 적설층 두께 [m] 이다.

여기서  $\frac{L^*}{2}$  = 선수부로부터 선박의 최대 폭까지의 길이

- $l$  = 빙판의 특성길이
- $\beta$  = 선수각
- $\gamma$  = 최대폭에서의 flare angle
- $\theta$  = bow opening angle
- $f$  = 마찰계수
- $\sigma_0$  = 평면 내의 추가적인 빙압력

Carter는 깨어진 빙판의 회전이나 침수효과가 너무 작아, 관성력과 부력을 완전히 무시하였다. 그의 공식에서 전체 에너지의 감소는 빙판의 파괴 시 굽힘이나 좌굴, 또는 분쇄(crushing)로 인하여 흡수되는 에너지와 같다고 가정하였다. 그러나 Enkvist(1972) 등이 모형시험을 한 바에 의하면 이러한 가정은 받아들일 수 없지만, 그럼에도 불구하고 Carter는 쇄빙선 Pierre Radisson 의 자료(Fig. 3-24)와 같이 6척의 쇄빙선에 대해 비교적 잘 맞는 결과를 얻었다.



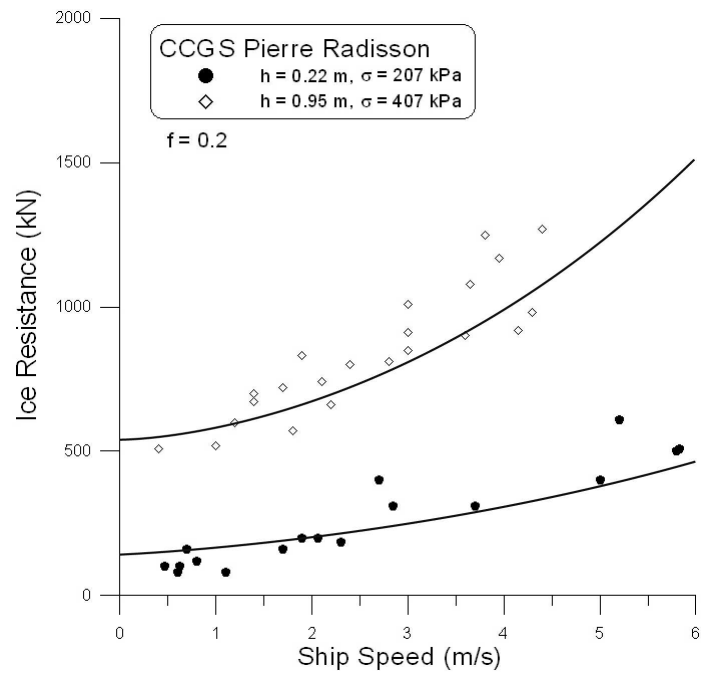


Fig. 3-24 Predicted icebreaking resistance for CCGS Pierre Radisson

Tatinclaux(1984)는 Katmai Bay의 2개 모형선을 가지고(축척 1:10 및 1:24) 평탄빙 및 유빙군 속에서 저항시험을 하였다. 그는 평탄빙에서의 무차원 빙저항이 2개의 모형선에서 근본적으로 동일하였고 축척에 따른 영향은 없다는 것을 발견하였다. 그러나 Newbury and Williams(1986)은 R-class 쇄빙선의 모형에 대하여 같은 실험을 수행한 결과 축척에 따른 영향을 발견하였고 그 이유로 두 모형선의 마찰계수가 상이했기 때문이라고 결론지었다. Tatinclaux의 평탄빙과 유빙군 속에서의 빙저항을 침수-관성력 성분과 쇄빙파괴 성분으로 나누었다. 기대했던 바와 같이 쇄빙파괴 성분은 Cauchy수( $\sigma/\rho_w h$ )에 비례하는 것을 알 수 있었고 Froude수( $V/\sqrt{gh}$ )에 의한 영향을 받는 것도 발견하였다. Fig. 3-25와 같이 Froude 수 0.4-0.5에서 빙저항에 급격한 변동이 있음을 알 수 있다. 이러한 거동은 모형선의 pitching 및 heaving 진폭에서의 관측되는 변화와 동일한 것이고 앞서 언급한 Milano hump와 동등한 것일 수도 있다.

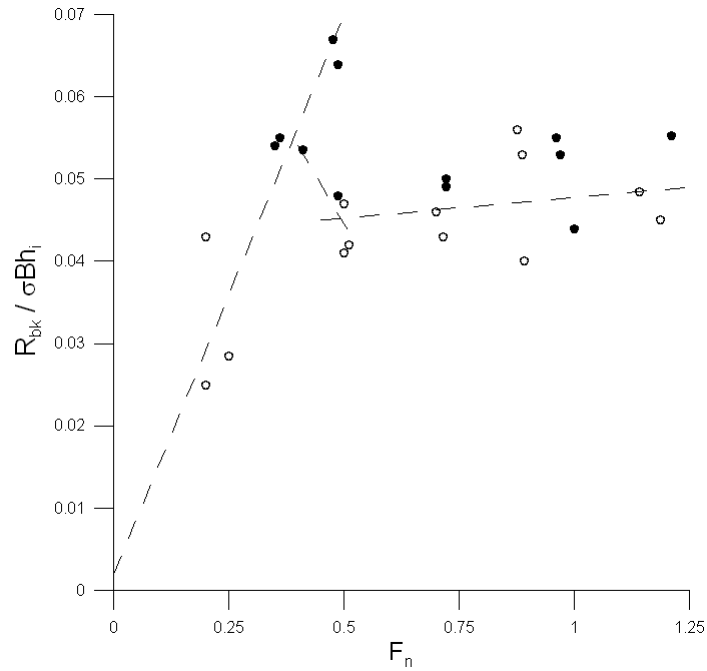


Fig. 3-25 Plot of  $R_{bk}/\sigma B h_i$  as a function of  $F_n$  for Katmai Bay model test (Tatinclaux, 1984)

Kotras et al.(1983)은 전체 빙저항에 대한 경험식을 다음과 같이 제시하였다.

$$R_{ice} = R_B + R_{Bf} + R_T + R_{Tf} + R_s + R_{sf} \quad (3-34)$$

여기서  $R_{ice}$  = 선박의 전체 빙저항

$R_B, R_{Bf}$  = 평탄빙의 파괴에 따른 수직력 및 마찰저항

$R_T, R_{Tf}$  = 빙편을 회전시키는 데 따른 수직력 및 마찰저항

$R_s, R_{sf}$  = 빙편을 잠수시키는 데 따른 수직력 및 마찰저항

식(3-34)에는 경험적으로 결정해야 할 4개의 계수를 포함하고 있는데 이들 계수들은 Katmai Bay, Mackinaw, Pierre Radisson, Staten Island 및 Manhattan의 실선자료로부터 결정되었다.

Baker and Nishizaki(1986)는 북극해용 bulk carrier인 MV Arctic에 대한 새로운 선수형상을 설명하면서 타 연구자들이 수행한 모형시험의 결과와 비교하였다. MV Arctic은 1978년에 Arctic Class 2 선박이었지만 선주의 요구로 1985/86년에 선수형상 변화와 Arctic Class 4 로의 업그레이드를 하게 된다. 새로운 선수형상의 설계를 위해 일련의 광범위한 빙 모델 수조실험이 행해지는 데 Arctec Canada Ltd.(ACL), HSVA, WARC에서 각각 모형시

험이 수행되었다.

새로운 선수형상은 얼음 및 선체의 변수에 민감한 빙저항식과 선수부, 플레어, 수선면각 (waterline angles)의 해석을 사용하여 설계되었다. 수많은 빙저항식이 MV Arctic의 실선 거동 연구와 함께 조사되었고 그 결과식은 다음과 같다.

$$R_T = 1.771\mu_{12}^{0.965} L^{1.036} h^{1.5} + 1.095 C_{bf}^{2.92} v h^{1.436} + 7.59\sigma^{0.75} h + 3.342v^{2.5} \quad (3-35)$$

여기서  $R_T$  = 전체 빙저항(N)

$\sigma$  = 빙의 굽힘강도(kPa)

$C_{bf}$  = forward block coefficient

$\mu_{12}$  = 선체형상 마찰계수

식(3-35)는 다양한 선체형상 및 빙특성치들이 빙저항에 미치는 영향을 조사하기 위한 것이었고 선체형상에 좀 더 주안점을 두었다. 식(3-35)에서  $C_{bf}$ 나  $\mu_{12}$  등의 계수가 이러한 선체형상을 나타내는 데 설계 목적에는 그다지 부합하지 않는 것으로 판단되었다.

한편 플레어각 및 수선면각이 빙저항에 미치는 영향을 조사하기 위해 무차원의 선수부 길이와의 비교를 통해 새로운 선수부 형상을 설계하고자 하였다. 이 과정에서 새로운 선체형상으로, 광범위한 빙해역 및 개수로 시험을 하기 위해 선수부 설계를 맡았던 Melville사의 이름을 따서 “Melville bow”가 결정되었다.

결정된 Melville bow에 대하여 모형시험이 수행되었는데 먼저 ACL에서 예상했던 선수의 거동이 알려져 있는 실선 계측치와 일치하지 않았다. 그 결과로 추가적인 모형시험이 필요했고 독일의 HSV와 핀란드의 WARC에서 모형시험이 행해졌다.

ACL은 선형회귀분석에 의해 두 개의 선수형상에 대해 다음과 같은 실선 빙저항 예측식을 얻었다.

$$\text{Old bow form : } R = 0.001166\sigma h^2 + 0.1504vh + 0.5167h \quad (3-36)$$

$$\text{New bow form : } R = 0.00008385\sigma h + 0.1525vh + 0.5517h^2 \quad (3-37)$$

여기서  $v$  = 선속(knots)

$h$  = 빙두께(m)

$\sigma$  = 얼음의 굽힘강도(kPa)

$R$  = 빙저항(MN)

HSVA에서 수행된 빙수조 시험에서는 모형이 완전히 자유로운 상태의 자가추진 (self-propelled) 시험이 있었다. 실선 빙저항 예측은 표준 Froude 관계를 이용하여 각각의 모형시험 자료를 확장함으로써 얻었다. WARC는 빙저항, 자가추진, 충격시험을 빙수조에서 수행하였다.

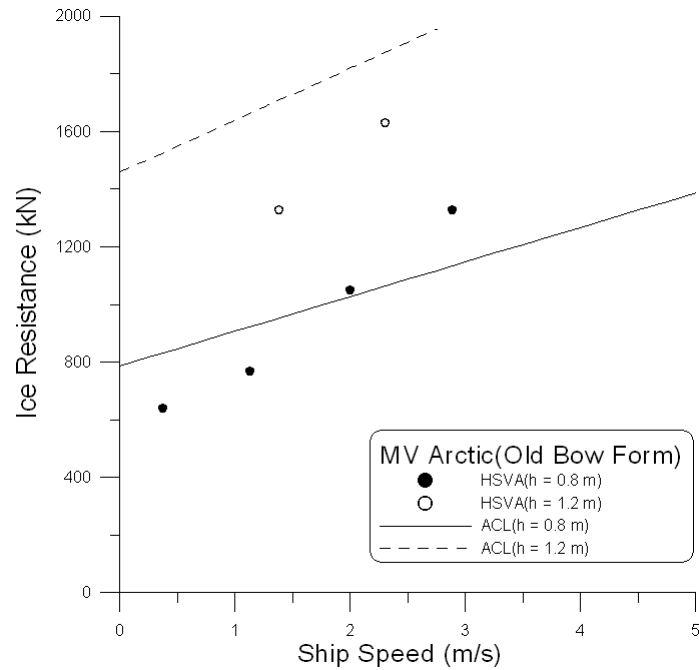


Fig. 3-26 Comparison of full-scale predictions from ACL, HSVA for MV Arctic old bow form(Ice strength = 500 kPa).

Fig. 3-26은 MV Arctic의 Old bow form에 대하여 HSVA의 모형시험 결과를 실선으로 확장한 자료점과 ACL에서 내놓은 실선 빙저항 예측치를 서로 비교해 놓은 결과이다. 서로 간의 빙모델 혹은 해석방법의 차이로 인해 너무 넓게 분산이 되어있는 것을 볼 수 있다. Fig. 3-27은 Meville bow form에 대한 결과이며 Fig. 3-26과 마찬가지로 분산이 되어있는 것을 볼 수 있다. 하지만 선수형상의 변화에 따른 빙저항의 크기는 줄어든 것을 볼 수 있다.

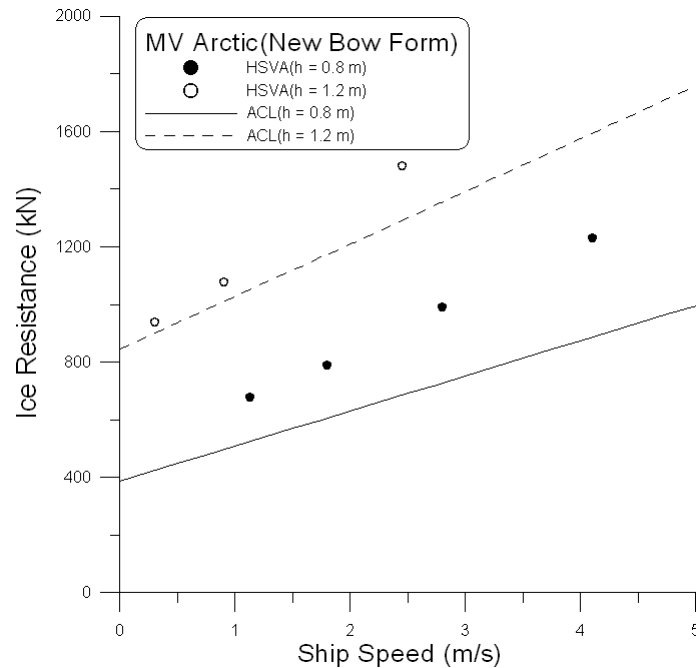


Fig. 3-27 Comparison of full-scale predictions from ACL, HSVA for MV Arctic Melville bow form(Ice strength = 500 kPa).

1980년대에는 쇄빙선의 설계에 있어서 비전통적인 선수형상과 구조가 나타났다. 대부분이 약 20°의 낮은 선수각을 가지며, 선수형상도 숟가락 모양(Canmar Kigoriak, Robert Lemeur)이나 Thyssen-Waas 선수(Max Waldeck, Mudyug) 등이 있다. 그러나 실선시험 또는 모형시험에 대하여 상세한 연구는 별로 발표된 것이 없었다(Churcher et al., 1981; Ghonheim et al., 1984). Hellman(1982)은 Max Waldeck 를 Thyssen-Waas선수형으로 개조하기 전후의 모형 및 실선시험을 수행하였는데, 모형시험에서 저항이 약 25% 감소하며 속도는 100% 증가함을 보여주었다. 실선자료도 만족스러운 정도로 일치하였다.

Enkvist and Mustamäki(1986)는 원형 선수, 사각형 선수 및 Mudyug의 개조하기 전 선수를 모형시험을 통해 서로 비교하였는데 그중 원형 선수가 가장 저항이 작았다. 또한 선수부에서의 분쇄과괴에 의한 저항은 전체 빙저항의 20-40% 라는 것을 보였다. 선수부 전방의 빙판을 잘라 없애버리고 실험할 때 저항이 이 크기만큼 감소하였다. 이것은 낮은 선수각의 중요한 장점이라고 볼 수 있다. 한편 그들은 실물 크기의 시험용 선수를 만들어 쇄빙선 Protector에 부착하였다. 평탄빙에서 Protector의 실선시험은 그 성능이 상당히 개선되었음을 보여주었다. 그러나 1년생 빙맥에서의 성능은 전통적인 선수와 비슷하다고 결론지었다. 그들은 Protector의 선수부에 실물 크기의 철판을 2개 설치하여 마찰력을 계측하였는데, 저압판에서는  $f = 0.16-0.26$  그리고 고압판에서는 0.05-0.13를 얻은 바 있다.

Zahn et al.(1987)은 평탄빙에서 Mobile Bay의 MSGCG Mackinaw에 의한 실선 예인저항시험을 수행하였다. 시험이 진행되는 동안 17번의 예인저항시험과 31번의 자가추진 시험

이 수행되었다. 이와 같은 실험은 보통 수행하기가 어렵지만, 그들은 실선의 저항을 직접 측정하는 방법을 제시하고 있다. 측정된 빙저항 자료의 해석에서 상사법칙을 통해 유도된 무차원 변수들을 가지고 이전의 저자들과 유사한 형태의 식을 도출해내고 회귀분석을 통해 15개의 적당한 식을 찾아냈다. 그들이 제시한 예인저항 자료에 따른 빙저항 식은 다음과 같다.

$$\frac{R_i}{\rho_w g B h^2} = C_0 + C_1 \left( \frac{V^2}{gB} \right) \left( \frac{L}{h} \right)^3 \quad (3-38)$$

여기서  $C_0 = 4.25$ ,  $C_1 = 3.96 \times 10^{-5}$  이다.

Fig. 3-28는 식(3-38)를 이용한 빙저항 계산결과와 쇄빙선 Mobile Bay에 대한 실선시험 자료이다.

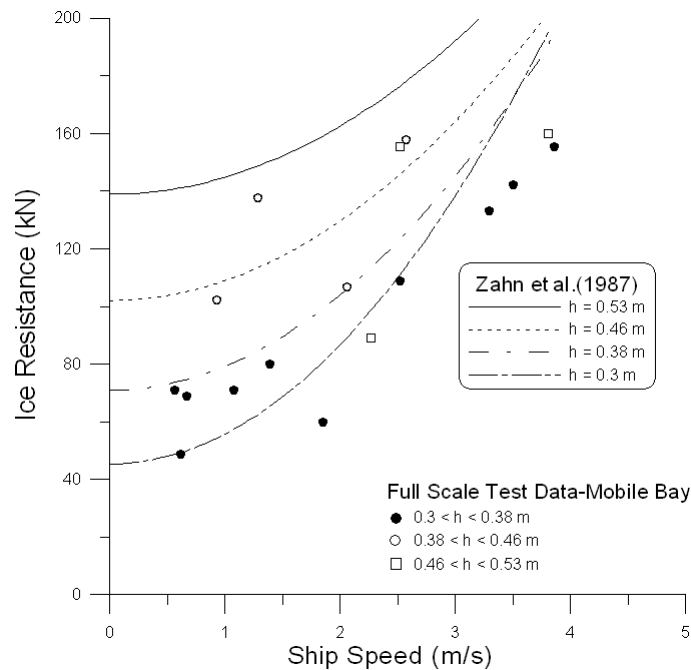


Fig. 3-28 Ice resistance versus ship speed data for Mobile Bay

그들은 또한 예전에 수행되었던 모형시험 및 실선시험과 비교한 결과를 보여주었는데 Fig. 3-29는 Vance(1980)가 1979년에 같은 140-ft WTGB 선박인 Katmai Bay를 가지고 실선시험을 통해 얻어낸 자료의 결과이다. Fig. 3-28과 비교해 보자면 아주 유사한 경향을 보이고 있고 속도에 따른 실선 자료점들의 경사도는 다소 잘 나타나 있다. 이것은 일정한 추력감소를 가정하였기 때문이다.

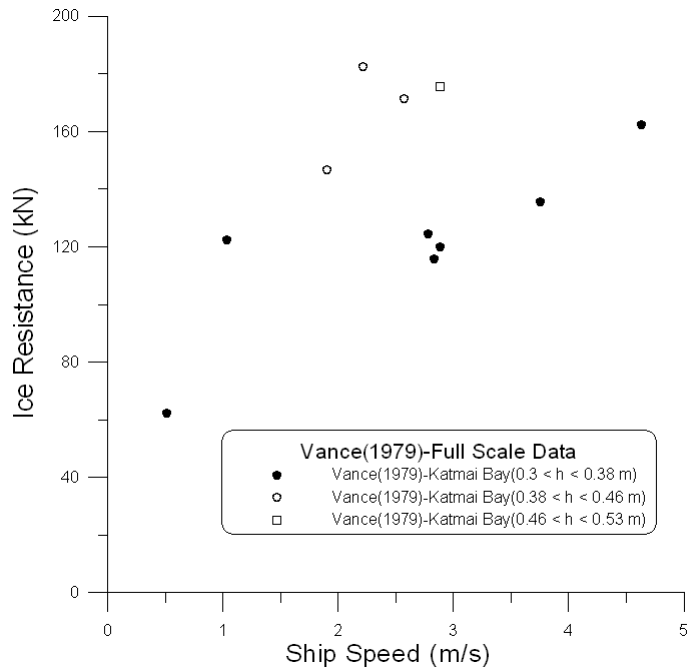


Fig. 3-29 Full-scale data for Katmai Bay

Keinonen et al.(1991)은 총 18척의 주요한 쇄빙선박의 거동에 대해 비슷한 환경과 선체 조건으로 보정되었던 시험자료들을 서로 비교하였다. 보정되었던 자료는 선박의 크기, 선체 조건, 일반적인 환경조건(온도/마찰 보정, 빙강도 보정, 해수의 염도 보정) 등이다. 모든 쇄빙선박에 대한 빙저항 자료가 다음의 빙환경 및 선박의 일반적인 값들로 보정되었다.

$$B = 19.25 \text{ m}$$

$$L_{WL} = 84.2 \text{ m}$$

$$T = 8.5 \text{ m}$$

$$\varphi = 25^\circ$$

$$\psi = 50^\circ$$

$$\sigma_f = 378 \text{ kPa}$$

...

한편 Keinonen et al.(1991)은 평탄빙에서의 빙저항 공식을 보정된 자료를 토대로 선수부가 서로 다른 선박에 대해 다소 복잡한 형태로 유도해 내었다.

뾰족한 선수 형태의 평탄빙 저항식

:

$$R_1 = 0.08 + 0.017 \times C_s \times C_h \times B^{0.7} \times L^{0.2} \times T^{0.1} \times H^{1.25} \times [1 - 0.0083 \times (t - 30)] \times (0.63 + 0.00074 \times \sigma_f) \times (1 + 0.0018 \times (90 - \psi)^{1.4} \times [1 + 0.004 \times (\varphi - 5)^{1.5}]) \quad (3-39)$$

등근 원형 선수의 평탄빙 저항식

:

$$R_1 = 0.015 \times C_s \times C_h \times B^{0.7} \times L^{0.2} \times T^{0.1} \times H^{1.5} \times [1 - 0.0083 \times (t - 30)] \times (0.63 + 0.00074 \times \sigma_f) \times (1 + 0.0018 \times (90 - \psi)^{1.6} \times [1 + 0.003 \times (\varphi - 5)^{1.5}]) \quad (3-40)$$

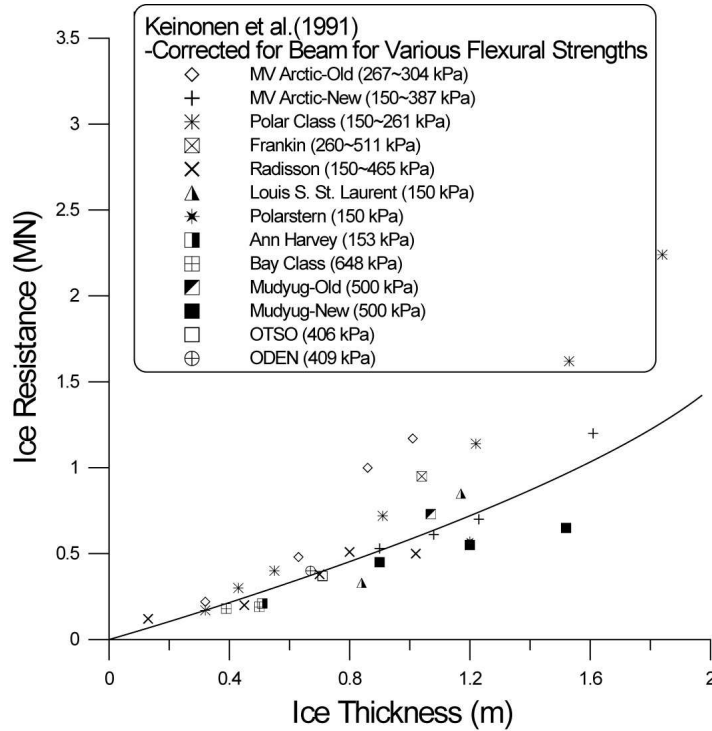


Fig. 3-30 Level ice resistance-1 m/s corrected for beam for various flexural strengths (Keinonen et al., 1991)

Fig. 3-30은 선박의 크기를 보정하여 평탄빙 두께에 대한 각 선박들의 빙저항 시험 자료 점들을 나타내고 있다. 보정한 값과 회귀선이 잘 일치하고 있어 그들이 주장한 방법도 가능하다는 것을 보여주었다.

1990년 이래 쇄빙선박의 발전에서 가장 주목할 만한 사항은 POD 프로펠러를 장착한 DAT(double acting tanker) 개념의 등장이다. 1990년 발틱해의 buoy 부설선 MV Seili에 장착된 1.3 MW POD 프로펠러를 이용하여 선수 방향으로의 개수로나 약한 빙상조건에서 운항하지만 겨울철 빙상조건이 심한 상황에서는 선미 방향으로 쇄빙 진행할 수 있도록 설계되었다. 전기추진의 Azipod는 360도 회전하여 모든 방향으로 최대 출력을 낼 수 있도록 설계되었다. 1993년에는 DWT 4800톤급의 다목적 쇄빙선인 Fennica가 건조되었는데  $L_{PP} = 116$  m, 21MW 2기의 Azipod 장치를 장착하고 최대 쇄빙성능 1.8 m 인 Fennica 는 여름철에는 해양지원선, 겨울에는 쇄빙선으로 활동하는 새로운 형식의 쇄빙선박이라 하겠다. 최근에는 (2003년) 16 MW Azipod를 장착한 10만6천톤급 쇄빙유조선이 일본에서 건조되어 핀란드 선주에 인도되었다. 이 배 역시 DAT 개념으로 설계된 것이다.



DAT 선박은 빙맥지역(ridge field)을 통과할 때도 충격쇄빙을 시도할 필요 없이 회전 가능한 Azipod의 흐름을 이용하여 천천히 빙맥대를 통과해 갈 수 있다. 발틱해 정도의 빙상 상태에서는 아주 적당한 효율을 발휘할 수 있는 것이다.

미국에서 가장 최근에 건조한 쇄빙선박은 남극보급 및 쇄빙연구선인 Nathaniel B. Palmer(1991년 건조)와 북극해용 연구/보급선인 USCGC Healy(2000년 건조)이다. Healy는 재래식의 선수와 재래식의 2축 프로펠러를 가진 선박으로서 3 knots의 속도로 1.37 m의 평탄빙을 연속쇄빙하도록 설계되었다.

Spencer and Jones(2001)는 캐나다 해안경비대(CCG)의 R-Class 쇄빙선에 대한 모형시험을 Tatinclaux et al.(1989)에 의해 수행된 모형시험과 비교하고 1978, 1979, 1991년에 실행되었던 실선시험과도 비교하였다.

Fig. 3-31은 1978, 1979, 1991년에 수행되었던 캐나다 해안경비대 소속 R-Class 쇄빙선에 관한 실선시험 자료를 도식화한 것이다.

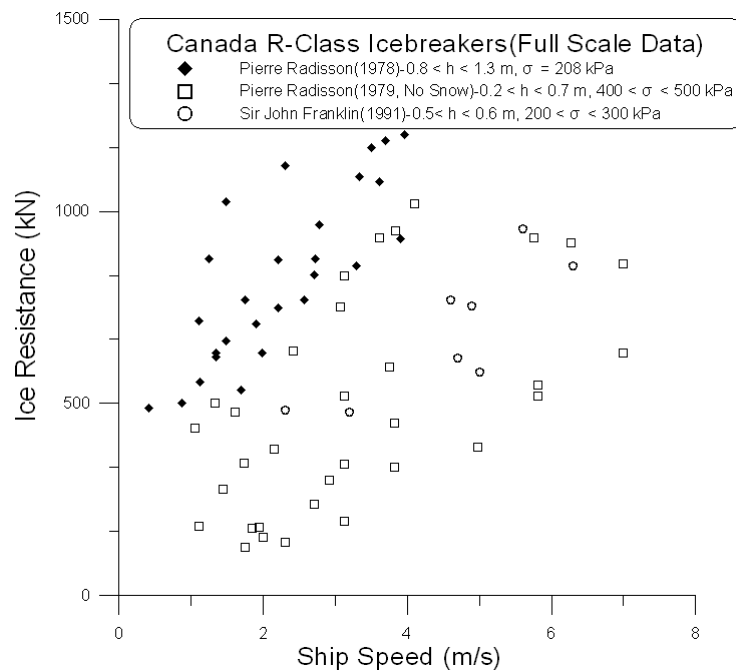


Fig. 3-31 Full-scale data for Canadian Coast Guard R-Class icebreakers

한편 Spencer and Jones는 1: 20의 크기와 0.09의 높은 마찰계수를 갖는 모형과 동일한 크기와 0.03의 낮은 마찰계수를 갖는 모형으로 시험을 수행한 결과를 가지고 빙저항 공식을 유도하였다. 빙부력항, 빙배제항, 쇄빙항으로 각각 나누어 최적의 계수를 산출해 내었다.

$$\text{Low Friction : } R_I = 0.90 F_h^{-0.739} \rho_i B h_i V_M^2 + 1.08 S_N^{-1.672} \rho_i B h_i V_M^2 + 1.31 \Delta \rho g h_i B T$$

(3-41)

$$\text{High Friction : } R_I = 2.03F_h^{-0.971}\rho_i B h_i V_M^2 + 2.19S_N^{-1.579}\rho_i B h_i V_M^2 + 2.67\Delta\rho g h_i B T$$

(3-42)

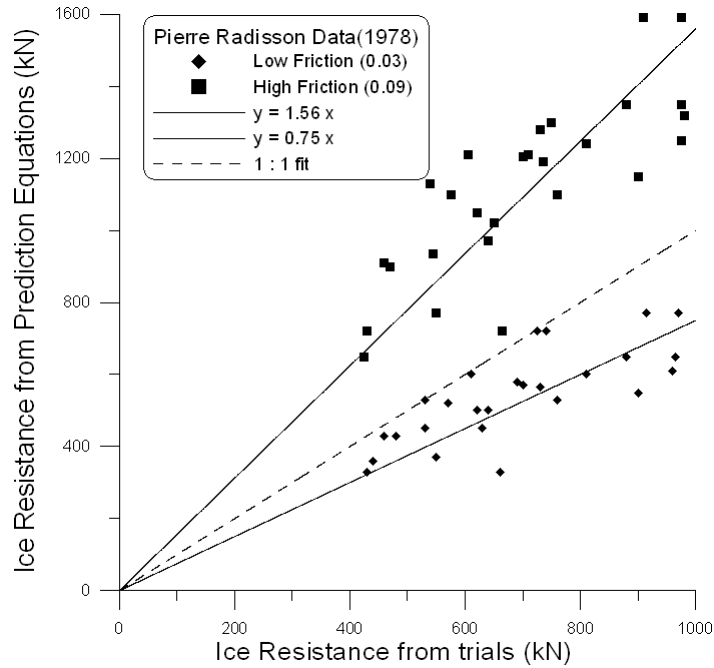


Fig. 3-32 Comparison between results from Eq. (3-41) and Eq. (3-42) and CCGS Pierre Radisson trials during 1978 (Spencer and Jones, 2001)

Fig. 3-32는 1978년의 Pierre Radisson에 관한 실선시험과 실선시험 자료를 식(3-41)과 식(3-42)에 대입하여 계산된 결과의 상관관계를 보여주고 있다. 완벽한 상관관계를 가지는 1:1 대응 직선이 모형시험으로부터 나온 직선의 마찰계수 0.03과 0.09 직선 사이에 놓여있다. 그러므로 완벽한 상관관계를 가지는 직선의 마찰계수를 얻어낼 수 있다. Fig. 3-32에서는 0.05의 완전 상관관계 마찰계수를 얻어냈다. Fig. 3-33은 1979년에 수행된 Pierre Radisson의 실선시험 결과와 실선시험 결과를 식에 대입하여 계산된 결과를 나타낸다. 마찬가지로 Fig. 3-33에서는 0.055의 마찰계수를 얻어냈다. Fig. 3-34에서도 이러한 추정이 가능한데 0.065의 마찰계수를 얻었다.

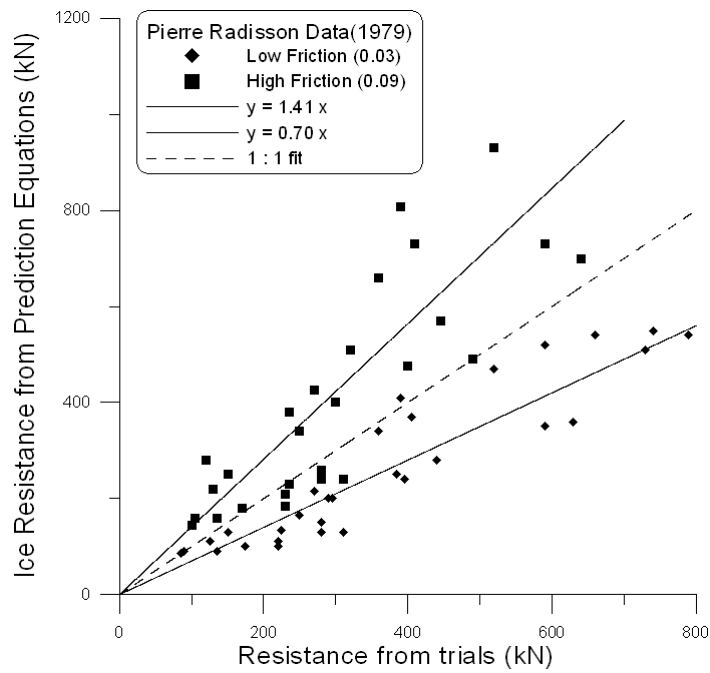


Fig. 3-33 Comparison between results from Eq. (3-41) and Eq. (3-42) and Pierre Radisson trials during 1979 (Spencer and Jones, 2001)

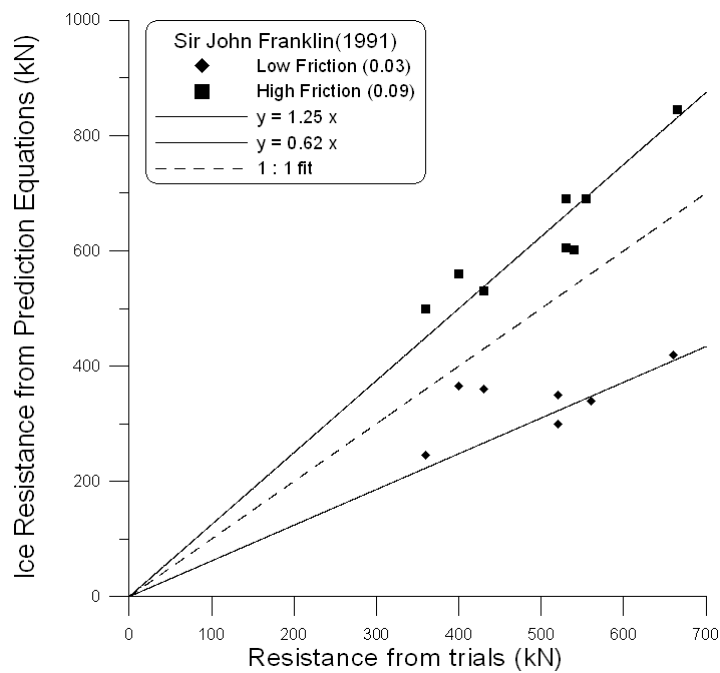


Fig. 3-34 Comparison between results from Eq. (3-41) and Eq. (3-42) and Sir John Franklin trials during 1991 (Spencer and Jones, 2001)

북대서양의 Hibernia/Tera Nova 유전지역에서 운영되는 FPSO들은 소형 빙산과의 충돌에 견딜 수 있도록 모두 내빙구조로 설계되었으며 쇄빙선 Terry Fox를 이용하여 빙산과의 실선 충돌시험과 모형시험을 수행한 바 있다 (Cumming et al., 2001).

1990년대 이후에 쇄빙선박 설계에 있어서 또 다른 진전은 빙저항 추정에 수치해석 방법을 적용한 것이었다. 개수로에서 선박의 저항추정에 Fluent 같은 수치해석 전산 프로그램을 사용하는 것과 같이 빙해역에서 쇄빙작용을 시뮬레이션 할 수 있는 3차원 수치모델을 개발하여 빙하중 및 빙저항 추정에 활용하고 있다. 아직 완전한 결과는 얻지 못하더라도 상당히 실험치에 근접하는 모델이 가능하게 되었다 (Valanto, 2001).

김현수 등(2004)은 쇄빙 유조선과 일반 유조선의 선형특성 연구를 통해 극지를 운항할 수 있는 쇄빙 유조선의 쇄빙성능에 대하여 언급하였다. 쇄빙선형으로 3개의 모형(IOT-493, IOT-501, IOT-614)을 채택하고 일반 선형으로 SM-173모형을 각각 선택하여 쇄빙선형에 대한 빙해역 및 개수로 모형시험을 캐나다의 IOT(Insitiute for Ocean Technology)에서 실시하였고 일반 선형의 시험은 SSMB(Samsung Ship Model Basin)에서 수행하였다. 쇄빙선형의 모형시험은 평탄빙과 부유빙 속에서 실시되었는데 그 결과 IOT 모델 중 IOT-614 선형이 가장 빙저항 성능이 우수했지만 상대적으로 개수로 성능은 열세인 것을 보여주었다. SM-173 모델과 IOT 모델의 개수로 성능시험 비교에서도 IOT-614 모델이 가장 좋지 못한 결과를 보였다.

### 3.3 빙저항 산정식 요약

Table 3-2 Comparison of different ice resistance formulas

제안자 및 연도	빙파괴 저항 (icebreaking)	중력항 (buoyancy)	속도의존 저항 (momentum change)	비 고
Kashteljan et al. (1968)	$K_1\mu_0 B\sigma h$	$K_2\mu_0 B \rho_i h^2$	$K_3 \frac{1}{\eta_2} B^{1.65} Vh$	1. Ermak 등 초기 중소형 쇄빙선으로부터 얻은 자료에 의해 계수가 결정되어 근래의 대형선에는 빙저항이 너무 크다. 2. 방정식이 차원적으로 맞지 않으며 식 속에 마찰의 영향이 고려되지 않았다.
Lewis & Edwards (1970)	$C_0\sigma h^2$	$C_1\rho_i g Bh^2$	$C_2\rho_i Bh V^2$	1. USCG의 Wind class 쇄빙선 등의 모형시험 및 실선시험으로부터 통계적으로 산정식을 유도하였다. 2. 빙파괴 저항에서 선풍이 제외되어 있고 마찰의 영향이 고려되지 않았다.
Enkvist (1972) : Wartsila	$C_0\sigma Bh$	$C_1\rho_{\Delta} g Bh T$	$C_2\rho_i Bh V^2$	1. 순 해석적인 방법으로 산정식을 유도하였고 계수 결정에 쇄빙선 Moskva class, Finncarrier 및 Jelppari 의 모형시험 및 실선자료를 이용하였다. 2. 마찰 영향이 계수( $C_1$ , $C_2$ , $C_3$ )에 포함되어 있다.
Edwards & Lewis (1972)	$C_0\sigma Bh$	$C_1\rho_w g Bh^2$	$C_2 \rho_w BV\sqrt{gh^3}$	1. 이전 식과는 달리 빙파괴 저항에 선풍의 폭이 포함되었다. 2. 속도의존 저항성분이 다른 식과 판이하게 다르다. 두께(h)의 지수가 3/2이고 선속(V)에는 1승을 사용했다.
Levine et al.(1974)		$Bh^2 \rho_{\Delta} g C_{\mu} C$	$Bh^2 \rho_{\Delta} g C_{\mu} C_v$	1. 60,000 DWT Bulk Carrier에 대해 실선시험 수행 2. 선수가이 80° 이상일 경우 모형시험자체에 적용불가
Vance (1975)	$C_0\sigma Bh$	$C_1\rho_w g Bh^2$	$C_2\rho_i V^2 Lh^{0.65} B^{0.35}$	1. 각 계수들에는 마찰이 포함되어 있지만 경험적으로 계수를 구할 수 없다. 2. 적설의 영향이 고려되어 있지 않고 broken channel에서의 저항 산정이 어렵다.
Baker & Nishizaki(1986)	$0.00008385\sigma h^2$	$0.5517h^2$	$0.1525vh$	1. MV Arctic 의 새로운 선수형상에 대해 모형시험 수행 2. 실선시험과 모형시험이 거의 일치하지 않았다.

<p>Zahn et al. (1987)</p>		$C_1 \rho_w g B h^2$	$C_2 \rho_w V^2 L^3 / h$	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. 예인/보급선인 Mobile Bay의 실선시험 수행</li> <li>2. 17차례의 실선시험 결과 최적의 무차원계수를 찾아냈다.</li> <li>3. 연속쇄빙 가능한 빙두께 제한으로 쇄빙상선 적용 불가</li> </ol>
<p>Spencer &amp; Jones (2001)</p>	$C_0 S_N^a \rho_i B h V^2$  $S_N$ : 무차원 강도계수	$C_1 \rho_{\Delta} g h B T$	$C_2 F_h^b \rho_i B h V^2$  $F_h$ : 빙두께를 길이 차원으로 사용한 Froude 수	<ol style="list-style-type: none"> <li>1. 캐나다 R-class 쇄빙선 적용</li> <li>2. 마찰저항의 정도에 따라 두 가지 모델</li> <li>3. 모형선에만 적용되는 식으로 상사법칙에 따라 실선에 확장 가능하다 (유체저항 처리와 유사).</li> </ol>

### 3.4 빙저항 산정식의 비교 및 검토

앞서 설명한 빙저항 산정식들을 쇄빙선(icebreakers), 예인/보급선(tug/supply vessels), 쇄빙상선(commercial ice-transiting ships or ice-strengthened cargo vessels)으로 나누고 각 항목에 대해 실험식의 예측치, 실선시험 자료, 예측치와 실선시험 자료의 조합의 순서로 서로 비교해 보았다.

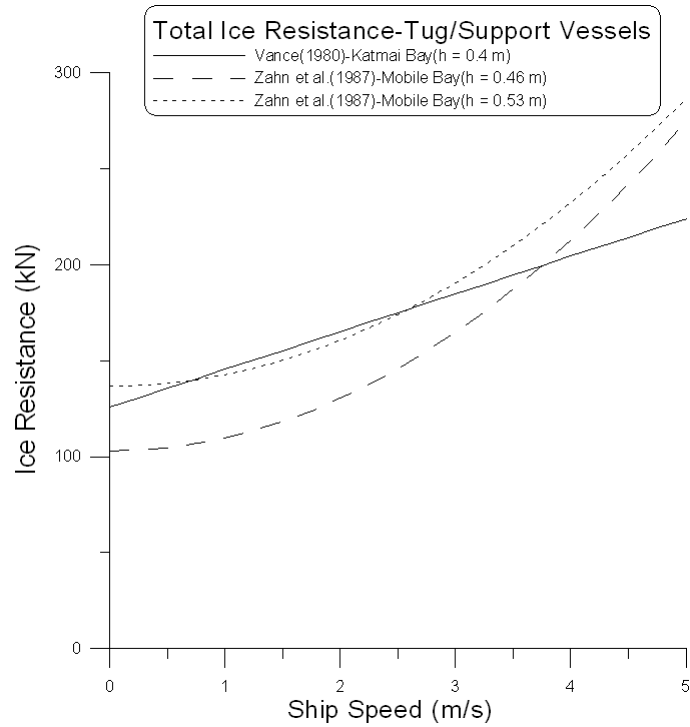


Fig. 3-35 Total ice resistance for tug/supply vessels

Fig. 3-35~Fig. 3-37은 미국 해안경비대 소속의 예인/보급선인 Katmai Bay와 Mobile Bay의 전체 빙저항 예측치와 실선시험 결과를 나타내고 있다. 특히, Fig. 3-37은 전체 빙저항과 실선시험 자료를 조합한 것인데 예측치와 실선시험 결과가 잘 일치하는 것을 볼 수 있다. 하지만 예인/보급선의 경우 작은 규모 때문에 평탄빙에서의 연속쇄빙 가능한 빙 두께가 0.5 m 내외로 제한이 있고 대부분의 실선시험 결과가 100~200 kN의 빙저항 결과치를 보여주고 있다. 이러한 이유로 쇄빙선이나 쇄빙상선의 실선시험 결과와는 직접 비교가 불가능한 것으로 판단이 된다.

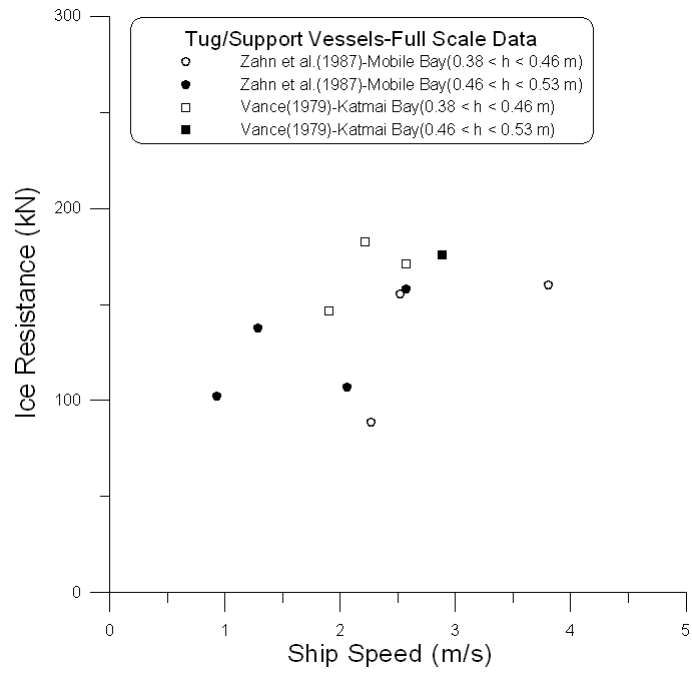


Fig. 3-36 Full-scale data for tug/supply vessels

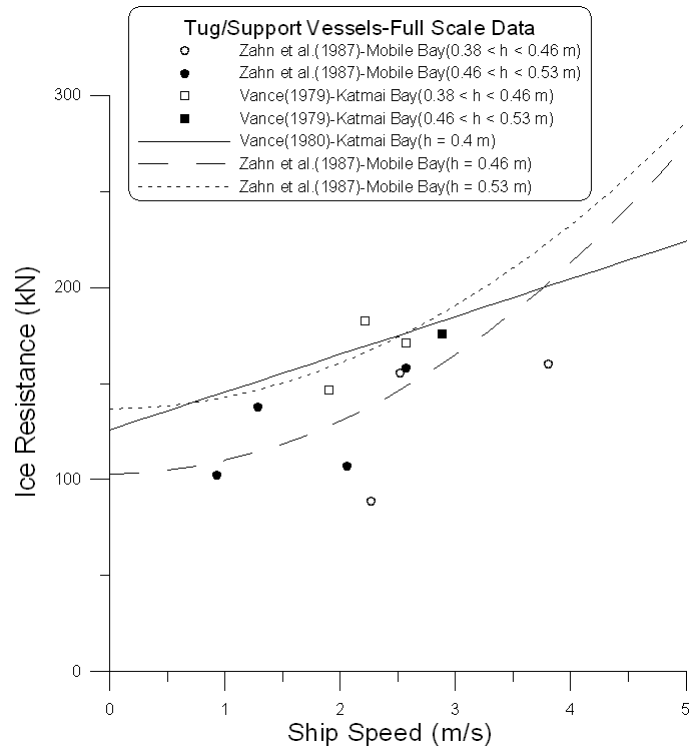


Fig. 3-37 Total ice resistance and full-scale data for tug/supply vessels



특히 Fig. 3-38은 쇄빙상선 MV Arctic을 Zahn et al.(1987)의 빙저항 산정식에 대입하여 빙저항 결과치를 추정해 본 것이다. MV Arctic의 실선시험 결과와 전혀 맞지 않고 초기 선박 속도에서 아주 큰 빙저항 결과치를 보여주고 있다.

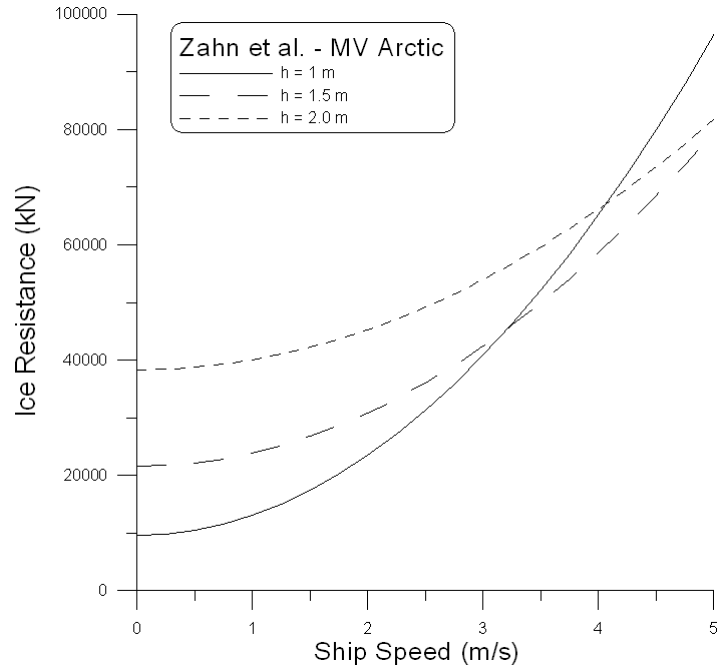


Fig. 3-38 Ice resistance prediction of Zahn et al.(1987) for MV Arctic

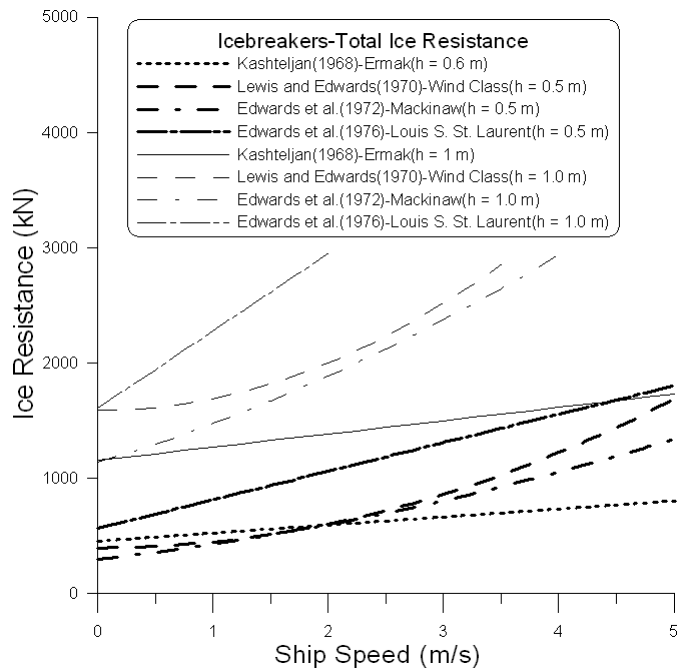


Fig. 3-39 Total ice resistance for icebreakers

쇄빙선의 경우 Fig. 3-39와 Fig. 3-40에서 보듯이 실험식에 의한 전체 빙저항은 빙두께 0.5 m 에서 전체 빙저항 결과값이 1,000 kN 내외이지만 빙두께가 1.0 m로 늘어나면 2,000 kN 내외로 증가한다. 하지만 실선시험 자료는 빙두께가 0.5 ~ 0.9 m 에서 1,000 kN 을 넘는 자료가 거의 없다. Fig. 3-41에서 보듯이 실선자료와 전체 빙저항은 0.5 m 내외일 때 자료값이 잘 일치하는 것을 알 수 있었다.

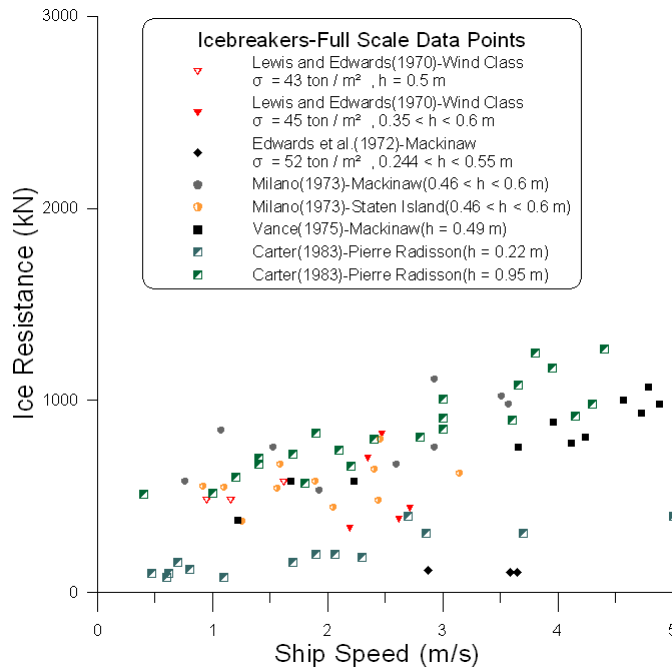


Fig. 3-40 Full scale data for icebreakers

쇄빙선의 경우 평탄빙 두께 1 m 내외에서의 실선시험 결과는 Carter et al.(1983)가 시험했던 Pierre Radisson 자료가 유일하다. 쇄빙상선과 비교해 볼 때 같은 빙두께는 아니지만 MV Arctic-Old bow form의 0.8 m에서의 결과치와 비슷한 결과를 보여준다. Carter의 빙저항 산정식은 미정계수의 값을 알아내어 MV Arctic에 적용할 경우 쇄빙상선의 빙저항 산정식으로 가능할 것이라고 판단이 된다.

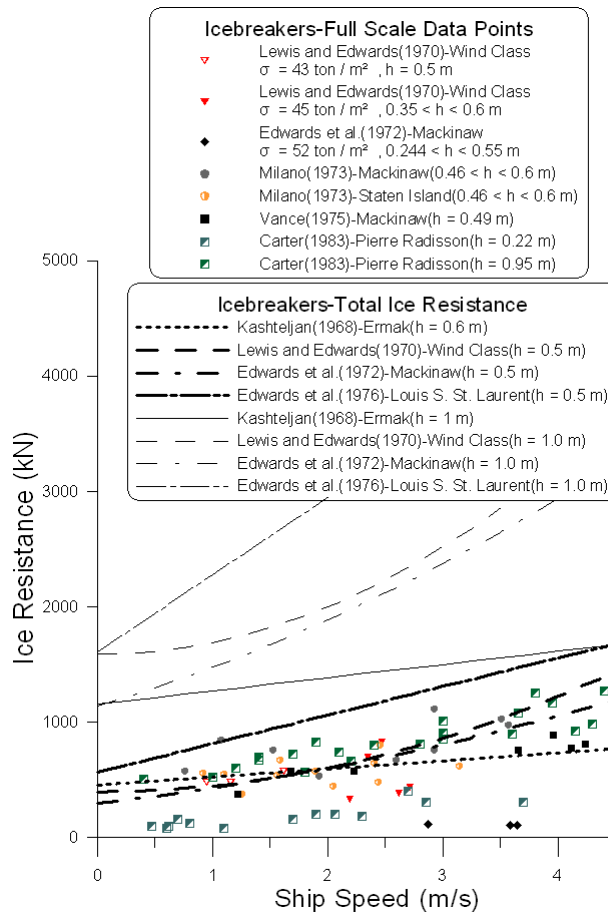


Fig. 3-41 Total ice resistance and full-scale data for icebreakers

쇄빙상선은 전장에 따라 실선 예측치에 많은 차이가 난다(Fig. 3-44). 특히 실험식에 의한 예상치와 실선시험 결과가 가장 잘 맞는 선박은 MV Arctic으로 New bow form 및 Old bow form 모두 실선 예측치와 실선시험 자료가 좋은 일치를 보여주고 있다. 삼성의 IOT-614는 AIMB와 Wartsila에서 내놓은 실선 예측치와 거의 일치한다. 이것은 IOT-614와 AIMB와 Wartsila의 빙저항 예측 계산 시 개념설계에 의한 선박의 전장이나 폭 등이 비슷한 결과라고 볼 수 있다. 일본의 쇄빙형 탱커는 200,000 DWT로 비교 대상 중 가장 큰 선박이다. 실선시험 시 평탄빙의 빙 두께가 2.44 m로 너무 커서 여타의 예측치와 오차가 크다. Manhattan의 경우에는 전장이나 폭 등이 AIMB의 선박과 유사하여 AIMB의 예측치와 비교해 볼 수 있는데 저속에서는 어느 정도 일치를 보이지만 속도가 증가할수록 오차가 커진다.

쇄빙상선의 경우 현재 규모면에서 실선시험이 어려워서 자료가 불충분하다. 특히 북극해 항로를 운항하게 될 선박이 극복해야할 평탄빙의 두께는 최대 2 m 정도지만 실선시험 자료가 없어 실험식에 의한 예측치와의 비교는 불가능했다.

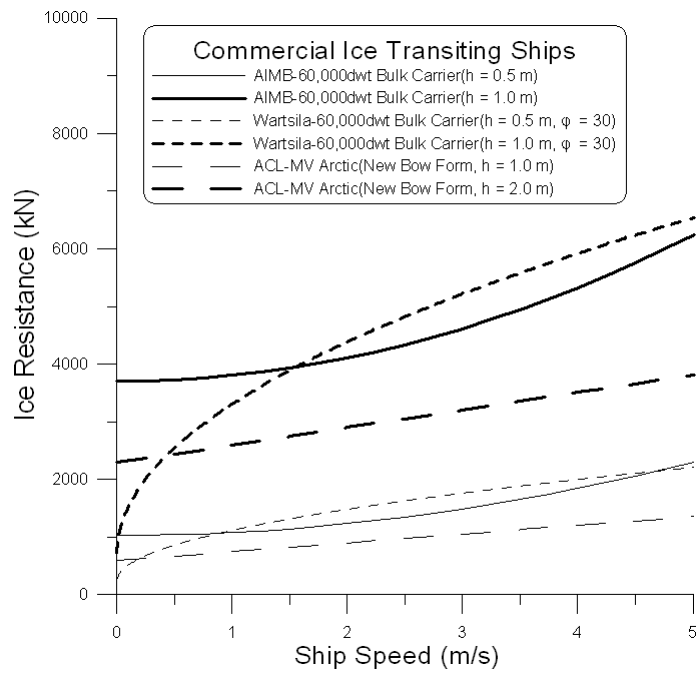


Fig. 3-42 Total ice resistance for commercial ice-transiting ships

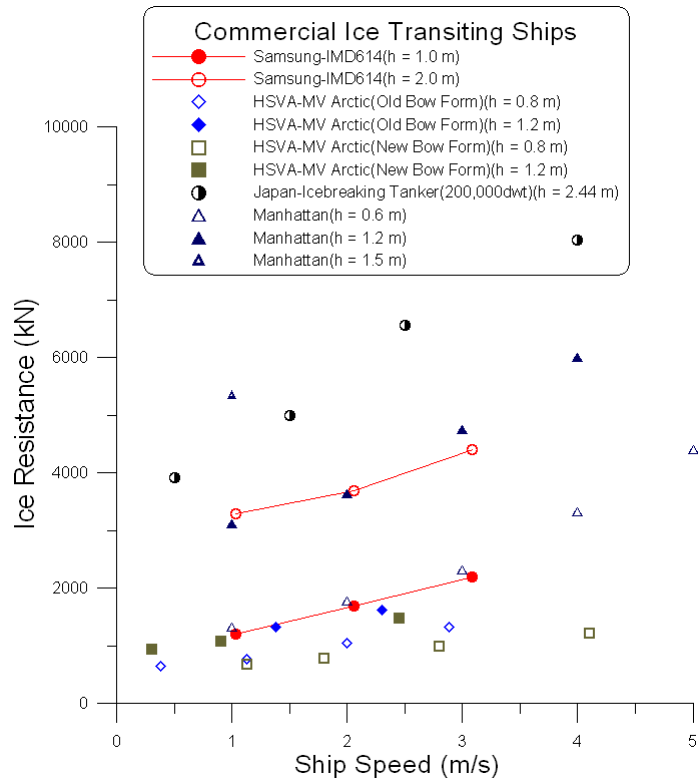


Fig. 3-43 Full-scale data for commercial ice-transiting ships

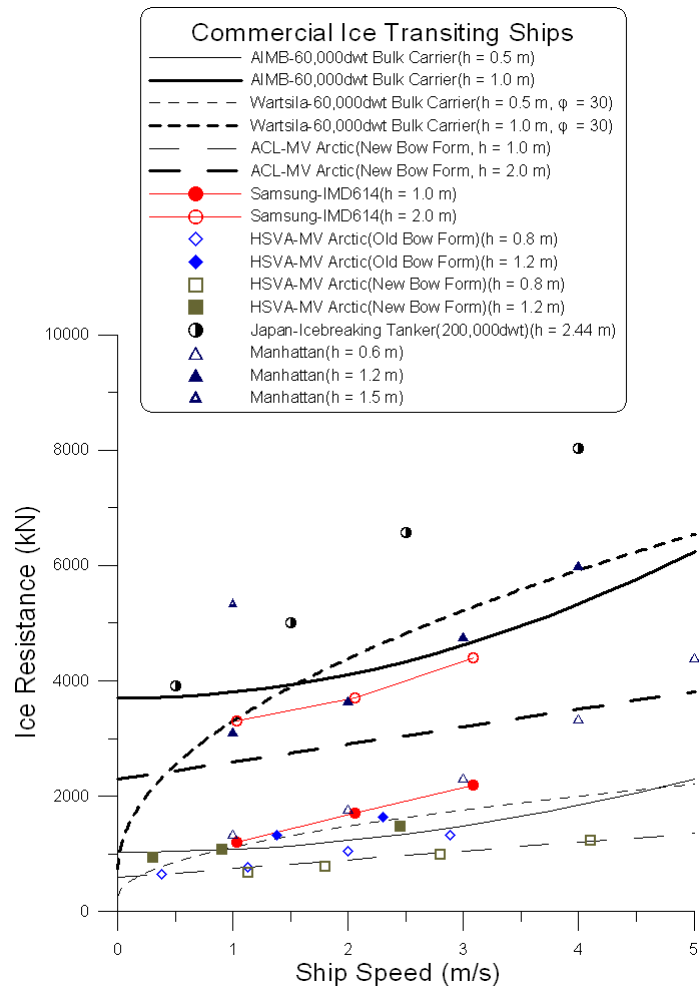


Fig. 3-44 Total ice resistance and full-scale data for ice-transiting ships

## 4. 극한 빙하중

### 4.1 개요

빙해역에서 선박이 받게 되는 빙하중은 얼음의 재료특성과 빙상환경 그리고 빙-선체 상호작용 모드를 검토하여야만 산정이 가능한데 특히 상호작용의 속도와 접촉부위에 따른 빙하중의 분포상태가 관건이 된다. 선박의 추력이 충분히 큰 경우 선박은 균일한 두께의 평탄빙에서 연속적인 쇄빙(continuous icebreaking)이 가능하다. 반면 바람과 해류 등에 의해 얼음이 겹쳐 쌓인 두꺼운 빙맥을 만나면 연속쇄빙은 불가능하고 후진, 전속력 충돌, 후진을 반복하는 충격쇄빙(ramming)이 행하여진다. 또한 개수로에서 만나게 되는 빙판(ice floe)이나 빙산(iceberg)의 경우는 빠른 속도로 충돌하는 문제로서 선체의 측면 외판에 큰 국부하중으로 작용하게 된다.

선체구조에 작용하는 빙하중 국부 빙하중(global ice loads)과 전체 빙하중(local ice loads)으로 나눌 수 있는데 국부 빙하중은 선체 외판 및 그 주변부재에 직접 작용하여 구조손상을 유발시키며 전체 빙하중은 선체 전체가 하나의 보와 같은 구조로서 거동한다고 볼 수 있다. 쇄빙시 국부 빙하중은 구조부재의 탄소성 변형으로 이어지지만 전체 빙하중은 선체의 종강도나 선체운동 또는 진동의 측면에서 다루어야 한다.

보통 실험실에서의 얼음은 10-20 MPa 에서 파괴되지만 현장규모의 실험에서는 얼음은 약 1 MPa 에서 파괴되는 것으로 나타난다. 접 측면적의 함수로서 쇄빙선에서 계측된 최대 압력의 자료는 유효압력-면적 곡선(pressure-area curve)이라 불리는 일반적인 경향과 크게 다르지 않다(Fig. 4-1).

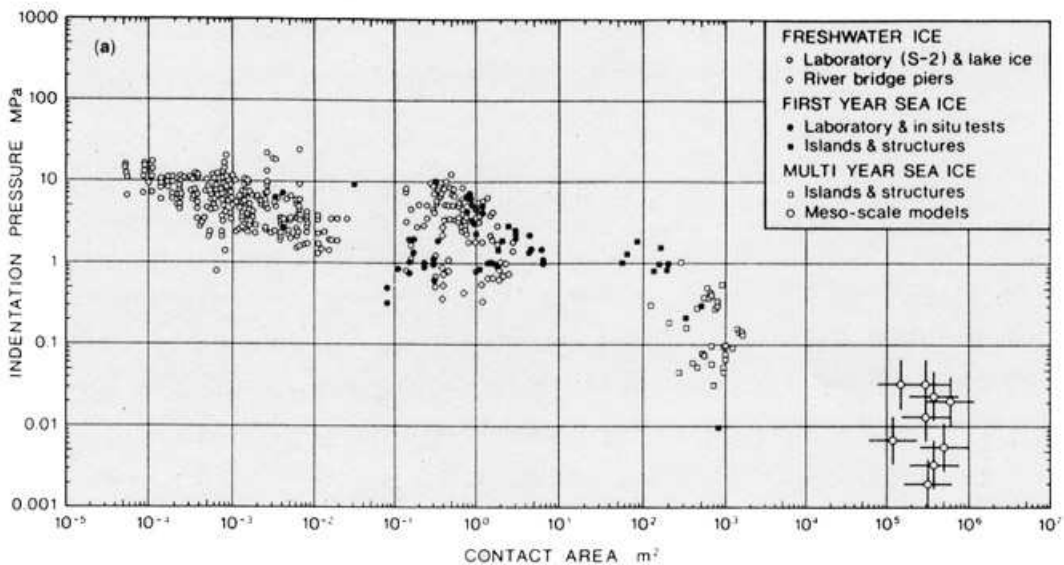


Fig. 4-1 Indentation pressure vs. contact area for various test data (Sanderson, 1988)

Fig. 4-2에는 베링해와 추코트해에서 쇄빙선 Polar Sea로부터 얻어진 빙하중 자료가 접촉면적의 함수로 나타나 있다. 즉 면적이 넓을수록 압력은 더 낮아진다. 이것은 작은 면적에서 측정된 개개의 최대 압력값이 다른 곳에서 측정된 압력의 최대값과 동시에 발생하지 않기 때문이다. 국부 압력의 최고치에 맞춰 넓은 면적의 얼음이 동시에 파괴되는 일은 생기지 않기 때문이다. 분명한 것은 빙압력이 접촉면적에 따라 달라진다는 점이다. 여기서는 수  $m^2$  정도의 면적에 걸쳐 작용하는 하중을 국부 하중으로 구별한다.

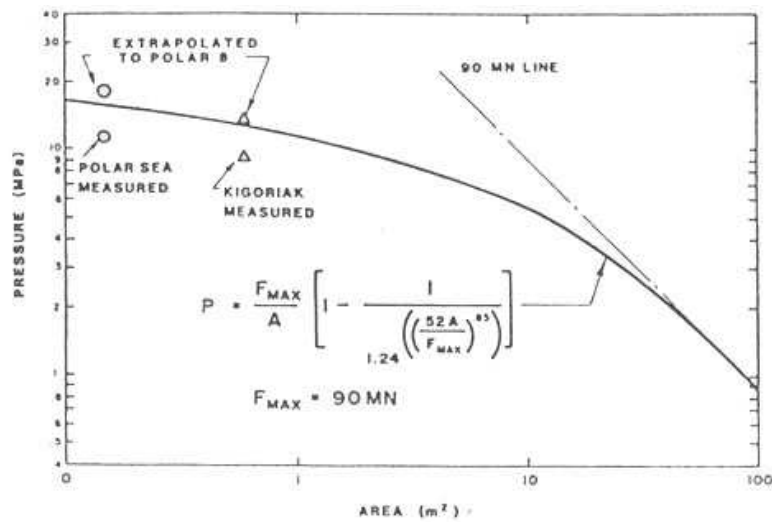


Fig. 4-2 Ice pressure data measured during the sea trial of icebreaker Polar Sea and Kigoriak (Glen et al., 1985)

## 4.2 극한 빙하중

선체와 빙판과의 상호작용에서 선체가 받는 극한 빙하중은 충격쇄빙 시 선체가 빙판에 부딪히면서 발생한다. 얼음의 국부적인 파괴와 함께 굽힘/전단에 의해 빙판의 완전 파괴가 일어나면서 선체와 얼음 사이 접촉면을 통해 빙하중이 선체에 전달된다. 선체와 얼음 사이 접촉면적이 극한 빙하중 및 국부 빙하중을 결정하는 중요 인자라 할 수 있다. 쇄빙작용에서 극한 빙하중은 최초 충격 후 1초 이내의 짧은 시간에 발생한다(Fig. 4-3).

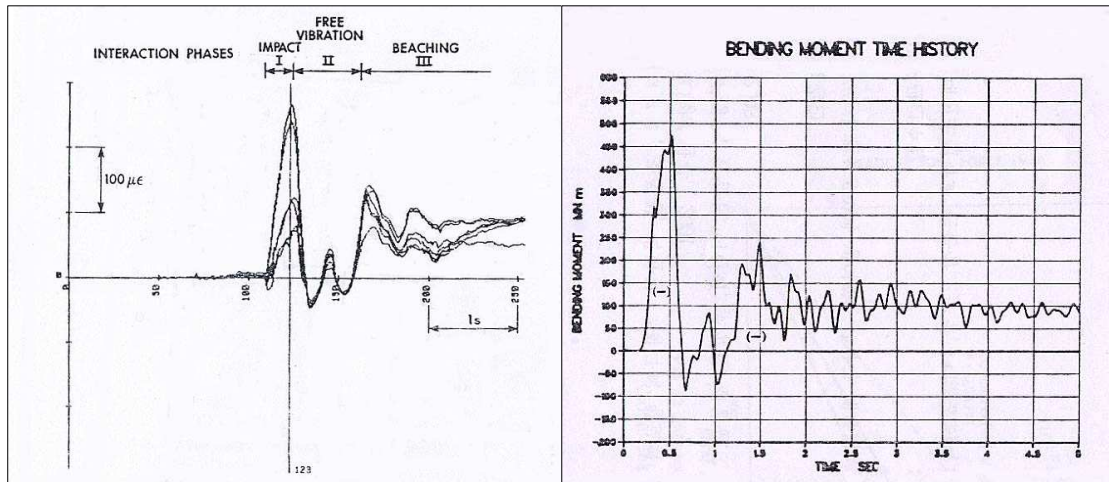


Fig. 4-3 CCG Icebreaker Kigoriak strain gage response and bending moment time history (Ghoneim et al., 1984)

쇄빙 시 국부 빙압력에 의해서는 선체구조의 부재치수가 문제되지만, 선수부에 작용하는 전체 빙하중은 선체 거더에 굽힘모멘트와 전단력을 발생시키며 이로 인해 구조부재에 과도한 응력이 나타날 수 있다. 통상 선박의 종강도를 검토할 경우 정수 중 굽힘모멘트와 파랑중 굽힘모멘트만을 생각하지만 쇄빙선의 경우는 쇄빙 시 받게 되는 선수부의 과도한 하중으로 인하여 빙하중에 의한 굽힘모멘트(ice-induced bending moment)를 더욱 중요하게 고려해야 한다. 선수부의 전체 빙하중은 시간이 지남에 따라 급변하는 충격하중이기 때문에 그에 따른 선체구조의 거동도 시간의 함수로 나타난다.

Popov et al.(1968)나 Enkvist(1979)의 초기 연구가 빙하중 산정에 관한 기본적인 개념과 빙-선체 상호작용을 이해하는 데 많은 도움을 주었다. 이후 많은 연구가 빙판의 파괴모드나 빙-선체 상호작용 모델링에 집중되었는데 반면 선체에 작용하는 전체 빙하중과 빙압력을 추정하는 데에는 실선자료의 부족으로 그다지 큰 진전을 보이지 못하였다. 후에 Johansson et al.(1981), Tunik(1982), Glen and Daley(1982) 등에 의해 선박의 종강도 관점에서 필요한 선수부 극한 빙하중 및 선체 외판 치수 결정에 필요한 설계 빙압력 산정법을 캐나다의 쇄빙선 Canmar Kigoriak의 실선계측 결과를 이용하여 제시할 수 있었다. 그리고 이후 미국의 쇄빙선 Polar Sea의 실선계측 자료가 공개되면서 Keinonen(1983), Ghoneim et al.(1984), Daley et al.(1984) 등이 빙하중 산정식을 집중 연구하게 되었다.

캐나다는 현재까지 건조된 어떤 쇄빙선보다도 강력하고 기술적으로 진보된 선박으로서 북극해에서 연중 항행이 가능한 CASPPR Polar Class 8 의 쇄빙선을 건조하기로 계획하였다. 길이 194 m, 재화중량 DWT 37,750톤에 출력 75 MW (100,000 SHP) 인 이 쇄빙선의 설계 단계에서, 이 선박이 북극해의 두꺼운 다년생빙 해역을 통과할 때 받게 되는 극한의 빙하중을 추산하기 위하여 쇄빙선 Polar Sea 및 Kigoriak 등의 시험항해를 통해 많은 실선계측자료를 수집하였고 또한 모형시험도 수행하였다. 이에 따라 실선계측자료 및 통계자료를 바탕으로 선체에 작용하는 전체 빙하중과 국부 구조에 작용하는 빙압력을 추정하는 경험



적인 방법을 새로이 제시하였고 이를 새로운 선박의 설계과정에 반영하도록 하였다 (Glen et al., 1985).

선수부에 작용하는 빙하중(extreme bow force)을 구하는 데 여러 가지 산정식이 제안된 바 있다. 선박이 속도 6 m/s (12 knots) 로 전진하면서 수선면의 선수부위가 반무한 빙판에 정면으로 충돌하는 경우를 가정하여 Johansson et al.(1981)은 속도  $V$  (m/s)와 배수량  $\Delta$  (천톤)의 함수로 다음과 같은 최대 빙하중식을 제안한 바 있다.

$$F_{\max} = V \Delta^{0.9} \text{ [MN]} \quad (4-1)$$

이 식에서 최대 빙하중은 선수부에 수직인 방향으로 측정된 것으로서 Kigoriak 의 선수각  $\gamma = 23^\circ$  를 기준으로 계산된 것이다.

Keinonen(1983) 역시 Kigoriak에 대한 시뮬레이션을 통해 다음 식을 제안하였다.

$$F_{\max} = 0.48 V^{1.37} \Delta^{0.9} \text{ [MN]} \quad (4-2)$$

Tunik(1982)은 Johansson 등과 유사한 관계식을 제안하여 빙하중을 계산하였다.

$$F_{\max} = 0.65 V^{1.5} \Delta^{2/3} \text{ [MN]} \quad (4-3)$$

한편 Tunik(1985)은 충격쇄빙 시 선수부가 받는 극한 빙하중이 선수각의 차이보다는 선수부의 기하학적 형상에 크게 좌우된다고 결론짓고 둥근 선수부(spoon-shaped bow)를 가진 경우와 썰기형의 각이 진 선수부(wedge-shaped bow)를 가진 쇄빙선에 대하여 서로 다른 빙하중 산정식을 제시하였다.

$$F_{\max} = 0.036 V^{1.3} \Delta^{0.6} \sigma_c^{0.4} S_1 B^{0.4} \quad \text{for a spoon-shaped bow} \quad (4-4)$$

$$F_{\max} = 0.027 V^{1.5} \Delta^{0.7} \sigma_c^{0.5} S_2 \quad \text{for a wedge-shaped bow} \quad (4-5)$$

여기서  $S_1$ ,  $S_2$  는 선수부 형상을 대변하는 형상계수이고  $\sigma_c$  는 얼음의 압축강도이다. Tunik(1985)은 둥근 선수부와 썰기형의 각이 진 선수부의 차이가 충격쇄빙 시 받는 빙하중이 30% 까지도 차이가 날 수 있다고 주장하였다.

한편 Daley(1984)는 쇄빙선 Polar Sea 로부터 얻은 빙하중 데이터를 이용하여 통계적인 방법을 사용하였다. 그가 제안한 빙하중식은 다음과 같다.

$$F_{\max} = 8 (V \cos \gamma)^{4/3} \left( \frac{\Delta}{1 + 2.65 \sin \gamma} \right)^{3/5} \quad (4-6)$$

White(1970)는 선수부의 쇄빙능력을 선수부 선형의 함수로서 해석하면서, 선수각  $\gamma$  와 전개여각  $\beta$  를 변수로 하여 선수부에 의해 평탄빙에 가해지는 수직방향 힘을 다음과 같이 제시하였다.

$$F_{BZ} = T_{IB} \cos\theta \left[ \frac{\cos\gamma(\cos\beta + f \sin\gamma) - f \sin\gamma}{\sin\gamma(\cos\beta + f \sin\gamma) + f \cos\gamma} \right] \quad (4-7)$$

여기서  $\theta$  는 선체의 트림각이고  $f$  는 동마찰계수이다. 그리고  $T_{IB}$  는 선박의 추력이다. White 는 연속쇄빙 및 충격쇄빙 그리고 선박의 추출능력(extraction ability)을 개선하기 위하여 선수부의 전개여각(spread angle complement)을 감소시키고 마찰계수를 줄이며 선박의 추력(thrust)을 증가시키는 방안을 제시하였다. 이 방안에 따른 선수부 형상이 북극해 시험항해를 한 쇄빙유조선 Manhattan의 개조된 선체에 사용된 바 있다.

좀 더 복잡한 형태로 Riska(1994)는 몇 가지 파라미터를 추가하여 빙하중식을 다음과 같이 표현하였다.

$$F_{\max} = 0.766 \kappa^{0.4} (\sin\gamma)^{0.2} (\Delta \rho g S)^{0.5} V \quad (4-8)$$

여기서  $\kappa$  는 무차원화된 얼음의 압축강도,  $\gamma$  선수각,  $\Delta$  배수량,  $S$  수선면적,  $\rho$  해수의 밀도,  $g$  중력가속도이다.

1972년에 도입되어 사용되어 오던 캐나다의 빙해역 규정인 CASPPR(Canadian Arctic Shipping Pollution Prevention Regulations)는 빙하중에 대한 물리적인 이해와 쇄빙선박 건조의 기술적 진보를 바탕으로 1995년 대폭 개정되었는데 여기서는 충격쇄빙 시 최대 빙하중으로 다음과 같은 식을 제시하고 있다. 여기서  $\Delta$  은 배수량(천톤),  $PS$  는 축마력(MW)을 나타낸다.

$$F_{\max} = 2.6 \Delta^{0.9} [1 + (PS/\Delta^{2/3})^{1/3}] \quad (4-9)$$

그 외에도 Lloyd, DnV 등 각 선급에서는 독자적으로 선수부에 작용하는 빙하중을 계산하는 경험식을 제시하고 있다.

한편 국부 빙압력을 추정하는 식으로 Tunik(1983)이 제안한 다음 관계식이 있다. 이 식은 계측된 자료나 계산치를 알고 있는 실적선과의 비례관계를 이용해 보간법처럼 계산하게 된다.

$$P = V^{1/2} \Delta^{1/6} \quad (4-10)$$

한편 개정된 CASPPR 에서 제시된 방법은 최신의 실선계측자료를 사용하여 국부 빙압

력(local ice pressure)과 접촉면적(contact area)의 관계를 경험적으로 결정하고 또한 충격쇄빙의 수치 시뮬레이션을 통해 선수부에 작용하는 최대 빙하중식을 유도하는 것이다. 선수부에 작용하는 최대 빙하중에 따라 선박의 종강도를 검토하게 되며, 선체의외판에 작용하는 국부 빙압력에 따라 선박의 부재치수를 결정하게 된다. 극한값으로서 최대 빙하중의 크기  $F_{max}$  를 알면 국부 빙압력의 함수형태에 대하여 확률해석을 통하여 얻어진 다음과 같은 경험식을 사용할 수 있다. 여기서  $A$  는 접촉면적( $m^2$ )을 나타낸다.  $F_{max}$  는 선박의 속도와 배수량의 함수이다.

$$P = \frac{F_{max}}{A} \left[ 1 - \frac{1}{1.24 \left( \frac{52A}{F_{max}} \right)^{0.85}} \right] \text{ [MPa]} \quad (4-11)$$

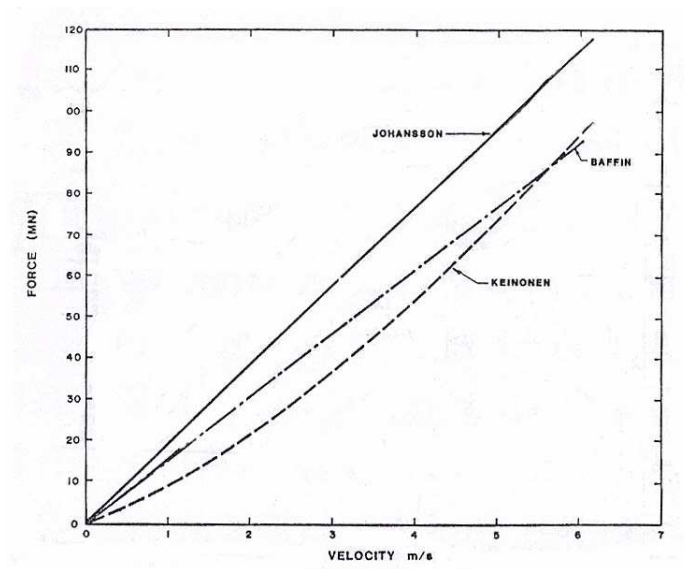


Fig. 4-4 Extreme ice forces on Polar 8 class icebreaker vs. ship's speed. (Displacement of Polar 8 class icebreaker is 37,700 tons and stem angle 17°) (Glen et al. 1985)

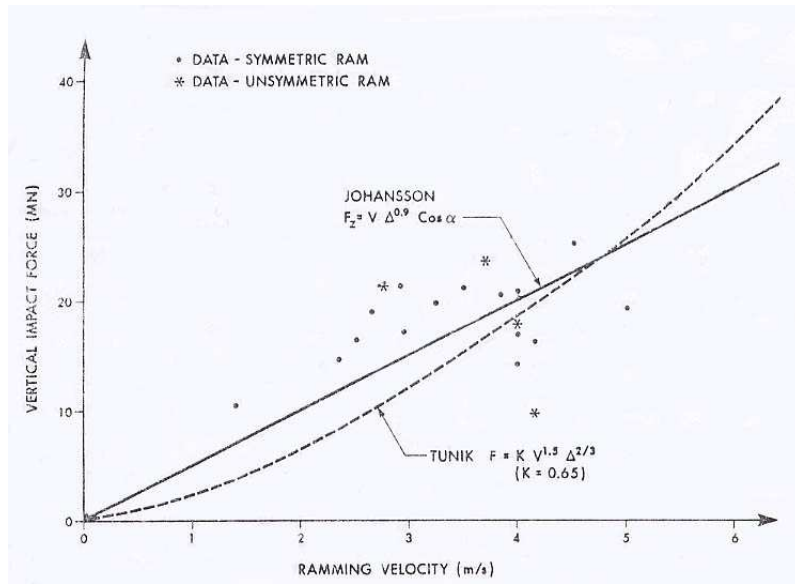


Fig. 4-5 Extreme ice forces on Kigoriak vs. ship's speed (Ghoneim et al., 1984)

### 4.3 극한 빙하중 계산 예

쇄빙선의 경우는 비교적 짧고 통통한 선체형상에 치밀한 보강구조로 이루어져 있으며 강력한 기관출력과 함께 쇄빙능력을 극대화시키는 구조로 되어 있기 때문에 선체단면계수 (section modulus)가 충분하게 확보되어 충격쇄빙 때 발생하는 막대한 빙하중을 선체가 직접 받더라도 외판과 늑골구조의 손상과 같은 국부적인 문제만이 문제가 될 뿐이고 선체 종강도 상의 문제는 발생하지 않는다. 하지만 쇄빙상선의 경우는 쇄빙선과 같은 배수량이라도 선체의 길이는 3배 이상 크기 때문에 쇄빙 시 선수부가 받게 되는 빙하중이 선체 중앙부에 그대로 전달되어 과도한 굽힘모멘트를 유발하는 등 일반 상선에서 흔히 발생하는 구조상의 여러 문제점이 발생할 가능성이 크다.

쇄빙상선은 선체 길이의 증가와 적재 화물창의 규모가 커지기 때문에 선수부 충격에 의한 굽힘모멘트(ice-induced bending moment)가 과도하게 커져서 종강도 상의 문제가 발생하며 정/동적인 선체거동을 유발시킬 수 있다. 또한 저운용 강을 선체의 주요 구조재로 사용하기 때문에 선각이나 늑골부재의 연결부에 피로파괴나 균열이 발생할 수 있는데 특별히 선수부 충격이 크기 때문에 유의해야 할 점이다.

북극해 항로를 따라 연중 정기적으로 운항할 수 있는 쇄빙상선의 모델을 제시하기 위하여 북극해 항로 빙상환경자료와 유사한 실적선의 자료를 바탕으로 쇄빙상선의 설계요건을 찾아보았다. 북극해 항로를 정기적으로 연중 운항하는 쇄빙선박은 동시베리아해와 랍테프해의 겨울철 빙상조건을 견디어 낼 수 있는 쇄빙능력을 갖춘 선박이라야 한다. 즉, 두께 2 m 정도의 평탄빙을 깨고 진행할 수 있는 쇄빙능력을 갖추어야 한다. 아울러 얕은 수심에 걸리지 않도록 최대 15 m 이내의 흘수를 가진 선박이어야 한다. 이러한 규모로 본 연구에서는 두께 2 m의 평탄빙을 4 knots로 연속쇄빙이 가능한 쇄빙상선으로 러시아 선급의 L7 빙등급

선박을 가정하였다. 북극해 항로 폭의 지리적 제한 때문에 선폭은 30 m, 흘수 12.5 m, DWT 5만톤급의 bulk carrier로 모델을 제한하였다.

쇄빙상선은 빙해역을 통한 화물운송이 주목적이기 때문에 선체가 크고 길어서 쇄빙 시 선수부가 받는 수직 방향의 빙하중이 선체 중앙부에 그대로 전달되어 과도한 굽힘모멘트를 유발하는 등 일반 상선에서 흔히 발생하는 종강도상의 문제점이 발생할 가능성이 크다. 통상 선박의 종강도를 검토할 경우 정수 중 굽힘모멘트와 과량 중 굽힘모멘트만을 생각하지만 쇄빙선박의 경우는 쇄빙 시 받게 되는 선수부의 과도한 하중으로 인하여 빙하중에 의한 굽힘모멘트를 더욱 중요하게 고려해야 한다.

한편 빙해역에서 선박이 받게 되는 빙하중은 얼음의 재료특성과 빙상환경 그리고 빙-선체 상호작용모드를 검토하여야만 산정이 가능한데 특히 상호작용의 속도와 접촉부위에 따른 빙하중의 분포상태가 관건이 된다. 이러한 목적으로 평탄빙에서의 쇄빙에 대하여 기 발표된 5가지 극한 빙하중 산정식을 비교하였다.

Johansson et al.(1981) :

$$F_{max} = V \Delta^{0.9}$$

Tunik(1982) :

$$F_{max} = 0.65 V^{1.5} \Delta^{2/3}$$

Keinonen(1983) :

$$F_{max} = 0.48 V^{1.37} \Delta^{0.9}$$

Daley(1984) :

$$F_{max} = 8 (V \cos \gamma)^{4/3} \left( \frac{\Delta}{1 + 2.65 \sin \gamma} \right)^{3/5}$$

CASPPR(1995) :

$$F_{max} = 2.6 \Delta^{0.9} [1 + (PS/\Delta^{2/3})^{1/3}]$$

앞서 선폭 30 m, 흘수 12.5 m, DWT 5만톤급의 선박을 설계 모델로 선정하였는데 선박의 길이는 대략 200 m, 배수량은  $\Delta = \frac{L^3}{135} = 59,200$ 톤, 축마력은 18 MW로 추정하였다. 연속 쇄빙이 아닌 충격쇄빙의 경우 충격 직전의 속도로 8 knots를 이용하였고, 기타 수치는 유사

선박의 자료를 이용하거나 추정하였다. 이러한 규모의 쇄빙상선에는 러시아 선급 L7 등급에 따라 선수각  $\gamma$  는  $30^\circ$  이내로 하며 선수부에는 ice knife를 설치한다. 쇄빙상선의 선수부에 작용하는 최대 빙하중을 구하기 위해 앞서 제시된 경험식을 두 가지 속도에 대하여 비교해 보았다 (Table 4-1).

Table 4-1 Comparison of calculated extreme ice forces for a proposed icebreaking cargo vessel

	Extreme Ice Forces	
	V = 4knots ( $\gamma = 30^\circ / 20^\circ$ )	V = 8knots ( $\gamma = 30^\circ / 20^\circ$ )
Johansson (1981)	78.7 MN	157.4 MN
Tunik (1982)	28.3 MN	79 MN
Keinonen (1983)	48.8 MN	126.2 MN
Daley (1984)	111.6/145.5 MN	292.5/365.7 MN
CASPPR (1995)	156.1 MN	210.6 MN

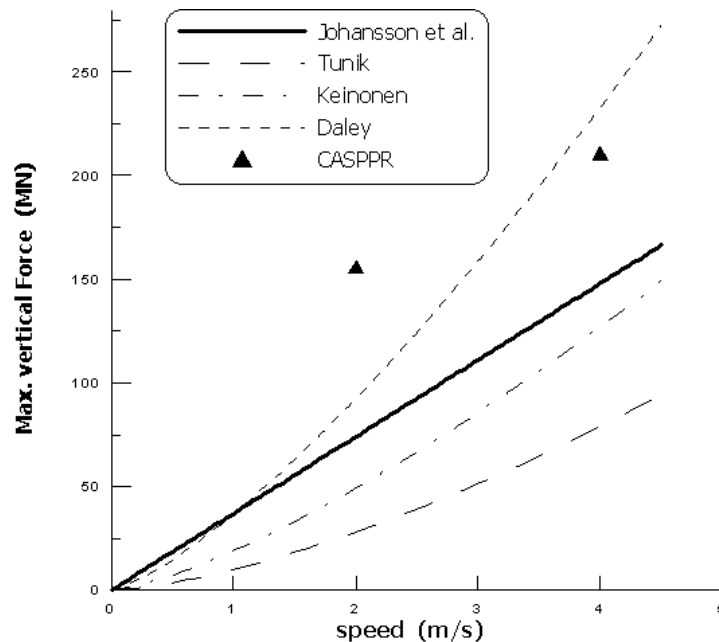


Fig. 4-6 Comparison of calculated extreme ice forces for a proposed icebreaking cargo vessel as a function of ship's speed

그리고 최대 빙하중의 크기  $F_{max}$  를 알면 국부 빙압력 계산에 CASPPR 식을 사용할 수 있다. 선각 외판에 작용하는 국부 빙압력을 구하기 위해 접촉면적으로  $A = 0.04, 0.4, 4 \text{ m}^2$  을 대입하여 얻어진 결과가 Table 5-2에 나타나 있다.

Table 4-2 Comparison of calculated local ice pressures for a proposed icebreaking cargo vessel

	Local Ice Pressure		
	$A = 0.04 \text{ m}^2$	$A = 0.4 \text{ m}^2$	$A = 4 \text{ m}^2$
<b>Johansson et al.(1981)</b>	21.1 MPa	14.7 MPa	9.2 MPa
<b>Tunik (1982)</b>	19.2 MPa	13.2 MPa	7.6 MPa
<b>Keinonen (1983)</b>	20.6 MPa	14.3 MPa	8.8 MPa
<b>Daley (1984)</b>	24.3 MPa	17.0 MPa	11.4 MPa
<b>CASPPR (1995)</b>	22.3 MPa	15.6 MPa	10.1 MPa

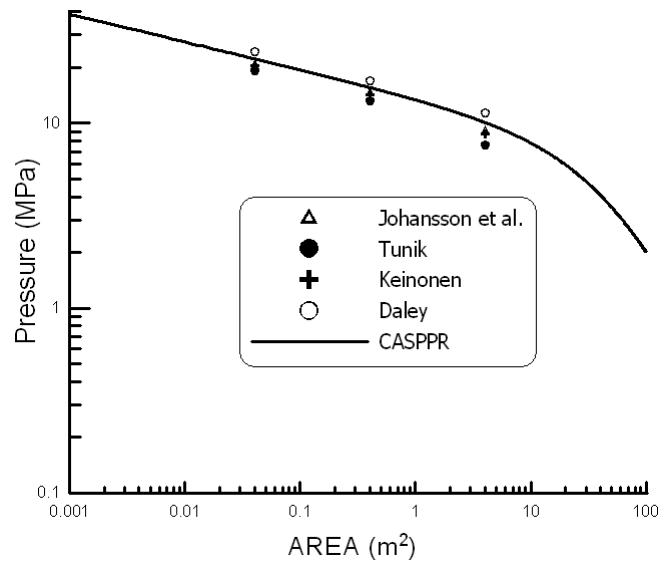


Fig. 4-7 Comparison of calculated local ice pressures for a proposed icebreaking cargo vessel as a function of contact area

앞의 표들로부터 알 수 있듯이 빙하중 산정식에 따라 최대 빙하중의 크기가 3배 이상 차이가 있음을 알 수 있다. 편차가 심하여 적당한 식을 선정하기가 어려운 것이 빙하중과 관련한 일반적인 현상이다. 그 이유는 실선실측자료가 그다지 많지 않은데다가 빙하중 계산식

자체가 일부 실측자료에만 맞추어 얻어진 경험식이기 때문이다. 이런 관점에서 근래 가장 많은 실선 실측자료를 바탕으로 최근 수정된 CASPPR 규정에 제시된 경험식이 본 쇄빙상선 모델과 같은 규모의 선박에 대하여 비교적 실용적인 것으로 판단된다. 빙하중 산정식은 제안자에 따라 편차가 크기 때문에 쇄빙상선의 설계 시에는 각 공식에 적용된 기본적인 가정과 적용한계 등을 명확히 파악하고 사용할 필요가 있다.



## 5. 결 론

쇄빙선박의 건조에 있어 빙저항 및 빙하중의 산정은 가장 기초가 되는 연구이다. 운항하게 될 빙해역에 관한 빙상자료를 근거로 빙저항을 추정하여 필요로 하는 주기관의 마력이 결정되고 구조적인 안정성을 위하여 빙하중을 계산하게 된다. 본 논문에서는 빙저항 산정식을 제시한 저자들을 위주로 초기의 빙저항 산정 방법에서 최근의 추세까지 알아보려고 하였고, 특히 우리나라의 여건에 맞는 쇄빙상선에 초점을 맞추어 쇄빙선(icebreaker) 혹은 예인/보급선(tug/supply vessel)의 빙저항 결과값과 어떠한 차이가 있는 지 비교해 보고자 하였다. 빙하중 또한 개념설계를 통해 나온 모델에 대해 각 저자들이 내놓은 산정식에 적용하여 그 결과값을 비교해 보고자 하였다.

빙저항 산정의 경우 가장 쉽게 이론적으로 접근가능하고 기초가 될 수 있는 평탄빙에서의 연속쇄빙모드만을 생각하였다. 지금까지 발표된 빙저항 산정식을 검토한 Jones(2004)의 논문을 근거로 실선 및 모형시험을 통해 얻어진 결과자료가 명확한 저자들을 위주로 그들이 어떠한 방법으로 식을 유도해 내었으며 시험에 이용된 쇄빙선박을 통해 얻어진 자료를 조사하여 계산이 가능한 실험식의 경우 직접 계산을 통해 결과값을 계산해 보았다. 또한 마지막으로 전체적인 경향을 분석하기 위해 쇄빙선, 예인/보급선, 쇄빙상선으로 구분하여 총 9개의 그래프에 각각 실선시험 결과치와 회귀분석을 통해 얻어진 경험식을 나타내 보았다. 극한 빙하중은 저자들이 도출해 낸 산정식의 기본적인 개념의 설명과 함께 결과식을 정리해 보았다. 이를 통해 실제로 모델로 채택된 쇄빙상선이 견뎌야 할 북극해 항로의 극한 빙상환경과 선박 속도, 선수가, 접촉면적 등의 인자를 변화시켜서 극한 빙하중과 국부 빙하중을 계산해 보았다.

쇄빙선의 경우 입수한 자료는 쇄빙상선에 비해 연속쇄빙할 수 있는 평탄빙의 두께가 대략 1 m 내로 제한이 있다. 또한 예인/보급선의 경우는 대부분 0.5 m 내로 제한이 있다. 쇄빙선이나 예인/보급선의 전체 저항값은 쇄빙상선에 비해 낮게 예측이 되었고 실선시험 자료 또한 이 결과를 말해주고 있다. 이것은 쇄빙상선보다  $HP/\Delta$  비가 높은 결과이고 쇄빙선은 예외적으로 규모가 쇄빙상선에 거의 근접하는 선박의 경우 쇄빙상선의 저항값과 유사하게 나온다. 극한 빙하중의 경우 4 knots와 8 knots에서의 계산 결과 각각의 저자들에서 편차가 큰 것을 확인했고 국부 빙하중의 경우 시험에 의한 일반적인 경향과 크게 다르지 않았다.

빙저항 산정에서 본 논문에 실려 있는 저자들이 이용한 선박은 대부분 쇄빙선이고 빙저항식 또한 자신이 시험한 선박을 근거로 제시한 경험식이기 때문에 여타의 선박에 적용할 경우 잘 맞지 않아서 쇄빙상선에 적용하는 것은 불가능하다고 판단이 된다. 또한 쇄빙상선으로 실선시험 및 모형시험을 실시한 경우에도 결과가 만족스럽지 못했다. 극한 빙하중 또한 제시한 저자에 따라 편차가 있어 산정식 결정이 어렵다. 추후 연구로 빙저항 산정식을 간단하게 할 필요가 있고 빙저항과 관련하여 좀 더 다양한 쇄빙상선 시험자료를 수집하여 비교할 필요가 있다고 판단되며 그에 따라 쇄빙상선에 적합한 새로운 빙저항/빙하중 산정식을 제안할 수 있을 것이다.

## 참 고 문 헌

- Baker, D. and Nishizaki, R., 1986, "The MV Arctic-New Bow Form and Model Testing," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.94, pp.57-74.
- Bulat, V., 1982, "The effect of snow cover on ice resistance," The Naval Architect, Nov, 1982, p.E.253.
- Carter, D., 1983, "Ship Resistance to Continuous Motion in Level Ice," Transportation Development Centre, Transport Canada, Montreal, Canada, Report Number TP3679E.
- Chen, Y-K., Tunik, A.L. and Chen, A.P-Y., 1990, Global Ice Forces and Ship Response to Ice, Report No. SSC-341, Ship Structural Committee, SNAME.
- Churcher, A.C., Kolomojcev, A., and Hubbard, G., 1984, "Design of the Icebreaking Supply Ship Robert LeMeur," Marine Technology, Vol.21, No.2, pp.134-146.
- Churcher, A.C., Blanchet, D. and Johansson, B.M., 1990, "Ice Load Criteria for Arctic Vessels," Ice Tech '90 - Fourth International Conference on Ships and Marine Systems in Cold Regions, SNAME Arctic Section, Calgary, pp.W1-K32, March 1990.
- Crago, W.A., Dix, P.J., and German, J.G., 1971, "Model Icebreaking Experiments and Their Correlation with Full-Scale Data," Transactions RINA, Vol.113, pp.83-108.
- Cumming, D., Gagnon, R.E., Derradji, A., and Jones, S.J., 2001, "Overview of research underway at the institute for marine dynamics related to the investigation of interactions between floating structures and bergy bits," Proceedings 6th Canada Marine Hydrodynamics and Structures Conference, Vancouver.
- Daley, C.G., 1984, "Baffin - A Dynamic Ship/Ice Interaction Model," Ice Tech '84 - Third International Conference on Icebreaking and Related Technologies, SNAME Arctic Section, Calgary, pp.F1-F8, May 1984.
- Edwards, R.Y., Lewis, J.W., Wheaton, J.W., Coburn, J., 1972, "Full-Scale and Model Tests of a Great Lakes Icebreaker," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.80, pp.170-207.

- Edwards, R.Y., Major, R.A., Kim, J.K., German, J.G., Lewis, J.W. and Miller, D.R., 1976, "Influence of Major Characteristics of Icebreaker Hulls on Their Powering Requirements and Maneuverability in Ice," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.84, pp.364-407.
- Enkvist, E., 1972, "On the Resistance Encountered by Ships Operating in the Continuous Mode of Icebreaking," Report No. 24, Swedish Academy of Engineering Sciences in Finland.
- Enkvist, E., Varsta, P. and Riska, K., 1979, "The Ship/Ice Interaction," Proceedings of the 5th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions, Trondheim.
- Enkvist, E., 1983, "A Survey of Experimental Indications of the Relation Between the Submersion and Breaking Components of Level Ice Resistance to Ships," Proceedings POAC 83, pp.484-493.
- Enkvist, E. and Mustamäki, E., 1986, "Model and Full-scale Tests with and Innovative Icebreaker Bow," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.94, pp.325-351.
- Ghonheim, G.A.M., Johansson, B.M., Smyth, M.W. and Grinstead, J., 1984, "Global Ship Ice Impact Forces determined from Full-scale Tests and Analytical Modeling of the Icebreakers Canmar Kigoriak and Robert LeMeur," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.92, pp.253-282.
- Glen, I.F. and Daley, C.G., 1982, "Ice Impact Loads on Ships," SNAME Arctic Section, Calgary.
- Glen, I.F., Daley, C.G. and Tam, G., 1985, "Analysis of the Structure of the Proposed CCG Polar Class 8 Icebreaker under Extreme Ice Loads," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.93, pp.283-301.
- Hellmann, J-H., 1982, "Model and Full-scale Tests In Ice with the Icebreaker *Max Waldeck*," Proceedings Intermaritec '82, Hamburg, pp.373-384.
- Johansson, B.M. and Makinen, E., 1973, "Icebreaking Model Tests: Systematic Variation of Bow Lines and Main Dimensions of Hull Forms Suitable for the Great Lakes," Marine Technology, Vol.10, No.3, pp.236-243.

- Johansson, B., Keinonen, A., Mercer, B. and Stubbs, J., 1981, "Technical Development of an Environmentally Safe Arctic Tanker," Proceedings of the IceTech 81, SNAME STAR Symposium, Ottawa.
- Jones, S.J., 1989, "A Review of Ship Performance in Level Ice," Proceedings of the 8th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, The Hague, Vol.IV, pp.325-342.
- Kashteljan, V.I., Poznjak, I.I. and Ryvlin, A.J 1968, "Ice Resistance to Motion of a Ship," Vol.1 (Ch.1-5), Sudostroyenie, Leningrad. (Translation from Russian Original Soprotivlenie L'da Dvizheiju Sudna)
- Keinonen, A., 1983, Ice Loads on Ships in the Canadian Arctic, Ch.X in WEGEMT(West European Graduate Education for Marine Technology) Graduate School.
- Keinonen, A., Browne, R.P., Revill, C.R. and Bayly, I.M., 1991, "Icebreaker Performance Prediction," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.99, pp.221-248.
- Kotras, T.V., Baird, A.V. and Naegle, J.N., 1983, "Predicting Ship Performance in Level Ice," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.95, pp.329-349.
- Levine, G.H., Voelker, R.P. and Mentz, P.B., 1974, "Advances in the Development of Commercial Ice-Transiting Ships," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.82, pp.313-343.
- Lewis, J.W. and Edward, R.Y., 1970, "Methods for Predicting Icebreaking and Ice Resistance Characteristics of Icebreakers," Society of Naval Architects and Marine Engineers Transactions, Vol.78, pp.213-249.
- Masterson, D.M. and Frederking, R.M.W., 1993, "Local Contact Pressures in Ship/Ice and Structure/Ice Interactions," Cold Regions Science and Technology, Vol.21, pp.169-185.
- Matsuishi, M. et al., 1984, "Ship-Ice Floe Collision Analysis Considering the Elastic Deflection of Hull Girder," Ice Tech '84 - Third International Conference on Icebreaking and Related Technologies, SNAME Arctic Section, Calgary, pp.E1-E13, May 1984.

- Milano, V.R., 1973, "Ship Resistance to Continuous Motion in Ice," SNAME Transactions, Vol.81, pp.274-306.
- Milano, V.R., 1975, "Variation of Ship/Ice Parameters on Ship Resistance to Continuous Motion in Ice," Proceedings of SNAME Ice Tech. Symposium, Montreal, Paper B.
- Milano, V.R., 1980, "A Reanalysis of Ship Resistance When in Continuous Motion through Solid Ice," Proceedings Intermaritec Symposium, Hamburg, pp.456-475.
- Milano, V.R., 1982, "Correlation of Analytical Prediction of Ship Resistance in Ice with Model and Full-Scale Test Results," Proceedings Intermaritec Symposium, Hamburg, pp.350-372.
- MSSI, 1981, Design Case Part 1: Ice Transiting Vessel, A Joint Norwegian Research Project, Marine Structures and Ships in Ice, Report No. 81-09/1.
- MSSI, 1979, Resistance in Ice, A Joint Norwegian Research Project, Marine Structures and Ships in Ice, Report No. 79-01.
- Mulherin, N.D., 1996, The Northern Sea Route—Its Development and Evolving State of Operations in the 1990s, CRREL Report 96-3.
- Naegle, J.N., 1980, Ice-Resistance Prediction and Motion Simulation for Ships Operating in Continuous Mode of Icebreaking. Ph.D. Dissertation, University of Michigan, Ann Arbor.
- Narita, S. and Yamaguchi, M., 1981, "Some Experimental Study on Hull Forms for the New Japanese Antarctic Research Ship," Proceedings of the 6th STAR Symposium, SNAME, Ottawa, pp.253-271.
- Newbury, G.S., and Williams, F.M., 1986, "R-class icebreaker model experiment results," Ice Technology, Computational Mechanics, Springer-Verlag, Berlin, pp.333-348.
- Ostreg, W., 1999, INSROP Integration Book - The Challenge of the Northern Sea Route, INSROP Working Paper No.167.
- Popov, Y.N., Faddeyev, O.V., Kheysin, D.Y. and Yakovlev, A.A., 1967, Strength of Ships Navigating in Ice, Sudostroyeniye Publishing House, Leningrad.
- Poznyak, P. and Ionov, B.P., 1981, "The Division of Icebreaker Resistance into

- Components," Proceedings of the 6th STAR Symposium, SNAME, Ottawa, pp.249-252.
- Riska, K., 1995, "Ice Conditions along the North-East Passage in View of Ship Trafficability Studies," Proceedings of the Fifth International Offshore and Polar Engineering Conference, The Hague, The Netherlands, Vol.II, pp.420-427.
- Runeberg, R., "Steamers for Winter Navigation and Icebreaking," Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Vol. CXL, Session 1899-1900, Part II.
- Sanderson, T.J.O., 1988, Ice Mechanics - Risk to Offshore Structures, Graham and Trotman Inc., London.
- Schwarz, J., 1977, "New Developments in Modeling Ice Problems," Proceedings POAC 77, St. John's, Newfoundland, pp.45-61.
- Shimansky, J.A., Conditional Standards of Ice Qualities of a Ship(translation), Arctic Institute of the Chief Administrator of the Northern Sea Route, Vol. 130, Leningrad, 1938.
- Simonson, D.R., 1936, "Bow Characteristics for Icebreaking," Journal of American Society of Naval Engineers, Vol.48, No.2, pp.249-254.
- Spencer, D. and Jones, S.J., 2001, "Model-Scale/Full-Scale Correlation in Open Water and Ice for Canadian Coast Guard "R-Class" Icebreakers," Journal of Ship Research, Vol.45, No.4, pp.249-261.
- Tatinclaux, J.-C., 1984, Model Tests in Ice of a Canadian Coast Guard R-class Icebreaker, Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, New Hampshire, Special Report 84-6.
- Tatinclaux, J.-C. et al, 1989, "Comparative Model Tests in Ice of a Canadian Coast Guard R-Class Icebreaker," SNAME Transactions, Vol.97.
- Tunik, A.L., 1982, "Ultimate Safe Conditions for Ship's Operation in Ice," SNAME Arctic Section, Calgary.
- Tunik, A.L., 1984, "Continuous Motion of a Ship in Ridged Ice," Ice Tech '84 - Third International Conference on Icebreaking and Related Technologies, SNAME Arctic Section, Calgary, pp.M1-M9.

- Tunik, A.L., 1985, "Hull Girder Bending Forces Due to Ramming Icebreaking," Proceedings of the 8th International Conference on Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions, Narssarssuag, Greenland, Vol.2, pp.873-881.
- Valanto, P., 2001, "The Resistance of Ships in Level Ice," SNAME Transactions, Vol.109, pp.53-83.
- Vance, G.P., 1975, "A Scaling System for Vessels Modelled in Ice," Proceedings of SNAME Ice Tech. Symposium, Montreal, Paper H.
- Vance, G.P., 1980, "Analysis of the Performance of a 140-ft Great Lakes Icebreaker: USCGC Katmai Bay, Cold Regions Research and Engineering Laboratory, Hanover, New Hampshire, Report 80-8.
- Vance, G.P., 1985, "A Review of Icebreaking Technology," Proceedings of the Fourth International Offshore Mechanics and Arctic Engineering Symposium, Dallas, Texas, Vol.II, pp.125-130.
- White, R.M., 1970, "Prediction of Icebreaker Capability," The Royal Institute of Naval Architects, Vol.112, pp.225-251.
- Zahn, P.B., and Phillips, L., 1987, "Full-Scale Towed Resistance Trials of the USCGC *Mobile Bay* in Uniform Ice", SNAME Transactions, Vol.95, pp.45-77.
- 김현수 등, 2004, 쇄빙 유조선과 일반 유조선의 저항 특성 연구, 대한조선학회추계학술발표회논문집, pp.681-686.
- 최경식, 1996, 내빙구조 선박의 설계에 관한 연구, 삼성중공업 연구보고서.
- 최경식 외, 2001, 북극해 항로의 경제성 분석과 빙해용 쇄빙상선 모델 개발, 해양수산부 연구보고서.
- 野澤和男, 1994, 砕氷工學, 船舶技術協會, 東京.

# 부 록

## A. 각국의 쇄빙선박의 현황과 주요 요목

Table A-1 Principal Particulars of icebreaking ships in the world

Vessel	Year	Country	Class	Loa (m)	Breadth_max (m)	Draft (m)	Displacement (tonnes)	Max. HP	Normal/Max Speed (knots)	Ice Thickness (Conti.)	선수각	L/B	B/d	HP/△
MV Arctic(old)	1978	Canada	C	196.6	22.9	10.9	38104	14820	2(conti.) / 16.5	1	30	8.585	2.101	0.389
MV Arctic(new)	1986	Canada	C	206.0	22.9	10.9	38466	14820	2(conti.) / 17.3	1.5	20	8.996	2.101	0.385
Polar Class 8		Canada	C	194.0	32.2	12.2	37728	15000	15			6.025	2.639	0.398
Damsa Dan	1973	Denmark	C	125.0	18.1	7.4	12091	9250	2(conti.) / 17.5	0.67		6.906	2.446	0.765
Filandia	1967	Finland	C	134.0	20.0	5.6	6706	16450	2(conti.) / 23	1		6.700	3.571	2.453
Finn Carrier		Finland	C	129.9	24.6	5.7	10567	11150	17			5.280	4.316	1.055
Lunni Sotka, Tiira, Uikku	1976	Finland	C	150.0	21.5	9.5	23000	15640	2(conti.) / 14.5	1		6.977	2.263	0.680
Aleksei Class	1984	U.S.S.R.	C	232.0	32.2	11.7	61950	33580	18.4			7.205	2.752	0.542
Amguema Class	1962	U.S.S.R.	C	123.0	18.9	9.1	13540	7340	2(conti.) / 15	0.7	29	6.508	2.077	0.542
Arktika	1974	U.S.S.R.	C	136.0	28.0	11.0	23460	75000		1.707		4.857	2.545	3.197
Lena Class	1950	U.S.S.R.	C	125.0	18.9	8.3	14000	8430	2(conti.) / 15.4	0.73		6.614	2.277	0.602
SA-15 Class	1982	U.S.S.R.	C	164.0	24.5	9.0	24255	20940	2(conti.) / 17	1	30	6.694	2.722	0.863
Sevmorput	1986	U.S.S.R.	C	228.8	32.2	10.7	61000	40000	20		30	7.106	3.009	0.656
Manhattan	1969	USA	C	307.0	45.0	15.8	115000	43000		1.067	15	6.822	2.848	0.374
IMD614(plannig)	2004	Korea	C	284	42.8	16.5	161935							
General S. Martin	1954	Argentina	I	84.0	19.0	6.4	5301	8100	- / 16			4.421	2.969	1.528
Camsell	1959	Canada	I	68.0	14.6	6.4	3072	4250	13			4.648	2.286	1.383
d'Iberville	1953	Canada	I	94.6	20.3	12.2	9930	15200	15 / -			4.667	1.661	1.531
Earl Grey, Samuel Risley	1985	Canada	I	69.7	13.7	5.2	2930	8840	14.3		25	5.088	2.635	3.017
Edward Cornwallis, Sir Wilfred Laurier	1986	Canada	I	78.4	16.2	6.0	4966	7210	15.5		25	4.840	2.700	1.452
Geo. R. Pearkes, Martha L. Black	1986	Canada	I	83.0	16.2	5.8	5031	7210	15.5		25	5.123	2.793	1.433
Gulf Type	1968	Canada	I	89.9	19.1	6.1	6320	12000	15			4.720	3.123	1.899
John A. MacDonald	1960	Canada	I	96.0	21.4	8.9	9160	15000	- / 15.5			4.486	2.404	1.638
Labrador	1953	Canada	I	82.0	19.4	8.9	6940	12000	16 / -			4.218	2.192	1.729
Louis S. St. Laurent	1969	Canada	I	119.6	24.4	9.9	14280	31500	16 / 20	1	32	4.903	2.462	2.206
Norman McLeod, Rogers	1969	Canada	I	81.2	19.1	6.3	6569	13190	2(conti.) / 15	0.91	28	4.251	3.032	2.008
Pierre Radisson	1978	Canada	I	98.0	19.2	7.2	8311	13600	13.5	1.15	18	5.117	2.660	1.636
S.R. Humprey, Gilbert	1980	Canada	I	68.9	14.7	5.0	3048	4350	2(conti.) / 13	0.87	25	4.687	2.940	1.427
Sir Humphrey Gilbert	1959	Canada	I	67.1	14.6	6.4	3000	4250	13			4.586	2.286	1.417
Wolfe	1959	Canada	I	67.1	14.6	4.9	3005	4000	13			4.583	2.986	1.331
Danbjorn, Isbjorn	1965	Denmark	I	76.8	17.1	6.1	3685	11880	14	1		4.499	2.798	3.224
Fennica	1993	Finland	I	116.0	26.0	8.0	4800	28000	16		19	4.462	3.250	5.833
Finnica, Nordica	1993	Finland	I	116.0	26.0	7.0	4800	20400	8(conti.) / 16	0.8		4.462	3.714	4.250
Hanse	1966	Finland	I	74.0	17.4	6.1	3759	7885	2(conti.) / 16	0.72	25	4.253	2.852	2.098
Karhu, Murtaja, Sempo	57,58,60	Finland	I	68.3	16.7	5.8	3424	7477	2(conti.) / 16	0.7	25	4.090	2.879	2.184
Otso	1986	Finland	I	90.0	23.5	8.0	7000	20400	18.5			3.830	2.938	2.914
Tarmo, Varmo, Apu	63,68,76	Finland	I	82.0	21.2	6.4	5944	12000	2(conti.) / 17	0.85	24	3.868	3.313	2.019
Urho, Sisu	1974	Finland	I	96.0	23.5	8.3	7925	22025	2(conti.) / 17	1.56	20	4.085	2.831	2.779
Voima	1953	Finland	I	80.8	18.7	6.7	4488	10470	2(conti.) / 16.5	0.82	27	4.321	2.791	2.333
Fuji	1966	Japan	I	100.0	22.0	8.1	9120	12000	17	0.8	30	4.545	2.716	1.316
Shirase	1982	Japan	I	134.0	28.0	9.2	18600	30000	3(conti.) / 19	1.5	21	4.786	3.043	1.613
Soya	1978	Japan	I	94.0	15.8	5.4	4000	4800	2(conti.)	1.2	27	5.949	2.926	1.200
Oden	1988	Sweden	I	108.0	31.5	8.5	13000	24500	3(conti.) / 17	1.8	20	3.429	3.706	1.885
Tor, Njord	1964	Sweden	I	95.0	21.2	6.5	5357	12000	2(conti.) / 18	0.85		4.481	3.262	2.240
Ymer, Atle, Frej	1974	Sweden	I	96.0	23.8	7.3	8000	22000	2(conti.) / 17	1.1	20	4.034	3.260	2.750
Bransfield	1971	U.K.	I	90.0	18.3	6.2	7011	5030	2(conti.) / 13.5	0.52		4.918	2.952	0.717
Endurance	1974	U.K.	I	82.5	17.9	6.5	2500	8160	15			4.609	2.754	3.264
Drobrynya, Nikitich	1961	U.S.S.R.	I	62.0	18.0	5.5	2718	5570	2(conti.) / 14.5	0.61	26	3.444	3.273	2.049
Ermak	1899	U.S.S.R.	I	97.5	21.5	8.5	10000	9000	14 / -		26	4.535	2.518	0.900



Kap. Chechkin,Plahin,Chadayev,Krutov,Bukaev,Zarubin	1977	U.S.S.R.	I	74.0	16.3	3.3	2240	6390	14			4.540	4.939	2.853
Kap. M. Izmaylov,Kasolapov,A. Radzhbov	1976	U.S.S.R.	I	54.0	15.7	4.2	2045	3535	13			3.439	3.738	1.729
Kap. Sorokin,Nikolaev,Dranitsyn,Khlebnikov	1977	U.S.S.R.	I	125.0	26.5	8.5	14900	22025	19		23	4.717	3.118	1.478
Kapitan Belousov,Veronin,Melekhov	54,55,55	U.S.S.R.	I	80.8	19.4	7.0	5350	10470	2(conti.) / 16.5	0.82	21	4.165	2.771	1.957
Kapitan Class,Yevdokimov Class	1983	U.S.S.R.	I	73.0	16.6	2.5	2150	5166	13.5		25	4.398	6.640	2.403
Kirov class	1938-40	U.S.S.R.	I	109.0	22.3	8.4	10250	12000				4.888	2.655	1.171
Lenin	1959	U.S.S.R.	I	134.0	27.6	10.5	19240	44050	2(conti.) / 18	1.43		4.855	2.629	2.290
Leonid Brezhnev,Sibir,Rossiya	75,77,85	U.S.S.R.	I	133.0	30.0	10.4	23460	76140	2(conti.) / 21	1.77	24	4.433	2.885	3.246
Magadan,Dickson	1982	U.S.S.R.	I	78.5	21.2	6.0	7250	12370	16.5		26	3.703	3.533	1.706
Moskva,Leningrad,Kiev,Murmansk,Vladivostok	1961	U.S.S.R.	I	122.1	24.5	10.5	15360	26000	2(conti.) / 18	1.07	26.5	4.984	2.333	1.693
Mudyug	1987	U.S.S.R.	I	89.8	10.5	6.5	7775	12200			12	8.552	1.615	1.569
Stalin class	1937-39	U.S.S.R.	I	106.0	23.2	9.0	11000	10050	- / 15.5			4.577	2.562	0.914
Stroptivy,Spraved livy,Stakhanovests,Suvorovets,Sibirskiy	1979	U.S.S.R.	I	69.0	18.0	6.5	4200	7613	15			3.833	2.769	1.813
Taymyr Class	1988	U.S.S.R.	I	142.5	28.6	8.0	23500	52074	1(conti.)	1.7		4.983	3.575	2.216
Glacier	1955	USA	I	94.5	22.6	8.8	8449	21000	16	0.914	27	4.191	2.563	2.486
Healy	1999	USA	I	128.0	25.0	8.9	16000	30000	3(conti.) / 17	1.37		5.120	2.809	1.875
Mackinaw	1945	USA	I	85.4	22.6	5.8	5252	10000	2(conti.) / 18.7	0.82	29	3.787	3.888	1.904
Polar Star, Polar Sea	73,76	USA	I	122.0	25.5	8.5	13190	60000	3(conti.) / 17	1.83	15,28	4.784	3.000	4.549
Wind Class	1945	USA	I	82.0	19.4	8.9	6515	10000	16	0.823	30	4.227	2.187	1.535
M/V Icebird	1984	W.Germany	I	100.0	18.9	7.7	9500	6000			26	5.291	2.455	0.632
Max Waldek	1981	W.Germany	I	55.0	13.1	5.0	1295	3100			16	4.198	2.620	2.394
Research Tanker	1980	Japn	R	360.0	52.0	20.0	280000	150000		2.438~3.048	17	6.923	2.600	0.536
Akademik Fedorov	1987	U.S.S.R.	R	140.0	23.0	8.5	10000	16000	16		26	6.087	2.706	1.600
Mihail Somov	1975	U.S.S.R.	R	133.1	18.8	9.1	7695	15000	16.2			7.066	2.082	1.949
Polarstern	1982	W.Germany	R	102.0	25.0	10.5	17460	20000		0.914	22	4.080	2.381	1.145
Aurora, Australis	1989	Australia	T	88.4	20.3	7.9	3500	13600	13			4.355	2.586	3.886
Arctic Ivik	1985	Canada	T	64.7	14.0	4.9	7200	7210	2(conti.) / 14.1	0.9	22	4.621	2.857	1.001
Arctic Nanabush	1984	Canada	T	44.2	12.2	4.6	720	7210	2(conti.) / 15	0.9	22	3.623	2.652	10.014
Arctic Nanook	1982	Canada	T	44.2	12.2	4.1	720	6526	15		22	3.623	2.976	9.064
Arctic Shiko, Seaforth Atlantic	1984	Canada	T	60.9	14.5	5.9	6800	12250	2(conti.) / 16	1.05	32	4.200	2.458	1.801
Canmar Kigoriak	1980	Canada	T	79.0	17.3	8.5	8549	17400	2(conti.) / 18.8	1.45	24	4.566	2.035	2.035
Ikaluk, Miscardo	1983	Canada	T	75.5	17.2	7.5	7500	15230	3~4(conti.)	1.2	23	4.390	2.293	2.031
John, Cabot	1985	Canada	T	84.1	18.3	8.7	5318	9110	2(conti.) / 15	0.75		4.596	2.103	1.713
Robert LeMeur	1982	Canada	T	73.0	18.0	5.7	5853	9653	2(conti.) / 13.5	1.5	20	4.056	3.158	1.649
Terry Fox, Kalvik	1983	Canada	T	75.0	17.5	8.0	6910	24070	7(conti.) / 14	1.22	23	4.286	2.188	3.483
Ale	1973	Sweden	T	47.0	13.0	5.2	1500	7000				3.615	2.500	4.667
Polar Shore	1973	U.K.	T	51.0	11.8	4.3	1300	5302	2(conti.) / 13.8	0.76		4.322	2.744	4.078
Krasin	1917	U.S.S.R.	T	99.8	21.7	7.5	6048	13000				4.610	2.887	2.149
Vitus,Bering		U.S.S.R.	T	142.4	22.4	8.5	10800	15635	15.9			6.357	2.635	1.448
Katmai Bay	1978	USA	T	42.7	11.3	3.8	690	2500	5.5(conti.) / 14.7	0.41	28	3.783	2.961	3.623
Mobile Bay	1978	USA	T	42.7	11.4	3.8	690	2500	5.5(conti.) / 14.7	0.41		3.733	3.000	3.623

## B. 쇄빙 선박의 주요 요목의 경향

Table A-1을 바탕으로 쇄빙선박의 주요 요목을 비교하여 과거의 쇄빙선박으로부터 현재까지의 쇄빙선박의 설계 경향과 근래 주목받고 있는 쇄빙상선에 대한 주요 요목 추세를 알아보았다.

### B.1 Length vs. Breadth

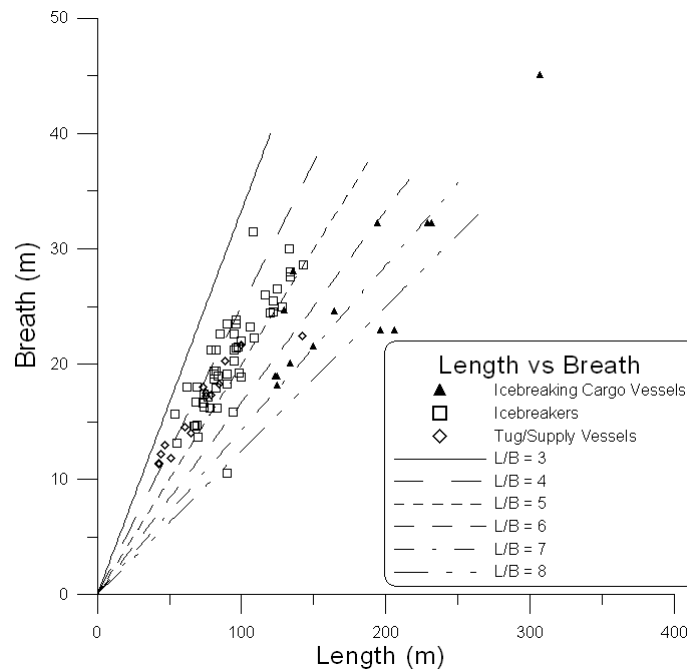


Fig. B-1 Trend of icebreaking ship's length versus breadth

Fig. B-1 에서 보듯이 예인/보급선의 경우 선박의 길이가 약 40~100 m, 선폭이 약 10~25 m 정도에 분포하고 쇄빙선은 전장이 약 50~150 m, 선폭이 10~35 m 정도에 분포하며 쇄빙상선은 전장이 약 100~300 m, 선폭이 약 20~45 m 정도이다. 선박의 길이와 선폭의 비율은 대개 3~8 사이에 분포하고 전장 100 m 전후의 중형 쇄빙선은 4 정도에 분포하며 100 m가 넘는 경우 5 정도에 분포한다. Tanker 및 Bulk Carrier와 같은 쇄빙상선의 경우 6~8 사이에 분포하고 평균적으로 7 정도에 분포한다. 빙해역의 항로 개척을 위한 쇄빙선은 조정성과 선회성을 향상시키기 위해 비율을 되도록 작게 설계하고 쇄빙선을 제외한 쇄빙선박의 경우엔 일반 해역에서의 조종 성능도 같이 고려해야하기 때문에 비율을 크게 설계하고 있다.

## B.2 Length vs. Depth

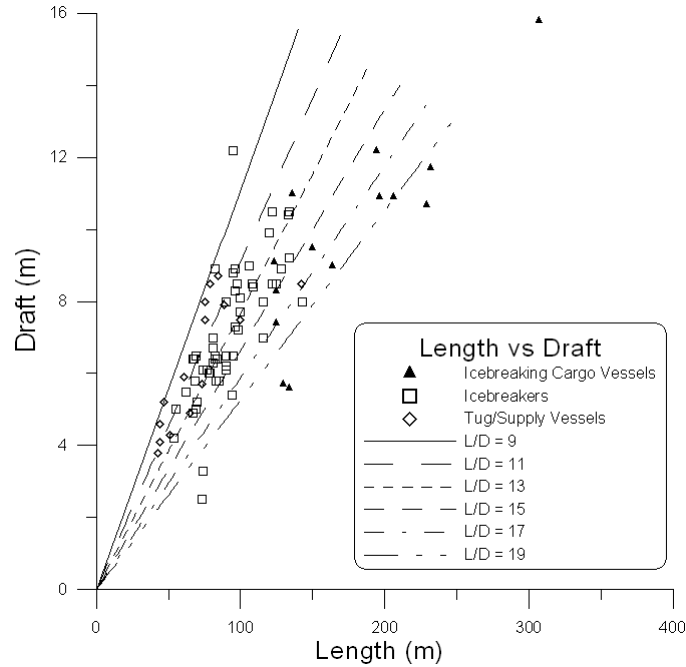


Fig. B-2 Trend of icebreaking ship's length versus draft

쇄빙선박의 흘수는 빙해 항해지역에 따라 설계가 달라져야 한다. 수심이 얇은 지역을 운항하는 선박의 경우엔 흘수에 제한이 가해지기 때문에 이 점을 염두에 두고 설계에 반영하여야 한다. 즉, 운항지역의 빙상환경에 따라 결정되어지는 항목이다. 쇄빙상선의 경우 흘수가 약 6~16 m이고 흘수와 선박 길이의 비율은 평균적으로 15~20 사이에 분포한다. 쇄빙선은 흘수가 2~12 m에 분포하고 비율은 전체적으로 분포하지만 평균적으로 11~15 사이에 집중적으로 분포하는 것을 알 수 있다. 예인/보급선은 흘수가 4~10 m에 분포하고 비율은 11~13 사이에 분포한다(Fig. B-2).

## B.3 HP vs. $\Delta$ (Displacement)

주기관 마력과 배수량의 비율은 쇄빙선박의 쇄빙성과 직접적인 연관이 있는 요목으로 비율이 크면 클수록 쇄빙성이 좋아지게 된다. 쇄빙선의 경우 항로 개척이나 유도 혹은 단독으로 임무를 수행해야 하기 때문에 주기관 마력이 배수량에 비해 월등하게 높아야 한다. Fig. B-3 에서 보듯이 쇄빙선은 이 비율이 약 3~5에 분포하고 이것은 배수량의 3~5배의 주기관 마력을 가져야한다는 것을 의미한다. 쇄빙상선의 경우 단독 임무수행의 경우 상당히 높은 주기관 마력을 보이지만 개수로에서의 성능도 같이 고려하여야 하기 때문에 대부분 비율이 약 0.5~1 정도에 분포한다. 예인/보급선의 경우 규모면에서 다른 쇄빙선박에 비해 작기 때문에 주기관 마력이 5,000~20,000마력 정도에 분포하고 예인/보급선 또한 그 목적상 쇄빙성이 좋아야 하기 때문에 주기관 마력이 배수량에 비해 높다. 비율이 약 2 정도에 집

중 분포한다.

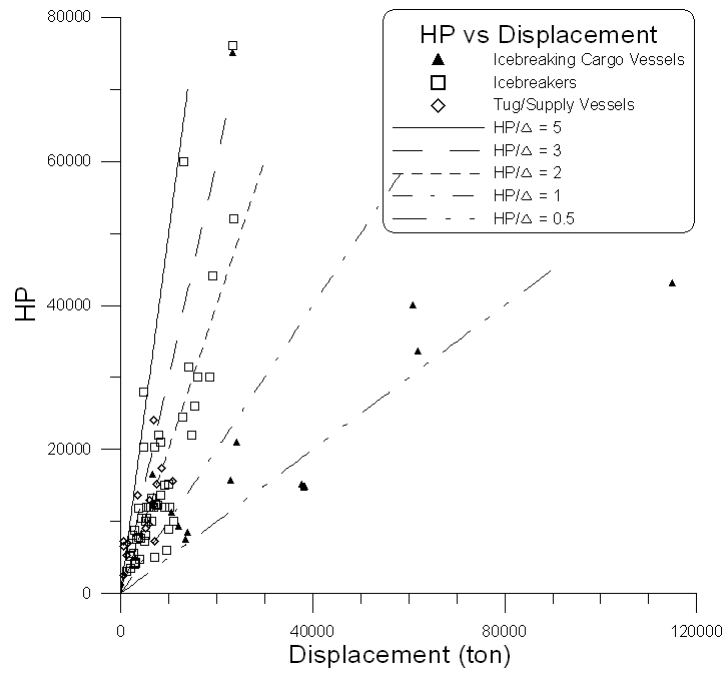


Fig. B-3 Trend of icebreaking ship's displacement versus HP

#### B.4 쇄빙상선의 주요 요목 추세

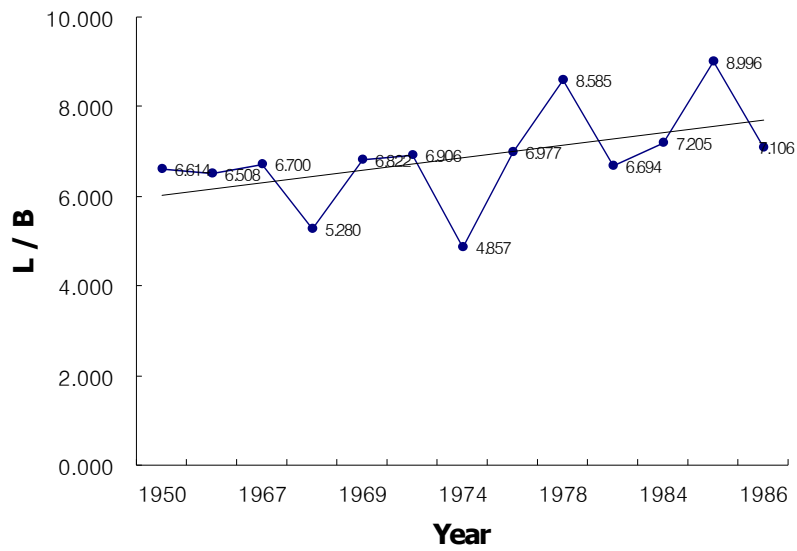


Fig. B-4 Trend of ice-strengthened cargo vessel's L / B

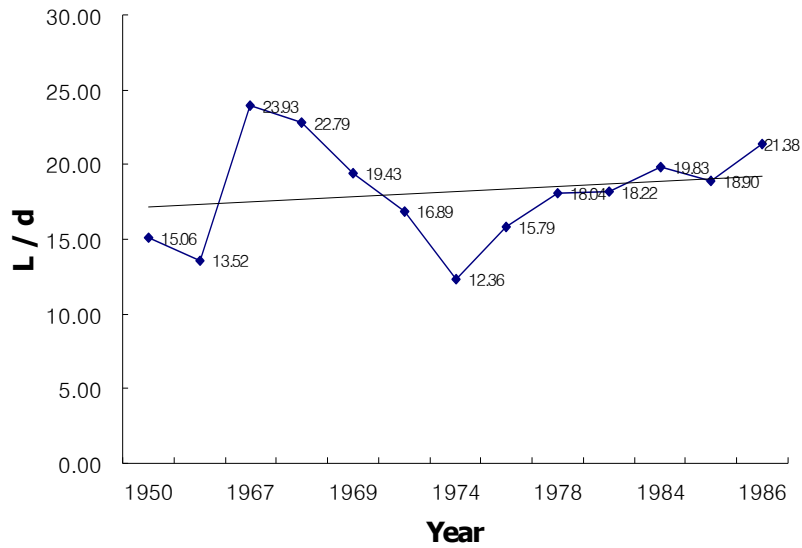


Fig. B-5 Trend of ice-strengthened cargo vessel's L / d

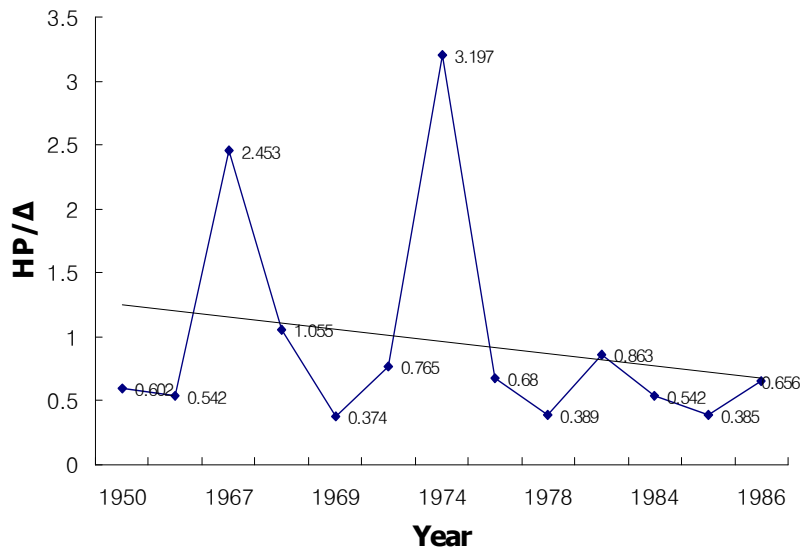


Fig. B-6 Trend of ice-strengthened cargo vessel's HP / Δ

한편 본 논문에서 초점을 맞추고 있는 쇄빙상선에 대한 추세는 다음과 같다. Fig. B-4는 쇄빙상선에 대한 L / B의 경향을 년도별로 나타내고 있다. 물동량의 증가와 함께 쇄빙상선의 전장도 같이 증가하고 있는 것을 보여준다(추세선). Fig. B-4 에 나타나 있는 L / B의 경향은 부록 A에 조사된 쇄빙상선에만 한정이 되어 있지만 분명한 것은 북극해 항로뿐만 아니라 여타의 빙해역 항로에서의 무역이 활발하게 이루어질 경우 쇄빙상선의 역할 증대로 인해 규모면에서 좀 더 큰 쇄빙상선이 필요하게 될 것이다. Fig. B-5 는 쇄빙상선의 L / d 경향을 나타낸 것이다. L / d 경향 역시 L / B 경향과 마찬가지로 계속 증가 추세에 있는 것을 볼 수 있다. 평균적인 추세는 15~20 사이에 있는 것을 볼 수 있는데 초기의 쇄빙상선

에 비해 최근의 추세가 증가하고 있는 것을 볼 수 있다. Fig. B-6 는 쇄빙상선의 HP /  $\Delta$  추세를 나타낸 것으로 추세선이 감소하고 있는 것을 볼 수 있고 초기의 쇄빙상선은 전장이 길지 않고 배수량도 작아서 다소 높은 비율을 나타내지만 최근의 추세는 전장이 길어짐에 따라 배수량도 함께 증가하여 비율이 점차 감소하고 있다.