プロペラと氷片の干渉に関する実験的研究

岡村　悠吉

プロペラと氷片の干渉に関する実験的研究

平成９年１１月

田村　兼吉

プロペラと氷片の干渉に関する実験的研究

目次

目次 0-1

第１章　緒言
１．１　研究の背景 1-1
１．２　研究へのアプローチ 1-2
１．３　プロペラ形式 1-2
１．４　本論文の目的と構成 1-4
参考文献 1-4

第２章　氷とプロペラの干渉理論に関する文献調査
２．１　Jagodkin 2-1
２．２　Ignatjev 2-3
２．３　J. Wind 2-5
２．４　V. Laskow and C. Revill 2-7
２．５　B. Veitch 2-12
２．６　P. Koskinen, M. Jussla and H. Sininen 2-12
２．７　第２章のまとめ 2-14
参考文献 2-14

第３章　干渉過程のシナリオと成分分離
３．１　干渉の過程のシナリオと荷重成分 3-1
3.1.1 F_{ice} 3-1
3.1.2 F_{hydro} 3-2
3.1.3 $F_{inertia1}$ 3-2
3.1.4 $F_{inertia2}$ 3-2
３．２　実験による各荷重成分への分離方法 3-3
3.2.1　水中での氷片流し込み実験 3-3
3.2.2　空気中での氷片流し込み実験 3-3
3.2.3　氷片によるブロッケージ実験 3-3
3.2.4　氷強度を変化させた水中及び空気中での氷片流し込み実験 3-3

3．3　第3章のまとめ　3-4
参考文献　3-4

第4章　荷重成分への分離実験
4．1　実験機器　4-1
4.1.1　模型プロペラ　4-1
4.1.2　プロペラ単独動力計　4-2
4.1.3　その他　4-2
4．2　実験概要　4-2
4．3　実験結果　4-3
4.3.1　水中での氷片流し込み実験結果　4-3
4.3.2　空気中での氷片流し込み実験　4-5
4.3.3　氷片によるブロッケージ実験　4-6
4．4　荷重成分への分離　4-7
4.4.1　K_T、K_Q成分の分離　4-7
4.4.2　Spindle Torque 成分の分離　4-9
4．5　第4章のまとめ　4-9
参考文献　4-10

第5章　氷とプロペラの干渉に関する考察　5-1
5．1　干渉を表す重要なパラメター　5-1
5．2　模型実験によるパラメターの影響の調査　5-2
5.2.1　実験概要　5-2
5.2.2　水中流し込み実験の実験結果　5-2
5.2.3　空気中流し込み実験の実験結果　5-3
5.2.4　ブロッケージ実験の結果　5-3
5．3　各荷重成分への分離とパラメターとの関係　5-3
5.3.1　荷重成分への分離　5-3
5.3.2　F_{ice}成分の傾き　5-4
5.3.3　$F_{inertial}$、$F_{inertia2}$、F_{hydro}成分の比較　5-4
5．4　F_{ice}トルク成分に関する考察　5-5
5.4.1　ミリング時のアイストルクを考えた場合　5-5
5.4.2　純圧縮破壊と考えた場合　5-7
5.4.3　氷片が曲げ破壊すると考えた場合　5-8
5．5　$F_{inertia1}$成分に関する考察　5-10
5．6　第5章のまとめ　5-13
参考文献　5-14

第6章　実船での氷とプロペラの干渉計測
6．1　目　的　6-1
6．2　試験概要　6-2
6.2.1　実験海域及び氷況　6-2
6.2.2　試験項目及び試験条件　6-2
6.2.3　プロペラ　6-2
6．3　計測方法　6-3
6.3.1　軸トルク及びプロペラスラスト計測方法　6-3
6.3.2　軸回転数計測方法　6-4
6.3.3　燃料消費量からの馬力計測　6-4
6．4　計測結果及び考察　6-5
6.4.1　計測波形と氷片かみこみ　6-5
6.4.2　軸馬力のゲージ計測と燃料消費量推定との比較　6-6
6.4.3　軸馬力及びプロペラスラストの定常成分　6-6
6.4.4　氷片干渉による変動成分　6-6
6．5　第6章のまとめ　6-7
参考文献　6-8

第7章　実船計測と模型実験との比較
7．1　干渉頻度に関する比較　7-1
7.1.1　模型実験概要　7-1
7.1.2　計測結果　7-1
7.1.3　実船実験との比較・考察　7-2
7．2　軸トルクに関する比較　7-3
7.2.1　模型実験概要及び結果　7-3
7.2.2　トルク変動成分に関する考察　7-4
7．3　第7章のまとめ　7-6
参考文献　7-6

第8章　各船級規則の比較と設計への提言
8．1　概観　8-1
8.1.1　政府規則と船級規則の関係　8-1
8.1.2　Finnish-Swedish Ice Class Rules 1985　8-1
8.1.3　Arctic Shipping Pollution Prevention Regulation (ASPPR)　8-2
8.1.4　Harmonization of Polar Ship Rules　8-2
8．2　各規定の特徴　8-2
8.2.1　氷海関連規則のある主な船級　8-2
8.2.2　Det Noriske Veritas 砕氷船規則の特徴　8-3

8.2.3　ロシア砕氷船規則の特徴　8-4
8.2.4　カナダ ASPPR 砕氷船規則の特徴　8-4
8.2.5　アメリカ船級協会砕氷船規則の特徴　8-5
8.2.6　ロイド船級協会砕氷船規則の特徴　8-6
8.2.7　日本海事協会耐氷船規則の特徴　8-6
8.2.8　カナダ ASPPR 耐氷船規則の特徴　8-7
8．3　船級規則でのアイストルクの取扱い　8-7
8．4　「しらせ」の軸系プロペラの強度設計　8-8
8．5　ノズルプロペラに流入する氷片の大きさ　8-9
8．6　プロペラ強度の実績から見たノズルプロペラの強度設計　8-11
8．7　プロペラ設計への提言　8-13
参考文献　8-15

第9章　結論　9-1

謝辞　謝辞

Appendix 1　氷片との衝突実験　A1-1
Ａ1．1　水中流し込み実験での衝突の様子　A1-1
Ａ1．2　空気中流し込み実験での衝突の様子　A1-6

Appendix 2　各船級関連規定　A2-1
Ａ2．1　砕氷船規則　A2-1
Ａ2．2　耐氷船規則　A2-15

第1章

緒言

1．1　研究の背景

永久氷や流氷で覆われる北極海は、面積約1,400万km²、北極点を中心としてロシア連邦、スカンジナビア諸国、グリーンランド、カナダ、そしてアラスカといった国々によって囲まれている。1969年のアラスカ・ノーススロップでの石油発見を契機に、北極海沿岸や大陸棚に膨大なエネルギー資源の埋蔵されていることが確認され、注目を集めるに伴って資源開発と輸送の観点からの氷海関連研究が活発に行われるようになった。しかし、その後の石油ショックによる景気後退、省エネルギー対策などによる世界的石油消費量の減少は、石油価格の大幅な下落を引き起こし、氷海工学は一時のゴールドラッシュ的な時代から、冬の時代への変遷をたどった。こうした悪条件下においても、地道な研究が続けられていたが、最近、氷海を取りまく世界的状況に新たな展開が見えてきた。

その一つが、ゴルバチョフ政権により宣言された、北極海航路(NSR)の国際航路としての西側への開放である。NSRは、極東地域とヨーロッパを最短距離で結ぶことから、本格的な利用が開始されればわが国のみならず、国際経済への波及効果は極めて大きいと予想される。わが国でも、北極海航路開発調査研究事業(INSROP)の下で技術的な航行可能性、経済性などの検討が実施されてきた[1, 2, 3]。

わが国近海の状況に目を転じると、米国のアラスカ石油の対日禁輸解除やサハリンでの本格的な石油生産など、氷海研究への追い風要因がある。また、オホーツク海は冬季、結氷する海域としては北半球の南限に位置し、沿岸地域の経済活動の規模が比較的大きく、今後極東ロシア地域との交易の拡大などにより、船舶による物資輸送の需要が大きく増加することが予想されている。

このような外的な状況の変化をとらえ、氷海技術は新たな展開を見せ始めている。造船技術、運航技術、人工衛星によるリモート・センシング技術の進歩は、氷海航行における検討・研究すべき技術的課題を明確化した。

一連の氷海技術をめぐる動向の中で、研究すべき課題の一つとして注目を浴びつつあるものが、氷片とプロペラの干渉問題である。氷海域を航行する船舶において、船首部で砕氷した氷片がプロペラに衝突する現象は日常的に発生しており、効率の低下のほか、時としてプロペラ翼の破損や機関への障害など重大な結果を引き起こす。氷片とプロペラの干渉は、プロペラ設計時に翼の強度や翼厚を決定する要素であり、氷中抵抗と並んで、氷中推進性能の中でも特に重要な問題となっている。本研究は、こうした状況を踏まえ、主として実験的なアプローチにより氷片とプロペラの干渉問題を取り扱ったもの

である。

1.2　研究へのアプローチ

氷片とプロペラの干渉に対するアプローチを空間的な点から見ると、「船体周りの氷片流れの問題」と「プロペラ近傍の問題」の二つに大別される。「船体周りの氷片流れの問題」は、流体力学的な視点から、プロペラに流れ込む砕氷片の大きさ、個数等を研究するもので、船型、砕氷メカニズム、船体回りの流れ、氷片の運動等の研究から干渉問題へアプローチするものである。この方法は船首での砕氷とプロペラに流入する氷片の量の関係など、非常に重要な点を含んでいる。一方、「プロペラ近傍の問題」では、氷片は流れてくるものとして、主としてプロペラとの干渉機構について調べる。本研究では問題をこの「プロペラ近傍の問題」に絞って、干渉現象そのものを研究対象とした。

さらに、「プロペラ近傍の問題」への取り組みは、「氷片の存在によるプロペラ性能の変化」と「氷片とプロペラの衝突による翼荷重」といった二つの課題を含んでいる。「氷片の存在によるプロペラ性能の変化」というのは、砕氷片がプロペラの近傍を流れることにより流れが変化し、それを原因として変化したプロペラ性能を流体力学的な面から研究するものである。一方、「氷片とプロペラの衝突による翼荷重」は氷の破壊力学と流体力学の両面からのアプローチにより、翼にかかる荷重を研究するものである。

従来、氷片とプロペラの干渉に対するアプローチでは、破壊力学的な面のみに重点が置かれてきた。氷の塊を翼が切削していくのに必要となるトルクや、それによる翼荷重を求めようとする試みである。この重要性はいささかも減ずるものでない。しかし、最近の実験的な研究などから、干渉によって生じる力の中で、流体力学的な成分が無視できないことがわかってきた。また、プロペラ性能は、設計、ルールの面では重要な問題である。

そこで、本研究では「氷片とプロペラの衝突による翼荷重」を問題の中心に据えながら、「氷片の存在によるプロペラ性能の変化」をも視野に入れて取り組むこととした。

1.3　プロペラ形式

氷海用プロペラとして一般的に使用される形式には、オープンプロペラとノズルプロペラがある。そこで、まずこの2種類のプロペラ形式を比較した。

氷海航行船舶の設計時に推進器を選定する際の留意点として、航行する北極海航路やオホーツク海北方4島周辺などの氷海域には浅水海域が多く、砕氷船の喫水が制限される場合が多いことが挙げられる。たとえば、1995年に実施された北極海航路実験航海では、Os. Vrangelya島やOs.Novosibirskije島といった東シベリア海域の水深は非常に浅く、9.0m喫水の耐氷貨物船の通過では航路選択が非常に難しかったとの報告がある[4]。図1.3.1は東シベリア海域の海図であり、島の周りなど、多くの海域が20m以下の水深であることが確認できる。また、根室海峡や、水晶島付近の珸瑤瑁海峡は非常に浅く、釧路

を母港とする海上保安庁の巡視船「そうや」は喫水制限のためにオホーツク海への出動では、北海道西側を回ることを余儀なくされ、緊急救助活動にも支障が出ている。

こうした浅水域下で、作動点の荷重度が一般より高い氷海用プロペラとして、オープンプロペラとノズルプロペラを比較した場合、ノズルプロペラに有利な点が多い。第1にノズルによりプロペラが保護され、強度的に有利な点。第2にはノズルによる整流効果のため、浅水海域で効率が有利である点。第3にノズルプロペラの方がチップクリアランスを必要としないため、船尾変動圧力（サーフェース・フォース）の問題でも有利であることが理由として挙げられる。

強度については、ノズルプロペラではプロペラディスク内に進入する氷片の大きさがノズルによって制限されるため、オープンプロペラの強度設計上問題となる低回転数でのミリングが発生しにくく、有利であると言われている。

効率については、ノズルプロペラはプロペラ荷重度の高い状態での効率改善に効果があるとされている。図1.3.2はB-4-70型のオープンプロペラと、これに19A型のノズルを装着した場合のプロペラ特性の比較で、プロペラ翼面の荷重を表す値であるB_pを横軸として、プロペラ効率η_o等を縦軸に表したものである[5]。この例では、ボラードプル状態に近い高荷重度では、オープンプロペラであるB-4-70型より5％ほど効率の改善がノズルプロペラに見られる。

次に、NSR最適船用として設計されたオープンとノズル2つの形式のプロペラについて、効率を比較してみることにする[3]。両プロペラは連続最大出力24,000(BHP)x175(RPM)で氷中推力約200tonという条件で設計されている。オープンプロペラの直径が5.8m、ノズル外径が5.911mとほぼ同じ外径である。図1.3.3はAa、Ab、Drdという3つの船型での船速Vsに対して必要なDHPを、ノズルプロペラとオープンプロペラで比較したものである。CPがオープンプロペラ(Convetional Propeller)、NPがノズルプロペラ(Nozzle Propeller)を表している。設計点（氷厚1.2m、船速3kn）のみならず、船速が高くなるとノズルプロペラの方が必要なDHPが小さくなり、有利となることがわかる。これらの馬力推定は深水域での模型実験により求めたものである。浅水域では水底の影響のため流れが複雑になるが、ノズルプロペラの場合、ノズルの整流効果によってオープンプロペラに対するアドバンテージはさらに大きなものとなると考えられる[6]。

最近わが国においても、流氷観光砕氷船「おーろら」（1軸船：図1.3.4参照）や砕氷型巡視船「てしお」（2軸）など、砕氷船の推進器としてノズルプロペラが採用される機会が増えており、将来的にもノズルプロペラを採用した砕氷船が増加する可能性が高い。

この様に氷海用プロペラとして優れた点の多いノズルプロペラだが、問題点としては、氷片によってノズル閉塞が起きる可能性がある点、また氷との直接的な干渉についての研究がオープンプロペラに比べて非常に少ない点が挙げられる。

以上の点を考慮し、本研究で対象とするプロペラ形式をノズルプロペラとすることにした。本来氷海用として優れたノズルプロペラの特性を安全かつ効率的に引き出すためには、その氷との干渉特性を明らかにする研究が不可欠であり、まだ少数の実船でのノズルプロペラのデータをまとめ、本研究での結果と結びつけることにより、さらに精度

の高いノズルプロペラ、軸系、エンジンキャパシティの設計等に繋がっていくと確信している。

1.4　本論文の目的と構成

前節までで述べたように、本研究では、現象をプロペラ近傍に限定し、氷片との干渉によるノズルプロペラの性能変化と翼荷重を取り扱う。その目的としては、ノズルプロペラの性能変化と翼荷重について、設計面でのプロポザルを出すことにある。図1.4.1に本研究のフローチャートを示す。Phase Iで荷重成分への分離を行い、Phase IIで各成分毎の検討を行い、Phase IIIでそれを基に設計面への提言を行う。

本論文の構成としては、第1章の緒言の後、第2章で、まず各荷重成分のパラメターと相似則について、文献のサーベイを行う。第3章では氷片とノズルプロペラの干渉過程についてのシナリオを提案し、干渉によって翼に生ずる各荷重成分への実験による分離方法を示す。これを受けて、第4章では、荷重成分への分離実験とその結果について述べる。第5章では、オホーツク海で行った実船でのノズルプロペラと氷との干渉計測実験とその結果について述べ、第6章では、前章で示した模型実験と実船実験との比較を行う。この結果を基に、第7章では、干渉に関するモデルを提案、検討する。第8章では各船級規則等の従来の設計規則をサーベイするとともに、氷海用プロペラ設計面への提言を行い、第9章には結言を置いた。

参考文献

[1] シップ・アンド・オーシャン財団(1994) 北極海航路開発調査研究平成5年度報告書.
[2] シップ・アンド・オーシャン財団(1995) 北極海航路開発調査研究平成6年度報告書.
[3] シップ・アンド・オーシャン財団(1995) 北極海航路開発調査研究平成7年度報告書.
[4] シップ・アンド・オーシャン財団(1995) 北極海航路実験航海報告書.
[5] Van Manen, J.D. (1971) Non-conventional Propulsion Devices, 日本造船学会第2回船用プロペラに関するシンポジウム、pp.127-150
[6] 加藤洋治 (1987)船用プロペラ序論、日本造船学会第3回船用プロペラに関するシンポジウム、pp.1-21

図1.3.1　東シベリア海域の海図

図1.3.2　ノズルプロペラ(nozzle no.19A)とオープンプロペラ(B-4-70)の最適プロペラ特性比較 [6]

図 1.3.3　各種船型での船速に対して必要な実船推定馬力

図 1.3.4　流氷観光砕氷船「おーろら」概要

図 1.4.1　研究のフローチャート

第２章

氷とプロペラの干渉理論に関する文献調査

本章では、氷とプロペラの干渉に関する文献として、重要なものを概観する。氷とプロペラの干渉に関する論文としては、実験的なものも多く存在するが、ここでは干渉理論に関するもののみを取り上げることにする。”古典”と呼ばれるにふさわしい、オープンプロペラに関するJagodkin、Ignatjev、Wind等の論文は、多くの干渉理論の基礎となっている。また、Laskow等、Veitch、Koskinen等の論文は近年の研究成果であり、その概要を記した。

２．１　Jagodkin (1963) [1]

Jagodkinのモデルは、氷とプロペラの干渉によるプロペラ軸トルクを決定するモデルとしては最初のものであり、以後、多くのモデルがこれを基礎としている。

プロペラに大きな氷片が接触すると、しばしばプロペラ先端が氷片をらせん状に削っていく、いわゆるミリング(milling)現象が起こる。一般に、氷との接触によって発生するトルク成分を、定常トルク成分に対してアイストルクと呼ぶが、ミリングではプロペラの氷への貫入深さが大きいほど、アイストルクは増大する。

Jagodkinの研究目的は、氷片との接触によりプロペラの回転が停止しないよう、アイストルクの最大値を求めることにあった。したがって、干渉の最も激しい状態をミリング状態と定義し、氷荷重のプロペラ回転接線方向成分だけを問題として、軸方向成分、周方向成分の氷荷重は省略している。氷荷重成分として、「圧縮破壊(crushing)と剪断破壊(shearing)の合成」、と「純粋な圧縮破壊」の２状態を考慮し、それぞれにおいてアイストルクの最大値を求めている。

「圧縮破壊と剪断破壊の合成」の場合、氷の破壊による接線方向荷重成分$F_{ICE(y)}$を、圧縮破壊と剪断破壊による荷重の接線方向成分の合計として与える。

$$F_{ICE(y)} = F_{ICE(y)C} + F_{ICE(y)S} \tag{2.1.1}$$

ここで、サフィックスのCとSはそれぞれ圧縮破壊荷重と剪断破壊荷重を表す。図2.1.1に示す配置において、圧縮破壊荷重は、氷の圧縮強度σ_c、切断深さR_A、平均翼厚tによって、以下のように表すことができる。

$$F_{ICE(y)C} = \sigma_c R_A t \tag{2.1.2}$$

剪断破壊荷重は、切断深さR_A、翼の通過経路間の幅h_a、氷を切り欠く角度γ、氷の剪断強度σ_sに関係する。剪断平面X-Xは、翼先端の接線である図2.1.2のII-IIに対して直角であるから、剪断破壊荷重は、以下のように表すことができる。

$$F_{ICE(y)c} = \sigma_s I_f R_A \sin\gamma \qquad (2.1.3)$$

ここで、I_fは剪断破壊平面の長さであり、h_aは翼数N、プロペラ回転数n、船速V_sに関係しており、図2.1.2より、以下の通りである。

$$I_f = h_a / \cos\gamma \quad ; \quad h_a = V_s / (Nn) \qquad (2.1.4)$$

上式において、Jagodkinは、砕氷船用プロペラの一般的な値として$\gamma = 45°$と仮定しており、式(2.1.3)と(2.1.4)から、次式が導かれる。

$$F_{ICE(y)c} = \sigma_s R_A V_s / (Nn) \qquad (2.1.5)$$

最終的に、氷との干渉によるトルク抵抗であるアイストルクQ_{ICE}は、圧縮破壊荷重と剪断破壊荷重の和に、モーメントの腕である$R = (D-R_A)/2$を乗じて求められ、以下のように表すことができる。

$$Q_{ICE} = (\sigma_c R_A t + \sigma_s R_A V_s / (Nn))(D-R_A)/2 \qquad (2.1.6)$$

２番目の「純粋な圧縮破壊」は、プロペラ速度が低下した条件下の状態で、この時、氷の破壊は純粋な圧縮破壊となると考えられている。氷荷重はらせん状の翼経路に垂直な線上に投影される翼幅から定義でき、以下のように示される。

$$F_{ICE(y)c} = \sigma_c R_A C \,|\sin(\phi - \beta_i)| \qquad (2.1.7)$$

ここで、ϕは半径R_m位置でのピッチ角、β_iは前進角度であり、Cは氷片切断部分の平均翼コード長である。純粋な圧縮破壊によるトルク抵抗Q_{ICE}は、式(2.1.6)と同様、モーメントの腕を乗じて与えられる。

$$Q_{ICE} = \sigma_c R_A C \,|\sin(\phi - \beta_i)|\,(D-R_A)/2 \qquad (2.1.8)$$

(2.1.8)式によると、ϕとβ_iが近い場合、Q_{ICE}はゼロに近づく。Jagodkinはϕとβ_iが等しい場合の最小の圧縮破壊状態では、式(2.1.8)で無視した翼厚が無視できなくなるとして、以下の式を提案している。

$$Q_{ICE} = \sigma_c R_A t (D-R_A)/2 \qquad (2.1.9)$$

この理論を検証するために、砕氷船Kapitan Voroninでの実船実験で得られたアイストルクの値とミリングした氷片の寸法から氷強度を計算し、実測した氷強度との比較を行っている。この結果、「剪断強度は圧縮強度の４分の１である」という仮定を用いることにより、剪断強度0.637MPa、圧縮強度2.55MPaという値が得られた。この値は実際に計測された氷強度より若干高めではあるが、妥当な結果であったといえる。

一般に、翼による氷の切断深さを知ることは困難であり、Jagodkinの方法においても切断深さは推定値に頼ったものとなっている。

２．２　Ignatjev [2, 3, 4]

Ignatjev (1964) は、ソビエトの砕氷船でのトルク、スラスト計測結果を研究し、以下のように、氷荷重による曲げモーメントM_{bICE}と流体力学的なトルク、スラストによる曲げモーメントM_{bHQ}、M_{bHT}の合計として、砕氷船のプロペラ翼設計に必要な曲げモーメントM_{bd}を計算するモデルを提案した [2, 3]。

$$M_{bICE} = F_{ICE} \sin(\phi_{root} + \zeta)(R_I - R_d) \qquad (2.2.1)$$

$$M_{bHQ} = F_\theta / Z \sin(\phi_{root})\,(C_Q R - R_d) \qquad (2.2.2)$$

$$M_{bHT} = T / Z \cos(\phi_{root})\,(C_T R - R_d) \qquad (2.2.3)$$

$$M_{bd} = M_{bICE} + M_{bHQ} + M_{bHT} \qquad (2.2.4)$$

上式で、F_{ICE}はプロペラディスクにζの角度で働く氷接触荷重、F_θは流体力学的荷重の接線方向成分、ϕ_{root}は翼根部でのピッチ角、Zは翼数、Rはプロペラ半径、R_dはプロペラ翼根の半径、R_Iは氷の荷重点位置を表す。C_Q、C_Tは、トルク、スラストに関する荷重点の係数で、流体力学的な力を集中荷重で置き換え、翼を単純梁モデルとして考えて、荷重点をトルクでは梁の中心、スラストでは梁の２／３の位置とすることにより求められた。氷片の存在によって生じる非定常流によって、通常、流体力学的な荷重は影響を受けるが、実用的な見地からスラスト、トルクの値はオープンプロペラチャートから求めている。実船実験の結果から、ミリング時のトルクをボラードプル状態の流体力学的な力の４倍とし、氷の切断深さを、翼の１／３またはプロペラ半径の１／４として、氷荷重の荷重点としては$0.8R$を推奨し、ここから氷荷重と翼の曲げモーメントを推定している。

さらにIgnatjev (1966)は、実践的、理論的な面から氷海用プロペラ設計についてまとめ、出版した[4]。この中で、実船試験と模型試験、プロペラ翼と軸強度、流体力学的考察、推進器の機械的特徴に基づいて、設計手法を提示している。

Ignatjev は、翼強度の観点から、翼の曲げモーメントがプロペラ翼の荷重として最も重要であり、氷荷重として翼のスパン方向長さの２／３に渡っての等分布荷重を仮定することにより、翼根部の曲げモーメントを計算するという単純な方法を示した。翼荷重分布は図 2.2.1 に示す通りで、翼のベンディングモーメント M_{bICE} は式(2.2.1)と同様である。

$$M_{bICE} = F_{ICE} \sin(\phi_{root} + \zeta)\, I_r \qquad (2.2.5)$$

ここで、I_r は翼根部から荷重点までのモーメントの腕の長さで、上述の仮定から以下のように表すことができる。

$$I_r = 2 / 3\,(R - r_{root}) \qquad (2.2.6)$$

さらに、Ignatjev は実船試験結果から、プロペラ直径に対する最大アイストルクのグラフを作った。グラフからアイストルクを選ぶと、F_{ICE} の接線方向成分は、以下の通り。

$$F_{ICE(y)} = 3Q_{ICE} / (2R + r_{root}) \qquad (2.2.7)$$

従って、F_{ICE} は以下のように表される。

$$F_{ICE} = 3Q_{ICE} / \{(2R + r_{root}) \cos \zeta\} \qquad (2.2.8)$$

一方、軸方向の氷荷重 $F_{ICE(x)}$ は以下のように考えられる。

$$F_{ICE(x)} = \sigma_s\, 2 / 3(R - r_{root}) \cos \phi_r\ V_s / (Nn)) \qquad (2.2.9)$$

ここで、σ_s は氷の剪断強度、ϕ_r は荷重点での翼のピッチ角である。Ignatjev は、$F_{ICE(x)}$ は４～６ m/s の船速で求めるように提案しており、プロペラ回転数 n はプロペラの KJ チャートのボラード状態から予測して、以下のように考えている。

$$n = \{P_D / (2\pi K_Q \rho_w D^5)\}^{1/3} \qquad (2.2.10)$$

ここで、P_D はプロペラに伝達された力、K_Q は開水でのトルク係数、ρ_w は水の密度である。$F_{ICE(x)}$ と $F_{ICE(y)}$ の両者が求まれば、角度 ζ は以下のように求めることが可能とされる。

$$\zeta = \arctan(F_{ICE(x)} / F_{ICE(y)}) \qquad (2.2.11)$$

従って、F_{ICE} は式(2.2.8)を、設計曲げモーメントは式(2.2.5)を解けば求めることができる。最終的に、要求基準断面計数 Z_r は、翼の曲げモーメントから以下のように求めることができる。

$$Z_r = M_{bICE} / \sigma_y = I_r / c \qquad (2.2.12)$$

ここで、σ_y はプロペラ材の降伏応力で、I_r は断面二次モーメント、c はここでは中立軸から断面表面までの最大垂直距離である。

２．３　J. Wind (1983) [5]

J. Wind は「翼荷重の決定には二つの段階があり、第一は、流れ込む氷片の大きさと質量分布の決定であり、第二はプロペラ翼荷重の計算による決定である。後者はさらにミリングと衝突という２つの部分に分けられる。」と仮定し、氷の衝突を主とした以下のような干渉モデルを提案した。

単位時間当たりに生成される氷片、言い換えれば砕氷片のマスフロー m_t は以下の式で表される。

$$m_t = \rho_t B h_t V \qquad (2.3.1)$$

ここで、ρ_t は氷の密度、B は船幅、h_t は平均氷厚、V は船速を表す。このマスフローは長い距離に一定に分布していると仮定する。最も可能性が高い砕氷片の面積と、砕氷片の質量は以下の式によって決定される。

$$A_t = B^2 / 4 \qquad (2.3.2)$$

$$m_t = h_t B^2 / 4 \qquad (2.3.3)$$

上記で、A_t は砕氷片の面積、m_t は砕氷片の質量を表す。ここでプロペラ面に到達する前に消滅することのない最小の砕氷片質量は 0.1kg と仮定される。

まず、衝突による氷荷重モデルを考えている。このモデルでは最大の氷片が翼に最大の衝突荷重を与えると仮定することが妥当であり、衝突荷重は氷片の運動量により求められる。運動量 p と衝突による氷荷重 F_t は以下の式で表される。

$$p = m_t V_t \qquad (2.3.4)$$

$$F_t = dp/dt = m_t V_t / \Delta t \qquad (2.3.5)$$

ここで、tは時間、Δtは氷の衝突持続時間、V_tは氷片の速度である。この式は以下の仮定から導き出せる。

－時間Δtの間に、氷片は船の前進速度まで線型的に加速される。

－氷片は剛体で、衝突の間、その質量は変化しない。

－モデルは衝突した氷片の回転影響を考慮しない。

実験から翼の断面形状は単純梁と見なすことができ、この時、翼の応力は以下の通りである。

$$\sigma = M_{bICE} / Z_r \qquad (2.3.6)$$

ここで、M_{bICE}は曲げモーメント、Z_rは断面係数である。氷荷重の荷重点位置から計算した断面までのモーメントの腕をI_t、断面のピッチ角をϕ_rと仮定すると、上式は以下のように書き換えるられる。

$$\sigma = F_t I_t \cos\phi_r / Z_d \qquad (2.3.7)$$

この式には、氷片の加速方向が船の動きと同一という仮定も含まれている。図2.3.1で示されているような氷片の回転や切断の影響を、このモデルは含んでいない。さらに、I_tについては氷厚をh_{ICE}として、以下の式を提案している。

$$I_t = D / 2 - h_{ICE} / 4 - r \qquad (2.3.8)$$

ここでDはプロペラ直径、rは衝突の半径位置である。

他方、ミリングの場合、氷片の質量が非常に大きいか、氷片が船体方向に寄り掛かったり、または氷の方向へ傾くので、氷片の速度変化から氷荷重を計算することはできない。荷重はもっぱら氷の破壊から推測する必要がある。Windは氷強度が不確かなことと、翼と氷との接触位置が段階的かつ継続的に変化するために、計算は非常に難しいことを強調し、翼のミリングによる氷荷重の推定には、Jagodkinの方法を修正して使用している。この方法の主たる欠点は、翼と氷片との接触の幾何学的条件にある。翼の接触開始時と、氷への最大進入時では、接触の幾何学的条件が異なると考えられる。翼の切断深さ以外に変化するパラメターが存在しないと考えることも現実的でない。このため、翼の幾何学的条件、プロペラ回転数、翼の迎角、プロペラ前進速度、氷の動きが仮定したミリング過程中に変化しない。

２．４　V. Laskow and C. Revill (1986) [6]

これは、実際的なモデルというより、砕氷船Rovert Lemeurでのプロペラ、軸の実船データを基にしたディスカッションといった種類のものである。この実験の多くが可変ピッチのノズルプロペラであるため、ここで取り上げることとした。ここでの結果はオープンプロペラにも応用がきく可能性がある。

ここでは、氷による現象を２つのカテゴリーに分けている。一つは、ノズルの閉塞で、これにより水流は大きく乱される。もう一つは、翼と氷の直接的な接触で、これはさらにミリングと氷の衝突に分けられる。

ノズルプロペラでは、流体力学的な荷重は、たとえば、加速度、浮力、抵抗、付加質量、閉塞等の観点から、いくつかに分類可能である。

ミリングによる荷重は、プロペラ面に影響を与えるが、主たる影響は軸トルクを発生させることであり、従来、翼の曲げ荷重の発生にはあまり重要でないとされてきた。実際には、荷重はプロペラの幾何学的な影響を強く受け、翼の最弱方向に相当な荷重成分を持つこともあるために、少なくともオープンプロペラではミリング荷重を過小に推測してしまう可能性がある。モデルでの荷重F_{ib}と軸トルクQ_tは以下の式で表される。

$$F_{ib} = C_t t_{ie} h_t \sigma_{eff} \qquad (2.4.1)$$

$$Q_t = F_{ib} R_t \qquad (2.4.2)$$

ここで、半径R_tはノズルプロペラのプロペラ直径Dとハブ直径dから求められる氷荷重のモーメントの腕の長さで、以下のように考えられる。

$$R_t = C_2 (D + d) / 2 \qquad (2.4.3)$$

プロペラ半径方向の氷厚h_tは、ノズル径とハブ径に関係すると考えられる。

$$h_t = C_3 (D - d) / 2 \qquad (2.4.4)$$

未知の係数C_tは、実験に基づいて決定される。一方、有効な氷圧力σ_{eff}は翼セクションの速度の２乗に比例しており、速度の主成分はプロペラの回転から導き出されるから、以下のような式となる。

$$\sigma_{eff} = C_4 (nD)^2 S \sigma_i^{1/2} \qquad (2.4.5)$$

この式では、氷をカットした薄片の厚さSが線型独立のため、薄片が薄くなった場合、有効な圧力は小さくなる。切断厚さの切断速度に対する従属性は、実船実験の結果から厳

密に導き出されたものではない。

切断厚さSはJagodkinの式または、翼の幾何学的形状から、回転速度と前進速度を無視して以下のように求められている。

$$S = V_A / (nZ) \qquad \text{or} \qquad S = C_s \phi r / Z \qquad (2.4.6)$$

後者のほうが、氷の観点から考えた場合、プロペラの前進速度と独立な単純な式となるため適応しやすいが、前者に比べて若干大きな値となる。

続いて、前縁での厚みt_{le}を決めなければならない。t_{le}は翼セクションの最大厚みtと直接関係すると考えられ、これはプロペラの直径とピッチに関係する。

$$t = C_6 D^{4/3}(1+\phi) \qquad (2.4.7)$$

(2.4.1)式でのt_{le}の寄与は強すぎ、実際には荷重への影響は翼前縁厚みの２分の１乗に近いとしているが、確たる説明を欠いている。式(2.4.2)～(2.4.6)から、ミリングのトルクは以下の式で表される。

$$Q_t = C_7 (nD)^2 \frac{\phi D^{\frac{2}{3}}}{Z}\left(1-\left(\frac{d}{D}\right)^2\right)\sqrt{1+\phi}\sqrt{\sigma_i} \qquad (2.4.8)$$

このミリングによるトルク推定には、実船実験データからC_7を求める必要がある。また、このモデルでは、ミリング状態での翼面外の荷重が、衝撃に比べて非常に小さいという基本的な仮定が大きな欠点であるといえる。

次に、氷との衝突の場合として、まず弾性衝突を考えている。氷は衝突時、破壊域以外では弾性的にふるまうから、図2.4.1のように単純な１質点系モデルとして取り扱いが可能である。この様な単純なシステムは、下記のような式で表すことができる。

$$m \cdot \ddot{x} = (V_0 t - x) \cdot k \qquad (2.4.9)$$

この微分方程式の解は、以下のようになる。

$$x = V_0 t \cdot \left(1 - \frac{\sin \omega t}{\omega t}\right) \qquad (2.4.10)$$

ここで、ωは$\omega=(k/m)^{1/2}$を意味する。運動力学第２法則に基づくと、平均接触面積Aを用いて、平均衝突圧力pは次の通り。

$$p = m V_0 \omega \sin \omega t / A \qquad (2.4.11)$$

干渉過程での代表的な接触時間と最大衝突圧力を次に示す。

$$T = \pi (m/k)^{1/2} \qquad p_{max} = V_0 (km)^{1/2} / A \qquad (2.4.12)$$

衝突の間に系に蓄積する運動エネルギーの総量を求めるには、半周期後の氷片の速度を決定する必要があり、それは次式となる。

$$E_k = 1/2\, m\, (V_0 (1 - \cos \omega t))^2 = 2\, m\, V_0^2 \qquad (2.4.13)$$

次に、塑性衝突の場合を考えている。塑性衝突の支配方程式も、運動力学第２法則に基づき、下記のような式で表すことができる。

$$m \cdot \ddot{x} = A \cdot \sigma_c \qquad (2.4.14)$$

衝突表面の形状は図2.4.2のようなくさび状となり、これより接触面積は速度と時間の関数となって以下のように表すことができる。

$$A = 2 \cdot \left(V_0 t - x\left(1 + \frac{12e^2}{b^2 + l^2}\right)\right) \cdot \tan\alpha \cdot h \qquad (2.4.15)$$

次に示す衝撃の振動と変心のパラメターを用いる。

$$\omega = \sqrt{\frac{2hu \cdot \tan\alpha \cdot \sigma_c}{m}} \qquad u = 1 + \frac{12e^2}{b^2 + l^2} \qquad (2.4.16)$$

式(2.4.15)を式(2.4.14)に代入すると、微分方程式とその解を得ることができる。

$$m \cdot \ddot{x} = 2 \cdot (V_0 t - xu) \cdot \tan\alpha \cdot h \cdot \sigma_c \qquad (2.4.17)$$

$$x = V_0 \frac{(\omega t - \sin \omega t)}{\omega u} \qquad (2.4.18)$$

これより、衝撃荷重は以下の式となる。

$$F_I = m\ddot{x} = m \cdot \left(\frac{V_0 \omega \cdot \sin \omega t}{u} \right) \tag{2.4.19}$$

中心での衝突では、衝撃荷重は氷片の重心に対してかかるので、uは１となる。ωを代入し、氷厚が氷片体積の３分の１乗に比例すると仮定すれば、最大中心荷重は以下のようになる。

$$F_{Ic} = \frac{\sqrt[3]{m^2} \cdot V_0 \cdot \sqrt{2 \cdot \sigma_c \cdot \tan \alpha}}{\sqrt[6]{\rho_I}} \tag{2.4.20}$$

剪断力によって氷片が割れるとき、最大力は以下の式によるレベルに制限される。

$$F_{Ic} = c \cdot \tau_s \cdot \sqrt[3]{m^2} \tag{2.4.21}$$

もし、中心での衝突でなければ、衝突により一次元的な動きの他、重心周りの回転も引き起こされ、その力は以下の式となる。

$$F_I = \frac{F_{Ic}}{u} \tag{2.4.22}$$

さらに、接触点が氷片の側面や角に近づけば氷の有効強度は小さくなることから、次の関係が示される。

$$\sigma_{eff} = \sigma_c \cdot \frac{s}{b/2} \tag{2.4.23}$$

ここでは、式(2.4.16)の u を以下の式を用いて簡略化している。

$$\frac{1}{u} \approx \frac{s}{b/2} \tag{2.4.24}$$

これは接触点の距離sが、氷片の側面からある程度離れている場合に適用できる。側面に近い場合には、s/bは小さくなり、式(2.4.24)の左辺と右辺の違いを考慮しなければならない。以上の単純化により塑性衝撃時の最大荷重を表すと以下のようになる。

$$F_I = V_0 (2 \cdot m \cdot \sigma_c \cdot h \cdot \tan \alpha)^{1/2} \left(\frac{s}{b/2} \right)^{3/2} \tag{2.4.25}$$

氷片の幅、長さ、厚さなどについては以下の様に近似できる。

$$b \cong D \cdot \left(1 - \frac{d}{D} \right) \tag{2.4.26}$$

氷片の質量はこの３乗に比例するから、この式を式(2.4.25)に代入して、かつ(2.4.6)式を用いて切断深さｓを消去する。

$$F_I = C \cdot V_0 \cdot \left(\sigma_c \cdot \left(1 - \frac{d}{D} \right) \cdot \tan \alpha \right)^{1/2} D^2 \left(\frac{\phi}{Z} \right)^{3/2} \tag{2.4.27}$$

ここで、Cは定数である。船速 V_o の従属関係は実際には２乗なので、次の通り。

$$F_I = C \cdot D^4 \cdot n^2 \cdot \left(\sigma_c \cdot \left(1 - \frac{d}{D} \right) \cdot \tan \alpha \right)^{1/2} \cdot \left(\frac{\phi}{Z} \right)^{3/2} \tag{2.4.28}$$

これらの式では力は全てプロペラ面に働くこととしている。平面外の力はプロペラの幾何学的条件の図2.4.3から以下のように求められる。もし、プロペラが定ピッチで$0.7R$のピッチをラジアンで与えるとすると、翼根部の平面外の力は、次式となる。

$$F_{IN} = F_I \frac{0.7 \phi D}{d} \tag{2.4.29}$$

式(2.4.28)から翼根部の垂直荷重成分は以下のようになる。

$$F_{IN} = C \cdot n^2 \cdot \frac{D^{12/3}}{d/D} \cdot \frac{\phi^{5/2}}{Z^{3/2}} \cdot (\sigma_i)^{1/2} \cdot \left(1 - \frac{d}{D} \right)^{1/2} \tag{2.4.30}$$

２．５　B. Veitch (1995) [7]

Veitchの研究は、数値計算による氷荷重算出の最初の試みである。プロペラ翼が直接的干渉時に氷片と接触・破壊する過程を、実験に基づいた綿密なモデル化を行い、それに基づき、氷荷重をシミュレートする３次元の計算コードを開発した。コードには、ボラードプル状態のトルク、スラストを基に、流体力学的な影響も簡易的に取り入れてある。このコードを用い、氷片サイズ、軸回転数、プロペラサイズ、氷強度を変化させて、各々の傾向を調べ、実船実験結果と比較している。

２．６　P. Koskinen, M. Jussla and H. Sininen (1996) [8, 9]

Canadian Coast Guard と Finnish Board of Navigation との、プロペラと氷片の干渉に関する共同研究 (JRPA #6)の成果の一つであり、研究手法は先のVeitchの研究と同種のものである。氷片との接触による氷荷重と非接触氷荷重をモデル化し、両者を合体し、シミュレーション計算コードを作成、実船実験結果により確認の後、このコードを用いてパラメターを変化させて傾向を調べた。そして、この結果を基に、翼荷重及び曲げモーメントを求める簡易式を導出している。

接触過程のシナリオでは、接触の形態を翼前縁で氷と接触する「ミリング」、翼前縁でなく、翼面に氷片が当たる「衝突」、翼端で氷と接触する「翼端接触」の３タイプに分類している。この中で、ミリングが最も一般的であり、衝突は、特に１軸の場合、出力を制限中か、他船による曳航中にしか発生しないため、操船いかんで防止することが可能としている。翼端接触は、旋回中のように氷片が周方向の速度を持ってプロペラ面へ流入した時に発生し、サイドスラスター付きの船では頻繁に発生する可能性がある。

この計算コードでは、船体の効果も考慮しており、ハイリースキュードプロペラやノズルプロペラでも計算は可能である。計算コードを用いたパラメター分析では、以下のようなパラメターを用いて各荷重の式を考察している。

プロペラのパラメター：プロペラ直径 D [m]、翼数Z、ピッチ比（0.7R）P/D、翼厚比（0.7R）t/D、展開面積比 EAR、ボス比 d/D

操船上のパラメター：　プロペラ回転数 n [rpm]、船速 V [m/s]

氷のパラメター：　氷の一軸圧縮強度 σ[Mpa]、氷片厚 H_i [m]

求める荷重：　翼荷重 F_{bl}[kN]、翼根部での翼曲げモーメント M_{bl}[kNm]、スピンドルトルク Q_{bl}[kNm]、軸スラスト T[kN]、平均軸トルクと最大軸トルク Q[kNm]

翼を後方に曲げる荷重である最小翼荷重は、計算コードによるパラメター分析により以下のように定められた。

$$F_{bl} = -92.9717 \times (\sigma \times EAR / Z)^{0.2866} \times (H_i / D)^{1.3598} \times e^{(-0.1830\alpha)} \times (nD)^{0.7126} \times D^{2.0235} \quad (2.6.1)$$

ここで、α [deg.] は迎角で、これにより接触の長さが規定される。一方、翼を前方に曲げる荷重である最大翼荷重は、このコードを用いると非常に小さく計算されてしまうため、実船実験のデータから導かれた以下のような単純な経験式によって定めることとしている。

$$F_{bl} = 400 \times (EAR / Z) \times \pi \times (D / 2)^2 \quad (2.6.2)$$

筆者等はこの計算コードにより最大翼荷重が過小に算出される理由として、このモデルでは翼面上でのキャビテーション崩壊圧力やプロペラ周方向の速度を持った氷片の進入を考慮していないことを挙げているが、その根拠は明解ではない。

翼根部での翼曲げモーメントは翼長 l_{bl} [m]を用いて示されている。

$$M_{bl} = 0.4732 \times (l_{bl}) \times F_{bl} \quad (2.6.3)$$

スピンドルトルクは以下の通り。

$$Q_{bl} = 0.3109 \times (EAR / (Z\, l_b) D^2) \times F_{bl} \quad (2.6.4)$$

軸スラストは次式としている。

$$T = 1.1304 \times F_{bl} \quad (2.6.5)$$

ここで、スラスト成分に対するピッチの影響が無いことは注目に値する。スラストの係数が１より大きいのは、翼の面外力の翼根部への寄与を計算したためである。また、軸トルクの最大値は、プロペラの前進係数を J として表される。

$$Q_{max} = -234.3560 \times (1 - d/D) \times \sigma^{0.1948} \times (H_i / D)^{1.0741} \times (-0.9026 \times J^2 + J + 0.4384) \times (P/D)^{0.1620} \times (t/D)^{0.5047} \times (nD)^{0.1728} \times D^{3.0421} \quad (2.6.6)$$

プロペラが90°回転する間の平均トルクは次式に示される。

$$Q_{ave} = -152.0408 \times (1 - d/D) \times \sigma^{0.1825} \times (H_i / D)^{1.1987} \times (-0.8811 \times J^2 + J + 0.5198) \times (P/D)^{0.2747} \times (t/D)^{0.5624} \times (nD)^{0.2009} \times D^{3.0413} \quad (2.6.7)$$

さらに、ノズルプロペラの荷重はオープンプロペラよりやや小さいことから、式(2.6.2)と同様の形で以下の経験式を提案している。

$$F_{bl} = 350 \times (EAR / Z) \times \pi \times (D / 2)^2 \qquad (2.6.8)$$

Koskinen 等の方法は、数値計算によってパラメターの研究を行うという意欲的なものであるが、最も重要な最大翼荷重を経験式に頼らざるを得ない点が弱点である。

２．７　第２章のまとめ

前節までに挙げた各モデルについて、その特徴及び適用範囲をまとめ、表2.7.1に示す。年代を追うに従い、ミリングによる切削過程のみのモデルから、圧縮破壊、衝撃力、流体力学的な力も考慮したモデルへと進歩しており、それぞれの係数を定める手法についても、実船実験による経験式から、数値計算へと移り変わっている。また、適用範囲も、固定ピッチのオープンプロペラから、ノズル CPP へと拡大している。しかし、氷片と翼との干渉過程にまだ解明されていない点も多く、最新の研究成果である Koskinen 等の方法でも最大翼荷重に実船実験による経験式を用いている。特に実船データも少ないノズル CPP については、理論的モデルや計算コードのみによる氷荷重の予測の信頼度は高いとは言えない。

氷片と翼との干渉過程は非常に複雑で、現時点での現象理解では、理論のみの取扱では十分な精度を確保できない。本研究において模型実験による解析に主眼を置いたのは、こうした点を考慮したからである。

参考文献

[1] Jagodkin, V. J. (1963) Analitical Determination of the Resistance Moment of a Propeller during its Interaction with Ice, Problems of the Arctic and the Antarctic, No.13, pp.79-88, (in Russian).

[2] Ignatjev, M. A. (1964) Determination of Ice Loads Encountered by Ship Propeller Blades, Problems of the Arctic and the Antarctic, No.15, pp.41-51, (in Russian).

[3] Ignatjev, M. A. (1964) Calculating the Strength of Screw Propeller Blades, Problems of the Arctic and the Antarctic, No.16, pp.75-82, (in Russian).

[4] Ignatjev, M. A. (1966) Screw Propeller for Ships Navigating in Ice, Sudostroenie, (trans.).

[5] Wind, J. (1983) The Dimensioning of High Power Propeller System for Arctic Icebreaking Vessels, The 5th Lips Propeller Symposium, Drunen, pp.31.

[6] Laskow, V. and Revill, C. (1986) Engineering Analysis of Ice-Propeller Interaction Data, Summary Report of Transport Canada, TP8449E, pp.64.

[7] Veitch, B. (1995) Predictions of Ice Contact Forces on a Marine Screw Propeller During the Propeller-Ice Cutting Process, Acta Polytechnica Scandinavica, Mechanical Engineering Series No.118.

[8] Koskinen, P. , Jussla, M. and Soininen, H. (1996) Propeller Ice Load Models, VTT Research Notes 1739, Technical Research Centre of Finland.

[9] Soininen, H. and Veitch, B.(1996) Propeller-ice Interaction Joint Research Project Arrangement #6 (JRPA #6) Joint Coclusion Report, VTT Research Notes 1762, Technical Research Centre of Finland.

[10] Jussla, M. and Soininen, H. (1991) Interaction between Ice and Propeller, VTT Research Notes 1281, Technical Research Centre of Finland.

[11] Veitch, B. (1992) Propeller-Ice Interaction, The Licentiate's Thesis of Helsinki University of Technology, Faculty of Mechanical Engineering.

図 2.1.1　プロペラの要目 (Jagodkin [1])

図 2.1.2　翼断面の氷片カットの様子 (Jagodkin [1])

図 2.2.1　翼荷重と荷重分布 (Ignatjev [4])

図 2.3.1　氷片の衝突の様子 (Wind[5])

図 2.4.1　単純な弾性衝突 1 質点系モデル (Laskow & Revill [6])

図 2.4.2　塑性衝突モデルでの単純化された氷片と接触面 (Laskow & Revill [6])

図 2.4.3　翼根部断面に垂直な衝撃力成分の導出 (Laskow & Revill [6])

表 2.7.1　各モデルの特徴と適用範囲

著者（年）	モデルの特徴	適用範囲
Jagodkin (1963)	アイストルクを求める。モデルは、切削過程のモデル化より構築。翼の前進角度により、圧縮破壊と剪断破壊の合成によるものと、純粋な圧縮破壊という２つの状態を考え、アイストルクを計算。計算には、切断深さの仮定が必要。	オープンＦＰＰ専用。
Ignatjev (1964)	アイストルク、スラスト、翼断面係数を求める。モデルは、実船実験での成果より構築。圧縮破壊のみを考慮し、氷荷重として等分布荷重を仮定。経験的にPOT結果よりアイストルクを決定する。	オープンFPP用。
Wind (1983)	翼氷荷重と曲げ強度を求める。モデルは、氷片の衝撃による運動量変化に基づく。6隻の砕氷船において、検証。必要最低限の断面係数を示すと考えられる。	オープン用だが、ノズルにも適用可能。FPP、CPPの差はなし。
Laskow & Revill (1986)	ノズルCPPとオープンCPP・FPPにおける、衝突での氷荷重とミリングによるアイストルクを求める。Robert Lemurの実船実験による経験式を提案。流体力学的な力は分離していない。	ノズルＣＰＰ用だが、オープンプロペラにも適用可能。
Veitch (1995)	接触による荷重と流体力学的な荷重を含んだ、計算コードを提案。氷片の大きさ、軸回転数、プロペラ直径、氷強度を変化させたシミュレーションを行っている。	プロペラ形状入力が煩雑だが、すべてのプロペラに適用可能。
Koskinen & Sininen (1996)	流体力学的な荷重を含んだ、計算コードを提案。これを用いたシミュレーション計算を基に、翼氷荷重、曲げモーメント、スピンドルトルク、スラスト、トルクの簡易式を提案。最大翼荷重は経験式で計算。	プロペラ形状入力が煩雑だが、すべてのプロペラに適用可能。

第３章

干渉過程のシナリオと成分分離

本章では、氷とプロペラの干渉過程を観察し、調査することにより得られた、干渉の過程のシナリオを提案する。このシナリオでは、最近指摘されるようになった、流体力学的成分の重要性を考慮し、干渉による荷重を４つの成分の合成と考える。また、全荷重から各成分への分離方法についても考察する。

３．１　干渉の過程のシナリオと荷重成分

氷とプロペラの干渉時には、氷と翼との直接的なコンタクトによる荷重及び流体力学的な力が同時に生じているために、現象が複雑化している。そこでこの現象をモデル化して考えるために、実験の観察から干渉過程のシナリオを提案する。このシナリオでは、干渉によってプロペラ翼に生じる荷重成分を以下のような４つの成分に分けて考えることとした。つまり、氷とプロペラの干渉時にプロペラ翼にかかるトータルな荷重をF_{total}として、

$$F_{total} = F_{ice} + F_{hydro} + F_{inertia1} + F_{inertia2} \qquad (3.1.1)$$

とするものである。ここで図3.1.1を参照しながら、４つの各成分について説明する。

3.1.1　F_{ice}

F_{ice}は、氷と翼との直接的なコンタクトによる荷重で、従来から干渉成分と呼ばれるものである。翼が氷片を切削・破壊するための力で、材料力学的・破壊力学的な力と位置づけられる。氷との直接的な干渉には２つのタイプがあると考えられる。１つは、氷片が比較的大きい場合、または、氷片がプロペラと船体との間に挟まった場合に、氷片自体は動かずに翼が氷片を螺旋状に削っていく状態で、従来より取り上げられてきたミリングと呼ばれる状態である。こうしたミリングでは、前章でのモデルにおいて示されたように、氷の圧縮強度や剪断強度、切削深さや干渉速度の影響を強く受ける。しかし、本論文で対象とするノズルプロペラの場合、プロペラ内部に流れ込む氷片の大きさはノズル口径により制限されるため、オープンプロペラで見られるような、ミリングの発生は極めて希であると考えられる。一方、ノズルプロペラや氷片が小さい場合は、翼により破壊されてさらに小さな砕氷片に分離する。この場合、氷片の質量や氷の破壊強度が干渉による荷重を決定する因子となる。

3.1.2　F_{hydro}

F_{hydro}は、氷片が存在することにより生じる流体力学的な力であり、非接触荷重と同様のものである。プロペラの直前に氷片が流れてくると、流場そのものが乱されるとともに、氷片のエッジで剥離が起きる。この剥離は当然、速度場を変化させる。さらに、氷片がプロペラのごく近傍にある場合、氷片と翼との間の間隙により流れが生じ、これによって大きな力が翼に加わることが指摘されている。この流れは部分的ではあるが、激しい加速のため、時にF_{hydro}に匹敵する大きな翼荷重を生じさせる[1, 2]。また、ノズルプロペラの場合、ノズルの入口を引っかかった氷片が塞ぐ閉塞状態もF_{hydro}の大きな要因となる。

3.1.3　$F_{inertia1}$

$F_{inertia1}$は、氷片及び砕氷片の慣性力本体による荷重である。氷片がノズル径より小さく、氷と翼とが直接的に衝突すると、氷片は運動量変化を生じ、反作用として慣性力の成分を翼は受け取る。

3.1.4　$F_{inertia2}$

$F_{inertia2}$は、氷片及び砕氷片の慣性力の付加質量による荷重である。氷片及び砕氷片が水中を移動するために生ずる。

ここで、氷片の強度が高いほど氷片の運動は翼との衝突によってより加速されるとすれば、F_{ice}と同様に慣性力である$F_{inertia1}$と$F_{inertia2}$は氷片の強度の影響を受けることとなり、成分間の独立性が問題になる。そこで、水中及び空気中において圧縮強度を変化させた氷片を翼と衝突させて、衝突後の速度を高速度ビデオで解析した。この結果、衝突後の速度に対する氷片の強度の影響は非常に小さく、本研究での精度では無視できるというという結果を得た。

従って、各荷重成分は時間の経過とともに独立に変化すると考えられるが、それぞれの時間経過に対する各成分の変化を概念的に表したものが図3.1.2である。ここに示すように一翼にかかる荷重を考えた場合、F_{ice}、$F_{inertia1}$、$F_{inertia2}$は翼と氷片との接触した瞬間に跳ね上がってピークをもつ。F_{hydro}は、氷片がプロペラに近づくにつれて大きくなり、接触直前にピークを持ち、漸次減少すると考えられる。氷片の存在は氷片の後流にも変化を与えるため、氷片が翼と接触して通過したあともF_{hydro}は存続する。各荷重成分を詳しく調べるために、F_{total}を各成分へ実験により分離し、各成分の性質を分析することが本論文の主旨である。しかし、このように各成分がピークとなる時間が一致しているために、実験での時間的な分割精度を上げることにより成分分離を図ることは不可能であると考えられる。

3．2　実験による各荷重成分への分離方法[3]

前節で提案した干渉のシナリオに基づいて、荷重成分を調べるために、実験による荷重成分分離方法を考察した。実験は3種類で、いずれも模型プロペラ、プロペラ単独動力計と模型氷を用いたものである。実験内容を以下の3.2.1～3.2.3節に述べる。各実験において3.2.4節に示すように氷片の強度を変化させることで、成分分離が可能となる。

3.2.1　水中での氷片流し込み実験

図3.2.1に示す実験装置により、氷海水槽の中でプロペラ単独動力計を設置し、実験を行う。直方体に切った模型氷の氷片を、流し込み装置（スライダー）によって模型プロペラに流し込み、氷片衝突時のトルク、スラスト、スピンドルトルク等の変化を計測する。浮力で氷片は水面以下へは潜っていかないため、押し込み棒によって氷片を一つずつ押し出した。装置全体は、実船での標準的な砕氷状態での船速に合わせて、前進速度をもつ。この実験は実際の氷片干渉に最も近く、干渉の実験の中で基本的なものである。得られる荷重はF_{total}そのものであり、F_{ice}、F_{hydro}、$F_{inertia1}$、$F_{inertia2}$の分離すべき全ての荷重成分が含まれる。

3.2.2　空気中での氷片流し込み実験

図3.2.2に示すように、装置全体の前進速度以外の条件は、水中での氷片流し込み実験と同一とし、空気中で滑り台を使って模型氷の氷片を模型プロペラにぶつけ、トルク、スラスト、スピンドルトルク等の変化を計測する。水中での実験に比較すると、周囲に水が存在しないために流体力および付加質量による慣性力が働かない。このため、得られる荷重にはF_{hydro}、$F_{inertia2}$といった2つの荷重成分は含まれないと考えることができる。

3.2.3　氷片によるブロッケージ実験

図3.2.3示すようにように、模型氷片をクランプして作動しているプロペラ翼直前に置き、徐々にプロペラに近づけ、プロペラと氷片の間隙距離の関数として荷重を計測する。最終的には、一旦、氷片をプロペラに押しつけて、翼によって氷が削り取られた状態で計測した。氷との衝突がないことから、この実験はF_{hydro}の成分のみを直接計測していると考えることができる。氷片がプロペラ方向に動いていないため、氷片表面で境界層が発達し、水中での氷片流し込み実験とは流場条件がやや異なるが、近似的にはF_{hydro}成分のみを含んでいるとした。

3.2.4　氷強度を変化させた水中及び空気中での氷片流し込み実験

上述の3種類の実験により得られる荷重に含まれる荷重成分を整理してまとめたものが、表3.2.1である。各実験において計測された全荷重に含まれる荷重成分を○印で表す。これよりわかるように、上記の3種類の実験からF_{hydro}と$F_{inertia2}$の分離は可能であるが、F_{ice}と$F_{inertia1}$の分離はこれだけでは困難である。そこで、氷強度を変化させた水中及び空気中

での氷片流し込み実験を考える。４つの荷重成分のうち、先の考察によると、氷強度の関数である成分はF_{ice}のみと見なせるから、図3.2.4の概念図に示すように他の３成分は氷の強度を変えても変化しない。従って、流し込む氷片の強度を変化させて３種類の実験を行えば、強度ゼロでの荷重、つまり$F_{hydro}+F_{inertia1}+F_{inertia2}$の値を外挿により求めることが可能となる。この結果、F_{ice}と$F_{inertia1}$が分離でき、実験結果を４つの荷重成分へ分離することが可能となると考えた。

３．３　第３章のまとめ

干渉によってプロペラ翼に生じる荷重成分は、氷と翼との直接的なコンタクトによる荷重F_{ice}、氷片及び砕氷片の慣性力本体による荷重$F_{inertia1}$、氷片が存在することにより生じる流体力学的な力F_{hydro}、氷片及び砕氷片の慣性力の付加質量による荷重$F_{inertia2}$、の４つの成分の合成によって成り立つという、シナリオを提案した。そして、氷強度を変化させながらの水中での氷片流し込み実験、空気中での氷片流し込み実験、及び氷片によるブロッケージ実験を行い、その結果を組み合わせることにより、実験による４成分への分離が可能であることを示した。

参考文献

[1] Newbury, S. (1993) Joint Research Project Arrangement #6, IMD Report LM-1993-04.

[2] Yamaguchi, H. (1993) Investigation on Propeller Performance in Uniform and Blocked Flow for the Open propeller in IMD Ice Tank and Cavitation Tunnel Experiments, IMD Report LM-1993-11.

[3] Tamura, K. and Yamaguchi, H. (1995) An Attempt to Draw a Scenario of Ice/Propeller Interaction, Northern Sea Route; Future & Perspective, IST'95 Proceedings.

[4] Tamura, K. Kato, H. and Yamaguchi, H. (1996) Experimental Approach to the Interaction between Nozzle-Propeller and Ice Block, '96 OMAE/POAC Yokohama Proceedings.

図3.1.1　干渉の各荷重成分

図3.1.2　各荷重成分の時間変化

図3.2.1　水中での氷片流し込み実験

図3.2.2　空気中実験

図3.2.3　ブロッケージ実験

表3.2.1　実験によって得られる荷重成分

	F_{ice}	F_{hydro}	$F_{inertia1}$	$F_{inertia2}$
Ice Contact Test in Water	○	○	○	○
Ice Contact Test in Air	○		○	
Ice Blockage Test in Water		○		
Ice Strength Changing Test in Water	○*	○	○	○
Ice Strength Changing Test in Air	○*		○	

* variable

図3.2.4　氷強度と荷重成分

第４章

荷重成分への分離実験

本章では、まず前章の記述に基づいて実施した３種類の模型実験の概要を述べる。続いて、この実験の結果について解説するとともに、各実験により得られた荷重をシナリオに基づき、４つの荷重成分に分離する。

４．１　実験機器

4.1.1　模型プロペラ

前章での計画に基づいて各荷重成分への分離実験を行うために、新たに模型のノズルプロペラを製作した。プロペラ形状は、NSR 航行貨物船用として、実験用船型とともに設計されたものである[1, 2, 3]。縮尺は実船尺度で 1/18 であり、既存の模型船用の NSR プロペラの２倍の直径を持つ相似模型である。大型の直径を採用したため、２種類の相似形のプロペラの比較により相似則を調査することと、氷片との干渉による変動圧力や翼にかかる力を計測するためのセンサー類を翼表面に配置することが可能となった。

表 4.1.1 にプロペラの主要目表を、図 4.1.1 にプロペラ形状を示す。翼断面形状については表 4.1.2 にオフセット値を示す。模型船用のプロペラと異なる点は、直径が２倍となったため加工精度が向上した他、翼面歪ゲージ・翼面圧力計測用圧力計・スピンドルトルク計測用ゲージ等を取り付けた点、固定ピッチタイプから手動変節型の CPP プロペラへとしたことによって翼根部の形状が微妙に異なる点である。流体力学的には模型船用プロペラと相似と考えられるため、図4.1.2の単独試験結果としては模型船用模型プロペラのものを採用した。

翼の背面には直径0.5mm のヘルムホルツ型の穴を開け、この穴の後ろに翼面圧力計測用圧力計を配置した。翼の曲げモーメント計測は、３軸タイプの翼面歪ゲージにより行った。翼面に設けた円形の溝の中に歪ゲージを張り付けてから接着剤により埋め戻した。各ゲージからの配線は翼面上の溝を通して、ボス部に通じている。また４翼のうちＡ翼の根本にはスピンドルトルク計測用ゲージを取り付けた。計測用ゲージの配置を図4.1.3および表4.1.3に示す。全部で12個のセンサー類を配置したが、FM テレメータのチャンネル数が５チャンネルと制限されることから、今回の実験ではＣ翼上の r/R=0.7位置の圧力、Ｃ翼上の r/R=0.45位置の３軸の歪、そしてＡ翼のスピンドルトルクを計測した。センサーからの信号をプロペラ外部に取り出すために、ボス及びボズキャップ内部を中空構造とし、動力計の中空軸先端に設けたコネクタとの接続が可能な構造とした。写真 4.1.1 に模型プロペラを動力計に取り付けた様子を示す。

模型ダクトはアクリル製で、ダクト内径272.00mmである。透明なアクリル製とすることにより、干渉の様子を外部から視覚的に観察することが可能となっている。表4.1.4及び図4.1.4にノズルの断面形状を、写真4.1.2に外観を示す。

4.1.2　プロペラ単独動力計

プロペラ単独動力計は氷海水槽用として設計された電磁磁歪型のもので、容量はスラスト±600N (±60kg)、トルク±20Nm (±2kgm)、最大回転数±40rpsである。過負荷耐量はスラスト±1800N (±180kg)、トルク±60Nm (±6kgm)であり、氷との干渉によるピーク的な変動成分を計測するのに十分な容量を持っている。動力計の応答周波数は1kHz、固有振動数は200Hzである。

この動力計に、プロペラ翼面で計測した信号を取り出しながらトルク・スラストを計測するために改造を加えた。FMテレメータ送信器とスリップリングを動力計内に取り付け、プロペラ翼面からの計測信号を中空シャフトからスリップリングを通して有線で外部に取り出し、テレメータ受信機で受信した。FMテレメータの周波数・位相特性は最大2kHzであり、動力計の応答周波数より高く、充分の特性を持っている。

4.1.3　その他

ノズルはノズル自身によるスラスト成分を計測するため、２軸のロードセルに取り付けた。また水中でプロペラをプラスチックハンマーでたたいて、プロペラ－動力計－台車－ノズルといった系の固有周波数を計測した。共振周波数は1kHz以上であり、計測値への共振の影響は無視できることがわかった。

計測データは全てDATタイプのデータレコーダーに収録した。また、氷片とプロペラとの干渉の様子は高速度ビデオカメラ（朋栄製ACCEL AAA-240）で収録し、氷片と接触した翼、接触位置、プロペラへの進入速度、破壊の様子、接触後の氷片の速度等をその映像から解析した。この高速度ビデオは240frame/sの撮影が可能で、カメラはCCDのため、フレーム毎の映像は比較的クリアである。実験の多くはプロペラ回転数4rpsで行ったため、１frame間のプロペラの移動角度は約6°となる。翼の回転方向では、この6°の精度内で接触位置を決定することが可能である。また、翼の円周方向ではその精度はさらに高くなると考えられる。翼根部での１翼の占める角度が86°程度のことから、6°の誤差においてもかなりの精度で接触位置が推定可能である。

プロペラ動力計を含む実験機器のブロック図を図4.1.5に示す。

４．２　実験概要

全ての実験は運輸省船舶技術研究所所属の氷海船舶試験水槽で行った。水中での氷片流し込み実験およびブロッケージ実験は、水槽に氷を張らずに（水温-0.1℃～0.2℃）使用した。空中での氷片流し込み実験はトリムタンク室（室温0℃～1℃）で実施した。

模型氷は別棟の低温実験棟内の小水槽を用いて、添加剤としてプロピレングリコールを使用し、過冷却、シーディング後、約一晩かけて作成したもので、氷厚は平均30mmであった。氷の強度は、添加剤の濃度調節と、テンパリング時間の調整により変化させ、圧縮強度の平均値の比較で120～1260kPaの範囲の氷片を得ることができた。実験では、これからMサイズである100mm×100mm×氷厚30mmと、Lサイズの100mm×200mm×氷厚30mmの２種類の氷片を整形して使用した。

実験条件では、プロペラの回転数は4rps（一部の実験のみ5rps）、前進速度は空気中での実験以外では0.1m/sとした。この条件でのプロペラ前進係数J=0.1である。これは同程度の氷厚での模型船の自航試験実績から決定した。なお、プロペラ単独試験チャートの曲線から求めると、この条件でのK_T=0.25、K_Q=0.05であり、この模型プロペラではスラストは約21N(2.2kg)、トルクは約1.1Nm(0.11kgm)となる。

４．３　実験結果

4.3.1　水中での氷片流し込み実験結果

水中での氷片流し込み実験は全部で95ケースを行った。うち72ケースがMサイズ、23ケースがLサイズの氷片を用いた実験である。APPENDIX 1に高速度ビデオを解析して得た氷片の接触状況を整理しておく。

写真4.3.1は、高速度ビデオによるこの実験の様子で、画面左の滑り台の先端から放出された氷片がノズル内に流れ込んで破壊される。１回の翼との接触により氷片が完全に破壊されずに、最初の接触時に回転モーメントを加えられた氷片が回転しながら何度も別の翼に接触を繰り返す現象がしばしば観察された。APPENDIX 1で実験番号の後にサブ番号がついているケースは、こうした現象の発生を表す。氷荷重の解析には、初回の衝突のみを用いた。

また実験では、翼と翼の間に氷片が挟み込まれ、プロペラ翼とともに何度も回転する現象もしばしば観察された。こうした氷片の挟み込み発生時のトルク、スラストは変動成分が非常に大きく、最大値は直接的な氷片の接触によるピーク値と同程度にまで達する。ブロッケージと並んで、氷片の挟み込みにも注意を払う必要がある。写真4.3.2に、高速度ビデオによる氷片の挟み込みの模様を示す。

図4.3.1は、プロペラとの初回の衝突がプロペラのどの位置で行われたかを解析したものである。全ケースのうち、11.8%がダクトに衝突、22.6%がボスに衝突、翼に衝突したものは65.6%だった。流し込み装置の先端からほとんど速度ゼロで排出された氷片は、浮力によってやや浮き上がりながら、前進してきたプロペラの流れに吸い込まれる。氷片を流し込む滑り台の高さは、氷片が翼に当たるように調節するため、選択的な条件となる。今回の氷荷重の解析には、翼に衝突した時のデータのみを抜き出して用いたが、セッティングによって、特に選別をしなくても半分以上のデータが有効となることがわかる。

翼に衝突したケースの内、3.3%が翼端に、9.8%が翼面に、残りの86.9%が翼の前縁に衝突する。また、各翼への衝突確率はおおむね均等であった。この結果に恣意的な選択の入り込む余地は少なく、実船でも翼に衝突する氷片のほとんどが、翼前縁で衝突する

ものと考えられる。ただし、プロペラの曲げモーメントに大きな影響を及ぼす翼面での衝突が10%近く存在することは興味深い。また、水中流し込み実験では半分以上のケースで氷片は翼前縁に衝突するため、効率の点で問題があるが、今回実施した高速ビデオでの撮影を行わなくても、氷荷重の最大値を決定できる可能性がある。

前縁の周方向の衝突位置から見ると、62.3%が前縁の翼端に近い部分に、6.6%が前縁の中央部分に、18.0%が前縁のボスに近い部分に衝突した。周方向の衝突位置は、氷片の流し込み位置の影響を受けるため、直接、実船での傾向とは比較できないが、半分以上が最も衝突の影響が大きい翼端に衝突している。

図4.3.2は、水中での氷片流し込み実験時の計測波形の一例である。スラスト計測波形は文献[4]にある実船でのスラスト計測波形と酷似しており、実験の妥当性を示している。図4.3.2の計測例では、スピンドルトルク計測用のゲージを取り付けたA翼の前縁部に、氷片が衝突していることを高速度ビデオで確認している。

最大のピークの前後のピークは、Blade Frequencyであることから、氷片の衝突したA翼の前後の翼が、氷片と接触状態、または流体力学的なブロッケージ状態にあるためと考えられる。スピンドルトルクに周期的に見られるピークは、プロペラ回転周波数であり、空気中の実験では見られないため、流し込み装置の伴流の影響等の流体力学的な影響と考えられる。これよりスピンドルトルクの氷荷重のうち、F_{hydro}成分の占める割合が比較的大きいことが予想される。

翼と氷片が衝突した瞬間にトルクは最大のピークを持つ。スラストのピークはそれよりやや早く、スピンドルトルクのピークはやや遅れている。この理由としては、スラストの場合、流体力学的な影響が大きいことの他、氷片のプロペラへの進入方向がプロペラディスクに垂直だとすれば、スラストへの影響がトルクより早く顕在化することが推論される。高速度ビデオの観察では、氷との衝突は弾性的でなく、圧縮破壊による切削といった様に見える。よって、トルクの場合は氷片が前縁に触れた瞬間よりも、翼とともに回転しながら切削過程の途中でピークがくると考えられ、ピークの位置はスラストより後となる。スピンドルトルクについては、ピッチが大となる側にプラスをとっている。衝突の瞬間は先のスラストで述べたようにプロペラディスクに垂直な力がかかるとすれば、スピンドルトルクはマイナスのピークとなる。したがって、最も大きなプラスピークの前にあるマイナスピークが氷片が前縁に接触した時のものと考えられる。プラスのピークはそれより、40°～50°、翼が回転した位置となっている。スピンドルトルクは氷と翼との関係でそのトルク方向がめまぐるしく変わるが、通常、実船での計測結果では、ピッチを減少させる方向のトルクの値がそれを増加させる方向のトルクの2倍程度とされ、設計ではピッチを減少させる方向のトルクのみを考慮することが多いが、模型実験では、正負ピーク値の差はなく、衝突後も、破壊した砕氷片が翼面を流れていくため、流体力学的な影響は比較的長く残ることも読みとれる。この例でのピーク値は、K_Tが0.2、$10\times K_Q$が0.05、スピンドルトルクが+3Nmであった。

図4.3.3、図4.3.4に、氷片の圧縮強度を横軸をとり、氷片が衝突したときのK_T、$10\times K_Q$の上昇分（ピーク値－平常値）を縦軸にとって整理したグラフを示す。前章で予想したように、明らかに氷の強度が高くなるにしたがって、ピークの絶対値も大きくなる。図中に氷片のサイズ別に計測値の回帰直線を加えた。流し込む氷片の強度を大きく変化させることはできなかったが、トルクのピーク値は氷の圧縮強度200kPa以下では非常に小さい。K_Tに比べ$10\times K_Q$の方が、氷の圧縮強度の影響を強く受けており、シナリオに基づけばK_TよりF_{ice}の割合が大きいため、$F_{inertia1}+F_{inertia2}+F_{hydro}$の全ピーク値に対する影響が小さいと考えられる。氷片のサイズによる影響は顕著であり、K_T、$10\times K_Q$のピーク値とも氷片の質量が大きくなるほど氷強度の影響が大きくなる。しかし、図4.3.3において、LサイズとMサイズの氷片の、氷強度ゼロでのK_Tの値を外挿すると、両者にあまり差が認められない。これより、$F_{inertia1}+F_{inertia2}+F_{hydro}$については氷片の質量の影響が比較的少ないが、$F_{ice}$の傾きは質量の影響を強く受けると考えられる。

一方、スピンドルトルクのピーク値は、衝突の形態によって大きく変化する。A翼に氷片が衝突したケースのみを選び出して調べたところ、一般的に、直接に翼の前縁部に衝突して破壊する場合は大きな値となるが、氷片が翼の背面に衝突衝突する場合の値は小さい。ただし、スピンドルトルクには上述のようにプロペラ回転数を周期とする時間周期的な成分があり、これに紛れて衝突によるスピンドルトルクの変化がはっきりしない場合もあった。図4.3.5の黒丸は計測されたスピンドルトルクの値を氷片圧縮強度によって整理したもので、A翼に氷片が衝突したデータのみを表した。点数が少ないが、K_T、$10\times K_Q$のグラフと同様に氷片の圧縮強度が高くなるにしたがって、ピークの絶対値も大きくなる傾向が見られる。なお、このグラフには次節の空気中での流し込み実験の計測結果も白丸で併記してある。また、氷片がC翼に衝突したケースから、ベンディングモーメントのピークについても調べたところ、スピンドルトルクと同様の傾向が見られた。

4.3.2　空気中での氷片流し込み実験

空気中の実験で解析したケースは37ケースで、この衝突の様子もAPPENDIX 1に整理しておく。空気中の衝突は水中とは異なり、最初の衝突のみで氷片が跳ね飛ぶため、複数回の衝突は希である。以下の解析では最初の衝突で翼に当たった氷片が破壊したケースのみを使用した。

図4.3.1の最下段に示すように、プロペラとの衝突位置の分析では、翼に衝突したケースの内、36.1%が翼面に、残り全てが翼の前縁に衝突しており、52.8%が前縁の翼端に近い部分に、11.1%が前縁の中央部分に、前縁のボスに近い部分に衝突したものはなかった。水中では氷片は流れに沿ってプロペラに流れ込むために翼の背面に直接衝突することは少ないが、空気中では1／3以上の確率で発生し、衝突位置による選別を行わないと、スラストのピーク値が水中に比較して大きめに計測される可能性があることがわかる。

氷片がA翼に衝突した時の計測波形を図4.3.6に示す。ピークの持続時間が水中の実験と比べて短いのは、流体力学的な影響がないためと考えられる。この例でのピーク値は、K_Tが0.12、$10\times K_Q$が0.05、スピンドルトルクが+4Nmであった。スラスト・トルクにつ

いては、水中よりやや低い値であり、荷重成分のシナリオには矛盾しないが、スピンドルトルクの計測値は水中と同様に実験毎に大きく異なる。この実験では氷片の進む方向を、プロペラディスクに対して直角となるようにスロープから流し込み、進入速度は水中での流入速度にできるだけ合わせるようにした。水中では少ない、翼の背面に直接衝突する場合には、大きなK_T値が計測される。従って高速度ビデオの映像から接触状態を解析する作業は、水中での実験より重要なものとなる。

図4.3.7と図4.3.8は、水中の流し込み実験と同様に、氷圧縮強度に対するピーク値を整理したグラフである。回帰直線も書き加えたが、MサイズのK_T以外では、水中と同様に氷片の圧縮強度が高くなるにつれて、ピークの絶対値も大きくなる傾向が確認できる。MサイズのK_Tで傾きがマイナスになるのは、氷強度200kPaから300kPa付近で、比較的大きなK_Tが計測されたことになる。この両者のグラフを水中流し込み実験と比較すると、空気中での値の方がばらつきが少ない。条件としては、空気中の衝突では滑り台の高さを同一にしているが、氷の濡れによって摩擦の影響が変化するため、氷片の進入速度を一定とすることは難しい。また、氷片がプロペラディスクに垂直に進入するため、接触位置の影響を受けやすいと考えられる。それでも空気中の方がばらつきが少ないのは、空気中で氷片が破壊するジオメトリックな条件が限られるため、接触条件が均一に近くなることの影響がより大きいと考えられる。

4.3.3　氷片によるブロッケージ実験

氷片によるブロッケージ実験は全部で18ケース行った。図4.3.9に示すように、各実験では氷片の先端位置を、（O）プロペラに影響を与えない位置（図には示さず）、（A）ノズルの開口部先端位置、（B）プロペラ翼面接触の直前位置、（C）プロペラに少しあてて氷片を削った位置、という４種類に設定した。特に（C）はF_{hydro}を計測するための実験であり、写真4.3.1にその様子を示す。図4.3.10と図4.3.11はK_T、$10\times K_Q$の平均値が位置（O）の時の値に比較して、（A）（B）（C）の位置によってどのように変化したかを示す。氷片はセッティングの関係でLサイズを使用し、氷片の方向は通常に氷片がプロペラ内に流れ込む方向と同じにするため、長辺を進行方向に合わせている。試みに行ったMサイズの氷片を使ったブロッケージ実験でも、計測値の変化は少なく、氷片の流れ込む方向の長さの影響は少ないと思われる。Lサイズを使用したこの状態のブロッケージを（X）と名付け、後述の（Y）、（Z）と区別した。K_Tの上昇分は流し込み試験での接触時の10分の１程度と小さいが、$10\times K_Q$の上昇分は水中での流し込み時のピーク値にかなり近く、F_{hydro}がかなり大きいことをうかがわせる。氷片の先端位置としては、予想通り（A）（B）（C）の順で翼端に近づくほど上昇分は大きくなり、円周方向位置では翼中心、ボス、翼端の順で影響が大きくなっている。

上述のブロッケージ実験（X）のほか、ノズルの閉塞面積の影響を調べるために、同じLサイズの氷片を用いて図4.3.12に示すように直方体の長辺をノズル開口部と平行とした位置（Y）、最も大きくノズル開口部をおおう位置（Z）での影響も測定した。それぞれ３回行ったK_T、$10\times K_Q$の上昇分平均値を表4.3.1にまとめる。比較のために（X）の

（C）の平均値も併記した。（Y）位置では（X）の（C）位置での値よりやや大きな値となるが、最も影響が顕著なのは閉塞面積の大きい（Z）位置であり、特に$10\times K_Q$への影響は直接的な接触と同程度であり、プロペラ設計ではノズル閉塞の影響を考慮する必要がある。

４．４　荷重成分への分離

4.4.1　K_T、K_Q成分の分離

ここでは、干渉の過程のシナリオに従ってK_T、K_Q成分の各荷重成分への分離を考える。ブロッケージ実験でのK_T、K_Q成分の増加値をF_{hydro}と考えると、氷片が静止していることにより、動いている時に比べ大きな値となると考えられ、この意味ではこの実験はF_{hydro}の最大値を与えると推測される。また、ブロッケージ実験において氷片の半径方向位置によるK_T、K_Q変化成分をみると、氷片が翼端部分にある（C）の場合が最も大きい。この場合の平均値をF_{hydro}の値と考えることが妥当であろう。この実験でのF_{hydro}の値は前節のブロッケージ実験結果より求められ、K_Tのグラフから+0.050、$10\times K_Q$のグラフから+0.088となる。

一方、氷片が直接翼に接触する場合においても、接触位置が翼端のものが流体力学的にも影響が大きく、材料力学的にもカンチレバーの長さからプロペラにとって最も荷重のかかる条件となると考えられる。そこで、安全サイドに考えるために、氷片が翼端に接触した時の計測値だけを抜き出すこととした。図4.4.1～4.4.4は水中及び空中での氷片流し込み試験でのK_T、$10\times K_Q$について、高速度ビデオの解析から氷片が翼の前縁で翼端付近に衝突した結果だけ抜き出してプロットしたグラフである。ここでは実験点数の多いMサイズのものに限って解析した。グラフ中の実線は、K_T、$10\times K_Q$の変化成分が氷圧縮強度に比例するとして求めた回帰直線である。水中流し込み実験での$10\times K_Q$では、この平均直線の切片がマイナスとなっているが、圧縮強度の200kPa付近で低めのK_Qの値が多かったことに起因しており、低い氷強度での実験点数が充分とは言えないかもしれない。この回帰直線を前節の図4.3.3、4.3.4、4.3.7、4.3.8と比較すると、水中流し込み実験の平均直線は変化が少ないものの、空気中流し込み実験の平均直線は勾配も、切片も大きく変わっている。前節の氷片衝突位置の解析結果とも併せて、空気中実験結果は衝突位置の影響を受けやすいため、高速度ビデオによる衝突位置の解析を同時に実施することが欠かせないことがわかる。

図4.4.5及び4.4.6の横軸は氷強度、縦軸は水中及び空気中でのK_T、$10\times K_Q$の回帰直線からの誤差（残差）を標準偏差で割って正規化した値である。氷強度ゼロの付近で残差は制限を受けるため、やや右側で残差の変動が大きくなるものの、氷強度の影響は小さく、切片の移動のみで対応可能である。従って、成分分離を行うため、図4.4.1～4.4.4の各グラフから最大値を表す直線を定める方法として、安全サイドという観点から以下のように決めた。最大値直線の傾きは回帰直線と同一とし、回帰直線から標準偏差の３倍プラス方向に切片を増やして、直線を平行移動させる。こうして求めた最大値直線を図

4.4.1 ～ 4.4.4の中の破線で示す。標準偏差の３倍とすることにより、データの99.86%をカバーし、安全率としては充分な信頼度を持つ。

ここで、水中と空気中流し込み実験でのK_T、$10 \times K_Q$の最大値直線の傾きを比較すると、空気中での傾きが水中と比べてかなり小さいことに気づく。前章で提案したシナリオによると、「空気中流し込み実験での荷重＝F_{ice}+$F_{inertia1}$」であるから、これに従えば$F_{inertia2}$が氷強度によって大きく変化するという矛盾が生じる。しかし、この原因としては、空気中流し込み実験では氷強度の変化により$F_{inertia2}$が変化しやすいことがあげられる。つまり、水中では水の抵抗のため、ある程度氷強度が増しても氷片が破壊されるのに対して、空気中では水による支えがないために氷の破壊までいたらず、一部に切れ込みがついただけで飛ばされてしまう氷片もある。こうした事例では、氷強度が増すにつれてF_{ice}がだんだんと小さくなる傾向があると考えられる。

本章で行った成分分離では、空気中データの傾きを使用しないため、氷強度の大きいときのこうした誤差は、分離結果に直接影響を与えないが、傾向が顕著な場合、氷の強度によって衝突後の氷片の速度に違いが発生する。つまり衝突後の加速度が氷強度の関数となるわけで、荷重成分分離のシナリオが成立する前提条件として、このような関係が小さいことが必要である。そこで翼との衝突後の氷片の回転方向の速度変化を解析し、本論文で提案するシナリオが実際に成立するかを検討した。衝突後の氷片の様子としては、以下の３種類の場合に分けられる。(1)氷片が回転方向にほとんど動かずに、圧倒的に翼の回転が速い場合。この場合、氷片は翼により滑らかに切断される。(2)氷片が翼と同じ様な速度で回転して、破壊する場合。この場合、氷片は翼とともに90度ほど回りながら切断される。(3)氷片が翼との接触により回転モーメントが加わり加速する様に見えて破壊する場合。図4.4.7に示すように、水中流し込み実験の場合、それぞれの頻度としては、(1)83%、(2)13%、(3)4%であり、圧倒的に(1)の場合が多かった。APPENDIX 1には、この衝突後の状況も記載しているが、３種類への分離に対する氷の強度の影響は認められず、$F_{inertia1}$、$F_{inertia2}$に対する氷強度の影響はこの実験での分離精度では無視できると考えられる。一方、空気中での衝突後の氷片の様子では、(1)43%、(2)53%、(3)6%であり、いずれの場合もケース分離に対する氷の強度の影響は認められなかった。このことからも、氷の強度による加速度変化は非常に小さく、この実験による成分分離は妥当であると考えられる。

以上より、F_{ice}の傾きとしては、衝突条件の影響が少ない水中流し込み実験の値を用い、空気中流し込み実験の最大値直線の切片から氷強度ゼロの値を外挿して、これを$F_{inertia1}$と定めることとした。図4.4.8はその分離手順をまとめたものである。こうして求めた、各荷重成分への分離結果を図4.4.9及び4.4.10に示す。

図4.4.9のK_Tのグラフから、$F_{inertia1}$の割合が大きく、K_Tに対する慣性力の影響は比較的大きいことがわかる。理由の一つとして、氷片はプロペラディスク内に船の進行方向の速度成分を持って進入することから、翼は氷との接触によりスラストマイナス方向の衝撃を受けることになり、$F_{inertia1}$が大きくなることが指摘できる。この実験では、翼前縁に衝突したものだけを抜き出しているが、翼の背面に直接衝突した場合等は、$F_{inertia1}$は、さらに大きな影響を受ける。また、F_{ice}の割合は小さく、かつ氷強度の変化に対するF_{ice}の変化分も比較的小さい。F_{ice}は他の成分がスラストを減じさせるのに対し、増加させる。この実験では流し込む氷片が１個であり、$F_{inertia2}$は小さいことが予想されたが、結果はそれを裏付けている。ただし、砕氷片が多い場合などには$F_{inertia2}$が大きくなることも予想される。なお、このK_Tのグラフでは、水中実験での計測値の標準偏差は0.063、空気中実験での計測値の標準偏差は0.034とオーダー的に等しく、成分分離の精度は高い。

図4.4.10の$10 \times K_Q$のグラフからは、F_{ice}の割合は非常に大きく、かつ氷強度の変化に対するF_{ice}の変化分も比較的大きい。次に大きいのはF_{hydro}成分となっている。また、$F_{inertia2}$が非常に小さく、ほとんどゼロに近い。また、K_Tでは大きな割合を占めた$F_{inertia1}$も小さく、F_{hydro}の約半分となっている。トルクはスラストに比べて氷片の破壊により直接的に関わることから、慣性力の割合が小さくなることは当然の結果と考えられるが、氷強度が大きい場合には正確なK_Qの予測が難しいことが推測される。なお、この$10 \times K_Q$のグラフでは、水中実験での計測値の標準偏差は0.107、空気中実験での計測値の標準偏差は0.0161と、空気中実験での標準偏差が水中実験のものより１桁小さい。従って、この値の間で加減を行って求める成分分離の精度はK_Tほど高いと言えないが、図4.4.2のグラフが成分分離結果の外形を示していることから、F_{ice}の割合が他の３成分に比べて非常に大きいことは確実だと言える。

4.4.2　Spindle Torque 成分の分離

図4.3.5から、前節のK_T、$10 \times K_Q$成分に倣って同様の成分分離をおこなった結果が、図4.4.11である。この図では、空気中の流し込み実験で起こりやすい翼面上へ衝突した結果は取り除いてある。実験点数が少ないので、氷強度に比例してピーク値は増加することを前提として成分分離を試みた。氷片ブロッケージ実験では、K_T、$10 \times K_Q$と同様に（C）位置、翼端部で氷片を固定した時の値が最も大きく、この状態での結果である５点の平均値からF_{hydro}=0.4Nmとした。この図から、実験に用いた氷強度300kPa以下の氷片との干渉では、全成分中$F_{inertia1}$が最も大きく働くという結果となった。Spindle Torque成分には物理的にも氷片の慣性力が大きく影響を与えると考えられ、この結果は理にかなったものである。通常の氷強度では、F_{ice}と慣性力成分が同程度で、流体力学的成分はそれらの半分程度である。

４．５　第４章のまとめ

第３章で提案した干渉のシナリオ及び実験による成分分離に基づいて、プロペラに流し込む氷片の圧縮強度を変えながらの水中での氷片流し込み実験、空気中での氷片流し込み実験、そして氷片によるブロッケージ実験の３種類の実験を行った。この結果、スラスト、トルク、スピンドルトルクのそれぞれについて、４つの荷重成分に分離することができた。

分離結果より、以下のことがわかった。

（1）スラストの荷重成分は、$F_{inertia1}$の割合が大きく、慣性力の影響が比較的大きいことがわかる。また、F_{ice}の割合は小さく、氷強度の変化に対するF_{ice}の変化も小さい。F_{hydro}は、他の荷重成分がスラストを減じさせるのに対し、スラストを増加させる。

（2）トルクの荷重成分が、F_{ice}の割合は非常に大きく、氷強度の変化に対するF_{ice}の変化分も大きい。$F_{inertia2}$はゼロに近く、$F_{inertia1}$の値も小さくF_{hydro}の約半分となっている。トルクはスラストに比べて氷片の破壊の影響を直接的に受けることから、F_{ice}の割合が大きく、慣性力の割合が小さいことは充分根拠がある。

（3）スピンドルトルクの荷重成分は、全成分中$F_{inertia1}$が最も大きい。F_{ice}と慣性力成分が同程度で、流体力学的成分F_{hydro}は小さい。

参考文献

[1] Izumiyama, K. and Uto, S., (1995) "Ice Resistance of Three Bow Forms for NSR Cargo Ship", Northern Sea Route; Future & Perspective, IST'95 Proceedings.

[2] Ishikawa, S. and Kawasaki, S., (1995) "A series of Model Tests in Ice-going Cargo Ships for Future Traffic in the Northern Sea Route ", Northern Sea Route; Future & Perspective, IST'95 Proceedings.

[3] Kishi, S. and Narita, S., (1995) "Development of the Optimum Hull Form for an Icebreaking Multipurpose Cargo Ship Navigating for the NSR", Northern Sea Route; Future & Perspective, IST'95 Proceedings.

[4] Soininen, H. and Veitch, B.(1996) Propeller-ice Interaction Joint Research Project Arrangement #6 (JRPA #6) Joint Coclusion Report, VTT Research Notes 1762, Technical Research Centre of Finland.

[5] Fleet Technology Lymited, (1992) "Research on Ice/Propeller Interaction", IMD Canada.

表4.1.1　模型プロペラ主要目

Model Propeller	
Type	CPP
Diameter (mm)	266.66
Pitch Ratio (const)	1.0896
Expand Area Ratio	0.5526
Boss Ratio	0.3810
t/R	0.0776 at r/R=0.381
Rake Angle	0°
Skew Angle	0°
Blade Number	4
Blade Section	MD
Material	BS

Nozzle	
Inner Diameter (mm)	272.0
Outer Diameter (mm)	328.4
NozzleLength (mm)	133.33
Nozzle Section	Ka4-70 screw series no.19A
Material	Acrylic Acid Resin

図4.1.1　模型プロペラ形状

表 4.1.2　模型プロペラオフセット

プロペラ直径　266.66(mm)

	0.381			0.400			0.500			0.600			0.700			0.800			0.900			0.950			0.975		
	X	Yo	Yu	X	Yo	Yu	X	Yo	Yu	X	Yo	Yu	X	Yo	Yu	X	Yo	Yu	X	Yo	Yu	X	Yo	Yu	X	Yo	Yu
L.E.	0.00	3.57	3.75	0.00	3.39	3.39	0.00	2.47	2.47	0.00	1.66	1.66	0.00	1.01	1.01	0.00	0.53	0.53	0.00	0.25	0.25	0.00	0.17	0.17	0.00	0.14	0.14
	2.05	5.37	2.06	2.09	5.13	1.93	2.37	3.94	1.29	2.79	2.84	0.75	3.25	1.95	0.35	3.64	1.21	0.12	3.83	0.85	0.01	3.85	0.80	0.04	3.85	0.77	0.05
	4.09	6.17	1.53	4.17	5.91	1.43	4.74	4.62	0.90	5.57	3.45	0.46	6.50	2.41	0.16	7.28	1.56	0.03	7.67	1.12	0.00	7.70	1.02	0.00	7.70	0.98	0.00
	8.19	7.31	0.90	8.34	7.03	0.82	9.49	5.61	1.45	11.15	4.30	0.16	12.99	3.12	0.02	14.56	2.12	0.00	15.34	1.50	0.00	15.40	1.32	0.00	15.41	1.23	0.00
	16.37	8.80	0.27	16.68	8.49	0.23	18.98	6.93	0.06	22.30	5.47	0.00	25.98	4.12	0.00	29.12	2.93	0.00	30.68	2.04	0.00	30.80	1.68	0.00	30.81	1.51	0.00
	24.56	9.71	0.04	25.03	9.38	0.02	28.46	7.75	0.00	33.46	6.22	0.00	38.97	4.79	0.00	43.68	3.42	0.00	46.02	2.40	0.00	46.02	1.91	0.00	46.22	1.68	0.00
	32.75	10.20	0.00	33.37	9.87	0.00	37.95	8.20	0.00	44.60	6.41	0.00	51.96	5.18	0.00	58.24	3.84	0.00	61.36	2.62	0.00	61.36	2.06	0.00	61.63	1.79	0.00
最大厚	40.94	10.35	0.00	41.71	10.02	0.00	47.44	8.34	0.00	55.75	6.77	0.00	64.96	5.31	0.00	72.80	3.95	0.00	76.69	2.70	0.00	76.69	2.11	0.00	77.03	1.83	0.00
T.E.	55.49	9.92	0.00	56.54	9.60	0.00	63.28	7.98	0.00	71.84	6.50	0.00	80.79	5.12	0.00	88.24	3.82	0.00	92.03	2.62	0.00	92.03	2.06	0.00	92.44	1.79	0.00
	70.04	8.75	0.02	71.37	8.44	0.01	79.12	6.99	0.00	87.93	5.72	0.00	96.62	4.53	0.00	103.68	3.41	0.00	107.37	2.36	0.00	107.37	1.87	0.00	107.84	1.64	0.00
	84.60	6.97	0.28	8.62	6.68	0.21	94.96	5.43	0.01	104.02	4.44	0.00	112.45	3.55	0.00	119.11	2.70	0.00	122.71	1.90	0.00	122.71	1.54	0.00	123.25	1.36	0.00
	99.15	4.69	0.84	101.03	4.44	0.71	110.80	3.39	0.20	120.11	2.68	0.01	128.29	2.15	0.00	134.55	1.68	0.00	138.05	1.23	0.00	138.05	1.03	0.00	138.66	0.93	0.00
	113.71	2.03	1.71	115.86	1.82	1.50	126.64	0.95	0.63	136.20	0.46	0.14	144.12	0.32	0.00	149.99	0.24	0.00	153.39	0.32	0.00	153.39	0.32	0.00	154.06	0.32	0.00
コード長	113.71			115.86			126.64			136.20			144.12			149.99			153.39			153.39			154.06		

図 4.1.2　模型プロペラ単独試験結果

図 4.1.3　ゲージ類位置

表 4.1.3　ゲージ類位置

Pressure Gauge

Blade	r/R	Chord	Remarks
B	0.80	50%	Sub (Back)
C	0.70	50%	Main (Back)

Strain Gauge for Bending Moment

Blade	r/R	Chord	Remarks
C	0.45	50%	(Face)
B	0.50	50%	(Face)
C	0.55	50%	(Face)

Strain Gauge for Spindle Torque

Blade	r/R	Chord	Remarks
A	-	-	(Boss)

写真 4.1.1　模型プロペラ外観

表 4.1.4　ノズルオフセット

	(前縁)																	(後縁)
x/l(%)	0.00	1.25	2.50	5.00	7.50	10.00	15.00	20.00	25.00	30.00	40.00	50.00	60.00	70.00	80.00	90.00	95.00	100.00
y1/l(%)	18.25	14.66	12.80	10.10	8.00	6.34	3.87	2.17	1.10	0.48				0.29	0.82	1.45	1.86	2.35
y2/l(%)		20.72	21.07	20.80														5.17

r1=2.64%l
r2=1.60%l

x	0.00	1.67	3.33	6.67	10.00	13.33	20.00	26.67	33.33	40.00	53.33	66.67	80.00	93.33	106.66	120.00	126.66	133.33
内径(mm)	320.67	311.09	306.13	298.93	293.33	288.91	282.32	277.79	274.93	273.28	272.00	272.00	272.00	272.77	274.19	275.87	276.96	278.27
外径(mm)	320.67	327.25	328.19	327.47														285.79

図 4.1.4　ノズル断面形状

写真 4.1.2　模型プロペラノズル外観

図 4.1.5　プロペラ動力計ブロック図

写真 4.3.1　氷片がプロペラに流れ込む様子

写真 4.3.2　氷片がプロペラ翼に挟まった様子

図 4.3.1　氷片のプロペラとの最初の衝突位置

図 4.3.2　水中氷片流し込み計測波形結果例

図 4.3.3　氷強度 vs スラストピーク値（水中、氷片サイズ M, L）

図 4.3.4　氷強度 vs トルクピーク値（水中、氷片サイズ M, L）

図 4.3.5　氷強度に対するスピンドルトルクの値

図 4.3.6　空気中氷片流し込み実験計測波形例

図 4.3.7　氷強度 vs スラストピーク値（空気中、氷片サイズ M, L）

図 4.3.8　氷強度 vs トルクピーク値（空気中、氷片サイズ M, L）

図 4.3.9　ブロッケージ実験での氷片位置

写真 4.3.1　ブロッケージ実験の様子

図 4.3.10　ブロッケージ氷片位置によるスラストの変化量

図 4.3.11　ブロッケージ氷片位置によるトルクの変化量

図 4.3.12　ブロッケージ実験（Y）と（Z）の位置関係

表 4.3.1　ブロッケージ方向による比較

Position	ΔKT(mean.)	Δ10xKQ(mean.)
(X)	0.0500	0.088
(Y)	0.0722	0.134
(Z)	0.170	0.311

図 4.4.1　氷強度 vs スラストピーク値（水中、氷片サイズ M で Tip に当たったもの）

図 4.4.2　氷強度 vs トルクピーク値（水中、氷片サイズ M で Tip に当たったもの）

図 4.4.3　氷強度 vs スラストピーク値（空気中、氷片サイズ M で Tip に当たったもの）

図 4.4.4　氷強度 vs トルクピーク値（空気中、氷片サイズ M で Tip に当たったもの）

図 4.4.5　水中氷片流し込み実験での残差

図 4.4.6　空気中氷片流し込み実験での残差

水中流し込み実験での衝突後の氷片の様子

空気中流し込み実験での衝突後の氷片の様子

図 4.4.7　衝突後の氷片の様子

（１）水中流し込み実験

水中流し込み実験値から回帰直線を求め、その標準偏差の３倍分、切片を移動し、これを最大値直線とする。この最大値直線を$F_{ice}+F_{inertia1}+F_{inertia2}+F_{hydro}$として、この傾きが$F_{ice}$の氷強度に対する勾配であり、氷強度ゼロの値（つまり、最大値直線の切片）を$F_{inertia1}+F_{inertia2}+F_{hydro}$と考える。

（２）空気中流し込み実験

空気中流し込み実験値から、翼前縁で衝突した値のみを抜き出し、回帰直線を求め、その標準偏差の３倍分、切片を移動し、これを最大値直線とする。この最大値直線の氷強度ゼロの値（つまり、最大値直線の切片）を$F_{inertia1}$と考える。

（３）ブロッケージ実験

ブロッケージ実験値の最大値をF_{hydro}と考える。
（１）で求めた切片$F_{inertia1}+F_{inertia2}+F_{hydro}$から、
（２）で求めた$F_{inertia1}$、（３）で求めたF_{hydro}を引いて$F_{inertia2}$を求める。これによって各成分の分離が可能となる。

図 4.4.8　各荷重成分への分離方法

図 4.4.9　K_T 成分の各干渉成分への分離結果

図 4.4.10　K_Q 成分の各干渉成分への分離結果

図 4.4.11　Spindle Torque 成分の各干渉成分への分離結果

第５章

氷とプロペラの干渉に関する考察

本章では、まず、成分を表す主要なパラメターについて考察し、前章の荷重成分の分離に従って、プロペラの直径、回転数、前進速度といったパラメターを変化させた実験を行う。この結果から前章と同一の方法で、各成分分離を行い、それぞれの成分とパラメターの関係について解析する。

５．１　干渉を表す重要なパラメター

氷とプロペラの干渉を取り扱うに際し、重要な干渉パラメターを整理しておく。各荷重成分ごとに関連性の高いパラメターは異なると考えられ、各パラメター同士の独立性も問題となる。ここでは、干渉現象を物理的に表すのに際し、必要不可欠なパラメターを（１）プロペラの幾何学的パラメター、（２）船体及びプロペラの運動に関するパラメター、（３）氷片に関するパラメターの３種類に大別して、それぞれについて列挙することとする。

（１）プロペラの幾何学的パラメター

D	プロペラ直径 (m)
D_d	ダクト直径（ノズルプロペラの場合）(m)
Z	プロペラ翼数
p/D	プロペラピッチ比（0.7R）
d/D	ボス比
t/D	プロペラ翼厚比（0.7R）
E	展開面積比

ここで、プロペラピッチ比は次の（２）のパラメターと結びついて、翼の迎角を決定する。展開面積比とボス比の組み合わせは、翼断面の長さを示す指標となる。

（２）船体及びプロペラの運動に関するパラメター

n	プロペラ回転数 (rps)
v	船速 (m/s)

これらを組み合わせて、$J = v / nD$といった無次元数として表す場合もある。

（３）氷片に関するパラメター

σ_i　　氷強度（圧縮強度・剪断強度）(MPa)
h　　氷厚 (m)

実海氷では氷密度はそれほど変化しないと考えられるから、氷厚は氷片質量を表す指標となる。

以下では、これらのパラメターと各荷重成分の関係を調べる。

5．2　模型実験によるパラメターの影響の調査

5.2.1　実験概要

パラメターの影響を模型実験によって調べるために、前章と同様の3種の実験をパラメターを変えて実施した。プロペラの形状は前章と同じNSR用の模型プロペラで、直径は前章での実験時に用いたD=266.7mmのもの（大直径プロペラ）のほか、模型船実験で用いたD=133.3mmのプロペラ（小直径プロペラ）も比較実験し、尺度影響を調べた。ただし、模型小直径プロペラは固定ピッチであり、スピンドルトルク等の計測は不可能なため、スラスト、トルク成分のみの比較となる。プロペラの形状が同一のため、前節の重要なパラメターの中で、（1）プロペラ直径、（2）プロペラ回転数、船速、（3）氷強度、を変化させることが可能である。実施した実験条件、及び計測点数を表5.2.1に示す。

5.2.2　水中流し込み実験の結果

前章の実験で確認したように、水中流し込み実験時の氷の接触位置は、翼の前縁が多く、高速度ビデオ解析により前縁に衝突したときの値のみを抜き出しても、全実験点を使った平均値、標準偏差との差は少ない。そこで、今回は時間のかかる高速度ビデオ収録を省き、実験点数を増やして実験精度をあげた。

図5.2.1、5.2.2にJ=0.094として、前進係数を一定にしてプロペラ回転数を変えた場合の、氷圧縮強度に対するK_T、K_Qの変化を示す。氷圧縮強度に比例してK_T、K_Qが増している。縦軸を回転数を含む無次元数としたため、見かけ上、回転数が高いほどトルク、スラストが低下するように見える。

図5.2.3、5.2.4にプロペラ回転数を大直径プロペラではn = 4 rps、小直径プロペラではn = 10 rpsとし、Jを変化させた場合の氷圧縮強度に対するK_T、K_Qの変化を示す。ここでも、氷圧縮強度が増えるに従ってK_T、K_Qが明らかに増加している。やはり縦軸をK_T、K_Qと無次元数としたため、Jの変化による影響はわかりにくい。

プロペラ回転数の影響を調べるため、J = 0.094の計測点の中から氷圧縮強度が等しいもののみを抜き出し、横軸をプロペラ回転数、縦軸を無次元化しないトルク、スラストの値としてグラフ化したものが、図5.2.5、5.2.6である。プロペラ直径の異なる両者間で比較しやすいように、氷圧縮強度が比較的近いデータを選んだ。両プロペラとも、スラストの値はプロペラ回転数に比例していると考えられる。トルクの値は、回転数の増加に伴って直線的に増加するが、その直線が原点を通るかどうかは明確でない。両プロペラの値を同一プロペラ回転数である8rpsで比較した場合、直径が2倍となると、スラストもトルクも10～12倍程度となっている。

同様に、横軸をJとして回転数一定のものから、氷圧縮強度が等しい値を抜き出し、横軸にプロペラ回転数をとり、縦軸のトルク、スラストを無次元化せずにグラフ化したものが、図5.2.7、5.2.8である。横軸のJが大きくなるにつれ、トルク、スラストの値はやや増加するが、それほどの変化は見られない。これは、Jの変化域が0.08～0.12と、スラスト、トルクの変化が少ない領域での比較であったことに起因すると考えられる。この場合の、両プロペラの値を同一のJで比較した場合、直径が2倍、プロペラ回転数が0.4倍において、スラストもトルクも5～6倍程度となっている。

これらの結果からトルク、スラストの干渉による変動成分の全体値（4成分の合計値）はプロペラ回転数に比例すると仮定すると、以下の関係が考えられる。

$$T \text{ or } Q \propto n D^{\alpha} \qquad (5.2.1)$$

プロペラ直径Dの乗数αは、3～4程度である。

5.2.3　空気中流し込み実験の結果

空気中流し込み実験の値は氷片接触位置の影響を強く受けるため、高速度ビデオ解析を行い、前縁に衝突したときの値のみを抜き出して解析を行った。

図5.2.9、5.2.10に横軸を氷圧縮強度とし、プロペラ回転数を変えた場合のK_T、K_Qを表す。氷圧縮強度の影響が明確でない。水中と同様、計測点の中から氷圧縮強度が等しいものを抜き出し、横軸にプロペラ回転数、縦軸に無次元化しないトルク、スラストをとってグラフ化したものが、図5.2.11、5.2.12である。水中での結果と異なり、プロペラ回転数の影響が小さい様であるが、明確でない。このことから回転数は、空気中流し込みに含まれない荷重成分であるF_{hydro}や$F_{inertia2}$に深く影響を与えている可能性がある。同一プロペラ回転数である8rpsで比較すると、この実験では直径が2倍となると、スラストは8倍、トルクは6倍程度となっている。直径の影響は、水中流し込み実験結果に比べてトルクでやや小さくなっている。

5.2.4　ブロッケージ実験の結果

表5.2.2にブロッケージ実験の結果を示す。Jによる変化は明確でないが、回転数については、特にスラストで比例関係が見られる。プロペラ直径の影響も、スラストでは明らかであるが、トルクでは明確でない。

5．3　各荷重成分への分離とパラメターとの関係

5.3.1　荷重成分への分離

前節の全体的なトルク、スラストの比較では、種々の要因が絡み合うため、プロペラ

直径をパラメターとした尺度影響は複雑でわかりにくい。そこで、前章と同様の方法で各荷重成分へと分離を行い、荷重成分ごとのパラメターの影響を調べることとする。前章では、成分は無次元値として取り扱ったが、ここでは回転数の影響等も調べるため、前節と同様、トルク、スラストを無次元化せずにそのまま扱った。図5.3.1～5.3.6は、横軸を氷圧縮強度として各条件での値をプロットしたものである。計測点数が少なく実験でのばらつきが大きい空気中での実験以外は、トルク、スラストが氷圧縮強度の増加とともに増加しており、分離の前提条件が満たされている。空気中での実験値が安定しないことは、成分分離結果に影響を及ぼし、前章の分離方法に従うと、他の成分の残差として最後に計算される$F_{inertia2}$の値が、他の値と符号が異なる場合もあった。しかし、前章の例では$F_{inertia2}$の値は小さく、この成分分離方法の誤差の大きさを表すものとしてそのままとした。以下、分離後の各成分の比較を行う。

5.3.2　F_{ice}成分の傾き

図5.3.7に回転数を一定とした場合の、Jの変化に対するF_{ice}成分の傾きの変化率を示す。F_{ice}成分は氷片の圧縮強度に比例するので、圧縮強度ゼロではゼロになると考えられるため、このF_{ice}成分の傾きはF_{ice}の大きさを表す。

各プロペラで考えた場合、Jの変化によるF_{ice}成分の傾きの変化率はトルクもスラストも比較的小さい。前節では、F_{ice}成分だけでなく、全トルクもスラストについても、この傾向があることを指摘した。今回の実験で採用したJは、氷海域での航行時の値に合わせたため、0.08から0.12と比較的その変化量も小さい。またこの領域は、プロペラ単独性能曲線においてボラード状態に近く、トルク、スラスト自身の変化量が少ない。逆に言えば、氷海域航行時のプロペラではJの影響は比較的少ないと考えられる。

プロペラ同士の比較では、スラストの値の平均値は大直径プロペラで7.7×10^{-2}N/kPa (7.9×10^{-3}kgf/kPa)、小直径プロペラで7.3×10^{-3}N/kPa (7.5×10^{-4}kgf/kPa)で大直径プロペラの傾きが約10倍、トルクの値の平均値では大直径プロペラで9.7×10^{-3}Nm/kPa (9.9×10^{-4}kgfm/kPa)、小直径プロペラで4.6×10^{-4}Nm/kPa (4.7×10^{-5}kgfm/kPa)で大直径プロペラの傾きが約21倍となっている。 同一のJの値では、流体力学的には相似となっているが、直径では２倍、回転数では40%の条件での比較であり、このとき、トルクがスラストより２倍（つまりさらにプロペラ直径分）の影響を受けていることがわかる。

次に、図5.3.8はプロペラ回転数の変化によるF_{ice}成分の傾きの変化率を示している。大直径プロペラのスラストは明らかに回転数に比例しているがトルクでこの様に断定できるかは微妙であり、小直径プロペラではこの関係ははっきりしない。トルクもスラストも回転数ゼロではゼロになるとしてそれぞれの傾きを求めると、スラストの傾きの変化率は大直径プロペラで2.0×10^{-2} N/kPa,rps (2.0×10^{-3} kgf/kPa,rps)、小直径プロペラで9.5×10^{-4} N/kPa,rps(9.7×10^{-5} kgf/kPa,rps)で大直径の傾きの変化率が約20倍、トルクの傾きの変化率では大直径プロペラで2.4×10^{-3}Nm/kPa,rps (2.4×10^{-4}kgfm/kPa,rps)、小直径プロペラで6.0×10^{-5}Nm/kPa,rps (6.1×10^{-6}kgfm/kPa,rps)で大直径の傾きの変化率が約39倍となっている。ここでも、トルクがスラストより２倍の（つまりさらにプロペラ直径分の）影響を

受けており、カンティレバー分と考えれば合理的な結果である。このことは、氷荷重の着力点がプロペラの大きさによらず、ほぼ同じ無次元半径位置であることを示している。微分値の比較のため、精度は低いが、同一回転数で考えると、スラストはプロペラ直径の約３～４乗、トルクは約４～５乗に比例することになる。

5.3.3　$F_{inertia1}$、$F_{inertia2}$、F_{hydro}成分の比較

図5.3.9～5.3.12に$F_{inertia1}$、$F_{inertia2}$、F_{hydro}成分の比較を示す。図5.3.9と図5.3.11の比較から、$F_{inertia1}$、$F_{inertia2}$、F_{hydro}成分のいずれもが、Jの変化による影響が少ないことがわかる。$F_{inertia1}$はその決定方法に起因して、Jの変化による影響は受けないが、$F_{inertia2}$、F_{hydro}の変化も小さい。前述の通り、トルク、スラスト自身の変化も少ない作動位置での実験であることが理由として挙げられる。三者の大きさの比較では、前章と同様の傾向が見られ、$F_{inertia1}$が一番大きい。また、小直径プロペラにおいて$F_{inertia2}$の割合が相対的に高くなっていることは、小直径の方が氷片が相対的に小さく破壊し、付加質量が大きくなることによる。

プロペラ回転数の影響では、$F_{inertia2}$が影響を大きく受けるのに対し、$F_{inertia1}$への影響は小さいようである。図5.3.10と図5.3.12のグラフから、プロペラ直径の影響を比較するために、横軸にプロペラ直径をとって、同一周速度で比較した。すなわち、大直径プロペラと小直径プロペラにおいて、プロペラ回転数5rpsと10rps、6rpsと12rpsの値を比較した。図5.3.13と図5.3.14のグラフでは、スラストにおいては$F_{inertia1}$、$F_{inertia2}$、F_{hydro}成分のどれもが、プロペラ直径の約３乗であるという関係になっている。トルクにおいては$F_{inertia1}$のみしか判別できないが、スラストよりやや小さく、プロペラ直径の約2.5乗程度の比例関係が認められる。

５．４　F_{ice}トルク成分に関する考察

前章の結果より、F_{ice}成分は模型実験でのトルク成分の中で大きな割合を占めるものであり、氷強度が大きい場合はスラスト成分においても$F_{inertia1}$と並んで重要な成分となる。そこで、このF_{ice}成分について、トルク成分を中心に考察してみる。

5.4.1　ミリング時のアイストルクを考えた場合

２章で述べたように、プロペラと氷との直接的なコンタクトによるトルク推定式の多くは、ミリング時の付加トルク（アイストルク）の概念を基準としている。ノズルプロペラの場合、ノズルのために進入する氷片の大きさに制限が加えられるため、オープンプロペラのように大きな氷片が直接プロペラ翼と接触してミリングが起きることはないが、接触によっても氷片の移動が無くミリングが起きたと仮定して、プロペラ回転数に対するアイストルクの最大値の傾向についてJagodkin[4]、Kotras[5, 6]の各方法で計算した結果を比較してみる。

２章で紹介したJagodkinの方法は、氷片の破壊によるトルクのみを扱っており、オー

プンプロペラのF_{ice}トルク成分を推定する方法と考えられる。この方法では、プロペラ回転数の高い場合の「圧縮破壊と剪断破壊が同時に起きる場合」、と低い場合の「純圧縮破壊」の２状態を定義している。それぞれ、以下のように表される。

$$Q_{ICE}=(R_A t\ \ \sigma_c+\sigma_s R_A V_s / (Nn))(D-R_A) / 2 \qquad (5.4.1)$$

$$Q_{ICE}=R_A \sigma_c C|\sin(\phi-\beta_i)|(D-R_A) / 2 \qquad (5.4.2)$$

さらにϕとβ_iが等しい場合には最小の純圧縮破壊状態として、以下の式となる。

$$Q_{ICE}=R_A \sigma_c t (D-R_A) / 2 \qquad (5.4.3)$$

NSR用大模型プロペラでの実験値を当てはめる。σ_c=600kPa、h=0.03m、$t_{0.7}$=0.00531m、$R_{0.7}$=0.0933mのとき、トルクのF_{ice}成分はプロペラ回転数5rpsにおいて約８Ｎである。上記３式を用いて、プロペラ回転数に対して計算したアイストルクを図5.4.1に示す。ノズルプロペラの模型実験ではミリング状態は生じていないが、この計算ではプロペラ翼の氷片への貫入深さR_Aを氷厚であるh=0.03mで一定としている。剪断強度は圧縮強度の1/5という実海氷での経験値をここで用いた。アイストルクが回転数上昇とともにこの様に変化するのが、ミリングを前提としたモデルの特徴である。プロペラ回転数が大きく低下し、ミリングのピッチが大となりプロペラ先端部の背面側で一定間隔に切削する場合では純圧縮破壊だけが起こるため、非常に高いトルクを示し、回転数上昇とともに下がる。いったん最小の純圧縮破壊状態となった後、反対方向での純圧縮破壊状態となってトルクはまた上昇する。そして、ある回転数以上となると、圧縮破壊と剪断破壊が同時に起き、アイストルクは回転数上昇とともに減少していく。Jagodkinの方法で、最も高いアイストルクとなるのは、回転数の低い圧縮破壊のみが生じているときであるが、実際の砕氷船での計測では、氷片との接触時にもプロペラ回転数が大きく低下する現象は観察されていない。したがってこれより回転数が高く、翼の前面側で純圧縮破壊から圧縮破壊と剪断破壊へと移行する点でのアイストルクを最大トルクとしている。最大アイストルクとなるのはプロペラ回転数3.5rpsのときで、その値は約100Nmと模型実験値に比べて非常に大きい。一方、最小純圧縮破壊状態は幾何学的には0.5rpsという非常に小さいプロペラ回転数ではあるが、11Nmとなり、実験値に近い。この結果から、ノズルプロペラでのアイストルクはミリングの最大値を仮定した場合よりかなり小さく、最小純圧縮破壊状態と考えた方が適切である。この理由としては、氷片が小さく、翼との接触とともに運動量を受け取って移動すること（$F_{inertia}$との関係）、氷片が回転することによりプロペラ回転数にあまり依存せずに最小の純圧縮破壊状態で破壊すること等が考えられる。

このほかの簡易計算方法であるKotrasの方法は、破壊の機構は単純なものの、幾何学形状等の仮定は前者より精密になっている。その結果、アイストルクの絶対値はJagodkinの最小の純圧縮破壊状態程度となっており、模型実験値に近く実用性が高い。図からわ

かるように、Kotrasの方法では回転数の影響は比較的小さく、純圧縮破壊の適用範囲はかなり広い。

従って、ノズルプロペラのF_{ice}トルク成分を考える場合、値が適切で比較的取扱簡易であるKotrasの方法を用いるか、さらに単純に考えて、プロペラ回転数にあまり影響されずに最小の純圧縮破壊状態継続するとして取り扱うことが適切であろう。

5.4.2　純圧縮破壊と考えた場合

氷片の破壊が純粋な圧縮によって行われるとして、そのときに生じるF_{ice}のトルク成分をJagodkinの方法に基づいてもう一度整理しておく。ここでは、氷片は弾性がなく、翼が氷片を切断する間、氷片は動かないものと仮定している。

いま、wを0.7rでの翼幅$w_{0.7}$の氷流入方向への投影幅とすると、以下の通りとなる。

$$w=w_{0.7}\sin|\alpha_p-\alpha_v| \qquad (5.4.4)$$

ここで、α_pおよびα_vは以下のように表される。

$$\alpha_p=\arctan(P/2\pi R_{0.7}) \qquad (5.4.5)$$

$$\alpha_v=\arctan(V_s/2\pi n R_{0.7}) \qquad (5.4.6)$$

氷片の厚さをhとして、翼は氷片と接触した部分ですべて圧縮によって氷を破壊すると仮定したときの荷重Pは、図5.4.2を参照して以下の通りとなる。

$$P=\sigma_c h w=\sigma_c h w_{0.7}\sin|\alpha_p-\alpha_v| \qquad (5.4.7)$$

従って、トルク成分は以下のようになる。

$$Q_I=\sigma_c h R_{0.7} w_{0.7}\sin|\alpha_p-\alpha_v| \qquad (5.4.8)$$

この式が最小値をとるのは$\alpha_p=\alpha_v$のときで、式(5.4.8)で無視した翼厚を考慮すると、以下のようになる。

$$Q_I=\sigma_c h\ t_{0.7} R_{0.7} \qquad (5.4.6)$$

ここで、$t_{0.7}$は0.7rでの翼厚である。この式はトルクが尺度の３乗に比例することを表している。ノズルプロペラのトルクのF_{ice}成分が純圧縮破壊の最小値と一致すると考えた場合、この成分は氷片の強度に比例し、尺度の３乗に比例する。

さらに、式(5.4.6)に倣って単純化し、プロペラ回転数を含めた式を考えることとする。

いま、図5.4.3に示す様にプロペラ翼が速度v_pで動き、氷片の中央に衝突する。プロペラ翼から氷片に荷重がかかると氷片は加速していき、氷片の速度v_{ice}に比例した下からの等分布な抵抗Rを受ける。この抵抗Rと圧縮破壊による力Fが釣り合うまで氷片は瞬時に加速し、釣り合った後は等速度運動をしながら破壊していく。抵抗Rについては、長方形の板で$a/b=1$の場合この抵抗のC_Dの実験値（機械設計便覧による）は1.12、$a/b=2$のとき1.15として、以下の式で表すことができる。

$$R=\frac{1}{2}C_D\rho\ v_{ice}^2\ ab \tag{5.4.7}$$

一方、Fについては、以下の式が成り立つ。

$$F=\sigma_c h l_{0.7} \tag{5.4.8}$$

ここで、$R=F$としてNSR用の大直径プロペラの実際の値、h=0.03m、$a=b$=0.2m、D=0.2667m、ρ=1000kg/m^3、C_D=1.12を代入して計算すると、氷片の速度v_{ice}は1.2m/sとなり、この値より翼の速度が大きいことが破壊の必要条件となる。翼の速度を0.7rの位置で代表させると、v_pは以下のようになる。

$$v_p=0.7\pi\ nD \tag{5.4.9}$$

実験中最弱の場合であるσ=100kPaと仮定し、$t_{0.7}$=0.00531mより圧縮破壊を起こす最低のプロペラ回転数はn=1.43rpsとまる。また、氷片を翼が破壊していく相対速度はv_p-v_{ice}で求められるから、通常の氷片強度としてσ_c=600kPa、回転数n=5rpsでは、この速度で氷厚分を破壊する間にプロペラ翼は約60度回転することとなる。この60度という値は、模型プロペラでの翼と氷片の幾何学的な関係、模型での高速度ビデオでの観察結果に照らし合わせて、極めて妥当な値である。

5.4.3　氷片が曲げ破壊すると考えた場合

一方、プロペラが氷片に当たったとき、その衝撃的な力によって氷片が曲げ破壊によって破断すると考えた場合の相似則について考察する。梁の中心に集中荷重がかかった場合の弾性変形によるたわみをfとすれば、以下のように表すことができる。

$$f\propto\frac{Pl^3}{EI} \tag{5.4.10}$$

ただし、Pは氷片に加わる荷重、Eは弾性係数、lは氷片寸法に比例する値、Iは破断面

の断面二次モーメントである。いま、氷片に加えられるエネルギをAとすれば、以下のようになる。

$$A\propto Pf \tag{5.4.11}$$

これを式(5.4.7)に代入してPを消去すれば、以下のようになる。

$$f\propto\frac{Al^3}{Elf}\quad\therefore\quad\left(\frac{f}{l}\right)^2\propto\frac{Al}{EI} \tag{5.4.12}$$

ここで、破断するときの比たわみf/lは一定と考えることにする。氷片の断面形状を幅b、厚さhの長方形とすれば、lはhまたはbに比例し、Iはbh^3に比例するから、以下のようになる。

$$A\propto h^3 \tag{5.4.13}$$

氷片に加えられるエネルギは氷厚の３乗に比例する。言いかえれば、エネルギは尺度の３乗に比例する。したがって、Pは、尺度の２乗に比例し、F_{ice}成分としては、スラストはプロペラ直径の２乗、トルクはアーム分がかかるため、３乗に比例すると考えられる。

曲げ衝撃による氷片の破断での荷重Pと時間tの関係は、脆性破壊であるため、最初、荷重がほぼ直線的に増加し、最大荷重に達した後、ただちに破断分離すると仮定できる。これは、氷水槽実験で日常的に行う曲げ試験でも観察される。プロペラの回転は氷片との衝突によっても変化せず、その線速度をvとすると、氷片の吸収エネルギAは以下の様に表すことができる。

$$A=v\int P(t)dt \tag{5.4.14}$$

式(5.4.9)と同様に翼の速度を0.7rの位置で代表するとする。Aはプロペラ回転数に比例し、F_{ice}成分もプロペラ回転数nに比例する。模型実験ではプロペラ回転数がある回転数以上でないと氷片は破壊しない。そこで、氷片が曲げ破壊するとして、破壊を起こす最低回転数を求める。ここでも、先ほどと同様に式(5.4.7)が成立する。一方、図5.4.4下図の様に、これは等分布荷重を受ける片持ち梁と等価となる。最大の曲げ応力σは支持部に生じ、この位置の曲げモーメントをM、$w=R/a$とすると、以下のようになる。

$$M=\frac{wa^2}{8}=\sigma\frac{bh^2}{6} \tag{5.4.15}$$

式(5.4.7)(5.4.9)(5.4.14)(5.4.15)から最大の曲げ応力σを求めると、以下のようになる。

$$\sigma = \frac{3}{8} C_D \frac{\rho a^2 v^2}{h^2} = \frac{3}{8} C_D \rho \left(\frac{0.7 a \pi n D}{h} \right)^2 \tag{5.4.16}$$

このσが曲げ強度を超えた場合、氷片は曲げ破壊するという仮定が成立する。

NSR用の大直径プロペラの模型実験での値を式(5.4.16)に代入する際に、氷片の曲げ強度を実験中最弱の場合であるσ=100kPaと仮定し、a=0.2m、h=0.03m、D=0.2667m、ρ=1000kg/m³、C_D=1.12として計算すると、n=3.95rpsとなり、約4rps以上の回転数で破壊が起きることがわかる。

実際に、NSR模型プロペラを用いた氷片流し込み実験は、回転数を3rpsから6rpsまで変化させて行っているが、3rpsではプロペラ翼が氷片に当たっても破壊せずに、はねとばされたり、翼と翼との間に挟まって翼と共に回転するものが多く見られた。5rps以上ではこうした現象は少なくなり、接触と共に破断する氷片が増えたことから、この値の妥当性は裏付けられている。破断の最小回転数としては、圧縮破壊の仮定より曲げ破壊の仮定の方が妥当な値を示す。

NSR用の小直径プロペラを用いた実験では、直径が半分であるため、式(5.4.16)から曲げ強度的に同一の条件となるのは、回転数を２倍にしたときであることがわかる。この仮定は、小直径プロペラの実験では8rps以上で破断する氷片が増えたことからも妥当性が認められる。

一方、この時のプロペラにかかる最大荷重PとトルクQは、以下のように表される。

$$P = \frac{R}{2} = \frac{1}{2} C_D \rho v^2 ab = \frac{4\sigma h^2 b}{3a} \tag{5.4.17}$$

$$Q = P R_{0.7} = \frac{4\sigma h^2 b}{3a} R_{0.7} \tag{5.4.18}$$

従って、曲げ破壊の場合、氷の強度が同一ならば、トルクは縮尺の３乗に比例する。これは前節の圧縮破壊と考えた時と同様である。ただし、この式の有用性は、その導出過程から氷片が破壊する最弱の状態に限られる。

５．５　$F_{inertia1}$成分に関する考察

氷片の破壊の他、氷片とプロペラの衝突によってもアイストルクは生じる。第17次南極観測での「ふじ」の記録によると[7]、主機回路電流の急上昇により観測された氷片の

衝突によるアイストルクは、閉水時のトルクの約1.6倍、作用時間は２秒以下であった。この時のトルク波形は、氷片との衝突時に急激に上昇した後、軸のねじり固有振動数に対応した高次成分が続く。今回の模型実験では氷片が破壊した結果のみを解析したが、このように氷片との衝突のみによっても$F_{inertia1}$成分は生じる。ノズルプロペラのように氷片の大きさが制限される場合には、トルクではF_{ice}成分より大きくなり、$F_{inertia1}$成分がメインの成分ともなりうる。

ここで、$F_{inertia1}$成分の尺度影響を考えてみる[8, 9]。翼と氷片の衝突をバネ系の衝突と考え、次の仮定をおく。氷片は質量mの質点と考え、衝突による局部変形はなく、非弾性衝突により運動量がすべてバネ変形に使われる。一方、翼は等価質量Mとバネ定数kのバネ系が剛な底面（ボス部に対応）に取り付けられており、氷の運動による負荷質量、抵抗（$F_{inertia2}$成分）は考えない。

いま、氷片の衝突による力をF、氷の衝突持続時間をΔtとすると次の式が成り立つ。

$$F = m v / \Delta t \tag{5.5.1}$$

このとき、Fは矩形波と考えると、この時の運動方程式はバネの変位をxとして以下のようになる。

$$(M+m)\ddot{x} + kx = F(t) \tag{5.5.2}$$

この方程式の解は以下のようになる。

$$x = \frac{2F}{k} \sin\left(\frac{\omega \Delta t}{2}\right) \sin \omega \left(t - \frac{\Delta t}{2}\right) \tag{5.5.3}$$

ここで、$\omega = [k/(M+m)]^{1/2}$であり、$\Delta t \ll 2\pi/\omega$考えると、変位の最大値x_{max}は以下のように表すことができる。

$$x_{max} = \frac{2F}{k} \sin\left(\frac{\omega \Delta t}{2}\right) = \frac{F \Delta t}{k} \omega = \frac{mv}{[k(M+m)]^{1/2}} \tag{5.5.4}$$

したがって、力の最大値は以下のようになる。

$$F_{max} = [k/(M+m)]^{1/2} mv = \omega mv \tag{5.5.5}$$

ここで、実船と模型船の縮尺を$\lambda = D_s/D_m$（ここでサフィックスはs：実船、m：模型船

を表す）とすると、質量については、以下の式が成立する。

$$M_s/M_m=m_s/m_m=\lambda^3 \tag{5.5.6}$$

速度 v は、プロペラ回転数を n として以下のようになる。

$$v_s/v_m=\pi n_s D_s/\pi n_m D_m=n_s/n_m \cdot \lambda \tag{5.5.7}$$

バネ定数 k は弾性率を E として以下のようになる。

$$k_s/k_m=E_s/E_m \cdot \lambda \tag{5.5.8}$$

本実験では弾性率 E は実船と模型船で変わらないと考えて $E_s=E_m$ となる。歪み ε、力 F、トルク Q については、それぞれ以下のように表される。

$$\varepsilon_s/\varepsilon_m=\lambda(n_s/n_m)(E_s/E_m)^{1/2}=\lambda(n_s/n_m) \tag{5.5.9}$$

$$F_s/F_m=\lambda^3(n_s/n_m)(E_s/E_m)^{1/2}=\lambda^3(n_s/n_m) \tag{5.5.10}$$

$$Q_s/Q_m=\lambda^4(n_s/n_m)(E_s/E_m)^{1/2}=\lambda^4(n_s/n_m) \tag{5.5.11}$$

よって、スラストでは尺度の３乗、トルクでは尺度の４乗に比例することになる。NSR模型プロペラ同士の比較では、スラストはプロペラ直径の約３～４乗、トルクは約４～５乗に比例しており、実験結果と傾向が一致する。

このモデルでは、時間 Δt の間、氷片は船の前進速度に比例して加速され、氷片は剛体で、衝突の間、その質量は変化しない。また、氷片衝突の回転影響が考慮されておらず、氷片の加速方向は船速方向で、氷片の切断の影響は含まれない。

図5.5.1に示す幾何学的条件を考えた場合、プロペラへ流れ込む流体の相対速度は V_r で表される。プロペラの半径方向位置に代表値として $R_{0.7}$ を採用することにする。実際には、氷片はプロペラ近傍で加速されるため、その速度は船速 V_s よりかなり大きい。また、氷片の加速方向もプロペラディスクに垂直ではなく、プロペラ翼に沿う方向に偏向するため、周方向の速度も $2\pi nR_{0.7}$ より小さいが、最大値としてこの値を採用することとした。式(5.5.5)より、以下のようになる。

$$Q_{max}=\omega mvR_{0.7}=2\pi nm\omega R_{0.7}^2 \tag{5.5.13}$$

ここで、模型実験の値を直接この式に代入してバネの固有振動数ωを求める。NSR用大直径プロペラ値は、Q=4Nm, n=5rps, $R_{0.7}$=0.0931m, m=0.3kgであり、NSR用小直径プロペラの値は、Q=0.7Nm, n=10rps, $R_{0.7}$=0.0466m, m=0.0375kgである。

これより、両プロペラの Q の値からωを求めると、大直径プロペラで49.0Hz、小直径プロペラで137Hzとなる。大直径プロペラの周波数は図4.3.2に示した水中氷片流し込み計測でのトルク波形の卓越周波数50Hzに非常に近く、この仮定が適切であったことが証明される。また、大直径プロペラの周波数が小直径プロペラの約半分であることも妥当性を持つ。

５．６　第５章のまとめ

本章では、干渉を表すパラメターとして、プロペラ直径、プロペラ回転数、前進速度、を変化させた模型実験を行った。この試験結果の傾向を整理すると、以下の点が指摘できた。

（１）水中の結果では、プロペラ回転数が上昇するほど、トルク、スラストとも増加するがその傾向はスラスト成分の方が強かった。

（２）水中の結果では、プロペラ前進速度が上昇するほど、トルク、スラストとも増加するが、影響は小さい。

（３）空気中の結果では、プロペラ回転数が上昇するほど、トルクは増加するが、スラストにはその傾向は見られない。

（４）プロペラ回転数に比例すると仮定して、全荷重の T or $Q \propto n D^{\alpha}$ といった関係が考えられる。プロペラ直径 D の乗数αは、３～４程度である。

４章に示した成分分離結果に従うと、トルク成分においては F_{ice} のみが非常に大きく、F_{hydro}、$F_{inertia\ 1}$、$F_{inertia\ 2}$ の成分は氷片の強度が大きい場合には無視できる。スラスト成分において、やはり F_{ice} が大きく次に $F_{inertia\ 1}$ が卓越する。従って F_{hydro}、$F_{inertia\ 2}$ の成分は通常省略できる。このことから、本章では、氷との直接的なコンタクトによる成分である F_{ice} 及び氷片との衝突による成分である $F_{inertia\ 1}$ を中心としてあつかった。その結果以下のようなことがわかった。

（１）氷片が破壊する最小のプロペラ回転数は、曲げ破壊と仮定することにより求めることができる。

（２）プロペラ回転数が低い場合は圧縮破壊すると考えられ、トルク成分では F_{ice} が卓越し、トルクの尺度影響はプロペラ直径の３乗に比例する。

（３）プロペラ回転数が高い場合、衝突による影響が大きくなりトルク成分では $F_{inertia\ 1}$ が卓越し、トルクの尺度影響はプロペラ直径の４乗に比例する。

（４）非常に細かく氷片が破壊する場合は、$F_{inertia\ 2}$ の成分を考慮する必要が生じる可能性がある。この場合、破壊後の砕氷片の大きさの分布を仮定して付加質量を簡易的に計算することが可能である。

仮にアイストルクを破壊と衝突によって発生するトルクの和として考え、横軸に時間、

縦軸にトルクをとり、その概念図を図5.6.1のように考えると、破壊によるトルクの最大値は氷の強度によって規定されるため、接触時間 Δt が変わっても変化しないのに対し、衝突によるトルクは接触時間 Δt が短くなると式(5.5.1)より大きくなる。一般に Δt はプロペラ回転数 n に反比例すると考えられるため、回転数 n が小さい場合はトルクの中で破壊による成分が大きく尺度の３乗に比例するが、回転数が大きくなるに従って衝突によるトルク成分が卓越し、尺度の４乗に比例するようになると考えられる。

参考文献

[1] Newbury, S. (1993) Joint Research Project Arrangement #6, IMD Report LM-1993-04.

[2] Yamaguchi, H. (1993) Investigation on Propeller Performance in Uniform and Blocked Flow for the Open propeller in IMD Ice Tank and Cavitation Tunnel Experiments, IMD Report LM-1993-11.

[3] Tamura, K. and Yamaguchi, H. (1995) An Attempt to Draw a Scenario of Ice/Propeller Interaction, Northern Sea Route; Future & Perspective, IST'95 Proceedings.

[4] Jagodkin, V. J. (1963) Analitical Determination of the Resistance Moment of a Propeller during its Interaction with Ice, Problems of the Arctic and the Antarctic, No.13, pp.79-88, (in Russian).

[5] Kotras, T., Humphereys, D., Baird, A., Morris, G. & Morley, G. (1985)Determination of Propeller -Ice Milling Load, Proc. of 4th OMAE, Vol. 2 p.336-343.

[6] Belyashov, V. A. & Shpakov, V. S. (1983) On Mechanics of Ice Crushing by Propeller Blades, Ice Mechanics and Physics, Academy of Science of the USSR p.21-29 (Translation).

[7] 植田靖夫、竹澤節雄 (1977)砕氷艦「ふじ」の氷海域行動調査、船舶技術研究所報告第14巻3号、pp157-97.

[8] 鬼頭史城 (1964) プロペラの羽根にかかる衝撃荷重、船舶第37巻4号、pp66-68.

[9] 岡本洋、野沢和男、他(1981) 氷海商船用プロペラ強度の実験的研究（第１報氷荷重模型実験）、日本造船学会論文集第149号、pp100-110.

表5.2.1　パラメター調査のための実験条件

（１）NSRプロペラ大　(D=266.7mm)

氷片の形状 100mm x 100mm x 30mm

a．水中流し込み実験

回転数 (rps)	速度 (m/s)	J	計測点数
3	0.075	0.094	32
4	0.085	0.080	20
4	0.100	0.094	34
4	0.128	0.120	18
5	0.106	0.080	5
5	0.125	0.094	58
5	0.160	0.120	9
6	0.150	0.094	44
合計			220

b．ブロッケージ実験

回転数 (rps)	速度 (m/s)	J	計測点数
4	0.085	0.080	4
4	0.100	0.094	4
4	0.128	0.120	4
5	0.106	0.080	4
5	0.125	0.094	4
5	0.160	0.120	4
6	0.150	0.094	4
合計			28

c．空気中流し込み実験

回転数 (rps)	速度 (m/s)	J	計測点数
4	—	—	29
5	—	—	34
6	—	—	29
合計			92

（２）NSRプロペラ小　(D=133.3mm)

氷片の形状 50mm x 50mm x 15mm

a．水中流し込み実験

回転数 (rps)	速度 (m/s)	J	計測点数
8	0.100	0.094	77
10	0.106	0.080	22
10	0.125	0.094	73
10	0.160	0.120	38
12	0.150	0.094	67
合計			277

b．ブロッケージ実験

回転数 (rps)	速度 (m/s)	J	計測点数
8	0.100	0.094	8
10	0.106	0.080	10
10	0.125	0.094	4
10	0.160	0.120	7
12	0.150	0.094	4
合計			33

c．空気中流し込み実験

回転数 (rps)	速度 (m/s)	J	計測点数
8	—	—	38
10	—	—	38
12	—	—	38
合計			114

図 5.2.1　水中流し込み実験（大プロペラ、J=0.094）

図 5.2.2　水中流し込み実験（小プロペラ、J=0.094）

図 5.2.3　水中流し込み実験（大プロペラ、n=4 rps）

図 5.2.4　水中流し込み実験（小プロペラ、n=10 rps）

図 5.2.5　水中流し込み実験（大プロペラ、J=0.094, σ=566.2kPa）

図 5.2.6　水中流し込み実験（小プロペラ、J=0.094, σ=630kPa）

図 5.2.7　水中流し込み実験（大プロペラ、n = 4 rps, σ=566.2kPa）

図 5.2.8　水中流し込み実験（小プロペラ、n =10 rps, σ =630kPa）

図 5.2.9　空気中流し込み実験（大プロペラ）

図 5.2.10　空気中流し込み実験（小プロペラ）

図 5.2.11　空気中流し込み実験（小プロペラ，σ=624kPa）

図 5.2.12　空気中流し込み実験（小プロペラ，σ=701kPa）

表5.2.2　ブロッケージ実験結果

Blockage Data of NSR Big Propeller

n(rps)	V(m/s)	J	ΔK_{Tp}	ΔK_{Qp}	ΔT(kg)	ΔQ(kgm)
4	0.085	0.080	0.327	0.0068	2.70	0.0150
4	0.100	0.094	0.376	0.0101	3.10	0.0222
4	0.128	0.120	0.261	0.0261	2.15	0.0574
5	0.106	0.080	0.368	0.0180	4.74	0.0619
5	0.125	0.094	0.473	0.0075	6.10	0.0259
5	0.160	0.120	0.538	0.0060	6.93	0.0206
6	0.150	0.094	0.683	0.0029	12.69	0.0145

Blockage Data of NSR Small Propeller

n(rps)	V(m/s)	J	ΔK_{Tp}	ΔK_{Qp}	ΔT(kg)	ΔQ(kgm)
8	0.100	0.094	0.0485	0.0250	0.100	0.0069
10	0.106	0.080	0.0360	0.0213	0.116	0.0092
10	0.125	0.094	0.0431	0.0074	0.139	0.0032
10	0.160	0.120	0.0424	0.0474	0.137	0.0204
12	0.150	0.094	0.0400	0.0327	0.185	0.0203

図5.3.1　水中流し込み実験回転数による変化（大プロペラ，J=0.094）

図 5.3.2　水中流し込み実験 J による変化（大プロペラ，n =4 rps）

図 5.3.3　空気中流し込み実験回転数による変化（大プロペラ）

図 5.3.4　水中流し込み実験回転数による変化（小プロペラ，J=0.094）

図 5.3.5　水中流し込み実験 J による変化（小プロペラ，n =10 rps）

図 5.3.6　空気中流し込み実験回転数による変化（小プロペラ）

図 5.3.7　回転数一定での J による F_{ice} の傾きの変化

図 5.3.8　J 一定での回転数による F_{ice} の傾きの変化

図 5.3.9　回転数一定での J による $F_{inertia1}$, $F_{inertia2}$, F_{hydro} 成分の変化（大直径プロペラ , n =4 rps）

図 5.3.10　J 一定での回転数による $F_{inertia1}$, $F_{inertia2}$, F_{hydro} 成分の変化（大直径プロペラ , J=0.094）

図 5.3.11　回転数一定での J による $F_{inertia1}$, $F_{inertia2}$, F_{hydro} 成分の変化（小直径プロペラ , n=10 rps）

図 5.3.12　J 一定での回転数による $F_{inertia1}$, $F_{inertia2}$, F_{hydro} 成分の変化（小直径プロペラ , J=0.094）

図 5.3.13　プロペラ直径による $F_{inertia1}$, $F_{inertia2}$, F_{hydro} スラスト成分の変化（J=0.094）

図5.3.14　プロペラ直径による $F_{inertia1}$, $F_{inertia2}$, F_{hydro} トルク成分の変化（J=0.094）

図5.4.1　ミリングによるアイストルクの計算

図 5.4.2　圧縮破壊の概念

図 5.4.3　単純化された圧縮破壊の概念

図 5.4.4　水からの抵抗と曲げ破壊の概念

αp　Pitch Angle
αi　Angle of Attack
αv　Angle of Advance
n　Propeller Rotation
Vr　Velocity of Water Relative to Blade
Vs　Ship Velocity
R0.7　0.7 Radius of Propeller

図 5.5.1　氷片衝突の幾何学的条件

図 5.6.1　アイストルクの概念図

第６章

実船での氷とプロペラの干渉計測

本章では、実船での氷片とプロペラの干渉計測方法とその結果について取り扱う。実船での干渉データは、干渉モデル検証の基礎データとなるが、公開されたものが少ない。わが国の南極観測船「ふじ」での南極航海中の軸トルク計測[１]、米国沿岸警備艇"Polar Star"での翼面に歪ゲージを貼り付けての計測[2]、干渉によるスラスト減少について議論したカナダ沿岸警備艇Pierre Radisonでの計測[3]などが知られているが、ノズルプロペラを装備した砕氷船の詳細な実船データはRobert LeMeurでのカナダ運輸省の一連の報告書[4]と、フィンランドの砕氷船Karhuでの計測[5]が散見されるのみである。

今回、海上保安庁の砕氷型巡視船「てしお」の氷海中性能試験時に、プロペラと氷片との干渉についての計測を行う機会を得た。「てしお」は最新の小型砕氷船で、ノズルプロペラを採用している。本計測に用いた実船での軸馬力の変動成分の計測方法とその結果をまとめる。

６．１　目　的

平成７年、海上保安庁では流氷海難に対する救助体制の強化を目的として、現役では「そうや」に次いで２隻目となる砕氷型巡視船「てしお」を設計建造した。図6.1.1及び表6.1.1に「てしお」の一般配置図と主要目表を示す。10月の就役後、初の流氷シーズンとなった平成８年２月22日から2月29日にかけて、氷海中実船実験を実施し、砕氷型巡視船「てしお」「そうや」と耐氷型巡視船「ゆうばり」の氷海中航行性能データを取得した[6, 7, 8, 9, 10,11]。「てしお」でのノズルプロペラと氷の干渉データの収集は、この試験の機会を捉えて実施されたもので、平坦氷中直進航行試験、平坦氷中旋回試験、協調砕氷航行試験の３種類の試験「項目」において行われた。実船実験中の「てしお」の状況を写真6.1.1に、砕氷の様子を写真6.1.2に示す。

この計測の目的は以下の２点である。第一に実船での軸馬力の変動成分の計測方法を開発することである。通常、軸馬力は燃料消費量等から平均値として導出されるが、これは静水域では有効なものの、氷との干渉のような変動成分を計測することはできない。そこで、歪みゲージをプロペラ軸に貼りつけることによって軸のねじれを計測し、干渉による馬力変動を高精度に計測するシステムを開発した。

第二に、この計測システムを用いてノズルプロペラの氷との干渉データを収集し、氷の干渉による実船プロペラの変動荷重成分を模型実験の結果と比較することである。

６．２　試験概要

6.2.1　実験海域及び氷況

実験は宗谷岬の東方約40～80マイルの海域で行われた。図6.2.1は実験期間中の氷況の代表例として2月25日の流氷状況図（海上保安庁第一管区海上保安本部作成）を示す。北海道沿岸オホーツク海域の流氷は実験期間中に今冬で最大に近い勢力に達した。計測海域の氷況は、直径500m以上の大氷盤が中心であり、直径2km以上の巨大氷盤も点在していた。氷盤の密接度は10/10であり、氷厚の平均値は33cmであったが、ハンモック状の氷やリッジ部分では、０．８ｍを超える氷盤も存在した。氷の推定曲げ強度は１８０～350kPaであった。

6.2.2　試験項目及び試験条件

干渉データの収集は以下の３項目の試験中に行った。

（１）平坦氷中直進航行試験(Continuous Test)

目標氷厚55cmの平坦氷において主機最大出力の1/4、2/4、3/4、4/4相当と主機出力を４種類変化させて約５００ｍ直進し速力、馬力等を計測する。「てしお」の仕様では氷厚55cmの平坦氷を船速3knot以上で連続砕氷航行することが可能である。最大主機出力は１軸で１８００ＰＳである。出力調整は平水中でのパワーカーブに従い、翼角と回転数を調整して行っており、4/4出力以外では主機回転数を710rpmとし、翼角のみを調整した。4/4出力では翼角を30度とし、回転数を750rpmに上昇させた。翼角、回転数は試験中、常に左右で同一となるよう調整した。

（２）平坦氷中旋回試験(Turning Test)

舵角15度（両舷）をとり360度以上回頭するまで舵角を保持し、旋回角速度、船速及び船位等を計測する。出力1/4で左右の旋回を、出力2/4で右旋回を行った。

（３）協調砕氷航行試験(Dual Line Ice Breaking Test)

先行する砕氷型巡視船「そうや」の右斜め後方を「てしお」が出力2 / 4 で直進航行し、氷況及び２船の航路間隔を変えて２ケースの計測を行った。馬力、当て舵量等の計測を行い、さらに、2 船の後方に形成される開水路の、被救助船の誘導水路としての有効性について検討する。

表6.2.1は試験条件の一覧で、計測は全部で16ケース行った。表中のIce Levelは氷密接度であり、10/10は海面が氷で全て覆われていたことを示す。

6.2.3　プロペラ

現在我が国には砕氷能力を有する船舶が５隻存在するが、これをプロペラ別に分類すると、ノズル付プロペラを採用しているのは「てしお」（２軸）の他、流氷観光船「おーろら」、「おーろら２」（１軸）の計３隻である。オープンプロペラは、「そうや」（２軸）、南極観測船「しらせ」（３軸）が採用している。「しらせ」以外はCPPを採用している。

表6.2.2に「てしお」のプロペラ・ノズル主要目表を、図6.2.2にプロペラ外形図を、図6.2.3にノズル外形図を、図6.2.4と6.2.5にプロペラ単独特性（スラスト係数K_T及びトルク係数 K_Q）を示す。４翼の可変ピッチプロペラであり、翼荷重が大きいためボス比と翼厚がやや大きいという特徴がある。

６．３　計測方法

計測では変動成分の計測を主眼としているため、応答性と信頼性からプロペラ軸に歪みゲージを貼り、軸の歪を直接計測し、その出力をテレメータで取り出す方法を採用した。右舷軸には空間的な余裕がなかったため、計測には左舷軸を用いた。計測用のゲージ及び軸回転数計測機器は左舷軸の給油軸表面に取り付けた。図６．３．１は軸トルク・スラスト・回転数の計測システムに使用した機器のシステム図である。

6.3.1　軸トルク及びプロペラスラスト計測方法

ゲージはトルク計測用として４ゲージタイプを１枚、スラスト計測用として２ゲージタイプを２枚使用した。実船における歪ゲージを用いたスラスト計測については、鈴木らが８ゲージとダミープレートを用いたHylarides型を使用して、精度の高い計測を行っているが[12]、今回の計測では将来計画しているスラスト変動成分の本格的計測の予備実験として従来型の計測方法を採用した。

ゲージ貼り付け位置の条件として応力集中がなく、平行部が３０ｃｍ以上あることが望ましいが、給油軸は平行部が１．５ｍ以上あり、この基準を満たしている。ゲージは接着面の塗料を落とし、周方向のケガキ線にあわせて接着した。プロペラスラスト計測用の２枚のゲージは互いに１８０度離して貼り付けた。ゲージからのリード線は、配線及びキャリブレーションを容易にするためのターミナルを介してテレメータのトランスミッターへとつないだ。トランスミッターからの出力はアンテナ線に繋がれており、アンテナは支柱により軸から持ち上げられ、軸の回りに張られている。図6.3.2に軸トルク・スラスト計測器配置図を示す。トランスミッター、電源供給用のバッテリー及びアンテナ支柱は、すべてユニバーサルバンドを用いて軸に固定されており、軸とともに回転する。受信側アンテナは送信側のアンテナの横に配置し、レシーバーで電圧信号に変換した後、ＤＡＴ型のデータレコーダで信号を記録した。毎日、計測開始時と終了時に、ゲージキャリブレータを用いたアンプの調整、左右方向への軸のターニングによるゼロ点計測、軸温度の計測を行った。軸温度の変動は非常に小さく、各計測日とも開始時と終了時の差は０．２℃以内であった。氷海域という低温環境のため、機関、摩擦等による発熱と外部への放熱が釣り合っていたものと思われる。写真6.3.1は配線終了時の左舷給油軸である。

歪からトルクへの変換にあたっては、給油軸の断面形状が図6.3.3Aのように、軸対称でないため、図6.3.3B、Cのような断面を考え、実際の極断面係数Z_pはこの中間にある

とした。極断面係数Z_pは、断面B、Cでそれぞれ以下の通りである。

$$Z_p = \frac{\pi d^3}{16} = 2.091 \times 10^{-3} \qquad \mathrm{m}^3 \qquad (6.3.1)$$

$$Z_p = \frac{\pi}{16}\left(\frac{d_2^4 - d_1^4}{d_2}\right) = 2.078 \times 10^{-3} \qquad \mathrm{m}^3 \qquad (6.3.2)$$

これより、$Z_p = 2.08 \times 10^3$とした。トルクQと歪ε_0との関係は、縦弾性係数をE、ポアソン比をνとすると、４ゲージ方式を用いたため、以下のようになる。

$$Q = \frac{\varepsilon_0 / 4 \cdot E \cdot Z_p}{1 + \nu} \qquad (6.3.3)$$

この時の回転数をNrpmとすると、馬力Pは以下の式により求められる。

$$P = \frac{2\pi Q}{75}\frac{N}{60} \qquad (6.3.4)$$

給油軸の材質は炭素鋼鍛鋼のSF60であったため、E= 21,000 kgf/mm²、ν= 0.3として計算した。

歪からスラストへの変換には、断面形状を図6.3.3Aの様に考え、縦弾性係数及びポアソン比の値はトルクと同じものを使用した。ノズルプロペラのスラストはノズルスラスト成分とプロペラスラスト成分の和によって定義されるが、ノズルスラストは計測しないため、プロペラスラストのみが得られた。

6.3.2　軸回転数計測方法

軸回転数の計測は軸上に１回転につき１２パルスを出力するよう白黒のストライプとなった反射テープを巻き付け、その反射光を光ファイバ型の光電スイッチによってピックアップして電気信号に変えて計測した。図6.3.4に軸回転数計測機器配置図を示す。このシステムにより、細かな軸回転数の変動を計測することが可能となった。

6.3.3　燃料消費量からの馬力計測

ゲージによる軸馬力計測と比較するため、燃料消費率からの馬力計測を行った。各試験時に５分間の主機の燃料油消費量を機関室内の燃料流量計で計測員がその都度計測した。計測により算定された燃料消費率をショップテストの燃料油に換算し、ショップテストの燃料消費率vs馬力曲線より平均所要主機馬力BHPを求めた。

６.４　計測結果及び考察

6.4.1　計測波形と氷片かみこみ

図6.4.1及び図6.4.2は左舷プロペラ軸でのトルク、スラスト、回転数の計測波形の例である。図6.4.1は1/4直進航行試験時のもので、比較的干渉頻度が低い試験条件の波形である。トルクと回転数には強い相関が見られ、トルクが鋭い正のピークを持つとき、回転数は負のピークを持つ。トルクと回転数の波形に見られる変動時点が氷片とプロペラ翼との干渉を表している。図中、矢印で干渉現象を示す。干渉による回転数の変動は、時として20%におよび、軸系、機関や流体力学的特性に与える影響は無視できない。スラスト波形は比較的安定しており、氷片との干渉時にやや減少するケースも見られた。

図6.4.2は2/4協調砕氷試験時のもので、干渉頻度が比較的高い試験条件である。このトルク波形は、いったん大きく上昇した後、急速に下降するパターンを何度か繰り返す現象を呈した。「てしお」はプロペラ及び軸系保護のためにプロペラに過大な荷重がかかった場合に翼角を減少させる過負荷制限装置（Over Load Protector : OLP）を装備している。この様な波形パターン時には、干渉により荷重が増加したため、OLPが作動して翼角が減少し、いったんトルクがOLP作動限界以下に下がったが、OLPが作動停止して指定翼角に復帰したときに、荷重上昇原因は解消していないため、またOLPが作動するという状態を繰り返したもの、と考えられる。実際、このような場合に、OLPが作動し翼角が減少したことが機関室内翼角指示計により確認された。

ノズルプロペラにおけるこうした比較的長い時間の干渉現象としては、従来からノズルの閉塞が指摘されてきたが、第４章で指摘したように、氷片のかみこみもその原因となることがわかってきた。図6.4.3に「ノズル閉塞」と「氷片のかみこみ」の概念図を示す。

ノズル閉塞は比較的大きな氷片が流れてきた場合、氷片によってノズル前面が塞がれたり、ノズル上部や支柱と船底との間に氷片が挟まることによって生じ、その伴流などにより流体力学的な荷重をプロペラに与える。「てしお」の模型船による実験では、砕氷片浮上速度に比べて模型船の前進速度が大きい場合に、ノズル上部と船底との間に砕氷片が挟まる現象が確認されている。この場合、ノズル自体のスラスト成分を減少させるために、スラスト全体への影響は大きいものの、ノズル内の流場への影響は小さく、トルク成分への影響は小さい。

一方、氷片かみこみとは氷片がプロペラの翼と翼の間、または翼とノズルの間に挟まって、翼とともに回転する現象である。模型プロペラを用いた氷片流し込み実験ではノズル直径より氷片が小さい場合にはノズル閉塞が起きることはないが、氷片のかみこみが頻繁に起きることが確認されている。特に氷強度が大きい場合や翼角が大きい場合は、翼での氷片切断が起きにくく、かみこみの発生確率が高くなった。実船においては、船の後流に浮き上がった氷片の観察ではノズル前面の閉塞が起きるほどの

大きな砕氷片が視認できなかったこと、流体力学的な力により大きなトルク上昇が連続的に起きていること、機関室内での判断ではある程度の質量が翼とともに連れ回りしている音がすることなどから、総合的に判断して氷片かみこみがトルク上昇の原因であると判断した。

ラミング砕氷時に、氷片によるノズル閉塞や氷片かみこみ現象が最も頻繁に観察された。ラミング砕氷は砕氷船が大きな推力を必要とする繰船であり、氷片との接触による荷重増加成分を正確に把握し、プロペラ、軸系の強度との関係から的確なOLPの感度を設定することがスムーズな操船に不可欠であることがわかる。

6.4.2　軸馬力のゲージ計測と燃料消費量推定との比較

図6.4.4はゲージと燃料消費率の２種類の計測方法より求めた馬力を比較したものである。ゲージ計測による馬力は、干渉がない部分でのトルク計測値の平均から、軸馬力SHPの定常成分値を求め、機械効率等による馬力増加を3％と仮定し、主機馬力に換算した。燃料消費率から求めた馬力の方が2/4出力付近で若干高めとなったものの、両者は非常に良い一致を示した。燃料消費率による計測では、5 分間の平均を取っているため、変動成分が加算されており、干渉頻度が比較的高い右旋回試験及び協調砕氷試験時には馬力がやや高く計算されることが認められる。この図から、ゲージによるトルク計測は実用上十分の精度を持つことがことが確認できた。

6.4.3　軸馬力及びプロペラスラストの定常成分

図6.4.5は横軸に船速、縦軸に氷厚をとったグラフである。ゲージで計測した左舷軸馬力の定常成分をパラメターとして表しており、これに直進航行試験での1000PSの等軸馬力曲線を書き加えた。等軸馬力曲線の傾きから、馬力に対しては船速より氷厚の影響が顕著であることがわかる。

図6.4.6に前進係数Jに対するプロペラスラストの定常成分から求めたK_{TP}のグラフを示す。図中の白丸は翼角22.257°での氷中模型試験でのK_{TP}である。実船でのK_{TP}の計測値は、氷厚の影響を考慮しても模型試験での値よりかなり高めの値となっているが、各翼角では右下がりで、翼角が増加するにつれK_{TP}も大きくなるという傾向は明確に現れている。歪ゲージによるスラスト計測は軸トルクに比べて歪量が小さいため難しいとされているが、歪ゲージの貼り付け角度のずれに注意し、現場での検定を精密に行い、トルクとのクロス成分を適切に見積もれば十分計測可能である。

6.4.4　氷片干渉による変動成分

図6.4.7は軸馬力の定常成分と変動成分の比較である。変動成分はピーク値の平均値として示してある。定常成分が1600PSを超えた２点は4/4直進航行試験時の値で、OLPが頻繁に作動したために変動成分が小さく表示される傾向がある。ばらつきは大きいものの、軸馬力の定常成分が増加すると変動成分も増加する傾向が見られる。図6.4.5によると軸馬力は船速より氷厚の影響を大きく受けるから、定常成分の増加時は氷厚が増加した時に相当する。氷厚増加により氷片の径や質量も増加するため、干渉による変動成分が大きくなると考えられる。プロペラに流入する氷片の大きさは直接的に計測できなかったが、船尾部のビデオによって後流に浮き上がってきた氷片の径を観察したところ、4/4直進航行試験時（実験番号2707）のように氷厚が大きい場合には、氷片の径もやや大きくなるという傾向が確認できた。氷との干渉によるトルク変動成分の大きさは、その最大値で定常成分と同程度であり、プロペラには氷との干渉時には瞬間的に定常分の約２倍のトルクが作用することがわかる。

協調砕氷航行試験では、軸馬力の変動成分が非常に大きい。これは図6.4.5からわかるように、協調砕氷航行試験時には同一軸馬力の直進航行試験時よりもかなり大きな船速、氷厚で航行したことによる。また協調砕氷航行試験時には先行船による砕氷片も加わるため、かみこみ現象等も多く観察されており、これが変動成分をさらに大きくしたと考えられる。

図6.4.8は横軸が軸馬力の定常成分、縦軸が干渉頻度の大きさを表している。図6.4.1及び図6.4.2に示すような軸トルクの波形が、定常成分から大きくはずれてプラス方向へピークを持った場合を干渉と認定し、一定時間これをカウントした。これから、模型船や他船型との比較のために、１船長L_{pp}の距離を船が前進する間の干渉回数を、N_{LPP}として定義した。N_{LPP}はL_{pp}を長さの単位として(長さ)$^{-1}$のディメンションを持つ。ばらつきは大きいが、軸馬力の定常成分が大きいほど干渉頻度は高くなる傾向が見られる。こうした現象の第一の理由として、１船長分前進する際の砕氷体積は、氷厚に比例するため、定常成分が大きいほど氷片の体積は増加して、氷片のプロペラに流れ込む頻度も高くなることが考えられる。図6.4.8のグラフの右上に突出した２点が、他点に比べて氷厚が大きいデータであることからも、このことが裏付けられる。第二の理由として、軸馬力の定常成分が大きいほど翼角は大きくなり、かみこみ現象等も多くなることが考えられる。かみこみ現象が起きると、カウントされる干渉回数は飛躍的に増加する。

6.5　第6章のまとめ

海上保安庁の砕氷型巡視船「てしお」において、歪ゲージをプロペラシャフトにとりつけることにより、氷海域を航行中の軸トルクを計測した。各実験ごとに計測されたトルクの定常成分は、燃料消費率から求めた軸馬力と非常に良く一致し、計測の精度が確認できた。この方法を用いて、プロペラと氷片との干渉によるトルクの変動成分を計測した結果、変動成分の最大値は定常成分と同程度となり、軸馬力の定常成分が大きいほど干渉頻度は高くなる傾向が見られた。また、ラミング砕氷時などに起きる氷片かみこみはトルク上昇の大きな原因となるため、OLPを装備する場合、的確な感度設定により影響を最小限に押さえる必要があることがわかった。

参考文献

[1] Sasaki, H. etal. (1979) Ice-navigation and shafting strength oh ice-breaker "Fuji", Bulletin of the M.E.S.J. 7, 1,pp.87-99.

[2] Antonides, G. etal. (1981) Full Scale Ice-breaking Stresses on the Propellers of Polar Star, Propeller 81 Symposium, SNAME, pp.93-110.

[3] Edwards, R.Y. etal. (1981) Results of Full-Scale Trials in Ice CCG Pierre Radisson, Proc. of the STAR Symposium, pp.291-310.

[4] Duff, J. etal. (1985) Measurement of Ice/Propeller Interaction Parameters, MV Robert Lemeur Main Report and Appendices, Report prepared for Transportation Development Centre, Canadian Marine Drilling Ltd. Report.

[5] Kannari, P. (1988) Full Scale and Model Test Performed with a Nozzle and an Open Propeller Simultaneously, Proc. of the 9th International Symposium on Ice, IAHR, Vol. 1, pp.772-781.

[6] 海上保安庁装備技術部船舶課（船体班，機関班）(1996)氷海中実船実験結果報告書（速報）.

[7] 海上保安庁装備技術部 (1996) 平成７年度開発技報.

[8] 岸進、他 (1996) 砕氷型巡視船「てしお」の氷中航行性能について（その１）、日本造船学会論文集第180号、pp99-112.

[9] 田村兼吉、他 (1996) 砕氷型巡視船「てしお」の氷中航行性能について（その２）、日本造船学会論文集第180号、pp113-121.

[10] Toshiyuki Kano etal., (1997) Full Scale Experiments of Patrol Vessels of Japan Maritime Safety Agency in the Okhotsk Sea Ice, 1997 OMAE/POAC Yokohama, pp.201-208.

[11] Toshiyuki Kano etal., (1997) On the Evaluation of Resistance of Vessels in Level Ice through Stopping Performance Tests, 1997 OMAE/POAC Yokohama, pp.209-216.

[12] Toshio Suzuki etal., (1990) Thrust Measurement Technique in Sea Trial Conditions: Assessment and New Development, PRADS 90, pp.403-418.

図6.1.1　砕氷型巡視船「てしお」一般配置図

表6.1.1　砕氷型巡視船「てしお」主要目表

船　籍　港：東京都

配　属　地：根室海上保安部

主　項　目
- 全　　長：55.0m
- 全　　幅：10.6m
- 深　　さ：5.0m
- 計画喫水：3.3m
- 総トン数：550トン
- 主　　機：1,800馬力×2
- 船　　速：14.5ノット

主機関
- 立形４サイクル過給ディーゼル機関（非逆転）
- 新潟鐵工場　6MG25HX　2基
- 連続最大出力：1,800馬力
- 計画常用出力：1,530馬力
- クラッチ・定速装置付き減速機

推進器
- ４翼可変ピッチプロペラ(ノズル付き) 2基

補機
- 125KVAディーゼル駆動発電機…… 2基
- 200KVA主機駆動発電機…… 2基

補助ボイラー
- 395kg/h×7kg/cm2 …… 1缶

空気圧縮機
- 主圧縮機 24m3/h×30kg/cm2 …… 2基
- 非常用圧縮機 …… 1基

バウスラスター
- 電動CCP、推力3ton

搭載艇
- 高速警備救難艇…… 1隻
- 改６ｍ型作業艇…… 1隻

写真6.1.1　実船実験中の「てしお」

写真6.1.2　「てしお」の砕氷状況

図6.2.1　実験海域及び平成８年２月25日の流氷状況
（第一管区海上保安本部提供）

表6.2.1　実船実験実験条件一覧

Date	Exp. Num.	Test Species	Ship Speed (knot)	Blade Angle (deg)	Engine Rev. (rpm)	Ice Thick.	Ice Level
2/24	2402	2/4 Continuous	6.7	25	710	28	10/10
	2404	3/4 Continuous	6.7	29	710	34	10/10
	2406	4/4 Continuous	8.1	30	750	35	10/10
	2408	1/4 Continuous	3.4	18	710	34	10/10
	2409	3/4 Continuous	9.7	29	710	25	10/10
2/25	2501	1/4 S.S. Turning	–	18	710	31	10/10
	2502	1/4 P.S. Turning	–	18	710	38	10/10
	2503	1/4 Continuous	1.9	18	710	36	10/10
	2504	2/4 Continuous	5.7	25	710	36	10/10
	2505	3/4 Continuous	6.9	29	710	40	10/10
2/27	2701	2/4 Continuous	5.7	25	710	36	10/10
	2702	2/4 Dual Line-IB	6.5	25	710	37	10/10
	2703	2/4 Dual Line-IB	6.0	25	710	47	10/10
	2704	3/4 Continuous	3.8	29	710	46	10/10
	2706	2/4 S.S. Turning	–	25	710	30	10/10
	2707	4/4 Continuous	4.3	30	750	53	10/10

表6.2.2　「てしお」プロペラ・ノズル主要目表

Propeller		
Type	CPP (2-shaft)	
Diameter	1950.00	(mm)
Boss Diameter	680.00	(mm)
Number of Blades	4	
Tip Thickness	19.00	(mm)
Angle of Rake	0°	
Nozzle		
Inside Diameter	1980.00	(mm)
Outside Diameter	2411.30	(mm)
TipClearance	15.00	(mm)

図6.2.2　「てしお」プロペラ外形図

図6.2.3　「てしお」ノズル外形図

図6.2.4　プロペラ単独特性（スラスト係数）

図6.2.5　プロペラ単独特性（トルク係数）

図6.3.1　軸トルク・スラスト・回転数計測システム図

写真6.3.1　ゲージ張り付け位置とターミナル

図6.3.2　軸トルク・スラスト計測器配置図（断面）

図6.3.3　給油軸の断面形状

図6.3.4　軸回転数計測器配置図

図6.4.1　左舷軸計測波形（１／４直進航行試験）
平成８年２月24日14:23～

図6.4.2　左舷軸計測波形（２／４協調砕氷試験）
平成８年２月27日9:48～

図6.4.3　「ノズル閉塞」と「氷かみこみ」の概念図

図6.4.4　馬力計測値の計測法による比較

図6.4.5　船速と氷厚の関係

図6.4.6　プロペラ前進速度とスラストの関係

図6.4.7　軸馬力定常成分と変動成分の関係

図6.4.8　軸馬力定常成分と干渉頻度の関係

第７章

実船計測と模型実験との比較

本章では、前章で行った実船計測の結果について、氷片との干渉頻度と、トルクの変動成分に関する氷海水槽での模型実験結果との比較を行う。干渉頻度については、模型船での実験結果と比較し、パラメター解析を行う。トルク変動については、模型プロペラによって第４章と同様の一連の流し込み、閉塞実験を行っており、第５章でのモデルの検証を行う。

７．１　干渉頻度に関する比較

7.1.1　模型実験概要

運輸省船舶技術研究所の氷海船舶試験水槽で行われた平坦氷中自航試験の結果を基に、氷片とプロペラとの干渉頻度について考察する[1]。模型実験の条件を表7.1.1に示す。模型船は「てしお」の1/10.889縮尺のもので、プロペラの翼角22.26°は、氷中での標準翼角である。この実験では荷重度変更式試験法を採用しており、抵抗動力計を介して模型船を一定船速で曳航し、曳航力Fをモニターしながらプロペラ回転数nを段階的に調整する。実験では曳航速度を一定として、$F=0$となる自航点を求めた。なお軸回転数は、はじめに平坦氷中抵抗試験結果を基にして、自航試験時の抵抗を推定し、この推定値から平水中抵抗を減じた値が、同一船速で実施した平水中過負荷試験時の曳航力に一致するように設定している。

7.1.2　計測結果

この模型実験で得られた左軸のスラスト、トルクの変化の一例を図7.1.1に示す。ここでは、模型実験及び実船実験による軸トルク計測結果を基にして「てしお」の模型と実船でのプロペラと氷の干渉頻度の比較を試みた。なお、この左軸トルクの変化から、変動成分のピーク値を求めることは、実験機器の固有周期等の周波数特性から適切でないと考えられる。平坦氷中自航試験時の左舷側プロペラのトルクデータを以下の手法により解析して干渉頻度を求めた。すなわち、トルクの定常成分の平均値から標準偏差の３倍以上はずれたものを、氷片との干渉イベントとしてカウントし、これから前章の実船実験に倣い、一船長当たりのイベント数N_{LPP}として干渉頻度を定義した。ただし解析には平坦氷中直進航行試験結果のみを用いた。両者の解析結果を実船船速ベースで比較した結果を図7.1.2に示す。ただし図中の添字は氷厚（cm）を示し、模型実験値は縮尺比を用いて実船値に換算されている。

模型実験結果では、干渉頻度は船速及び氷厚が増すに従って、高くなる傾向を示す。一方、実船実験結果は、ばらつきが非常に大きいが、模型実験の干渉の頻度より、かなり小さい。そこで、同一の船速の値がある、船速6knot以下のデータを用いて、模型実験と実船実験の干渉頻度の比較を行うこととした。

干渉頻度は、船速の増大に伴い、ほぼ比例して増大し、ある速力以上となると一定、あるいは減少する傾向が見られる。ここでの模型との比較では、変動成分の大きさを問題としていないが、このような干渉頻度の船速依存性要因は、以下のように考えられる。船速の増大により、砕氷片の２次破壊などが起こり、一船長前進するごとにプロペラに流入する氷片の個数は増加するが、各氷片の質量は減少すると考えられる。初めは氷片の個数増加によって干渉頻度は増加するが、船速が大きくなって氷片の質量が非常に小さくなると干渉による変動成分がある値より小さくなり、干渉としてカウントされなくなり、干渉頻度は減少するようになる。

7.1.3　実船実験との比較・考察

一般に氷中模型実験ではプロペラと氷片の干渉の影響を過大に評価する傾向が指摘されている。これは主として模型氷では水槽水に対する比重が実海氷の海水に対する比重に比べて大きいことによる。このため船首部で下向き荷重を受けて押し下げられた氷片の浮き上がりが相対的に模型実験の場合に遅くなり，プロペラ面に流入する氷片量が多くなる。今回の模型実験に用いた模型氷の場合、密度ρ_{im} = 0.94であり、水槽水の密度はρ_{wm} = 1.00である。一方、実海氷の密度はばらつきが大きいもののρ_{is} = 0.90程度であると言われており、海水の密度はρ_{ws} = 1.025である。氷片に作用する浮力は密度差によって規定される。

$$\frac{\Delta\rho_s}{\Delta\rho_m} = \frac{\rho_{ws} - \rho_{is}}{\rho_{wm} - \rho_{im}} \approx 2.08 \qquad (7.1.1)$$

実海氷では模型氷に比べて約2倍の浮力が作用することになる。Jonesら[2]は気泡混入によって模型氷の密度を変化させて。船体まわりの氷片の挙動を観察とともに、氷片の浮上速度の計測を行い、水槽水との密度差に対してほぼ線形的に浮上が速くなること、及び氷片体積が大きくなるほど浮上が遅くなることを示した。

この結果から模型-実船相関パラメターの導出を試みる。変数は、氷片の浮力、船速、氷厚の３つを考えた。浮力は氷片密度ρ_iを$\Delta\rho$で、船速V_sはフルード数に倣って$g^{1/2}L_{pp}^{1/2}$で、氷厚h_iはL_{pp}で割って無次元化し、それぞれの無次元数の乗数について考察した。氷片と水槽水の密度差の干渉頻度への影響をJonesらの観察に基づいて線形的であると仮定する。また模型実験結果から干渉頻度は船速に比例し、かつ氷厚のほぼ2乗に比例することがわかる。従って、パラメターπは次式のようになる。

$$\pi = \left(\frac{\rho_i}{\Delta\rho}\right)^1 \cdot \left(\frac{V_s}{\sqrt{gL_{pp}}}\right)^1 \cdot \left(\frac{h_i}{L_{pp}}\right)^2 = \frac{\rho_i V_s h_i^2}{\Delta\rho L_{pp}^{3/2} g^{1/2}} \qquad (7.1.2)$$

このπ数を用いて模型と実船の干渉頻度を整理した結果を図7.1.3に示す。実船と模型船で干渉のカウント方法が異なるが、両者の結果はこのπ数を用いることによって良くまとまり、線形的な関係を満足することがわかる。一般に、氷片の浮上には氷密度の他に氷片の体積も影響すると言われており、Jonesらも氷片の体積の影響を指摘している。先にも述べたように、氷片の大きさの干渉頻度への影響はプラス、マイナスがあり、複雑である。模型の氷片の体積が実船のそれよりも相対的に大きいと思われるにも拘わらず、それを含まないパラメータであるπ数によってある程度の整理が可能であることは、氷片の大きさの影響がある程度相殺されたとも考えられ、今後の研究が必要である。

７．２　軸トルクに関する比較

7.2.1　模型実験概要及び結果

「てしお」の模型プロペラを用い、第５章の分離実験と同じ手法で、水中、空気中での氷片流し込み実験及びブロッケージ実験を行った。模型プロペラは、前節の干渉頻度に関する模型試験に用いたものと同じものであり、縮尺は1/10.889である。全ての実験で回転数は10rpsで一定とした。また、流し込み実験に用いた氷片の形状は50mm x 50mm x 15mmで、NSR小直径プロペラで用いたものと同サイズである。水中流し込み実験及びブロッケージ実験では、前進速度Jを0.10、0.15、0.20の３種の値に変えて、その影響を調べた。

水中流し込み実験の結果を図7.2.1～図7.2.6に示す。横軸は流し込んだ氷片の圧縮強度、縦軸はK_T、10×K_Qの干渉による増加成分を表す。J = 0.20を除いて、氷片の圧縮強度の影響ははっきりせず、圧縮強度の増加により干渉による増加成分が減少する場合もあり、模型プロペラの直径が小さいために計測誤差が大きいことが指摘できる。図7.2.1～図7.2.4の白丸は、開水中の標準ピッチ比である1.424のときのもので、黒丸が氷海中の標準ピッチ比0.9ときのものである。図7.2.3、図7.2.4において両者を比較すると、ピッチ比1.424での傾きがやや大きいが、ピッチによる影響は少ないと考えられる。そこで、以後の実験は氷海中の標準ピッチ比のみで行った。

図7.2.7、図7.2.8は空気中流し込み実験の結果である。ここでも、氷片の圧縮強度の値が２種類しかないため、圧縮強度の影響は明確ではない。

表7.2.1は、ブロッケージ実験の結果である。第５章の実験では、ブロッケージ実験値であるF_{hydro}の値は、前進速度Jの影響をほとんど受けなかったが、ここでも影響は少ないと考えられる。

氷片の圧縮強度の影響が明確であったJ = 0.20のケースを取り上げ、この時のK_T、10×K_Qの値を第４章の図4.4.8に示した方法により、各荷重成分に分離した結果を、図7.2.9

及び図7.2.10に示す。

$10\times K_Q$のグラフでは、NSR大直径プロペラでの実験と比較してF_{ice}の占める割合が相対的に小さい。原因の一つとして、NSRプロペラが翼端で最大翼長を持つのに対し、「てしお」のプロペラは0.8r付近に最大翼長を持つといったプロペラ形状の違いが考えられる。しかし、F_{ice}の割合が小さくなる傾向はNSR小直径プロペラでも認められる。この理由としてはプロペラ回転数の違いが挙げられる。模型実験では曳引車の速度に制限があるため、プロペラ直径が小さくなった場合、同一のJとするために回転数を大きくする。トルクのF_{ice}成分は第５章で示したように、回転数の影響は比較的小さい。さらに、回転数が上昇した場合、破壊のモードが純圧縮から圧縮＋剪断へと移行し、F_{ice}成分は減少していく。一方、$F_{inertia\,l}$成分は理論的には回転数に比例すると考えられる。この結果、F_{ice}成分がプロペラ直径の３乗、$F_{inertia\,l}$成分が４乗に比例しても、回転数の高い小直径のプロペラではF_{ice}成分の割合が、同一のJで稼働する大直径プロペラでの割合より相対的に小さくなると考えることができる。この点については、翼の形状を考慮に入れた今後の詳細なる研究が必要であろう。

7.2.2　トルク変動成分に関する考察

実船試験及び模型試験結果について、実船実験において計測したトルク変動成分を中心に比較を行う。

まず、図7.2.10で求めた$10\times K_Q$の分離した成分値から、第５章での考察に基づき、F_{ice}成分及び$F_{inertia\,l}$成分の実船での値への換算を考える。実験時の海氷の曲げ強度約300kPaから、実海氷の圧縮強度をその５倍と仮定して1500kPaとした。この強度の模型プロペラのトルク成分は、プロペラ回転数10rpsにおいて、F_{ice}成分が8.4Nm(0.86kgfm)、$F_{inertia\,l}$成分が9.3Nm(0.95kgfm)となる。ここで、縮尺1/10.899を用いて、F_{ice}成分が尺度の３乗に比例、$F_{inertia\,l}$成分が尺度の４乗に比例するとして実船換算のそれぞれのトルク成分を求めると、F_{ice}成分が1.1×10^4Nm(1.1×10^3kgfm)、$F_{inertia\,l}$成分が1.3×10^5Nm(1.3×10^4kgfm)となる。図7.2.11に図7.2.10を実船尺度に変換した$10\times K_Q$の荷重成分分離結果を示す。

一方、表7.2.2は「てしお」での実船試験時に計測された各試験でのトルクの変動成分の最大値を示す。この表より、直進航行試験時のトルク変動成分の最大値は出力4/4の時で1.4×10^5Nm(14030kgfm)、協調砕氷航行試験時の最大値は1.8×10^5Nm(18589kgfm)であり、模型実験からの換算値に近い。図7.2.11にこの２点を示す。第５章でのの指摘のように、プロペラ翼角及びJの影響は少ないと見なすことができるが、プロペラ回転数と氷片サイズの影響は考慮する必要がある。実船のプロペラ回転数は4.77rps及び4.62rpsで、模型実験の約1/2である。前節の指摘のように回転数の影響は、F_{ice}成分については、比較的少ないが、$F_{inertia\,l}$成分は回転数に比例すると仮定すれば約２倍大きめの予測となっている。一方、模型試験での氷片サイズを実船に換算すると、54cm×54cm×16.3cmとなり、縦横のサイズは現実的であるが、氷厚が実海氷での約1/2となっている。プロペラ回転数と氷片サイズ両者の影響が相殺して、実船換算値が実船試験の値に近くなったと考えられる。$F_{inertia\,l}$成分が尺度の４乗に比例するという仮定には根拠があり、模型実験から実船

の値への変換の第一次近似式として使用できると考えられる。

図7.2.12は「てしお」実船試験時の直進航行試験結果から求めた船速と主機馬力（両舷機BHP）の関係を示す。図中の黒丸が実船試験の値で、右下の数字は試験時の氷厚(cm)を表している。これより、破線に示すような氷厚別の馬力曲線を求めた。最も計測点の多い氷厚35cmに注目すると、船速と主機馬力はだいたい比例することがわかる。一方、図中の白丸及び実線は模型試験による氷厚55cmの馬力推定値である。白丸がプロペラと氷との干渉があった場合の模型実験からの推定値で、実線がない場合のものである。氷との干渉があった場合の推定値が、実船実験の結果とよく一致していることがわかる。

主機馬力の定常成分に対する変動成分を表した図6.4.7から直進航行試験、氷厚34cm～40cm、主機回転数710rpmのデータだけ抜き出して図7.2.13を示した。図中の破線で示した定常成分＝変動成分に沿った右上がりのグラフとなっている。また、図7.2.14で示した船速と主機馬力の比例関係から、船速と変動成分の関係も比例関係となることが確認できる。

ここで、馬力の変動成分が船速または、馬力の定常成分に比例する理由を考えてみる。図7.2.14の中で船速とともに変化したと考えられるパラメターは、氷片の大きさと翼角であるので、この２つのパラメターが変動成分に与える影響に焦点をあてる。

（１）　船速と氷片の大きさの関係

Milano[3]は平坦氷中を航行する砕氷船の抵抗を理論的に導出する中で、以下のような破壊モデルを考案した。氷板への船首の衝撃により270°の範囲で半径方向にクラックが発生し、頂角67.5°のくさび型の氷片が形成される、次にこれに円周方向のクラックが発生して破砕する。舷側に沿っては三日月状の氷板破壊が発生し、カスプを形成する。このカスプの幅X'を求める実験式として以下の式を提案している。

$$X' = 0.8612\,h_i - 0.238\,V + 8.978 \qquad (7.2.1)$$

ここで、h_iは氷厚(feet)、はV船速(feet/s)を表す。

一方Kotras等[4]は、舷側に沿って一定の深さを持った三日月状の氷板破壊が発生し、カスプを形成するとした。その半実験式の中でカスプ深さD_cをVoelker等がPolar Classの砕氷船の南極での氷海航行から得た式を基に次式で計算している。

$$D_c = \frac{K_1 \cdot l_c}{2.42205 + \left(\dfrac{\sin\alpha}{\tan\beta}\right)\left(\dfrac{V}{\sqrt{g l_c}}\right)} \qquad (7.2.2)$$

ここでl_cは氷板の特性長、α, βはカスプ中央点での水線面角及びフレヤー角、Vは船速、K_1は未定定数を表す。

いずれの式に従っても、船速の増加と共にカスプ幅が減少する。また、船速が増加すると、船首部分で破壊された砕氷片は大きな運動量を持って浮き上がるため、２次破壊も起こり易くなる。従って、プロペラに流入する氷片の個数は増加するが、氷片一つづつの質量は減少すると考えられる。この結果は船速が増加すると変動成分が減少することを示しており、図7.2.14の右上がりのグラフとは反対の傾向を示す。

（２）　翼角と前進係数の変化の影響

実船試験結果では翼角とともに船速が変化してしまう。そこで、氷流し込み実験においては前進速度を変えずに翼角だけを変え、翼角の影響のみを調べている。翼角は平水中の標準翼角である32.9度(P/D=1.424)と氷海中の標準翼角である22.3度(P/D=0.9)の２種類である。J=0.15の場合である図7.2.3と図7.2.4を分析すると、K_T、K_Qのどちらも氷強度が高くなると変動成分が増す、やや右上がりの傾向が見られるが、翼角による違いは明確でない。また、図7.2.1、図7.2.3、図7.2.5及び図7.2.2、図7.2.4、図7.2.6を比較して前進係数Jによる違いを調べたが、わずかに、Jが小さい方が変動成分が高くなる傾向が認められる。

図7.2.15は翼角と前進係数の変化が、氷片と翼との衝突時の幾何形状に及ぼす影響について考察したものである。氷片の着力点が0.7rであれば、翼角や前進係数が変化しても、トルクに最も影響を与えるベクトルである$2\pi nR_{0.7}$が変化しないため、トルク変動成分の変化は少ない。ただし、スピンドルトルクについては、翼角が大きくなるとその着力点のレバーが長くなるため、値が大きくなる。

（３）　着力点の半径方向の変化

（２）で示したように氷片の着力点が同一半径の場合には変動成分に大きな変化はないが、着力点が半径方向外側に移動した場合にはベクトル$2\pi nR_{0.7}$が増加して、変動成分が大きくなる。実船試験の場合、翼角が増した時に接触位置が外周に移ったとすれば、図7.2.16に示すように、氷片との平面上での位置関係はあまり変わらずに、トルクの変動成分だけが大きくなることが起こりうる。

以上の推論から、翼角が増した場合に接触位置が外周に移動するかどうかを、模型プロペラ実験時に流線を調べて確認した。翼角が増すと、プロペラに流入する水量が増えるため、周囲からの吸い込み側での流線がやや開く傾向は見られたが、接触位置の移動を引き起こすような違いは確認できなかった。実船においては氷片の浮力や船体の影響が絡み合うため、現象は複雑化している。この原因究明にはさらに詳しい研究が必要である。

７．３　第７章のまとめ

氷片との干渉頻度とトルクの変動成分に関して、前章で行った実船計測の結果と氷海

水槽での模型実験結果との比較を行った。この結果、干渉頻度に関しては、氷片の浮力、船速、氷厚を考慮したπ数を導出し、これを用いて模型と実船の干渉頻度を整理した結果、両者は比較的一致し整理が可能であることを示した。一方、軸トルクに関しては、F_{ice}成分が尺度の３乗に比例、$F_{inertia}$成分が尺度の４乗に比例するとして、模型実験の値から実船への換算を行うと、トルク変動成分の最大値の比較的良い推定が可能であることがわかった。また、馬力の変動成分が船速または、馬力の定常成分に比例することが確認できた。

参考文献

[1] 岸進他 (1996) 砕氷型巡視船「てしお」の氷中航行性能について（その１），日本造船学会論文集第 180 号 .

[2] Jones S.J. et.al. (1990) The Effect of Density on the Trajectory of Ice Pieces around a Ship's Hull, Proceedings of IAHR Ice Symposium, pp.661-673.

[3] Milano, V. R. (1973) Ship Resistance to Continuous Motion in Ice, Transaction of SNAME, Vol.81, pp.274-306.

[4] Kotras, T. et.al. (1985) Determination of Propeller -Ice Milling Load, Proceedings of 4th OMAE, Vol.2 pp.336-343.

表7.1.1　模型船実験条件

Exp. Num.	Ship Speed (m/s)	Prop. Rev. (rps)	Blade Angle (deg)	Ice Thick. (mm)
204	0.312	8.98	22.26	27.4
210	0.156	14.03	22.26	48.8
213	0.779	12.03	22.26	26.6
216	0.312	16.50	22.26	49.4

Model Scale=1/10.889

図7.1.1　模型船実験波形例

図7.1.2　船速と干渉頻度の関係

図7.1.3　π数と干渉頻度の関係

図7.2.1　「てしお」模型プロペラ水中氷片流し込み実験結果（スラスト, J=1.0）

図7.2.2　「てしお」模型プロペラ水中氷片流し込み実験結果（トルク, J=1.0）

図7.2.3　「てしお」模型プロペラ水中氷片流し込み実験結果（スラスト, J=1.5）

図7.2.4　「てしお」模型プロペラ水中氷片流し込み実験結果（トルク, J=1.5）

図7.2.5　「てしお」模型プロペラ水中氷片流し込み実験結果（スラスト, J=2.0）

図7.2.6　「てしお」模型プロペラ水中氷片流し込み実験結果（トルク, J=2.0）

図7.2.7　「てしお」模型プロペラ空気中氷片流し込み実験結果（スラスト）

図7.2.8　「てしお」模型プロペラ空気中氷片流し込み実験結果（トルク）

表7.2.1　「てしお」ブロッケージ実験結果

J	10×ΔKQ	ΔKT
0.10	0.1355	0.0835
0.15	0.1476	0.0843
0.20	0.1326	0.0578

図7.2.9　「てしお」模型プロペラ成分分離実験結果（スラスト）

図7.2.10　「てしお」模型プロペラ成分分離実験結果（トルク）

表7.2.2　「てしお」実船実験でのトルク変動成分最大値

Date	Test Species	Ice Thickness (cm)	Port Side BHP (HP)	Blade Angle (deg)	Propeller Revolution (rpm)	Max. Torque Fluctuation (kgf)
2/24	3/4 Continuous	34	1340	29	270	7738
	4/4 Continuous	35	1695	30	286	14030
	1/4 Continuous	34	510	18	274	9564
	3/4 Continuous	25	1150	29	274	5384
2/25	1/4 S.S. Turning	31	480	18	275	1980
	1/4 P.S. Turning	38	460	18	275	1921
	1/4 Continuous	36	470	18	274	739
	2/4 Continuous	36	930	25	273	4436
	3/4 Continuous	40	1380	29	272	5324
2/27	2/4 Continuous	36	970	25	273	10968
	2/4 Dual Line-IB	37	950	25	277	18589
	2/4 Dual Line-IB	47	970	25	275	10674
	3/4 Continuous	46	1440	29	273	7413
	2/4 S.S. Turning	30	1170	25	274	3055
	4/4 Continuous	53	1735	30	288	10086

図7.2.11　「てしお」K_Qの実船での値と推定値との比較

図7.2.12　「てしお」実船試験での船速と主機馬力の関係

図7.2.13　「てしお」実船試験での主機馬力定常成分と変動成分との関係

図7.2.14　「てしお」実船試験での船速と主機馬力変動成分との関係

α_p	Pitch Angle
α_i	Angle of Attack
α_v	Angle of Advance
n	Propeller Rotation
V_r	Velocity of Water Relative to Blade
V_s	Ship Velocity
$R_{0.7}$	0.7 Radius of Propeller

図7.2.15　翼角と前進係数の変化が幾何形状に及ぼす影響

翼角と前進係数の変化による接触位置の変化

α_p	Pitch Angle
α_i	Angle of Attack
α_v	Angle of Advance
n	Propeller Rotation
V_r	Velocity of Water Relative to Blade
V_s	Ship Velocity
$R_{0.7}$	0.7 Radius of Propeller

図7.2.16　接触位置の変化が及ぼす影響

第８章

各船級規則の比較とプロペラ設計への提言

本章では、現在氷海用プロペラの強度などを規定している政府規則、船級規則について、特徴をまとめる。そして、現状での氷海プロペラ設計法について紹介するとともに、その問題点を指摘し、設計への提言を行う。

８．１　政府規則及び船級規則の概観

8.1.1　政府規則と船級規則の関係

各船級協会の砕氷／耐氷規則は、航行制限を行っている当該海域の管轄政府の規則に適合するか、その主管庁に承認される必要がある。こうした氷海船舶に対する政府規則として、次の２つが知られている。

(1)冬季バルト海を航行する船舶を対象とする Finnish-Swedish Ice Class Rules (FSIC)

(2)カナダ北極海を航行する船舶を対象とする Arctic Shipping Pollution Prevention Regulation (ASPPR)

これらは、航行区域、船体構造および設備に関する諸要件を規定している。各船級協会は、こうした政府規則を踏まえて、通常の船舶とは別に、耐氷船に対して構造、船型、主機馬力、プロペラ等に関する規定を設けている。1985年にFSICの抜本的な改正が行われたことを受け、1986年から1989年にかけてAB（米国）、NV（ノルウェー）、GL（ドイツ）、BV（フランス）、NK（日本）の各船級協会もこれに基づいて相次いで耐氷船規則を改正した。また、LR（英国）は1971年のFSICに基づいて独自に改正を実施した。表8.1.1に各規則の比較を示す。これによると、FSIC'85が耐氷構造に関する国際的な事実上の基準となっていることがわかる。

一方、独力で氷海航行を行う船舶に対しては、耐氷規則とは別の砕氷船規則が適用される。これは主として北極海、南極周辺海域を航行する砕氷船を対象としており、現在のところ、ASPPR（カナダ）、AB、NV、LR、ロシア政府が砕氷船規則を有する。1986年にAB、LRが、1987年にNVが大改正を行い、ASPPRも改正が行われた他、IMO内部では国際的な基準を作成する動きがある。

8.1.2　Finnish-Swedish Ice Class Rules 1985

Finnish-Swedish Ice Class Rules 1985は冬季に北バルト海の港に向かう船舶に対して適用される規則であり、操船要件と耐氷階級(Ice Class)ごとの構造要件が規定されている。北バルト海を航行する際は、フィンランド航海局が発行する、耐氷階級証書(Ice Class

Certificate)が必要となる。そして、バルト海海運同盟(BIMCO)等が、Ice Season（12月～4月）中にバルト海を航行する船舶に対して、毎年、毎週同海域の氷の状態を発表し、航行できる船舶の条件（Ice Class、船舶の大きさ等）と砕氷船による支援条件の指定等の情報を伝え、Ice Class に応じて航行料金を定める。したがって、船舶がある Ice Class を取得していても、年や時季によって航行できる海域と航行方法が異なる。

1985年の改正では、フィンランド政府がカナダ政府、各船級協会の協力のもとに、改正のための作業部会を設けて検討を行った。1971年の規則を実際に10年間運用した実績を考慮して合理的設計概念に基づき氷荷重及び構造応答等を見直したものである。主として氷荷重及び船殻構造の算定式が改正されたが、アイストルク、プロペラ、軸系、減速歯車装置については改正が行われず、1971年の規則のままである。

8.1.3　Arctic Shipping Pollution Prevention Regulation (ASPPR)

北極海域における石油・天然ガスの探鉱活動の増加に伴い、1970年6月、カナダ議会によって Arctic Waters Pollution Prevention Ac t (AWPPR) が可決された。これは北極水域内に廃棄される汚染物質のタイプと量についての規制を行うことにより、カナダ北極域沿岸及び沖合水域における汚染を防止することを目的としている。ここでは、北極水域の船の航行につては、認可も禁止もしないが、船及びその稼働区域に対する管理や、Shipping に関連した沿岸施設とその付帯施設の管理を規定している。

AWPPR の下に制定された Regulations や Order の中で、氷海船舶のデザインに深く関与するものがArctic Shipping Pollution Prevention Regulation (ASPPR) と Shipping Safty Control Zones Order(SSCZO) である。SSCZO は Appendix2 に示すように Arctic Water と規定される海域(北緯60度以北、西経141度以東、カナダ領土より100海里以内、但しグリーンランドとの境界において等距離線が100海里以内の時は等距離線まで）を、氷の密接度と氷厚を基準として16のゾーンに分け（Zone 1 が最も厳しく、Zone 16 が最も軽い)、それぞれの地理的関係を規定したもので、ASPPR の規定ではこれを参照している。

1990年に発表された改正では、構造部分で多くの最新研究結果が盛り込まれたが、プロペラ関連については前回の ASPPR の改正（1984年のもの）と同じである。

8.1.4　Harmonization of Polar Ship Rules

現在、IMO のワーキンググループで Harmonization of Polar Ship Rules（極地海域航行船舶規則の調和的統合）が討議されている。ここでは、北緯60度以北及び南緯60度以南の極域海洋を航行する船舶に対して、環境保全、海難防止、海洋汚染防止の見地から、船体構造、損傷時復原性能、航海設備、救命設備、操船者資格等について、国際的な規約を作るべく検討を行っており、今後の動向が注目される。

８．２　各規定の特徴

8.2.1　氷海関連規則のある主な船級

砕氷船規則のある主な規定として以下の６つを取り出し、アイスクラスの分類とプロペラ関連、特にアイストルクに関連のある項目について、ルールを比較するため APPENDIX 2 にまとめた。氷海関連の各規則は、大きく砕氷及び耐氷に分類がされるが、ＮＫ等「砕氷」に関する規則が存在しないものもある。船級によっては「砕氷」「耐氷」に分離できない部分や、一般の規則の中に混在しているものもあるが、「砕氷」規則で干渉に関連するものをできるだけ取り上げるようにした。一方、耐氷構造規則は先に述べたように大半が Finnish-Swedish Ice Class Rules 1985 を元としているため、その代表としてＮＫの規則と ASPPR のアイスクラスのみを記載した。

ノルスケベリタス（NV）	1992年
ロシア（RS）	1990年
カナダ ASPPR	1995年
アメリカ船級協会（AB）	1992年
ロイド船級協会（LR）	1993年
日本海事協会（NK）	1993年

8.2.2　Det Noriske Veritas 砕氷船規則の特徴

Det Noriske Veritas 砕氷船規則では、アイスクラスを以下の６クラスに分類している。

(a) ICE-05:氷丘脈の存在する冬季の氷で、正規氷強度 4.2 N/mm²、正規氷厚 0.5 m、ラミングが予測されない氷海域を航行するクラス。

(b) ICE-10:氷丘脈の存在する冬季の氷で、正規氷強度 5.6 N/mm²、正規氷厚 1.0 m、ラミングが予測されない氷海域を航行するクラス。

(c) ICE-15:氷丘脈の存在する冬季の氷で、正規氷強度 7.0 N/mm²、正規氷厚 1.5 m、ラミングが予測されない氷海域を航行するクラス。

(d) POLAR-10:氷丘脈と多年氷の存在する冬季の氷で、正規氷強度 7.0 N/mm²、正規氷厚 1.0 m、たまにラミングが必要な氷海域を航行するクラス。

(e) POLAR-20:氷丘脈と多年氷の存在する冬季の氷で、正規氷強度 8.5 N/mm²、正規氷厚 2.0 m、たまにラミングが必要な氷海域を航行するクラス。

(f) POLAR-30:氷丘脈と多年氷の存在する冬季の氷で、正規氷強度 10.0 N/mm²、正規氷厚 3.0 m、たまにラミングが必要な氷海域を航行するクラス。

さらに、上記の条件で連続的にラミングが必要な場合は、各クラスの前に Icebreaker- をつけるとしている。

アイストルクは、オープンプロペラについてはプロペラ直径を D(m)として以下のように表される。

$$T_{ICE} = mD^2 \ (kNm) \qquad (8.2.1)$$

ノズルプロペラについては、以下のようになる。

$$T_{ICE} = \left(0.9 - 0.01mD^{-0.5}\right)mD^2 \ (kNm) \qquad (8.2.2)$$

定数mはアイスクラス別に定義した（APPENDIX 2参照）。プロペラ強度については、最小の設計静荷重を定義し、これが半径方向0.9R、翼の中心軸から翼端までの2/3の位置にかかるとするIgnatjevの方法を基に設計するように定義している。

8.2.3　ロシア砕氷船規則の特徴

アイスクラス分類としては、以下の４クラスに分類している。

(a)ＮＮ1:年間を通して、北極海の沿岸ルートや高緯度の沖合いの氷海域コース等、氷厚2m以上の密接氷中を航行可能な砕氷船のためのクラスで、合計軸馬力が40807kW以上となる。

(b)ＮＮ2:夏期の北極海や冬季の沿岸ルート等、氷厚2m以下の密接氷中を航行可能な砕氷船のためのクラスで、合計軸馬力が22065～40807kWとなる。

(c)ＮＮ3:冬季に、北極海以外の氷海域、浅水域、北極海に注ぎこむ河川の河口でのアシスタント無しでの航行や、年間を通じて上級のクラスの砕氷船と船隊を組んでの北極海沿岸コースでの航行など、氷厚1.5m以下の密接氷中を航行可能な砕氷船のためのクラスで、合計軸馬力が11032～22065kWとなる。

(d)ＮＮ4:年間を通じてのアシスタント無しでの港湾や錨地での作業や、冬季の上級のクラスの砕氷船と船隊を組んでの北極海以外の氷海域での航行など、氷厚1.0m以下の密接氷中を航行可能な砕氷船のためのクラスで、合計軸馬力が11032kW以下となる。

アイストルク等の規定はなく、翼根部の厚みを定める式が規定されている。

8.2.4　カナダASPPR砕氷船規則の特徴

表8.2.1に示したように、アイスクラスを海域と季節によってArctic Class 10、8、7、6、4、3、2、1A、1の９クラスに分けている。なお、このArctic Classを表す数字は、その船が速力３ノットで連続砕氷可能なLevel Iceの厚さ（フィート）に相当すると言われている。

アイストルクを求める式は、LRと同形で次式で与えられる。

$$M = mD_p^2 \ (kNm) \qquad (8.2.3)$$

ここで、D_pはプロペラ直径、Mはアイスクラスによる係数である。翼断面の幅Wと翼厚TはこのMを用いて次式で与えられる値以上とする。

(a)固定ピッチプロペラについては、プロペラ半径の25%の翼について以下の通りである。

$$WT^2 = \frac{2648}{S(0.65+0.7p)}\left(\frac{272H}{RN} + 20.39M\right) \ (cm^3) \qquad (8.2.4)$$

(b)可変ピッチプロペラについては、プロペラ半径の35%の翼について以下の通りである。

$$WT^2 = \frac{2108}{S(0.65+0.7p)}\left(\frac{272H}{RN} + 23.45M\right) \ (cm^3) \qquad (8.2.5)$$

(c)すべてのプロペラについては、プロペラ半径の60%の翼について以下の通りである。

$$WT^2 = \frac{932}{S(0.65+0.7p)}\left(\frac{272H}{RN} + 28.55M\right) \ (cm^3) \qquad (8.2.6)$$

ここで、p：相当半径でのピッチ比（CPPでは公称ピッチ比×0.7）、H：プロペラに使用する最大軸馬力(kW)、R：Hにおけるプロペラ回転数(rpm)、N：翼数、S：最高引張応力

さらにプロペラ半径の95%位置の翼厚について、

(d)Arctic Class 10、8、7、6、4、3、2では、以下の通りである。

$$T = \left(20 + 2D_p\right)\sqrt{\frac{4.9}{S}} \ (mm) \qquad (8.2.7)$$

(e)Arctic Class 1Aと1では、以下の通りである。

$$T = \left(15 + 2D_p\right)\sqrt{\frac{4.9}{S}} \ (mm) \qquad (8.2.8)$$

以上の式に基づいて、機関出力とプロペラ主要目、材料強度から、WT^2が求まり、翼幅を与えれば、翼厚も求めることができる。

8.2.5　アメリカ船級協会砕氷船規則の特徴

アイスクラスは操船方法（単独航行か支援船付きか）、航行する氷の状況と時季によって分けられているが、多年氷でIce Class A5、A4、A3、A2、A1の５種類、一年氷でIce Class A0、B0、C0、D0の４種類、計９種類に分けられる。

アイストルクを求める式は、アイスクラスによる係数の微妙な違いを除くとASPPRと

同様である。また、 翼断面の幅Wと翼厚Tの決定式も、可変ピッチプロペラでのプロペラ半径の60%での規定が増えた以外は、ASPPR と同様である。

8.2.6　ロイド船級協会砕氷船規則の特徴

ロイド船級規則では、砕氷船のアイスクラスを以下の４種類に分類して定義している。(8.2 節)

(a) Ice Class AC1:北極及び南極において 氷厚1.0mのアンブロークン氷中を航行する砕氷船設計に必要なクラス。

(b) Ice Class AC1.5: 北極及び南極において 氷厚1.5mのアンブロークン氷中を航行する砕氷船設計に必要なクラス。

(c) Ice Class AC2: 北極及び南極において 氷厚2.0mのアンブロークン氷中を航行する砕氷船設計に必要なクラス。

(d) Ice Class AC3: 北極及び南極において 氷厚 3.0m のアンブロークン氷中を航行する砕氷船設計に必要なクラス。

プロペラや軸については耐氷規則があるのみで、砕氷規則としては舵、操舵機器、ノズルについての記述（9.17.5節～9.17.10節）がある。ノズルに関連する部分としては、ツインノズルの場合やノズル取付部に関する注意点を述べ、ノズル構造部に必要な被覆の厚みを定義している。また、前進速度の半分か後進速度の大きい方に基づいて、ノズルストックの直径と底板部の断面係数を決定している。氷の衝突荷重のシミュレートなど、ノズル構造物の解析を実行すべきだとしているが、衝突荷重についての具体的な記述はない。

8.2.7　日本海事協会耐氷船規則の特徴

ＮＫ規則には砕氷船規則はなく、耐氷船規則のみが存在する。その規定は他の多くの船級規定と同様、Finnish-Swedish Ice Class Rules 1985 に基づいている。アイスクラスの分類には、耐氷船クラスとして以下の５種類の規定がある。

(a) Ice Class 1A Super: 1 年氷の海域において 氷厚 1.0m のアンブロークン平坦氷中を航行する船舶設計に必要な強度クラス。

(b) Ice Class 1A: 1 年氷の海域において 氷厚 0.8m のアンブロークン平坦氷中を航行する船舶設計に必要な強度クラス。

(c) Ice Class 1B: 1 年氷の海域において 氷厚0.6mのアンブロークン平坦氷中を航行する船舶設計に必要な強度クラス。

(d) Ice Class 1C: 1 年氷の海域において 氷厚0.4mのアンブロークン平坦氷中を航行する船舶設計に必要な強度クラス。

(e) Ice Class 1D:北バルチック海以外の１年氷の海域を航行する船舶設計に必要な強度クラスで、前部強度及び舵及び操舵装置の配置について適用され、それ以外の強度基準は1Cと同じである。この規定だけは ASPPR に規定する耐氷階級に対応している。

アイストルク、プロペラの規定については、ASPPR と同一である。

8.2.8　カナダ ASPPR 耐氷船規則の特徴

氷のタイプによって Type A、B、C、D、Eの５クラスに分類している。砕氷規定と別の特別な規定があるわけではなく、クラス分けが Finnish-Swedish Ice Class Rules 1985 と異なる。

８．３　船級規則でのアイストルクの取扱い

前節での各規則の比較により、アイストルク、プロペラ強度設計に対する考え方には差異が少なく、基本的には同一の方針により作成されていることが確認できた。式(8.2.1)や式(8.2.3)に示すように、多くの船級協会規則では、オープンプロペラのアイストルクを次式で与えている。

$$M = mD_p^2 \ (kNm) \tag{8.3.1}$$

ここで、D_pはプロペラ直径であり、係数であるmをアイスクラスによって定義している。つまり、アイストルクをプロペラ直径の２乗に比例するとして、その比例定数mをアイスクラス別に設定し、このアイストルクを基に各強度を満たすようにプロペラを設計していくこととなる。この直径の２乗という乗数は、第５章で示した氷片の接触によるトルク上昇分の尺度影響である直径の４乗にくらべ非常に小さい。ここでは、その原因について考察することとする。

第一に、船級規則の式はオープンプロペラにおいて最も大きなアイストルクを発生すると考えられるミリング状態を基にして考えられている。したがって氷片は十分に大きく、ミリングによっても回転しない。つまり、アイストルク自体に氷片の大きさの影響は含まれない。また、ミリング状態において最も大きなアイストルクとなる純圧縮破壊を考えるため、回転数の影響は入っていない。

第二に、船級規則はこの式によりアイストルクを仮定し、それに耐えるのに必要な翼厚等を決定するのに使用される。設計手順としては、船型を決定した後、それを推進するのに必要なプロペラ直径を定めてから、アイストルクを計算すると考えられる。このことより、翼厚を変数として式中に含まない形が規則としては望ましい。

したがって、船級規則では「アイストルク∝氷の強度×切り込み深さ×カンティレバーの長さ」という単純化された式よりプロペラ直径の２乗という関係を導出しており、設計で用いるアイストルク算出方法としては第１次近似的なものとなっている。

この式においては、氷の強度は比例定数mに含まれている。図 8.3.1 は NV 規則において横軸にアイスクラス毎に設定された氷強度、縦軸にそのアイスクラスでの比例定数mをとったものであるが、「m∝氷の強度」の関係が良くわかる。

問題は、式(8.2.1)を衝撃によるトルク変動が卓越するノズルプロペラに適用する是非で

ある。衝撃によるトルク変動では氷片の質量（サイズ）が重要であるが、この式では氷片サイズは主として船型によって規定されており、その質量には大きな変化はないとして取り扱っている。氷厚のみが、アイスクラスによって定義されているため、図8.3.2に示すように係数であるmに影響が含まれるが、これは氷強度と氷厚が比例するという関係を表しているのにすぎず、mを決定すれば氷厚は一定と考えている。

このように、氷厚一定と考えても、第５章での実験結果から総合的に考えると、ノズルプロペラの規則において、プロペラ直径の乗数２は小さめの値であろう。規則の中にはNVのように、ノズルプロペラの規定を別に定めたものもある。図8.3.3はNVのもので、式(8.2.2)に示すノズルプロペラでのアイストルクの値を、オープンプロペラと比較したものである。アイストルクは直径1mでオープンプロペラの50%であり、直径が増すにつれ75%に漸近している。つまり、アイストルクの絶対値としてはオープンプロペラに比べて小さくなっているものの、この場合の乗数はオープンプロペラの２乗より大きくなっており、通常のノズルプロペラとして用いられる直径2m～5mの範囲では、近似式として2.5乗程度となっている。ただし、こうしたノズルプロペラのアイストルクに対して別式を使用しているのは他にAB（すべての直径で75%）だけであり、アイストルク自体はオープンプロペラもノズルプロペラも同一とし、翼厚の決定時にノズルプロペラで小さくするといった考慮をする場合が多数派である。

また、規則に従ってアイストルクを見積もる場合、規則によるmの値に対し、設計での安全率をどの程度に設定するかが問題となる。実際のところ、各メーカーでは経験からかなり大きめの安全率を採用している。たとえば、Ice Class 7でのASPPRのm値は30.1であるが、この値は多くの砕氷船での実績から非常に低い値であると考えられている。最近では、プロペラメーカーはm=70～100と、安全率2を越える値を採用しており、この場合、翼厚としてはその1/2乗程度となるから、約30～50%増となる。

「てしお」での実船試験時に実際に計測された最大変動トルクは、4/4出力時、翼角30度、回転数738rpmで14030kgfm=137.5kNmであった。プロペラ直径=1.95mであるから、ASPPRでアイスクラスを６と仮定すると、m=28.5としてアイストルクは108.4kNmとなる。また、ノズルプロペラの式が存在するNVの規則の場合、ノズルによる規則軽減のため、当然これより低い値となり、アイスクラスをICE-15とするとm=30としてアイストルクは78.1kNmとなる。いずれにしても、ミリングが発生しにくいノズルプロペラにおいて、実測値が規則の値を上回っており、mの値はやや小さすぎることが指摘される。ノズルプロペラにおいても、mの安全率として2を越える値を採用することが必要である。

氷海用のプロペラは喫水制限が通常より厳しいため、直径が5mを越えることはほとんどない。したがって、mに対して過大な安全率を採用することにより、通常の直径を持つノズルプロペラに対してこの式の有効性が保たれていることとなる。

８．４　「しらせ」の軸系プロペラの強度設計[1]

氷海用プロペラの設計ノウハウが公表されることは少ないが、ここでは貴重な例として、オープン固定ピッチではあるが、NKKが砕氷船「しらせ」のプロペラ設計時に行った強度設計に触れておく。

表8.4.1に「しらせ」及び「ふじ」の要目の比較を示す。「しらせ」は設計にあたり「ふじ」のアイストルク計測値をベースとして設計法を検証している。

まず、プロペラ形式としては、効率、強度、重量等の比較から固定ピッチ組立型ステンレスプロペラを採用している。このとき、ボスとプロペラ軸の接触面圧を有限要素法により確認すると、ボス断面外形の内接円を外径とした厚肉円筒の計算式で十分検討できることがわかった。

プロペラ材料としては、北欧ではステンレス鋼が、カナダ、米国では銅系材料が使用されることが多いが、「しらせ」には信頼の点でステンレス鋼を用いている。設計としては、降伏強さ、または0.2%耐力値をもって評価している。この鋼では、引っ張り強さ85kgf/mm^{2}以上、0.2%耐力55kgf/mm^{2}以上、伸び10%以上、衝撃値3kgfm/cm^{2}以上（-5℃）となっている。

強度計算のベースとしてJagodkin、ASPPR、Ignatjev、Finnish-Swedish Ice Class Rulesという各計算方法やルールにより、「しらせ」のアイストルクを計算して、表8.4.2の値を得た。この中でJagodkinの方法による値が最も大きくなっており、この値を計算のベースとした。Jagodkinの値はASPPRの値より約40%大きい。この値を用いて、翼根部の中央に働く力をIgnatjevの強度計算方法と有限要素法による応力解析により計算し比較した。Ignatjevの強度計算方法では、降伏強さを基準に、安全率を３としているため、翼根部中央には0.2%耐力60kgf/mm^{2}の1/3である20kgf/mm^{2}の応力が発生していることになる。同一条件での有限要素法の解析によると、19kgf/mm^{2}の応力が計算され、応力の簡易計算法としてのIgnatjevの方法の妥当性を示している。

「しらせ」で最適計算方法として提案されているJagodkinの方法は、プロペラの一翼が氷をミリングするという仮定に基づいたものである。アイスカットの深さを大きく設定しすぎると他の翼も同時にミリングし、総和としてのアイストルクが極めて大きく見積もられ、翼厚が大きくなる。したがって、これをミリングが発生しないノズルプロペラに適用することは推薦できない。ただし、プロペラ強度計算方法としてIgnatjevの強度計算方法を使用することはノズルプロペラでも有効であると考えられる。

８．５　ノズルプロペラに流入する氷片の大きさ

８．３節で示したように、オープンプロペラの船級規則によりノズルプロペラのアイストルクを推定することには適切とは言えない。第１章で述べたように、本論文では内容をプロペラ近傍に限っており、砕氷片の大きさなど船型に起因する要因には深く触れないが、ミリング中心の船級規則に則ってノズルプロペラでの氷片の衝突によるプロペラ直径とアイストルクの関係について考察することとする。

衝突によるアイストルクは、第５章で示したように砕氷片の大きさが基本となる。砕氷片の大きさについて、Tatinclaux[9]は次のように考察している。実船試験での砕氷片の

大きさは氷厚の0.5～2倍程度であり、3～6倍となる模型実験に比べてかなり小さい。これについては天然氷に存在する内部クラックが原因と考えられる。

砕氷片の寸法分布に影響を与えるのは、氷厚(h)、氷強度(σ)、特性長(l_c)、及び船速(v)の4つのパラメターである。氷のヤング率をE、比重量をγとしたときに、

$$\frac{E}{\sigma} > C_1 \frac{\sigma}{\gamma h} \quad (C_1 \approx 400) \tag{8.5.1}$$

を満たす場合、つまり、氷厚が大きく、E/σの値が大きい場合は、水上に浮かんでいる半無限梁が自由端に下向きの力を受けて、自由端が没水する前に破壊すると考えられる。この場合、砕氷片の平均長さL、及び砕氷片の平均面積Aは特性長l_c及びl_c^2に比例すると考えられる。ここで、特性長l_cは以下の式で表される。

$$l_c = \sqrt[4]{\frac{Eh^3}{12\rho_w g(1-\nu^2)}} \tag{8.5.2}$$

一方、氷厚が小さく、E/σの値も小さい場合は以下の式を満たすようになり、

$$\frac{E}{\sigma} < C_2 \frac{\sigma}{\gamma h} \quad (C_2 \approx 40) \tag{8.5.3}$$

梁が没水してから破断する。砕氷片の面積及び長さは対数正規分布に従い、それぞれの平均値A/h^2及びL/hは、$\sigma/\gamma h$、$(\sigma/\gamma h)^{1/2}$に比例して、ヤング率E、船速vや特性長l_cに依存することはない。またこれらの標準偏差は$\sigma/\gamma h$に対し独立であるが、船首形状及び氷の種類によって変化するとしている。

氷が厚く、E/σが大きい実海氷では一般に式(8.5.1)を満たすとされるが、オホーツク海における実船実験の場合は比較的薄い氷であり、係数は式(8.5.1)と式(8.5.3)の中間となる。どちらにしても、氷の性質が変わらない場合、砕氷片の大きさの平均値は氷厚hの関数と考えることができる。

氷片の大きさに影響を与える別の要因として、船速がある。Tatinclauxは氷厚が小さい場合、A/h^2及びL/hは船速に対し独立であるとしているが、第7章で考察したように、Milanoのカスプ幅に関する式(7.2.1)やKotras等のカスプ深さに関する式(7.2.2)に示すように、一般的に氷厚の大きな実船では船速の増加により氷片の大きさは小さくなると考えられている。

これより、プロペラ直径と氷片の質量との関係を考えてみる。船級規則に倣って、氷片の強度と氷厚は一定である（前提条件として決定される）と仮定する。氷厚が一定なら砕氷片の平均長さ、面積は一定となる。ノズルプロペラに流入する氷片の最大値を決

定するのは、ノズルの径、つまりプロペラ直径である。したがって第1次近似として、砕氷片の最大体積（質量）はプロペラ直径の2乗に比例し、衝突によるアイストルクはカンティレバー分がかかって、プロペラ直径の3乗に比例する。ところが、以下の3つの理由により、乗数はこれより小さくなると考えられる。第一に、砕氷片の長さの平均値が氷厚によって一定の値だとしたら、砕氷片の平均長さがノズル径より小さければ、上で定めた最大値はプロペラ直径が増すにつれて平均値から遠く離れ、出現確率が低くなる。第二に、船速の増加とともに、砕氷片の平均長さが小さくなるとすれば、同一船型、同一氷厚でプロペラ直径だけが大きくなればスラストは直径の4乗に比例して大きくなり、船速が増すから、最大値の出現確率はさらに低くなる。第三に、砕氷片の体積が大きいものほど浮力が増し、プロペラに流入する確率は低くなる。

これを図8.5.1の実例を挙げて説明することとする。「てしお」の実船実験での値に従って、プロペラ直径1.95m、氷厚0.55m、船速4.3knotとして、Milanoの式(7.2.1)によると、この時のカスプ幅の平均値は2.67mと計算され、図中の一点鎖線のようになる。先に指摘したように実船での砕氷片の長さ氷厚の0.5～2倍程度であり、この値はかなり大きなものと言えよう。ここで、仮にプロペラに流入する砕氷片の最大長さをプロペラ直径の70%と仮定すると、図中の実線のようになる。また、スラストはプロペラ直径の4乗に比例し、砕氷抵抗はMilanoの半実験式より船速の2乗に比例するとして計算すると、カスプ幅の平均値は図中の破線のように直径が増すにつれ減少する。カスプ幅の標準偏差は主として船首形状及び氷の種類の変数と考えられるから、実線で示した砕氷片の最大値が直径が増すにつれて平均値である破線、一点鎖線より離れるため、出現確率が下がることが説明できる。さらに、浮力の影響が付加されることから、ノズルプロペラのアイストルクはプロペラ直径の2.5乗程度に比例するというNVの規定は、実用的なものと考えられる。

８．６　プロペラ強度の実績から見たノズルプロペラの強度設計

各規則では、ノズル付きのCPP専用として開発された規則が存在していないが、ミリングが事実上存在しないノズルプロペラの強度設計規則としては、ノズル無しの固定プロペラとは異なる形式のアイストルク決定方法が必要であることを指摘してきた。そこで、プロペラ強度の実績からノズルプロペラの強度設計を行う方法を考えた。

今村らは[1]、翼根部での最弱方向の曲げに対する断面係数は、翼の幅を無視すると、翼厚の2乗に比例し、材料の耐力に比例することから、翼強度係数として$h^2\sigma_Y$を提案して、各砕氷船のプロペラを比較している。ここでh= 翼根部の翼厚(mm)、σ_Y= 材料の0.2%耐力である。プロペラ直径をベースとして、ロシア砕氷船及び「そうや」「しらせ」での$h^2\sigma_Y$の実績を図8.6.1に示す。これらのプロペラ形式は全てオープンFPPタイプのものである。

これによると、従来からの我が国の砕氷船用プロペラ設計基準では、ロシア砕氷船の実績（図中影をつけた部分）よりかなり高い強度を採用している。ロシア船では航行中のプロペラ翼破損がしばしば発生し、海氷中でダイバーを用いた危険な交換作業を余儀

なくされていることが報告されている。さらに、我が国の初期の砕氷船が南極での単独航行を目的としたものであることを考え合わせると、(翼破損のため必要以上に強度を高めた「ふじ」の翼材変更後の値を除いて）妥当な強度選択であると考えられる。そこで「ふじ」「しらせ」の強度実績を、オープンFPPでの翼強度係数の必要条件と考え、プロペラ直径に対する値を定式化すると、以下の式で表され、図8.6.1中の破線のように示すことができる。

$$h^2\sigma_Y=0.15\times10^5\times D^2\ \mathrm{kgf} \qquad (8.6.1)$$

ここで、オープンFPPであることからミリング状態を仮定し、プロペラ直径の乗数は2を採用している。しかし、CPPノズルプロペラいついては、海域がオホーツク海流氷域で氷強度が低いことを考えても、FPPとは別の基準を考える必要がある。

岡本らの行った氷海商船用プロペラ強度の実験的研究では[4,5]、ミリングによる翼モーメントを以下の式で表している。

$$M_b=C\,\sigma_c\,A\,l_c \qquad (8.6.2)$$

ここで、Cは氷の流入角に依存する係数、σ_cは氷の圧縮強度、Aは氷の最大接触面積で氷のカット深さに依存するもの、l_cはAの重心からのモーメントの腕である。実験により求めたCの値は、氷との直接的な干渉によりプロペラの回転が停止した状態で生じるドラッギング荷重（DraggingLoad）時に最大値1.5となっている。この値は、良く知られた直柱に働く氷圧力の実験での値と非常に近いことから、十分な妥当性がある。

一方、プロペラ回転数が高い純然たるミリング時には、ドラッギング時の半分値である、0.75となった。CPPにおいては、主機が氷荷重に対してストールしない十分なトルクを持っていれば（これは主機設計の必要条件である）、プロペラ回転数がゼロ近くなるドラッギングは生じることはない。従って、CPPを採用することにより、設計荷重としてFPPの50%の値を想定すれば良いことになる。これより、求めたオープンCPPの設計荷重曲線が図中の一点鎖線である。

さらにノズルプロペラを採用した場合、ノズルより大きな氷片はプロペラディスク内に流入しないため、式(8.6.1)のA及びl_cが氷のカット深さを100%としたオープンプロペラのときと異なる。ノズルプロペラに流入する氷片の大きさのについては、模型実験での様子から最も厳しい状況を仮定する。つまり、半径の50%の大きさの氷片が、ノズル内部に接触しながら流入したというと仮定した場合、氷のカット深さに依存するAの値はオープンプロペラの50%、重心からのモーメントの腕であるl_cはオープンプロペラの150%となるため、全体としての翼モーメントM_bではオープンプロペラの75%の設計荷重を考慮すれば良いことになる。つまり、ノズルCPPの場合、オープンFPPに対して37.5%の設計荷重を考慮すれば良い。これを図中の下方の実線で示す。

以上をまとめて整理すると、プロペラ形式による係数をC_pとして、それぞれ次のような式となる。

$$h^2\sigma_Y=C_p\times D^2\times10^5\ \mathrm{kgf} \qquad (8.6.3)$$

C_p= 0.15　kgf/mm²（オープンFPP）
C_p= 0.075 kgf/mm²（オープンCPP）
C_p= 0.056 kgf/mm²（ノズルCPP）

ここで、実際のノズルCPPプロペラの値を、図8.6.1ににつけ加えてみる。「てしお」の場合、プロペラ直径1.95m、翼根部（0.3487r）の翼厚は116mmであるから、ニッケル＝アルミ青銅のAB規格であるσ_Y=24.5kgf/mm²とすると、$h^2\sigma_Y$=3.3×10⁵kgfとなる。また、同様にノズルCPPプロペラを装着した「おーろら」の場合、プロペラ直径2.4m、翼根部（0.3333r）の翼厚は130.6mmであるから、やはりσ_Y=24.5kgf/mm²とすると、$h^2\sigma_Y$=4.17×10⁵kgfとなる。図中の２重丸が「てしお」「おーろら」の値であり、「ふじ」「しらせ」の実績より係数がかなり小さい。対象とする氷強度が異なるものの、前述のようなCPPやノズルの影響を考慮した設計となっていると考えられる。ただし、オープンFPP、オープンFPPの実績カーブより下方にあるが、式(8.6.3)のノズルCPPよりはやや大きい。

プロペラ直径が1.95mの「てしお」での実船実験で実測した氷片の衝突によるアイストルクの最大値が、船級規則のプロペラの２乗に比例という関係から求めたアイストルクより、30%大きかったこと、氷海用プロペラとして使用されるプロペラ直径が約２～５mであることを考慮して、プロペラ直径2mでの$h^2\sigma_Y$の値を式(8.6.3)のノズルCPPの値の130%とする。そして前節での氷片衝突に関する考察に従ってプロペラ直径の３乗に比例するとして求めたものが下式であり、これを図中の上方の実線で示す。

$$h^2\sigma_Y=0.0364\times D^3\times10^5\ \mathrm{kgf} \qquad (8.6.4)$$

「てしお」「おーろら」の値は、まさにこの実線の上にある。実際に必要な設計強度はこの２つの実線の間にあると考えられ、プロペラ直径が約2～5mの範囲ではオープンFPPよりは小さいものの、オープンCPPとは同程度と考えるのが適切であろう。この図8.6.1から、他の砕氷船プロペラの実績ベースから簡易的にノズルCPPの強度を設計することが可能である。

８．７　プロペラ設計への提言

本章では、まず各船級における氷海用プロペラの設計基準について比較を行った後、その考え方を抽出し、そこからプロペラ設計の問題点を、特にノズルプロペラに焦点を当てながら整理した。砕氷船のプロペラ設計において、氷片との干渉の影響を考えた場合、一方にはその性能低下の問題が、他方にはプロペラ強度の問題がある。本章の最後に、そ

の両者について、設計への提言をまとめておく。

（A）性能低下について

（1）実船より干渉頻度が高いと推測される模型実験においても、流体力学的な性能低下が顕著となることは希であり、実船での性能低下は氷片によるノズル閉塞やOLP（オーバーロードプロテクター）の頻度の高い作動等によって引き起こされる。したがって、OLPの作動しきい値は、プロペラ強度や軸系、主機との関係の他、氷かみこみ等の氷片との干渉も考慮して注意深く定める必要がある。

（2）氷片との干渉頻度は第６章に示したように模型船実験での計測値から予測可能である。ノズル閉塞による性能低下は４章に示したように、模型実験の成分分離により F_{hydro} として計測可能であり、将来的には数値計算により予測可能であると考えられる。

（3）ノズルに氷片が衝突することにより、効率の低下を引き起こす可能性があり、この問題は別途考慮が必要である。

（B）プロペラ強度について

（1）アイストルクの予測として船級規則を用いる場合、定数 m の安全率は２を超える値を採用する必要がある。

（2）プロペラ強度について最も影響が大きいのは、トルクにおける F_{ice} と $F_{inertia1}$ である。F_{ice} については破壊が純圧縮によると考えてモデル化する事により、$F_{inertia1}$ については翼と氷片の系をバネモデルにより仮定することにより予測可能である。

（3）オープンプロペラのアイストルクを計算する方法としては、Jagodkinの方法での値が推賞されるが、これはミリングを仮定したものであり、ノズルプロペラの衝突によるアイストルクには向かない。プロペラ強度計算方法としてIgnatjevの強度計算方法を使用することは簡便で有効である。

（4）既存の氷海用プロペラの実績ベースの断面係数を考えると、CPPはFPPの50%、ノズルプロペラはオープンプロペラの約75%とすることが可能である。ただし、ミリングによるアイストルクがプロペラ直径の２乗に比例すると考えられるのに対し、ノズルプロペラで主となる衝突によるアイストルクは直径の約３乗と２乗の中間程度と考えられるため、オープンCPPと同程度の設計基準を採用すべきである。

（5）強度設計の最終段階として、簡易的なプロペラの強度設計を行った後、できれば模型プロペラを制作し、本論分の成分分離実験から、アイストルクの実船推定を行うことを推奨する。模型実験による成分分離を行えば、さらに精度の高い予測が可能である。この場合、実船相当の前進速度と回転数が実現できる様に、十分な直径をもった模型を使用し、模型氷の強度を実船試験での値に適合させることにより、推定精度を高めることが可能となる。

参考文献

[1] 今村輔之、寺本靖 (1981) 砕氷船の軸系プロペラの強度設計、日本鋼管技報No.91、pp.109-119.

[2] 植田靖夫 (1977) 砕氷船の機関の話（その１「ふじ」について）、船用機関学会誌第12巻第11号、pp.7-13.

[3] 植田靖夫 (1977) 砕氷船の機関の話（その２カナダと米国の砕氷船）、船用機関学会誌第12巻第12号、pp5-12.

[4] 岡本洋、野沢和男、他(1981) 氷海商船用プロペラ強度の実験的研究（第１報氷荷重模型実験）、日本造船学会論文集第149号、pp100-110.

[5] 岡本洋、野沢和男、他(1981) 氷海商船用プロペラ強度の実験的研究（第２報静的荷重試験とFEM解析）、日本造船学会論文集第150号、pp359-370.

[6] 植田靖夫、竹澤節雄(1977)砕氷艦「ふじ」の氷海域行動調査、船舶技術研究所報告第14巻第３号、pp157-197.

[7] 芦野民雄(1979)「Polar Star」氷海テスト時の故障、船第52巻第571号、pp32-35.

[8] NKK船舶海洋計画部(1991)砕氷型流氷観光船「おーろら」の概要、船の科学第44巻第２号、pp37-45.

[9] Tatinclaux, J. C. , Ice Floe Distribution in the Wake of a Simple Wedge, pp622-629.

表8.1.1　各耐氷・砕氷規則の比較

船級	耐氷規則			砕氷規則			改正年
	ICE CLASS	FSICRとの比較		ICE CLASS	対応する氷厚 (m)	備 考	
NK	IA SUPER IA IB IC ID	IA SUPER IA IB IC ID	FSICR 1985 に同じ	無し			1989
LR	IAS(1.0m) IA (0.8m) IB (0.6m) IC (0.4m) ID(First year ice)	IA SUPER IA IB IC 100A1	LR 独自のルール	AC1 AC1.5 AC2 AC3	1.0 1.5 2.0 3.0	Unbroken ice in Arctic or Antarctic	1986
AB	AA A B C			A5 A4 B3 A2		In ice-covered polar	1986
	I AA I A I B I C	IA SUPER IA IB IC	FSICR 1985 に同じ	A1 A0 B0 C0			
NV	IA★ IA IB IC	IA SUPER IA IB IC	FSICR 1985 に同じ	ICE-05 ICE-10 ICE-15	0.5 1.0 1.5	Pressure ridges	1987
				POLAR-10 POLAR-20 POLAR-30	1.0 2.0 3.0	Multi-year ice flow	
FSICR (Finnish -Swedish)	IA SUPER IA IB IC ID			無し			1985
ASPPR	A B C D E			Arctic Class 1～10まで有り	1.0～10 feets		1990
Russian Register of Shipping	ULA UL L1 L2 L3	FSICR相当 IA IB IC		LL1 LL2 LL3 LL4	ASPPR相当 CLASS10 CLASS 7 CLASS 3 CLASS 2	近年の動向不詳	

図8.3.1　氷強度とアイストルク係数

図8.3.2　氷厚とアイストルク係数

図8.3.3　プロペラ直径とアイストルク

表8.4.1　「しらせ」及び「ふじ」の主要目

主　要　目	「ふじ」	「しらせ」
全　長 (m)	100	134
水線長 (m)	90	124
水線幅 (m)	21.5	27
深　さ (m)	11.8	14.5
喫　水 (m)	8.12	9.2
排水量 (t)	7800	17600
プロペラ	「ふじ」	「しらせ」
直　径 (m)	4.9	4.9
ピッチ (m)	3.42	4.2
展開面積比	0.55	0.55
ボス比	0.2857	0.3061
翼　数	4	4
翼根断面形状	改良オジバル	同左
材　質	ステンレス鋳鋼	同左
形　式	組立型	同左

軸　系	「ふじ」	「しらせ」
原　動　機	電動機	同左
軸　系　数	2	3
一軸出力 (PS)	6000	10000
連続最大回転数(rpm)	150	156（中央）
	-	164（外側）
最大速力 (kt)	16.5	19.0
巡航時回転数(rpm)	-	110
巡航速力 (kt)	-	15
ボラード回転数(rpm)	111	122
プロペラ軸材料	炭素鋼	低合金鋼

表8.4.2　「しらせ」におけるアイストルクの比較

kNm

Ignatjev	Jagodkin	ASPPR	FSICR
1029	1088	790.6	505.9

図8.5.1　ノズルプロペラの直径と砕氷片長さの関係

図8.6.1　プロペラ翼強度比較

第９章

結論

本論文では、ノズルプロペラの氷片との干渉問題について、まず干渉のシナリオを提案し、これに基づいて模型実験および実船試験を行った。この結果を基に、アイストルクについて解析し、氷海用ノズルプロペラ設計への提言を示した。

第１章では緒言として研究の背景、研究へのアプローチ、本論文で選択したノズルプロペラについて言及し、「氷片とプロペラの衝突による翼荷重」を問題の中心に据えながら、「氷片の存在によるプロペラ性能の変化」も視野に入れることを示した。論文の目的と構成などについて整理した。

第２章では、氷とプロペラの干渉に関する文献調査として、干渉理論に関する重要なものを概観し、本論文で実験的な解析手法を用いた理由を説明した。多くの干渉理論の基礎となっているJagodkin、Ignatjev、Wind等の論文に加え、最近の研究成果であるLaskow等、Veitch、Koskinen等の論文について、その特色と問題点をまとめた。年代を追うに従い、ミリングによる切削過程のみのモデルから、圧縮破壊、衝撃力、流体力学的な力も考慮したモデルへと進歩している。それぞれの係数を定める手法についても、実船実験による経験式から、数値計算へと移り、適用範囲も、固定ピッチのオープンプロペラから、ノズルCPPへと拡大している。しかし、干渉過程はまだ解明されていない点も多く、最新の研究成果でも経験式を用いたものも散見される。特に実船データも少ないノズルCPPについては、理論的モデルや計算コードのみによる氷荷重の予測の信頼度は高いとは言えない。

第３章では、氷とプロペラの干渉過程を綿密に調査することにより得られた、干渉の過程のシナリオを提案した。このシナリオでは、最近指摘されるようになった、流体力学的成分の重要性を考慮し、干渉による氷荷重を（１）氷の破壊による成分（２）運動量の変化に伴う成分（３）付加質量による成分（４）流体力学的成分、の４つの成分の合成として考えている。さらに、実験による全荷重から各成分への分離方法についても提示した。成分分離に必要な実験は、水中での氷片流し込み実験とプロペラ翼の直前に氷片を固定するブロッケージ実験、そして空気中での氷片流し込み実験の３種類であり、水中、空気中の流し込み実験において流し込む氷片の氷圧縮強度を変化さ、その結果を組み合わせることにより、４つの荷重成分への分離が可能であることを示した。

第４章では、まず前章での提案に基づいて行った３種類の模型実験の概要について述べた。この実験の結果、得られた荷重成分をシナリオに基づいてスラスト、トルク、スピンドルトルクのそれぞれを、４つの荷重成分へと分離した。この結果、（１）スラスト

の荷重成分では、慣性力の影響が比較的大きく、破壊による成分の割合は小さいこと、流体力学的成分がスラストを増加させる。（２）トルクの荷重成分は、破壊による成分が非常に大きく、氷強度の変化に対するこの成分の変化分も大きい（３）スピンドルトルクの荷重成分は、運動量の変化に伴う成分が最も大きい。等のことがわかった。

第５章では、前章において荷重成分の分離が可能となったことを受けて、模型プロペラの直径、回転数、前進速度等を変化させた一連の実験を行い、各成分に関係する主要なパラメターの影響について考察した。この結果、（１）水中の結果では、プロペラ回転数が上昇するほど、トルク、スラストとも増加するがその傾向はスラスト成分の方が強い。（２）空気中の結果では、プロペラ回転数が上昇するほど、トルクは増加するが、スラストにはその傾向は見られない。（３）プロペラ回転数に比例すると仮定して、全荷重の T or $Q \propto nD^{a}$ といった関係が考えられる。プロペラ直径 D の乗数 a は、３～４程度である。等のことがわかった。また、破壊による成分と運動量の変化に伴う成分について考察したところ、（１）氷片が破壊する最低のプロペラ回転数は、曲げ破壊と仮定することにより精度良く求められる。（２）プロペラ回転数が低い場合、氷片は圧縮破壊すると考えられ、トルク成分では破壊による成分が卓越し、その値はプロペラ直径の３乗に比例する。（３）回転数が高い場合、衝突による影響が顕著となり、トルク成分では運動量の変化に伴う成分が卓越し、その値はプロペラ直径の４乗に比例する。等のことがわかった。つまり、プロペラ回転数が小さい場合のトルクの尺度影響は３乗であるが、回転数が大きくなった場合は４乗となる。等の結論を得た。

第６章では、実船での氷片とプロペラの干渉計測とその結果について言及した。ノズルプロペラを装着した海上保安庁の砕氷型巡視船「てしお」の氷海中実船試験時に、氷片との干渉データの計測を実施した。実験では、歪ゲージをプロペラシャフトにとりつけ、氷海域を航行中の軸トルクを計測した。計測されたトルクの定常成分は、燃料消費率から求めた値と非常に良く一致し、計測の精度が確認できた。氷片との干渉によるトルクの変動成分の最大値は定常成分と同程度となり、定常成分が大きいほど干渉頻度は高くなる傾向が見られた。また、ラミング砕氷時などに起きる氷片かみこみは、トルク上昇の大きな原因となることがわかった。この計測により、砕氷船用のプロペラ、軸系、エンジンキャパシティ等の設計のための基礎資料を収集した。

第７章では、前章の実船計測の結果と、模型実験結果を比較検討した。比較したのは、氷片との干渉頻度と、トルクの変動成分の二項目である。この結果、干渉頻度に関しては、氷片の浮力、船速、氷厚を考慮した π 数を用いて模型と実船の干渉頻度を整理した結果、両者は比較的一致した。一方、軸トルクに関しては、破壊による成分が尺度の３乗に比例、衝突による成分が尺度の４乗に比例するとして、模型実験の値から実船への換算を行うと、トルク変動成分の最大値の推定が可能であることがわかった。また、馬力の変動成分が船速または、馬力の定常成分に比例することが確認できた。

第８章では、現在、氷海用プロペラの強度などを規定している政府規則、船級規則について概観し、その特徴をまとめた。現状での氷海プロペラ設計法の問題点を指摘し、最

後にノズルCPP設計への提言をまとめた。砕氷船のプロペラ設計において、氷片との干渉の影響を考えた場合、一方にはその性能低下の問題が、他方にはプロペラ強度の問題がある。それぞれについて、以下のように提言を整理した。

性能低下については、（１）流体力学的な性能低下は主として氷片によるノズル閉塞やOLP（オーバーロードプロテクター）の作動過多等によって引き起こされるため、OLPの作動しきい値は注意深く定める必要がある。（２）氷片との干渉頻度は模型船実験から予測可能である。ノズル閉塞による性能低下は、模型実験の成分分離によって計測可能である。（３）ノズルに氷片が衝突による効率低下についても考慮が必要である。

プロペラ強度については、（１）船級規則でのアイストルク定数 m の安全率は大きな値を採用する必要がある。（２）破壊による成分は破壊が純圧縮によると考えてモデル化する事により、衝突による成分ついては翼と氷片の系をバネモデルにより仮定することにより予測可能である。（３）Jagodkin の方法は、ノズルプロペラには向かない。（４）既存の氷海用プロペラの実績ベースの断面係数を考えると、CPP は FPP の 50%、ノズルプロペラはオープンプロペラの約 75% とすることが可能である。ただし、ノズルプロペラでは衝突によるアイストルクのため、オープン CPP と同程度の設計基準を採用すべきである。（５）強度設計の最終段階として、本論分の成分分離実験から、アイストルクの実船推定を行うことにより、推定精度を高めることが可能となる。

本論文では、実験結果の解析をもとに氷とノズルプロペラの干渉を取り扱ったが、研究を通じて、氷海用プロペラとしてのノズル CPP の優位性が明確化された。ノズル CPP の干渉問題について、本研究がその魁となり、将来の発展への道を切り拓く一助となれば、筆者の幸いとするところである。

謝辞

本論文をまとめるにあたり、終始変わらぬ熱意を持って御指導下さいました東京大学教授加藤洋治先生に心よりお礼申し上げます。先生はとかく怠惰に流れがちな著者を、常に叱咤激励して下さいました。また、研究の初期より、適切な御指導をいただきました東京大学山口一助教授に深く感謝致します。シナリオの立案、実験計画など、研究全般に渡って貴重なアドバイスをいただきました。

本研究は、平成5年より3年間にわたって（財）シップ・アンド・オーシャン財団の主催の下に行われた「北極海航路開発調査研究」での研究をその基礎としています。部会長である藤田譲東京大学名誉教授及びワーキンググループ座長である北川弘光北海道大学教授からは、実りある御指導を受けました。また、メンバーの皆様、特に（株）NKKの岸進氏と（株）三菱重工業の石川暁氏には、有益な御助言をいただきました。関係各位、並びに資金的援助を戴いた（財）シップ・アンド・オーシャン財団及び（財）日本財団に深く感謝の意を表したいと思います。また研究の一部はNorthern Sea Route Programme (INSROP) のプログラムとして行われました。INSROPのスポンサーシップにもお礼申し上げます。

「てしお」実船実験は　海上保安庁装備技術部船舶課船体班及び機関班が実施し、海上保安庁第一管区海上保安部、海上保安試験研究センター、（株）ＮＫＫ並びに運輸省船舶技術研究所の協力下、行われました。献身的に実験に協力していただいた「てしお」乗組員他、関係者の皆様に深く感謝する次第です。また、軸馬力計測システムに関しては、（財）日本海事協会技術研究所の馬場宣裕主任研究員、城戸口秀典研究員に丁寧なご指導をいただきました。

研究を遂行するにあたり、足達宏之運動性能部長、在田正義大阪支所長をはじめとする運輸省船舶技術研究所の多くの方々のご援助を仰ぎました。山口眞裕部長、成田秀明室長、小山鴻一室長他、氷海技術部の皆様には研究遂行上、多面に渡る御協力をいただきました。特に氷海水槽の皆様、泉山耕、吉田三雄、宇都正太郎、金田成雄、下田春人、若生大輔の諸氏には、実験支援、御助言などをいただき、感謝の念に耐えません。

最後に、忙しい中、本論文の出来を気にかけてくれた家人に感謝いたします。

APPENDIX 1

氷片との衝突実験

A1.1　水中流し込み実験での衝突の様子

実験番号	衝突翼	衝突場所	衝突位置	氷片サイズ	衝突の仕方と氷片の動き	圧縮強度 (kPa)	Thrust (N)	Torque (Nm)	SpindleT (Nm)	衝突後の状態
1	3	?	?	M	写っていない	119.1		0.089649		5
2	?	?	?	M	写っていない	119.1	-10.04293	0.523485		5
3-A	4	前縁	翼端	M	3,4翼間に挟まり半周する，その後すぱっと切れる	119.1	-19.65339	0.813243		1
3-B	4	前縁	翼端		3/4周したときに再び当たる					
4	2	前縁	翼端	M	1,2間で半周回る	119.1	-16.19363	0.364999		2
5	4	前縁	翼端	M	かするに近い状態で当たる	119.1	-11.62866	0.062434		1
6	4	前縁	翼端	M	4翼に当たりきれいに通り抜ける	119.1	-9.994879	0.858067		1
7-A	2		かすり	M	翼端にかすることにより氷片に回転を加える	119.1	-9.466303	0.523485		1
7-B	3	前縁	翼端		2,3翼間で3/4周した時氷片は割れる					
8	1	前縁	ボス側	M	1,2翼間で2/5周した時氷片は割れる	119.1	-12.80594	0.230525	0.977503	2
9	2	前縁	翼端	M	1,2翼間で3/4周してノズル外に流出する	119.1	-13.67088	0.230525		1
10-A	1		かすり	M	かすった時に回転加わる	119.1	-16.52999	0.40342	1.290574	1
10-B	2	前縁	翼端		3/4周して切れてノズル外へ					
11	2	前縁	翼端	M	はじき飛ばしノズル外へ	119.1	-6.487061	0.256139		1
12	4		かすり	M	かすり多少の変化を加えてノズル外へ	119.1	-13.07023	0.33138		1
13	4	前縁	翼端	M	はじき飛ばしノズル外へ	119.1	-7.736421	0.252938		1
14	4	前縁	翼端	M	はじき飛ばしノズル外へ	119.1	-5.766276	0.448244		1
15-A	N			M	かするに近い当たり方	119.1	-8.361101	0.328979		1
15-B	4	前縁	翼端		ノズルに当たり，4翼の前縁・翼端に当たる					
16-A	N			M	かするに近い当たり方	119.1	-9.153963	0.549099		1
16-B	4	前縁	翼端		ノズルに当たり，4翼の前縁・翼端に当たる					
17-A	N			M	ノズルにかする	119.1	-9.226042	0.169692		1
17-B	1	前縁	翼端		1翼の前縁・翼端にはじかれる					
18-A	B			M	ボス上を滑るように氷片が移動する	119.1	-12.51762			1
18-B	1	前縁	ボス側		氷片の先端が1翼に当たり切れ飛ぶ					
18-C	3	前縁	翼端		氷片の下面が当たり氷片は砕ける					
19-A	B			M	ボス上を滑るように氷片が移動する	119.1	-13.71893	1.570455		1
19-B	4	前縁	ボス側		4翼の前縁・ボス側に弾かれ向きが変わる					
19-C	2	前縁	翼端		氷片の側面が当たり破片が2側面策る					
19-D	3	前縁	翼端		破片①が3翼の前縁・翼端に当たりすぱっと切れる					
19-E	2	前縁	翼端		破片②が3翼の前縁・翼端に当たりすぱっと切れる					
20-A	1	前縁	ボス側	M	氷片の先端に当たり方向が変わる	119.1	-14.27153	4.696956		1
20-B	4	前縁	真ん中		氷片の側面が当たり氷片が弾かれる					
21-A	1	前縁	ボス側	M	1翼の前縁・ボス側に当たり弾かれ方向が変わる	119.1	-19.50923	4.945091	0.887801	1
21-B	4	前縁	翼端		氷片の後面の端にに当たり砕ける					
21-C	1	前縁	翼端		1翼の前縁・翼端に当たりすぱっと切れる					
22-A	N			M	ノズルにかする	905.1	-11.96502	0.307367		3
22-B	1	前縁	翼端		1翼の前縁・翼端に当たり氷片の方向が変わる					
22-C	2	前縁	翼端		1,2翼間に挟まり10回転以上する					
23-A	2	前縁	翼端	M	2翼の前縁・翼端に当たり氷片の方向が変わる	905.1	-24.0742	0.318573		1
23-B	4	前縁	翼端		3,4翼間に挟まり10回転以上する					
24-A	4	前縁	翼端	M	4翼の前縁・翼端に当たり氷片の方向が変わる	162.1	-18.54819			1
24-B	1	翼面			1翼の翼面で跳ね返る					
24-C	2	前縁	翼端		1,2翼間に挟まり10回転以上する					
25-A	1	前縁	翼端	M	1翼の前縁・翼端に当たり弾かれて方向が変わり，戻る	322.7	-25.78006		0.931648	1
25-B	2	前縁	翼端		氷片が弾かれ，多少氷片が戻る					
25-C	4	前縁	翼端		氷片が弾かれ方向が変わる					
25-D	1	前縁	翼端		1翼の前縁・翼端に当たりすぱっと2側に切れる					
25-E	2	前縁	翼端		ボス側の破片が2翼にかすり，他方はノズル外へ流出					
26-A	3	前縁	翼端	M	氷片の端が当たり回転が加わり方向が変わる	322.7		0.994141		1
26-B	4	前縁	翼端		同上					
26-C	1	前縁	翼端		同上					
26-D	2	前縁	翼端		氷片が砕けて（2個）翼の表側の破片が2翼に引っかかる					
26-E	3	前縁	翼端		3翼の前縁・翼端にぶつかり氷片が2側に倒れる					
26-F	4	前縁	翼端		ボス側の破片がぶつかりすぱっと切れ流出する					
26-G	3	前縁	翼端		翼の表側の破片と引っかかっていた破片がぶつかり砕ける					
27-A	3	前縁	翼端	M	氷片の一部が翼に当たり切れ飛ぶ	162.1	-14.12738	0.040022		2
27-B	4	前縁	翼端		翼が残った氷片に刺さり5回転目に氷片が2側に切れる					
27-C	1	前縁	翼端		ボス側の破片が翼に当たりすぱっと切れる					

28-A	1	翼面		M	氷片が翼面に当たり戻る（跳ね返る）	905.1	-36.39962	2.252426	1
28-B	3	前縁	翼端		翼端に弾かれ回転がかかり方向が変わる				
28-C	4	前縁	翼端		4翼が氷片に刺さり回収は上する				
29-A	N			M	ノズルの表面を滑るように当たる	162.1		0.097653	1
29-B	3	前縁	翼端		3翼に当たりすぱっと切れまた熱いので水片が砕ける				
30-A	4	前縁	翼端	M	4翼に弾かれ氷片がノズルに当たる	322.7		0.590721	2
30-B	N				ノズルの表面を滑りボス側へ水片をループさせる				
30-C	1	前縁	ボス側		1翼に当たり氷片はすぱっと切れる				
30-D	2	前縁	真ん中		破片のボス側が2翼で弾かれ方向が変わり、他方は流出				
30-E	3	前縁	翼端		ボス側の破片が3翼によりすぱっと切れる				
31-A	N			M	ノズルの表面を滑る	322.7		0.515481	3
31-B	1	前縁	翼端		1翼により氷片の端がすぱっと切れる（2側）				
31-C	3	前縁	翼端		ボス側の破片（大）に翼が刺さり回収は上する、他方（小）は流出				
32-A	3	前縁	翼端	M	3翼が氷片を弾き方向が変わる	322.7		0.58752	3
32-B	4	前縁	翼端		4翼により氷片が2側に切られる（大、小）小は流出				
32-C	1	前縁	翼端		1翼が破片大（ボス側）を西ぴ2側に切り、翼の表側の破片は流出				
32-D	2	前縁	翼端		切られた破片のボス側が2翼に当たり回転が加わる				
32-E	3	前縁	翼端		3翼に破片がたたりはじき飛ばす				
33-A	3	前縁	翼端	M	3翼に氷片が当たり回転が加わる	905.1		2.910384	2
33-B	4	前縁	翼端		4翼が氷片に刺さり10回以上回り続ける				
34-A	2	前縁	翼端	M	2翼が氷片の端を切り落とす	322.7		0.446643	1
34-B	3	前縁	翼端		残った氷片の側面に翼がぶたり方向を変えると同時に少し削り取る				
34-C	4	前縁	翼端		同上				
34-D	1	前縁	ボス側		氷片が翼によりすぱっと切られる				
35-A	2	前縁	翼端	M	氷片の端を翼端が弾く、回転がかかる	917		2.212404	1
35-B	3	前縁	翼端		同上				
35-C	4	前縁	翼端		4翼が氷片に引っかかりを誘以上する				
36-A	B			M	ボスエを氷片が滑る	917		2.313259	1
36-B	3	前縁	翼端		翼端が氷片の端を弾き、回転が加わる				
36-C	4	前縁	翼端		同上				
36-D	1	前縁	翼端		1翼が氷片に引っかかり10回以上する				
37-A	2	前縁	翼端	M	2翼に氷片が当たり3側に分解される。その内2側後出	259.7		0.321775	1
37-B	4	前縁	翼端		残った破片を4翼が弾き回転を加える				
37-C	1	前縁	翼端		1翼が破片の端を削り取る				
38-A	2	前縁	ボス側	M	弾いて氷片を戻す（跳ね返す）	259.7		0.42263	1
38-B	3	前縁	翼端		戻ってきた氷片の端を少しだけ切り飛ばし、回転を加える				
38-C	1	前縁	翼端		だったら3側に氷片を分裂させる				
38-D	2	前縁	翼端		ボス側のかさい破片が2翼にぶつかる				
39-A	B			M	ボスの先端に氷片が当たりバランドして翼に吸い込まれる	183.2		0.089649	1
39-B	1	前縁	翼端		1翼で弾かれ回転がかかる				
39-C	2	前縁	翼端		氷片を翼が2側にすぱっと切る				
40-A	N			M	氷片がノズルにかする	259.7	-6.799401	0.33138	2
40-B	2	前縁	翼端		氷片が翼端に弾かれ回転がかかる				
40-C	3	前縁	翼端		同上				
40-D	4	前縁	翼端		同上				
40-E	1	前縁	翼端		氷片を翼が2側（大、小）に切る。小はノズル外へ流出				
40-F	2	前縁	翼端		破片大を翼がお手分に切る。翼表側はそのまま流出				
40-G	3	前縁	翼端		ボス側の破片が3翼に引っかかりノズルの後ろに流出する				
41-A	B			M	ボスエを滑る	183.2		0.044824	3
41-B	N				氷片が縦になりノズルに引っかかり、ボス側が吸い込まれる				
41-C	4	前縁	ボス側		氷片の端の部分を翼が切り取る（大、小）				
41-D	2	前縁	翼端		破片小が翼に刺さりた回以上回転する				
41-E	3	前縁	翼端		破片大が翼に引っかかりノズルの後ろへ押し流す				
42-A	B			M	氷片がボス上を滑る	259.7		0.236929	1
42-B	4	前縁	翼端		氷片が翼端に弾かれ回転がかかる				
42-C	1	前縁	翼端		同上				
42-D	2	前縁	翼端		氷片を3側に分ける（大1、小2）小2側ともノズル外へ流出				
42-E	4	前縁	翼端		破片の大を更に3側に分ける。全て流出				
43-A	B			M	ボスエを滑る	266.7	-9.322147	0.136074	1
43-B	4	前縁	ボス側		氷片の端を切断、回転も加える				
43-C	1	前縁	翼端		氷片をボス側に押し出す（跳ね返す）				
43-D	4	前縁	翼端		戻ってきた氷片の端を少しだけ切断、ノズルの後ろへ				
43-E	1	前縁	翼端		4翼と1翼の間で3側に分裂。1側が1翼間、2側が4翼間（流出）				
43-F	2	前縁	翼端		分裂した1翼間の破片を2翼が2翼に切断				
44-A	B			M	ボスエを滑る	266.7	-22.94497	0.893286	1
44-B	3	翼面			3翼面をかする				
44-C	4	前縁	ボス側		氷片を少し削り回転を加える				
44-D	1	翼面			1翼面をかする				
44-E	4	前縁	翼端		4翼で氷片の端を少し削る				
44-F	1	前縁	翼端		1翼端が氷片を2側（大、小）に切る。小破片は流出				
44-G	3	前縁	翼端		3翼端が破片大を2側に切る（大1、小）				
44-H	4	前縁	翼端		4翼に破片小が引っかかる。数回後破片はノズル外へ流出				
44-I	1	前縁	翼端		破片大を1翼が西ぴ2側に切断、両方ともノズル外へ流出				
45-A	B			M	ボスエを滑る	266.7	-17.03454	0.60673	1
45-B	1	前縁	ボス側		前縁のボス側が氷片の端を少し削る、回転も加える				
45-C	3	翼面			翼面にかする				
45-D	4	前縁	ボス側		氷片を2側に切る（大、小）小は流出				
45-E	1	前縁	翼端		1翼端が破片大を少し削る				
45-F	3	前縁	翼端		3翼端が破片大を2側に切断（大1、小）小は流出				
45-G	4	前縁	翼端		4翼端が破片大2を少し削る				
45-H	1	前縁	翼端		1翼端が西ぴ破片大1を2側に切断、2側とも流出				
46-A	B			M	ボスエを滑る	266.7	-13.95919	0.307367	2
46-B	3	前縁	ボス側		3翼が氷片の角に当たり回転を加える				
46-C	4	前縁	翼端		4翼端が氷片を2側に切断、2側とも流出				
47	4	前縁	翼端	M	4翼端が氷片を切断、切断された氷片はそのまま流出	266.7	-10.04293	0.289758	1
48	1	前縁	ボス側	M	実験47同様に切断、流出	266.7	-11.65268	0.299363	0.932367
49	2	前縁	翼端	M	実験47同様に切断、流出	266.7	-14.82414	0.187302	1
50-A	4	前縁	翼端	M	4翼端が氷片の端を弾き回転を加える	266.7	-22.17614	0.249736	1
50-B	1	前縁	翼端		1翼端が氷片を切断する、切断された氷片はそのまま流出				

51-A	4	翼面		L	氷片は4翼面に当たり跳ね返る	220.6	-28.80735	0.089649	1
51-B	1	前縁	ボス側		氷片は1翼の端に当たり回転がかかる				
51-C	3	前縁	翼端		3翼端で2側に切断される（大、小）破片小は3翼に引っかかった後すぐに流出				
51-D	4	前縁	ボス側		弾かれて戻った破片大に4翼がかする				
51-E	1	前縁	ボス側		同上				
51-F	2	前縁	ボス側		破片大を2翼が弾く				
51-G	1	前縁	ボス側		破片大を3翼が削り、回転を加える				
51-H	4	前縁	翼端		4翼が破片大をひっかけてやけさせる（破片大1）				
51-I	1	前縁	翼端		破片大1をひっかけ回転を加える				
51-J	2	前縁	翼端		2翼端で破片大1を切断（大2、小1）小1をひっかけたまま回っている				
51-K	3	前縁	翼端		3翼端に破片大2が刺さり1回転する。その後2側に切断、2側ともすぐに流出				
52-A	B			L	ボスエを滑る	220.6	-17.97156	0.523485	1
52-B	3	前縁	ボス側		3翼が氷片を少し削ると同時に回転を加える				
52-C	1	前縁	翼端		1翼端に氷片が当たり3側同様に削り、回転を加える				
52-D	2	前縁	翼端		2翼端が氷片の端を少しだけ切断				
52-E	3	前縁	翼端		3翼端が氷片の側面に当たり氷片を2側に削る（A、B）				
52-F	4	前縁	翼端		破片B を2分割（C、D）破片D は流出				
52-G	1	前縁	翼端		破片C を更に2分割、2側ともそのまま流出				
52-H	1	前縁	翼端		破片A を側ノズル外へ押し流す				
53-A	B			L	ボスエを滑る	220.6	-7.472133	0.813243	1
53-B	3	前縁	ボス側		3翼が氷片の角に当たり回転を加える				
53-C	4	翼面			氷片が4翼面をかする				
53-D	1	前縁	翼端		1翼端が氷片を少し削る				
53-E	4	前縁	翼端		1翼同様に4翼が氷片を少し削る（絶対という自信はない）				
53-F	2	前縁	翼端		2翼端が氷片に当たり3側に切断（A、B、C）C はそのまま流出				
53-G	4	前縁	翼端		4翼端が破片A をほどきノズル外へ流し出す				
53-H	1	前縁	翼端		1翼端が破片B をほどき軌道上外へ流し出す				
54-A	B			L	ボスエを滑る	220.6	-28.71125	0.364999	1
54-B	2	前縁	ボス側		2翼に氷片が当たり回転を加え、その後人体の翼にかつかつ当たりながら削られる				
55-A	B			L	ボスエを滑る	220.6	-20.56639	0.062434	1
55-B	3	翼面			3翼面に当たり少しだけ戻る（跳ね返る）				
55-C	4	前縁	ボス側		氷片の端をひっかけ、回転を加える				
55-D	1	翼面			かする。氷片には影響を及ぼしていなさそう				
55-E	2	前縁	翼端		2翼端の氷片を切る（A、B）B は小破片でそのまま流出				
55-F	3	前縁	翼端		3翼端が破片A を細かく砕く（C、D群）D群はそのまま流出				
55-G	1	前縁	翼端		1翼端が破片C を少し削る				
55-H	2	前縁	翼端		2翼端が破片C の端を少しだけ切り飛ばす。破片は流出				
55-I	3	前縁	翼端		2翼同様に3翼端も破片C を切り飛ばす。破片は流出				
55-J	4	前縁	翼端		4翼端も破片C を少しだけ削る				
55-K	1	前縁	翼端		4翼同様に1翼端も破片C を削る				
55-L	2	前縁	翼端		2翼端が破片C をひっかけてノズル外へ流し出す				
56-A	1	翼面		L	1翼面にかする	220.6	-23.93005	0.858067	1
56-B	2	前縁	真ん中		2翼に氷片の角が引っかかり回転が加わる				
56-C	4	前縁	翼端		4翼端に2翼と同様に氷片が引っかかり、氷片の端が少し削られる				
56-D	1	前縁	翼端		4翼と同様に氷片を切る。この後A,1,2,3翼の順に氷片を削る				
56-E	4	前縁	翼端		削られて出来た氷片の端を更に切り落とす				
56-F	3	前縁	翼端		更に3翼が氷片を細かく切る。ボスの方に残っている破片をA とする				
56-G	4	前縁	翼端		破片A を4翼が3側に砕きノズル外へ流し出す				
57-A	B			L	ボスエを滑る	220.6	-24.31446	0.523485	1
57-B	1	前縁	ボス		氷片の端に当たり氷片に回転がかかる				
57-C	4	前縁	翼端		氷片の端に当たり、氷片をボスの下側へ押し出す				
57-D	1	前縁	翼端		氷片の端の一部を切り取る（大1、小1）小1流出				
57-E	2	前縁	翼端		破片大1の一部を切り取る（大2、小2）大2はじかれ戻る、小2流出				
57-F	2	前縁	翼端		1回転後、破片大2を切りとばす（大3、小3）小3流出				
57-G	3	前縁	翼端		大3に刺さる。1/2周後にノズル外へ流出				
58-A	4	前縁	ボス	L	氷片の端に当たり氷片に回転を加える	220.6	-26.30864	0.230525	1
58-B	1	前縁	翼端		氷片の端の一部を切り取る。切り取られた小部分は流出、残りはボス戻る				
58-C	3	前縁	翼端		1回転後、もう一度氷片を戻す（跳ね返す）				
58-D	4	前縁	翼端		氷片の端をはじき、回転を加える				
58-E	3	前縁	翼端		西ぴ氷片の端を削り、はじく				
58-F	1	前縁	翼端		氷片の側面にかする				
58-G	2	前縁	翼端		同上				
58-H	1	前縁	翼端		氷片の端を少し削り、回転を加える。氷片を戻す。この後側面外ではかする				
59-A	3	前縁	翼端	M	氷片をすぱっと切る＋刺さる（A,B,C）A ボス側に戻、B 翼に刺さる（1周以上）、C 流出				2
59-B	4	前縁	翼端		破片A をすぱっと切る（D,E）D ボス側に戻る、E 翼に刺さる（すぐに流出）				
59-C	1	前縁	翼端		破片D を2側にすぱっと切る、両方とも流出				
60-A	1	前縁	翼端	M	氷片をはじき飛ばしノズルに当てる＋端を切りとばす	220.6	-18.93261	0.097653	1.965935
60-B	N	前縁	翼端		氷片の上面がぶたる				
60-C	2	前縁	翼端		氷片の側面を削る、3,4,1の順でかつかつとあたり、削る				
60-D	3	前縁	翼端		氷片がけっかつり1回転後に氷片は3側に砕ける。全て流出				
61-A	4	前縁	翼端	M	氷片の端を切り落とす＋1回転を加える	220.6	-10.42735	0.014408	1
61-B	1	前縁	翼端		残った氷片を半分にする(A,B)A ボス側、B 流出				
61-C	2	前縁	翼端		破片A をひっかけ2/3回転にすぱっと切る、全て流出				
62-A	N			M	ノズルの先端にかするに近いあたり方をする、その後氷片はボスの方へ	220.6	-22.44042	0.126469	1
62-B	4	前縁	ボス		氷片はすぱっと切れる				
63-A	B			M	ボスエを滑る	220.6	-15.85726	0.134473	1
63-B	3	前縁	真ん中		氷片の端の小部分を切る				
63-C	4	前縁	翼端		残りの氷片を2側にすぱっと切る、全て流出				
64-A	1	前縁	翼端	M	氷片すぱっと切る(C)A ボス側に戻る、B、C そのまま流出	220.6	-17.39493	0.006403	1
64-B	1	前縁	翼端		破片A が3回転目に再び2側に切れる、全て流出				
65-A	4	翼面		L	翼面に当たり跳ね返る	220.6	-19.48521	0.970128	1
65-B	1	前縁	真ん中		氷片の端の小部分を切る、回転も加える				
65-C	3	前縁	翼端		氷片の端を少しだけ削り取る				
65-D	1	前縁	翼端		氷片の端の小部分を切る				
65-E	2	前縁	翼端		同上				
65-F	3	前縁	翼端		氷片を2側に切る(A,B)A 翼が刺さる(1/2回転後に流出) B ボス側に戻る				
65-G	4	前縁	ボス側		破片B が当たるがそのまま流れる				

66-A	3	前縁	真ん中	L	氷片の端に当たり回転を加える	203.5	-16.89038	0.40342			1
66-B	4	前縁	翼端		氷片の側面にかする						
66-C	1	前縁	翼端		氷片を３側に砕く(A,B,C)Aボス側、B，Cは流出						
66-D	4	前縁	翼端		破片Aがさらに細かくS側位に砕く、全て流出						
67-A	B			L	ボス上を滑る	203.5	-17.58714	0.256139			1
67-B	3	前縁	ボス側		氷片の端の一部を切る、回転を加える						
67-C	2	前縁	真ん中		氷片の側面をかする、少し削る						
67-D	3	前縁	翼端		氷片の後面の端を少し削り回転を加える。また氷片を反す（跳ね返す）						
67-E	3	前縁	翼端		1回転後氷片の側面を削る。その後3,1,2,3,4の順で少かつと削る						
67-F	1	前縁	翼端		残った氷片を粉々に砕く、全て流出						
68-A	B			L	ボス上を滑る	203.5	-26.86124	0.33138			1
68-B	3	前縁	ボス側		氷片の角を切る、小破片は流出						
68-C	1	前縁	翼端		氷片を４側に砕く（A,B群）B でん流出						
68-D	2	前縁	翼端		破片Ａを２側に切る(C,D)D流出						
68-E	3	前縁	翼端		破片Ｃを２側にきる、全て流出						
69-A	4	前縁	ボス側	L	氷片の端を少し削り、回転を加える	203.5	-1.825987	0.252938			1
69-B	1	前縁	ボス側		同上						
69-C	3	前縁	翼端		氷片の端の一部を切り、反す（跳ね返す）						
69-D	1	前縁	翼端		氷片の側面を削る。この後2,3,4,1の順で繰り返す						
69-E	2	前縁	翼端		氷片の端を少し切る						
69-F	3	前縁	翼端		同上						
69-G	4	前縁	翼端		氷片をひっかけ砕く						
69-H	1	前縁	翼端		小破片が当たる、そのまま小破片は流出						
70-A	B			L	ボス上を滑る	203.5	-14.19946	0.448244			1
70-B	2	前縁	ボス側		氷片の端を少し削り回転を加える						
70-C	4	前縁	翼端		氷片を４側に砕く（A，B群）B群流出						
70-D	4	前縁	翼端		1回転後破片Aを２側に切る(C,D)D流出						
70-E	1	前縁	翼端		破片D は１側に砕かれる、全て流出						
71-A	B			L	ボス上を滑る	203.5	-20.56639	0.328979			1
71-B	3	前縁	ボス側		氷片の端を削り回転を加える						
71-C	1	前縁	翼端		氷片の後面にあたり３側に砕く(A,B,C)B，Cは流出						
71-D	2	前縁	翼端		破片Ａをの側面を削る。この後3,4,1も同様に削る						
71-E	2	前縁	翼端		破片Ａをさらに２側にきる(D,E)E流出						
71-F	3	前縁	翼端		破片Ｄを砕く、全て流出						
72-A	3	前縁	真ん中	L	氷片の端を少し削り回転を加える	203.5	-17.56312	0.549099			2
72-B	1	前縁	翼端		氷片の後面が当たり氷片が砕ける(A,B群)B群流出						
72-C	2	前縁	翼端		破片Ａがかする						
72-D	3	前縁	翼端		破片Ａにあたりノズル外へ押し出す						
73-A	2	前縁	ボス側	L	氷片の端を削り回転を加える	203.5	-15.88129	0.169692			1
73-B	4	前縁	翼端		氷片の後面に当たり氷片が砕ける(A,B群)B群流出						
73-C	1	前縁	翼端		破片Ａが当たり少し削る						
73-D	2	前縁	翼端		翼に破片Ａが刺さり半回転後に砕け、流出する						
74	3	前縁	翼端	M	氷片の側面に当たり氷片がすぱっと切れ流出	203.5	-9.153963	0.035219			1
75	3	前縁	真ん中	M	氷片の端に当たり、そのまま無いで氷片を砕く	203.5	-16.09752	0.233528			1
76-A	4	前縁	翼端	M	氷片の端にかする	203.5	-15.56895	0.198508			1
76-B	1	前縁	翼端		氷片をすぱっと切る						
77	1	前縁	翼端	M	氷片をきれいにすぱっと切り	203.5	-11.22021	0.115263	0.675786		1
78-A	1	前縁	翼端	M	氷片を２側に切る(A,B)B流出	203.5	-11.79684	0.196907	0.772652		1
78-B	2	前縁	翼端		破片Ａに当たりすぱっと切り、全て流出						
79	4	前縁	翼端	M	氷片をすぱっと切る	203.5	-12.30139	0.159486			1
80-A	4	前縁	翼端	M	氷片の角にかすり、回転を加える	203.5	-10.30722	0.174495			1
80-B	1	前縁	翼端		氷片をすぱっと切る						
81-A	2	前縁	翼端	M	氷片の角にかすり、回転を加える	418.3	-18.66832	0.224122			1
81-B	3	前縁	翼端		氷片をきれいにすぱっと切る						
82-A	N			M	かする	418.3	-17.22675	0.520283			1
82-B	3	前縁	翼端		氷片の端を少しだけ切り流す(A,B)B流出						
82-C	4	前縁	翼端		破片Ａに刺さり3/4回転後にはずれる						
82-D	1	前縁	翼端		破片Ａはじきとばす						
82-E	2	前縁	翼端		内げ氷片がひっかかり２回転後に氷片は切れ、全て流出する						
83-A	D			M	かするような感じで当たる	418.3	-6.05459	0.200109			1
83-B	2	前縁	翼端		氷片をすぱっと切る						
84-A	3	前縁	翼端	M	氷片の端を少し削り、回転も加える	418.3	-12.32542	0.481862			1
84-B	4	前縁	翼端		氷片を２側にきる(A,B)B流出						
84-C	1	前縁	翼端		破片Ａを２側にきる(C,D)D流出						
84-D	2	前縁	翼端		破片Ｃをさらに２側にきる全て流出する						
85-A	3	前縁	翼端	M	氷片の前面がかする	418.3	-15.0644	0.510678			1
85-B	4	前縁	翼端		氷片を２側にきる(A,B)B流出						
85-C	1	前縁	翼端		破片Ａをひっかけノズル外へ流し出す						
86-A	N			M	ノズルの先端にかする	418.3	-17.63519	0.77162			1
86-B	1	前縁	翼端		氷片の前面を少し削り、回転を加える。2,3,4の順で同様のことが起きる						
86-C	1	前縁	翼端		氷片の端を少し切り、回転を加える						
86-D	2	前縁	翼端		氷片の角に当たる、回転を加える。3,4,1,2,3,4,1)の順で繰り返す						
86-E	2	前縁	翼端		氷片に翼が刺さり６回転以上する						
87-A	1	前縁	翼端	M	氷片の端を少し切る。切られた小破片はそのまま流出	418.3	-28.6632	0.542695	2.277469		1
87-B	3	前縁	翼端		残りの氷片に翼が刺さり３回転目にとれ、氷片は流出						
88-A	3	前縁	翼端	M	氷片の角を少し切る	418.3		1.013351			2
88-B	4	前縁	翼端		残りの氷片に翼が刺さる。１回転後氷片が倒れて翼からとれる						
88-C	1	前縁	翼端		氷片の側面に当たり氷片を少し欠けさせる、また回転も加える。この後2,3,4,1と続く						
88-D	2	前縁	翼端		２回転繰り返した後氷片に翼が刺さる。９回転以上する						
89-A	4	翼面		L	氷片の前面が当たり跳ね返る	418.3	-26.71708				1
89-B	2	前縁	ボス側		氷片の角に引っかかり回転を加える						
89-C	3	前縁	真ん中		氷片の側面にかする。この後4,1,2,3と繰り返す						
89-D	1	前縁	翼端		氷片を２側にきる(A,B)A戻る，B 翼に引っかかるがすぐにとれる						
89-E	2	前縁	翼端		破片Ｂの側面が翼にかする。この後3,4,1,2,3と繰り返す						
89-F	4	前縁	翼端		破片Ｂを２側にきる、全て流出						
89-G	1	前縁	翼端		内げ流れてきた破片Ａが翼に引っかかりそのまま回転する						
90-A	4	前縁	ボス側	L	氷片の角を削り、回転を加える	418.3	-31.234	1.570455			2
90-B	1	前縁	真ん中		氷片の側面にかする						
90-C	2	前縁	翼端		氷片の側面の後部に当たり氷片を砕く(A,B群)B群流出						
90-D	1	前縁	翼端		破片Ａに翼が刺さる、14回転以上する						

91-A	1	前縁	真ん中	L	氷片の角を少し切る	418.3	-37.1204	4.696956			2
91-B	2	前縁	翼端		残りの氷片を２側に切る(A,B)A：２翼に刺さる。11回転以上する						
91-C	3	前縁	翼端		B：３翼に刺さる。11回転以上する						
92-A	3	前縁	ボス側	L	氷片の端に当たり少し削る。回転も加える	418.3	-23.66576	4.945091			1
92-B	4	前縁	翼端		氷片の側面に当たり氷片をぱっと２翼にきる１側は４翼に刺さり12回転以上する						
92-C	2	前縁	翼端		B：２翼に刺さる。12回転以上する						
93-A	B			L	ボス上を滑る						1
93-B	3	前縁	ボス側		氷片の角に当たり回転を加える						
93-C	4	前縁	翼端		氷片の側面に当たり氷片をくけさせる						
93-D	2	前縁	翼端		氷片の角に当たり反す（跳ね返す）						
93-E	2	前縁	翼端		１回転後氷片の側面をかすり削る。この後3,4,1,2,3と続く						
94-A	4	前縁	ボス側	L	氷片の端にひっかけ氷片を回転させる	418.3	-22.00795	0.307367			1
94-B	2	前縁	翼端		氷片の側面を削る。この後3,4,1,2,3と繰り返す						
94-C	4	前縁	翼端		氷片の後面の端に当たり少し削る、また氷片を反す（跳ね返す）						
94-D	3	前縁	翼端		氷片の端の小部分を切りと小部分は翼に刺さっている						
94-E	1	前縁	翼端		残りの氷片の側面を少し削る						
94-F	2	前縁	翼端		氷片の端をはじき氷片を反す（跳ね返す）						
94-G	2	前縁	翼端		１回転後氷片の角を切る						
94-H	4	前縁	翼端		本片に軽く当たる						
94-I	2	前縁	翼端		同上						
94-J	3	前縁	翼端		氷片の側面を削る。この後4,1,2,3と続く						
95-A	1	翼面		L	氷片の前面が当たり、氷片が少し戻る	418.3	-30.36905	0.318573			
95-B	3	翼面			同上						5
95-C	1	翼面			同上						
95-D	3	翼面			同上						
95-E	4	前縁	翼端		氷片の角を少し切る						
95-F	1	前縁	翼端		氷片の側面を少し削る。この後2,3,4と繰り返す						
95-G	1	前縁	翼端		氷片の角を少し削る、また氷片を反す（跳ね返す）						
95-H	1	前縁	翼端		例回転か後内げ氷片の前面にかすり削る。この後2,3,4,1,2と繰り返す						

A 1．2　空気中流し込み実験での衝突の様子

実験番号	衝突翼	衝突場所	衝突位置	氷片サイズ	衝突の仕方と氷片の動き	圧縮強度 (kPa)	Thrust (N)	Torque (Nm)	SpindleT (Nm)	衝突後の状態
AIR-1-1	4	前縁	真ん中	M	氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	1260.2	-21.59951	0.11046		2
AIR-1-2	1	翼面			氷片の前面が当たり翼のねじれ方向に氷片も向きが変わる	1260.2	0	0.096052		2
	2	前縁	真ん中		氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす					
AIR-1-3	3	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす					2
AIR-2-1	4	前縁	翼端	M	氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	1260.2	-18.42806	0.075241		2
AIR-2-2	4	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	1260.2	-26.76513	0.136074		2
AIR-3-1	1	前縁	翼端	M	氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	711.9	-24.45862	0.104057	0.626255	2
AIR-3-2	4	前縁	真ん中		氷片の前面が当たり、氷片が割れる	711.9		0.039221	0.406925	4
	1	前縁	翼端		割れた破片の１個が当たるが、はじき飛ばされる					
AIR-3-3	2	翼面			氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる	711.9		0.05443		4
	3	前縁	真ん中		氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす					
AIR-4-1	3	前縁	真ん中	M	氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	711.9	-16.91441	0.139276		2
AIR-4-2	3	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、氷片をすぱっと切る	175.1	-14.55965	0.064035		2
AIR-4-3	4	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、氷片をすぱっと切る	175.1	-17.58714	0.061644		2
AIR-5-1	1	翼面		M	氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる	175.1	-29.79243	0.027215		1
AIR-5-2	4	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、氷片をすぱっと切る	175.1	-26.47682	0.035219		2
AIR-5-3	?	?	?	?		175.1		0.022412		?
AIR-6-1	3	前縁	翼端	M	氷片の側面に当たり、氷片が割れる	175.1	-18.98066	0.006403		2
AIR-6-2	4	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	175.1	-17.03454	0.092851		2
AIR-6-3	1	翼面			氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる、その時氷片は割れる	175.1	-35.89507	0.022412		1
	2	前縁	ボス側		割れた破片が軽く当たる					
AIR-7-1	1	前縁	翼端	M	氷片の側面に当たり、氷片をすぱっと切る	175.1	-15.80921	0.038421	0.465796	2
AIR-7-2	4	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、氷片をすぱっと切る	175.1	-18.09169	0.01761		1
AIR-7-3	3	翼面			氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる	175.1	-24.19433	0.01761		4
	4	前縁	ボス側		つぶれた残った氷片が落下するとき翼に衝突する					
AIR-8-1	4	翼面		M	氷片の前面が当たり、慣性力により氷片が少しつぶれる	175.1	-18.81248	0.022412	0.537597	1
	1	前縁	真ん中		氷片の側面に当たり、氷片をすぱっと切る					
AIR-9-1	1	翼面		M	氷片の前面が当たり、慣性力により氷片が少しつぶれる	292.8	-23.95407	0.05603	1.237065	2
	2	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす					
AIR-9-2	3	翼面			氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる					1
AIR-9-3	2	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	292.8	-30.27295			2
AIR10-1	1	前縁	翼端	M	氷片の側面の前方に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	292.8	-16.43389	0.01921	0.711629	1
AIR10-2	2	前縁	翼端		氷片の前面が翼根に近いところに当たる	292.8		0.108859		4
AIR10-3	2	前縁	真ん中		氷片の前面が当たり氷片が割られる	292.8		0.032017		3
AIR11-1	4	翼面		L	氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる	175.1	-27.1976	0.100855		2
	1	前縁	翼端		氷片の側面の前方に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす					
AIR12-1	4	翼面		L	氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれ、その後氷片は落下する	175.1	-34.4535	0.032017		1
AIR12-2	4	翼面			氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる、と同時位に翼に当たる	175.1	-36.71196	0.038421		1
	1	前縁	ボス側		氷片が落ちるときに後ろから押すような感じに当たる					
AIR13-1	3	翼面		L	氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる	175.1	-34.76584	0.150482		1
	1	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、氷片をすぱっと切る					
AIR13-2	2	前縁	翼端		氷片の側面に当たり、氷片が一瞬だけ刺さる、その後すぐに氷片は落下する	175.1	-38.10548	0.12807		1
AIR13-3	2	前縁	翼端		氷片の側面の前方に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	175.1	-37.60093	0.102456		2
AIR14-1	3	翼面		L	氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる、その時回転も加える	292.8	-32.02686			2
	4	前縁	ボス側		氷片の側面の前方に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす					
AIR14-2	3	前縁	翼端		氷片の側面の前方に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす	292.8	-58.74394	0.148881		3
AIR15-1	4	前縁	翼端	L	氷片の側面の前方に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす（下とほぼ同時）	292.8	-44.06396	0.126469		1
AIR15-2	4	翼面			氷片の前面が当たり、慣性力により氷片がつぶれる（上とほぼ同時）					1
	1	前縁	翼端		氷片の側面の前方に当たり、溝を付けた後はじき飛ばす					
AIR15-3	1	前縁	翼端		氷片の側面の前方に当たり、溝を付けた後弾き飛ばす	292.8	-27.17358	0.084846		1

衝突翼	
N	ノズルに衝突
B	ボスに衝突

衝突後の状態	
1	翼の速度が速い
2	翼の速度と同じ位
3	氷片の速度が速い
4	翼面に当たりわからない
5	その他

APPENDIX 2

船級関連規定

A 2．1　砕氷船規則

A2.1.1 Det Norske Veritas (NV)

Part 5 Chapter 1 Ship for Navigation in Ice

Section 4 Vessel for Arctic and Ice Breaking

A. General.

A 100 Classification.

101 The requirements in this Section apply to icebreakers and to passenger and cargo vessels intended to operate unassisted in ice-infested waters of sub-Arctic, Arctic and/or Antarctic regions.

102 Vessels intended for ice breaking as their main purpose and built in compliance with the following requirements may be given one of the class notations Icebreaker ICE-05 (or -10 or -15) or Icebreaker POLAR- 10 (or -20 or -30), whichever is relevant.
Vessels built for another main purpose, while also intended for ice breaking, may be given the additional class notation ICE-05 (or -10 or -15) or the notation POLAR- 10 (or -20 or -30).

103 Arctic class vessels intended for special services where intermediate ice condition values are relevant may, upon special consideration, be given intermediate notations (f.i. POLAR-25).

104 For POLAR class vessels the design ambient air temperature on which the classification has been based will be stated as register notation dat (—x°C) in the Register Book and in the appendix to the Classification Certificate. The highest temperatures to be applied for year round operations are stated in B 100. For Arctic and/or Antarctic operations with area and seasonal restrictions higher design ambient air temperatures may be accepted as basis for the classification.

105 For vessels with the class notation Icebreaker, and for other POLAR class vessels the maximum operational speed on which the ramming design requirements have been based will be stated as register notation ram (—m/s) in the Register Book and in the Operating Manual. The operational speed is in no case to be taken as smaller than stated in A 300 for the various class notations.

A 200 Scope.

201 The following matters are covered by the Classification:

- **Materials in structures exposed to low ambient air temperatures.**
- **Subdivision, intact and damage stability.**
- **Hull girder longitudinal and transverse strength.**
- **Local hull structures exposed to ice loads.**
- **Rudders and steering gears.**
- **Propellers and propulsion machinery.**
- **Sea suctions for cooling water.**
- **Air starting systems.**

Fig. 1
Commonly used definitions of temperatures.

MDHT	**Mean daily high (or maximum) temperature.**
MDAT	**Mean daily average temperature.**
MDLT	**Mean daily low (or minimum) temperature.**
MAMDHT	**Monthly average of MDHT.**
MAMDAT	**Monthly average of MDAT.**
MAMDLT	**Monthly average of MDLT.**
MEHT	**Monthly extreme high temperature (ever recorded).**
MELT	**Monthly extreme low temperature (ever recorded).**

Mean: Statistical mean over observation period (at least 20 years).

Average: Average during one day and night.

G. Rudders, Propeller Nozzles and Steering Gears.

G 400 Ice loads on propeller nozzles.

401 A transverse ice load area positioned at the level of the nozzle center is defined on the nozzle with a length equal to the nozzle length and a height equal to the ice load height h given by:

h = 0,8 h_{ice} in general

= 0,6 h_{ice} for nozzle directly inside of protecting structures, e.g. other nozzle or propeller.

402 The following two alternative longitudinal ice load areas are to be considered:

- An area positioned at the lower edge of the nozzle with a width equal to 0.65 D and a height equal to the height of the nozzle profile.
- An area on both sides of the nozzle at the propeller shaft level, with a transverse width equal to the height of the nozzle profile and with a height equal to 0.35 D. Both symmetric and unsymmetric loading to be checked.

D = nozzle diameter.

403 The design ice pressure p (in kN/m²) for the stern area as given in D 400 is to be assumed for the ice load areas specified under 401 and 402 giving rise to a force (F) given by:

$$F = k\,p\,A \quad (kN)$$

A = ice load area as defined in 401 and 402.
k = 0,7 in general
= 1,0 for vessels with class notations POLAR or Icebreaker.

G 500 Propeller nozzle scantlings.

501 The scantlings of the propeller nozzle and its supports in the hull are to be calculated for the ice loads given in 400, with stresses not exceeding allowable values given in F 400. For nozzle plating the ice load thickness is to be taken as given in F 200 using the design ice pressure as given for the stern area.

J. Propulsion Machinery and Propellers.

J 300 Determination of ice torque.

301 Ice torque (T_{ICE}), used for determination of scantlings in propellers and shafting systems, is to be taken as follows:

$$T_{ICE} = m\,D^2 \quad (kNm)$$

The factor m is given in the following table as function of ice class:

Ice class	m	Icebreaker	m
ICE-05	16	ICE-05	21
ICE-10	21	ICE-10	30
ICE-15	27	ICE-15	30
POLAR	33	POLAR	40

D = propeller diameter in m.

302 For propellers running in nozzles of satisfactory design, the ice torque will be considered based on on submitted documentation, e.g. measurements carried out on similar vessels. However, if nothing else is documented, the following may be used:

$$T_{ICE} = (0{,}9 - 0{,}01\,m\,D^{-0{,}5})\,m\,D^2 \quad (kNm)$$

Large fragments of ice are not to have free access into or towards the front of the nozzle.

J 400 Propeller.

401 The blade scantling requirements given in Sec. 3 apply, except as given below. In calculations involving the ice torque, T_{ICE} according to J 300 is to be applied.
Propeller blade scantlings of martensitic – austenitic and ferritic – martensitic stainless steel may be specially considered.

402 Arrangement of propellers in ice classes ICE-15 and POLAR 10—30 is to be such that large fragments of ice do not have free access into the front of the propeller disc within 0.7 radius.

403 The blade tip thickness at the radius 0,95R is not to be less than the following:

$$t = (m + 2D)\sqrt{\frac{490}{\sigma_b}} \quad (mm)$$

D and σ_b as given in 404.
σ_b is not to be taken higher than 2,5 σ_y.

For propellers running in nozzles blade tip thickness smaller than above may be accepted. The tip thickness, however, is not to be less than 3/4 of the above value.
The thickness at the blade edges and the tip to be as determined in Sec. 3.

404 The fitting of the propeller blades and the pitch control mechanism is to withstand a design static load not less than:

$$F_{ICE} = 0{,}3\,\frac{\sigma_n\,c_r\,t_r^2}{D\,[0{,}9-(R_R/R)]}\,10^{-6} \quad (kN)$$

This load is to be applied on the blade at a radius 0,9R and at an offset from blade centre axis of 2/3 l_4.

σ_n = $0{,}37\,\sigma_b + 0{,}6\,\sigma_y$
σ_b = ultimate tensile strength of the blade (N/mm²).
σ_y = the blade yield stress or 0,2% offset point (N/mm²).
c_r = the length of the blade section at R_R radius (mm).
t_r = the corresponding thickness (mm).
D = propeller diameter (m).
R = D/2 (m).
R_R = radius to a blade section taken at the termination of the blade root fillet (rounded upwards to the nearest R/20), ref. c_r and t_r (m).
l_4 = distance from axis of rotation of the blade to the leading or trailing edge, whichever is the greater, at a radius of 0,9R.

405 Propeller blade bolts are to have a section modulus, referred to an axis tangential to the bolt pitch diameter, not less than:

$$W_{BS} = 0{,}15\,S\,c_r\,t_r^2\,\frac{\sigma_n}{\sigma_y}\,\frac{0{,}9-R_B/R}{0{,}9-R_R/R} \quad (mm^3)$$

S = 1,0 for CP-propellers.
= 1,25 for FP-propellers.
σ_y = yield stress of bolt material (N/mm²).
R_B = radius to bolt plan (m).

c_r, t_r and σ_n as given in 404.

The bolts are to have a design which minimizes stress concentrations in transition zones to threads and bolt head as well as in way of the threads, and reduces risk for plastic deformations in the threads.

406 For all parts in the pitch control mechanism, which are subject to variable ice loads, stress concentration is to be taken into consideration.

407 The blade fitting and other parts in the pitch control mechanism are to be designed to withstand all forces produced by the pitch control system at its maximum power. The forces are to be assumed to act towards one blade at a time.

Guidance note.
The pitch control mechanism shall be designed for the following dynamic ice loads:

$$F_{LE} = T_{ICE}/0{,}9\,R \quad (kN) \quad \text{at leading edge},$$

$$F_{TE} = -0{,}5\,F_{LE} \quad \text{at trailing edge},$$

applied at the 0,9 radius perpendicular to the blade plane at the respective blade edges.
Number of load cycles to be considered shall not be taken less than one million for ice classes ICE-05—15 and infinitive for POLAR-10—30 and class notation Icebreaker. The design pressure of the hydraulic system shall not be taken less than twice the pressure needed to produce the blade spindle torque based on the above forces. The forces are assumed to act on one blade at a time only.

A2.1.2 Russian Rules

Rules for the Classification and Construction of Sea-Going Ships

Part I. Classification

2 CLASS OF A SHIP

2.2 CLASS NOTATION OF A SHIP

2.2.3 Category marks of icebreakers and ice strengthening of ships

2.2.3.1 Icebreakers, being the ships intended to break a navigable channel in compact ice field, pilotage, breaking of ice, towing of ships and rescue operations in the ice conditions and complying with the requirements of the Rules are to be assigned one of the following marks of icebreaker categories added to the character of classification: Λ Λ1, Λ Λ2, Λ Λ3, Λ Λ4.

The scope of requirements for the appropriate categories of icebreakers is determined depending on their propulsion power and anticipated conditions of operation specified below for each icebreaker category:

.1 Λ Λ 1 — intended for all kinds of icebreaker operations in the arctic seas on coastal routes and shore ice belt routes in high latitudes all the year round and capable of forcing th way in compact ice field over 2 m thick. The total shaft power is 47 807 kW and over;

.2 Λ Λ 2 — intended for all kinds of icebreaker operations in the arctic seas during the summer period and operation on coastal routes during the winter period, and capable of forcing the way in compact ice field less than 2 m thick. The total shaft power is 22 065—47.807 kW;

.3 Λ Λ 3 — intended for all kinds of icebreaker operations the nonarctic freezing seas, in shallow waters and mouths of rivers flowing into the arctic seas during the winter period without assistance as well as for operation on coastal routes in the arctic seas under convoy of icebreakers of higher category all the year round, and capable of forcing the way in compact ice field up to 1.5 m thick. The total shaft power is 11 032—22 065 kW;

.4 Λ Λ 4 — intended for all kinds of icebreaker operations in harbour and roadstead water areas without assistance all the year round as well as operations in the nonarctic freezing seas under convoy of icebreakers of higher category during the winter period, and capable of forcing the way in compact ice field up to 1.0 m thick. The total shaft power is under 11 032 kW.

3 CLASSIFICATION SURVEYS OF SHIPS IN SERVICE

3.11 ICEBREAKERS

3.11.1 General

3.11.1.1 Scope of application

This Chapter applies to icebreakers which have ice strengthening in compliance with the requirements stated below and are assigned one of the following ice category marks added to the character of classification: ΛΛ1, ΛΛ2, ΛΛ3 and ΛΛ4.

The definitions of icebreaker categories are given in Part I "Classification".

3.11.1.2 Application of requirements

.1 The requirements of this Chapter are additional to those of other chapters applicable to a particular ship; they regulate minimum required strength level under the action of a design ice load and hull structure of icebreakers depending on the ice category mark assigned.

.2 The scantlings of hull structures of icebreakers are to meet the requirements of Sections 1 and 2, unless expressly provided otherwise in this Section.

.3 Structural design is to comply with the requirements of 3.10 for ships of Category YΛΛ and those of Sections 1 and 2, unless expressly provided otherwise in this Section.

3.11.1.3 Definitions

The definitions are to be adopted according to 3.10.1.3.

3.11.1.4 Structural configuration

.1 In way of service draughts within the region of 0 — 0,25*L* from the forward perpendicular waterlines are to be straight or convex with $\alpha_0 = 22 - 30$ deg.

.2 Angle φ in way of service draughts is to be within 20—30 deg. The cross-section of the stem bar is to be in the form of a trapezium with a concave forward side.

.3 Slope of frames at the sections specified below is to be within the range given in Table 3.11.1.4.3.

Table 3.11.1.4.3

Icebreaker category	Slope of frames at the sections along length of ship as taken from F.P., deg.			
	0,1*L*	0,2—0,25*L*	0,4—0,6*L*	0,8—1,0*L*
ΛΛ1, ΛΛ2 ΛΛ3, ΛΛ4	45—50 40—45	25—30	15—20	Approximately correspond to angles β within 0—0,3*L*

.4 The shape of frames is assumed to be straight or slightly convex.

.5 The design waterline projection on the horizontal plane is to overlap the blade tips of side propellers.

Part VII. Machinery Installations

2.2.3 Category marks of icebreakers and ice strengthening of ships

2.2.3.1 Icebreakers, being the ships intended to break a navigable channel in compact ice field, pilotage, breaking of ice, towing of ships and rescue operations in the ice conditions and complying with the requirements of the Rules are to be assigned one of the following marks of icebreaker categories added to the character of classification: ΛΛ1, ΛΛ2, ΛΛ3, ΛΛ4.

The scope of requirements for the appropriate categories of icebreakers is determined depending on their propulsion power and anticipated conditions of operation specified below for each icebreaker category:

.1 ΛΛ1 — intended for all kinds of icebreaker operations in the arctic seas on coastal routes and shore ice belt routes in high latitudes all the year round and capable of forcing th way in compact ice field over 2 m thick. The total shaft power is 47 807 kW and over;

.2 ΛΛ2 — intended for all kinds of icebreaker operations in the arctic seas during the summer period and operation on coastal routes during the winter period, and capable of forcing the way in compact ice field less than 2 m thick. The total shaft power is 22 065—47 807 kW;

.3 ΛΛ3 — intended for all kinds of icebreaker operations the nonarctic freezing seas, in shallow waters and mouths of rivers flowing into the arctic seas during the winter period without assistance as well as for operation on coastal routes in the arctic seas under convoy of icebreakers of higher category all the year round, and capable of forcing the way in compact ice field up to 1.5 m thick. The total shaft power is 11 032—22 065 kW;

.4 ΛΛ4 — intended for all kinds of icebreaker operations in harbour and roadstead water areas without assistance all the year round as well as operations in the nonarctic freezing seas under convoy of icebreakers of higher category during the winter period, and capable of forcing the way in compact ice field up to 1.0 m thick. The total shaft power is under 11 032 kW.

2 SHAFTING

2.2 DIAMETERS OF SHAFTS

2.2.5 The diameters of shafts in icebreakers and ships strengthened for ice are to exceed the design diameters by values indicated in Table 2.2.5.

The diameter *d* of propeller shafts, in mm, for icebreakers and ships strengthened for ice is, besides, to meet the following condition in way of aft bearings:

$$d \geq a \sqrt[3]{\frac{R_{mbt}}{R_{eH}} bz^2} \qquad (2.2.5)$$

where a = factor equal to:
10,8, with propeller boss diameter equal to, or less than 0,25 *D* (*D* is the propeller diameter);
11,5, with propeller boss diameter greater than 0,25 *D*;
s = maximum thickness of expanded cylindrical section of the blade at the design root section (see 3.2.1), mm;
b = width of expanded cylindrical section of the blade at the design root section, in m;
R_{mbt} = tensile strength of the blade material, MPa;
R_{eH} = upper yield stress of propeller shaft material, MPa.

Table 2.2.5 — Increase of shaft diameter

Shafts	Icebreakers		Ships with ice categories				
	Side shaft	Centre shaft	YΛΛ	YΛ	Λ1	Λ2	Λ3
Intermediate and thrust	20	18	15	12	8	4	0
Propeller	50	45	30	20	15	8	5

3 PROPELLERS

3.2 BLADE THICKNESS

3.2.1 The propeller blade thickness is to be checked at the design root section and the blade section on the radius $r = 0{,}6R$, where *R* is propeller radius.

The design root section is assumed to be the expanded cylindrical section of the blade at intersection of the blade surfaces with the propeller boss or the flange of the blade, neglecting the fillets.

The greatest thickness *s*, in mm, of an expanded cylindrical section of the blade of solid propellers, built-up propellers and CP-propellers shall be not less than:

$$s = 9{,}8\left[A\sqrt{\frac{0{,}14kP}{zbon}} + c\frac{m}{\sigma}\left(\frac{Dn}{300}\right)^2\right] \qquad (3.2.1)$$

Table 3.2.1 — Coefficient k

Ships without ice strengthening	Ships with ice strengthening of categories					Icebreakers	
	Λ3	Λ2	Λ1	YΛ	YΛΛ	Centre propeller	Side propeller
9	9	10	11,2	12,5	14	16	$16 + \frac{23\,500}{P^*}$

* *P* — shaft horse power, kW.

Notes: 1. If reciprocating engines with less than four cylinders are installed in the ship, the values of coefficient k should be increased by 5 per cent.
2. For reciprocating engines fitted with hydraulic or electromagnetic couplings the values of coefficient k may be reduced by 5 per cent.
3. For side propellers in ships without ice categories the value of k may be reduced by 7 per cent.

Fig. 3.2.1-2

where A = coefficient to be determined from the diagram in Fig. 3.2.1-1 depending on the assumed radius r/R of design section and the pitch ratio at this radius H/D (for a CP-propeller, take the pitch ratio of the basic design operating condition);
k = coefficient determined from Table 3.2.1;
P = shaft power at the rated output of the main propulsion engine, kW;
z = number of blades;
b = width of the expanded cylindrical section of the blade on the design radius, m;
$\sigma = 0{,}6\,R_{mbt} + 175$ MPa, but not more than 570 MPa for steels and not more than 610 MPa for copper alloys;
R_{mbt} = tensile strength of blade material, MPa;

Fig. 3.2.1-1

n = speed at the rated output, r. p. m.;
c = coefficient of centrifugal stresses to be determined from the diagram of Fig. 3.2.1-2 depending on the section radius;
m = rake at blade tip, mm;
D = propeller diameter, m.

The holes for the items securing the blades of built-up and CP-propellers shall not reduce the design root section.

The thickness of propeller blades in ships of river-sea navigation and in ships of restricted areas of navigation II and III may be reduced by 5 per cent.

3.2.2 The blade tip thickness at the radius $D/2$ is to be not less than provided in Table 3.2.2.

Table 3.2.2 — Blade tip thickness

Ships without ice strengthening	Ships with ice strengthening of categories			Icebreakers
	Λ3, Λ2, Λ1 ΥΛ	ΥΛΛ		
0,003D*	0,005D	0,006D	0,008D	

* D = diameter of the propeller.

3.2.3 The blade thickness calculated in accordance with 3.2.1 and 3.2.2 may be reduced (e. g., for blades of particular shape), provided a detailed strength calculation is submitted for consideration to the Register.

3.2.4 In icebreakers and ships strengthened for ice, the stresses in most loaded parts of pitch control gear are not to exceed yield stress of the material, if the blade is broken in direction of the weakest section by a force applied along the blade axis over $^2/_3$ of its length from the boss and laterally over $^2/_3$ from the blade turning axis to the leading edge.

A2.1.3 Arctic Shipping Pollution Prevention Regulation (Canadian Gov.)

MAIN REGULATIONS

SHIP CATEGORIZATION

ARCTIC CLASSES

CLASS CAC 1

1. An Arctic Class CAC 1 ship is a ship which
   (a) is designed and constructed for the purposes of
      (i) unrestricted navigation in Canadian Arctic waters; and
      (ii) the management of large ice features near
         (A) mobile offshore drilling units
         (B) offshore installations
         (C) terminals and
         (D) other ships,
   (b) complies with the standards of construction set out in Schedules 1, 3 and 4,
   (c) has on board;
      (i) an operating manual to guide the master in the operation of the ship in ice,
      (ii) a manual describing the operating services and regulatory regime for the Arctic waters of Canada,
   (d) has on board facsimile equipment for receiving ice and weather maps transmitted by electronic means and
   (e) has on board persons trained in
      (i) the overall Arctic ice regime and climate,
      (ii) the recognition by visual and electronic means of ice types found in Arctic waters,
      (iii) the operation of any electronic and related equipment on board for the purposes of receiving and interpreting ice and weather information and
      (iv) the regulatory regime as it applies to Canadian waters.

CLASS CAC 2

2. An Arctic Class CAC 2 ship is a ship which
   (a) is designed and constructed
      (i) for the purposes of unrestricted navigation in Canadian Arctic waters and
      (ii) ice management within its structural capability
   (b) is fitted with a hull girder stress monitoring system for the purpose of controlling the ramming process,
   (c) complies with the standards of construction set out in Schedules 1, 3 and 4,
   (d) has on board;
      (i) an operating manual to guide the master as to the proper operation of the ship in ice,
      (ii) a manual describing the operating services and regulatory regime for the Arctic waters of Canada,
   (e) has on board facsimile equipment for receiving ice and weather maps transmitted by electronic means and
   (f) has on board persons trained in;
      (i) the overall Arctic ice regime and climate,
      (ii) the recognition by visual and electronic means of ice types found in Arctic waters,
      (iii) the operation of any electronic and related equipment on board, for the purposes of receiving and interpreting ice and weather information and
      (iv) the regulatory regime as it applies to Canadian waters.

CLASS CAC 3

3. An Arctic Class CAC 3 ship is a ship which
   (a) is designed and constructed for
      (i) the purposes of navigation in Canadian Arctic waters in accordance with Section 11,
      (ii) ice management within its structural capability
   (b) is fitted with a hull girder stress monitoring system for the purpose of controlling the ramming process,
   (c) complies with the standards of construction set out in Schedules 1, 3 and 4,
   (d) has on board;
      (i) an operating manual to guide the master as to the proper operation of the ship in ice,
      (ii) a manual describing the operating services and regulatory regime for the Arctic waters of Canada,
   (e) has on board facsimile equipment for receiving ice and weather maps transmitted by electronic means and
   (f) has on board persons trained in;
      (i) the overall Arctic ice regime and climate,
      (ii) the recognition by visual and electronic means of ice types found in Arctic waters,
      (iii) the operation of any electronic and related equipment on board, for the purposes of receiving and interpreting ice and weather information and
      (iv) the regulatory regime as it applies to Canadian waters.

CLASS CAC 4

4. An Arctic Class CAC 4 ship is a ship which
   (a) is designed and constructed for
      (i) the purposes of navigation in Canadian Arctic waters in accordance with Section 11,
      (ii) ice management within its structural capability,
   (b) is fitted with a hull girder stress monitoring system for the purpose of controlling the ramming process,
   (c) complies with the standards of construction set out in Schedules 1, 3 and 4,
   (d) has on board;
      (i) an operating manual to guide the master as to the proper operation of the ship in ice,
      (ii) a manual describing the operating services and regulatory regime for the Arctic waters of Canada,
   (e) has on board facsimile equipment for receiving ice and weather maps transmitted by electronic means and
   (f) has on board persons trained in;
      (i) the overall Arctic ice regime and climate,
      (ii) the recognition by visual and electronic means of ice types found in Arctic waters,
      (iii) the operation of any electronic and related equipment on board, for the purposes of receiving and interpreting ice and weather information and
      (iv) the regulatory regime as it applies to Canadian waters.

DESIGN LOADS FOR NOZZLES

22. (1) For the purposes of this section a nozzle is a device shrouding a propeller designed to improve propulsion efficiency and to protect the propeller from large ice pieces.

22. (2) The design paramater (DPT) for determining the design pressure from Table2 for lateral loads on nozzles shall be obtained from the formula:-

$$DPT = NL / HP$$

where
" NL " is the length of the nozzle at propeller shaft height and
" HP " is the horizontal length of the design load determined in accordance with section 2. (1).

22. (3) The lateral design loads (NTDL) for a nozzle shall be determined from the formula:

$$NTDL = CF \times AF \times VP \times NL \times PAV \quad \text{meganewtons}$$

where:
" CF " is a factor for the Arctic Class from Table 1,
" AF " is a factor equal to 0.5 ,
" VP " is the vertical height of the design ice load from subsection 2. (2),
" NL " is the length of the nozzle at propeller shaft height and
" PAV " is the desig ı pressure obtained from Table 2

22. (4) The design paramater (DPH) for determining the design pressure from Table 2 for longitudinal assymetric design loads on nozzles shall be obtained from the formula:-

$$DPH = NT / HP$$

where
" NT " is the thickness of the nozzle and
" HP " is the horizontal length of the design load determined in accordance with section 2. (1)

22. (5) The longitudinal assymetric design loads (NLASDL) for a nozzle at the level of the propeller shaft shall be determined from the formula:

$$NLASDL = CF \times AF \times VP \times NT \times PAV \quad \text{meganewtons}$$

where:
" CF " is a factor for the Arctic Class from Table 1,
" AF " is a factor equal to 1.0 ,
" VP " is the vertical height of the design ice load from subsection 2. (2),
" NT " is the thickness of the nozzle and
" PAV " is the design pressure obtained from Table 3

22. (6) The design paramater (DPH) for determining the design pressure from Table 2 for longitudinal symmetric design loads on the bottom of nozzles shall be obtained from the formula:-

$$DPH = NPA / (HP \times VP)$$

where
" NPA " is the longitudiani projected area of the nozzle for a height VP up from the bottom,
" HP " is the horizontal length of the design load determined in accordance with section 2. (1) and
" VP " is the vertical height of the design ice load from subsection 2. (2),

22. (7) The longitudinal symmetric design loads (NLSDL) for a height VP up from the bottom of a nozzle shall be determined from the formula:

$$NLSDL = CF \times AF \times NPA \times PAV \times 0.5 \quad \text{meganewtons}$$

where:
" CF " is a factor for the Arctic Class from Table 1,
" AF " is a factor equal to 0.5 ,
" NPA " is the longitudinal projected area of the nozzle for a height VP up from the bottom and
" PAV " is the design pressure obtained from Table 3

FIGURE 5

DESIGN LOADS FOR NOZZLES
SECTION 22 OF SCHEDULE 1

Longitudinal Asymmetric Load Subsections 22. (5) & (6)
Lateral Design Load Subsections 22. (2) & (3)
Longitudinal Symmetric Load Subsections 22. (6) & (7)

MACHINERY REQUIREMENTS FOR ARCTIC CLASS SHIPS

Determination of Ice Torque

3. (1) The calculations made to determine the dimensions of a propeller and screw shaft of every Arctic class ship shall include an ice torque factor.

(2) The ice torque factor described in subsection (1) shall be derived from the following formula

$$M = mD^2 \quad \text{kN.m}$$

where

(*a*) "D" = the propeller diameter in metres: and

(*b*) "m" = for an Arctic class ship set out in column I of an item of the table to this section, the value shown in column II of that item.

TABLE

Item	Column I Arctic Class	Column II Value of "m"
1	1	12.0
2	1A	15.7
3	2	17.7
4	3	21.1
5	4	24.0
6	6	28.5
7	7	30.1
8	8	32.2
9	10	33.0

Testing of Materials

4. Materials used for propellers and shafting of every Arctic class ship shall be tested in accordance with

(*a*) the *Steamship Machinery Construction Regulations*; or

(*b*) in the case of a ship that is certificated by an exclusive surveyor of one of the classification societies described in paragraph 13(1)(*b*), the rules of that society.

Propellers

5. (1) Propellers of every Arctic class ship shall be made of a material that has

(*a*) an elongation of not less than 19 per cent; and

(*b*) if made of carbon or low alloy steel, a Charpy V-notch test value of not less than 20.34 J at −10°C.

(2) The width and thickness of propeller blade sections shall not be less than that determined by the following formulae:

(*a*) for solid propellers at 25 per cent of the radius measured from the centre of the boss

$$WT^2 = \frac{2648}{S(0.65 + 0.7P)} \left(\frac{272H}{RN} + 20.39M \right) cm^3,$$

(*b*) for controllable pitch propellers at 35 per cent of the radius measured from the centre of the boss

$$WT^2 = \frac{2108}{S(0.65 + 0.7P)} \left(\frac{272H}{RN} + 23.45M \right) cm^3,$$

(*c*) for all propellers at 60 per cent of the radius measured from the centre of the boss

$$WT^2 = \frac{932}{S(0.65 + 0.7P)} \left(\frac{272H}{RN} + 28.55M \right) cm^3,$$

where

(*d*) "W" = expanded width of a cylindrical section of the propeller blade at the appropriate radius in centimetres;

(*e*) "T" = maximum thickness of the propeller blade at the appropriate radius in centimetres;

(*f*) "P" = in the case of a fixed pitch propeller, the propeller pitch in metres at the appropriate radius divided by the propeller diameter, or in the case of a controllable pitch propeller, 0.7 times the nominal pitch in metres divided by the propeller diameter;

(*g*) "H" = the maximum shaft power in kilowatts available for that propeller;

(*h*) "S" = the ultimate tensile stress of the material of the propeller blade in megapascals;

(*i*) "M" = the ice torque as determined in accordance with section 3 of this Schedule;

(*j*) "R" = propeller revolutions per minute at the maximum shaft power available for that propeller; and

(*k*) "N" = number of blades. ✓

(3) The propeller blade thickness at 95 per cent of the radius measured from the centre of the boss shall not be less than that determined from the following formulae for a ship of the appropriate Arctic class:

(*a*) for an Arctic class 10, 8, 7, 6, 4, 3 or 2 ship

$$t = (20 + 2D) \sqrt{490/S} \text{ mm, and}$$

(*b*) for an Arctic Class 1A or 1 ship

$$t = (15 + 2D) \sqrt{490/S} \text{ mm,}$$

where

(*c*) "t" = thickness of blade in millimetres;

(*d*) "D" = diameter of propeller in metres; and

(*e*) "S" = ultimate tensile stress of the material of the propeller blade in megapascals.

(4) The strength of the mechanism in the boss of a controllable pitch propeller shall be 1 1/2 times the strength of one of the blades when a load is applied at 9/10 of the radius from the centre of the boss in the weakest direction of the blade.

Shafting

6. (1) Subject to subsection (2) and section 9 of this Schedule, the diameter of a screw shaft of every Arctic class ship shall not be less than that derived from the following formulae:

"(*a*) if the diameter of the propeller boss is one-quarter of the diameter of the propeller or less,

"Screw Shaft Diameter

$$= 1.08 \sqrt[3]{\frac{Su\ WT^2}{Sy}} \text{ cm, or"}$$

(*b*) if the diameter of the propeller boss is greater than one-quarter of the diameter of the propeller,

"Screw Shaft Diameter

$$= 1.15 \sqrt[3]{\frac{Su\ WT^2}{Sy}} \text{ cm, "}$$

where

(*c*) "Su" = the ultimate tensile stress of the material of the propeller blade in megapascals;

(*d*) "Sy" = the yield stress of the material of the screw shaft in megapascals; and"

(*e*) "WT²" = in the case of the formula in paragraph (*a*) the value derived from the formulae in paragraph 5(2)(*a*) of this Schedule and in the case of the formula in paragraph (*b*) the value derived from the formulae in paragraph 5(2)(*b*) of this Schedule.

(2) Where the diameter of a screw shaft when calculated by the appropriate formulae in subsection (1) is less than that of a screw shaft required by the appropriate formulae in the *Steamship Machinery Construction Regulations*, the diameter of the screw shaft shall not be less than that required by those Regulations.

(3) When calculations are made to determine the diameter of the intermediate shaft in order to determine the diameter of the screw shaft for the purposes of subsection (2), the diameter of the intermediate shaft need not be increased as required in section 7 of this Schedule.

(4) Where carbon or low alloy steel is used for the construction of a screw shaft, the material shall

(*a*) be subjected to a Charpy V-notch test at −10°C; and

(*b*) have an average energy value of not less than 20.34 j.

7. (1) Subject to subsection (2) and section 9 of this Schedule, the diameter of the intermediate and thrust shafts for an Arctic class ship set out in Column I of an item of the table to this section, shall be determined by the appropriate formula in the *Steamship Machinery Construction Regulations*, and the diameter determined by that formula shall be increased by the amount shown in Column II of that item.

TABLE

Item	Column I Arctic Class	Column II Percentage of Increase in Diameter
1	1	No Increase
2	1A	4
3	2	8
4	3	12
5	4	15
6	6 and 7	20
7	8 and 10	20

(2) Notwithstanding the requirements of subsection (1), the diameter of the intermediate and thrust shafts need not exceed 0.85 times the diameter of the screw shaft determined by section 6 of this Schedule.

A2.1.4 American Bureau of Shipping

Part A. General Ice Classes

5/1A.1 General

5/1A.1.1 Application

Vessels to be distinguished in column 5 of the Record by a notation Ice Strengthening followed by ice class in 5/1A.3.1 are to meet the applicable requirements of this Part.

Non-self propelled vessels are to comply with the requirements in 5/1A.29. Vessels requiring ice breaker assistance are to comply with the additional requirements in 5/1A.33.1. Vessels serving as a leading ice breaker are to comply with the additional requirements in 5/1A.33.2.

5/1A.1.2 Ice Breaker Class

Vessels of ice class A2 through A5 approved by the classification Committee will be classed and distinguished in the Record by the symbol ⊕A1 followed by the notation Ice Breaker.

5/1A.3 Selection of Ice Class

5/1A.3.1 Ice Class

The requirements in this Part are primarily intended for vessels operating independently in multi-year ice or first year ice and are given for nine different ice classes as follows

Multi-year ice	*First-year ice*
Ice class A5	Ice class A0
Ice class A4	Ice class B0
Ice class A3	Ice class C0
Ice class A2	Ice class D0
Ice class A1	

5/1A.3.2 Guide for Selection

For the guidance of the owner in selecting the most suitable ice class, the regions, periods and ice conditions suitable for respective ice classes are shown in Table 5/1A.1. The conditions of first year ice are shown in Table 5/1A.2.

5/1A.3.3 Extension of Ice Navigation Period

The applicability of ice classes A4 to A1 for periods longer than those with which they are associated in Table 5/1A.1 may be considered if proved by an ice propulsion and stress analysis of the given vessel. Detailed data on maximum ice conditions within the considered region of navigation, ice propulsion analysis with supporting model and full-scale test data, ice load definition, stress analysis of ship structures due to the ice loads, and safe speed determinations are to be submitted for approval of the extention of the ice navigation period. The safe speed means the maximum speed at which no ice-induced damages are expected to occur should the vessel collide with any ice feature typical for the given ice conditions. Different safe speeds can be

determined for the vessel in different ice conditions. The vessel's operating personnel are to be provided with recommendations obtained from such analysis on safe speeds of navigation in different ice conditions and for particular modes of operation. The recommended safe speeds are to take into consideration strength and propulsion abilities of the vessel.

5/1A.35 Propeller Nozzles

5/1A.35.1 General

This sub-section applies to fixed nozzles. Special consideration will be given to steering nozzles for ice classes A5 through A0. For ice classes A5 through A0, the nozzles are to be supported at least at the upper and lower ends. For ice classes B0, C0 and D0, the nozzles supported only at the upper ends are to be attached to the hull for a width of not less than ⅓ of the outer circumference of the nozzle. The strength, rigidity and resistance to buckling of the nozzle are to be adequate for the design ice forces given in 5/1A.35.2. All of the critical loading cases are to be considered. In no case under the design ice forces are the normal and axial displacements of the inside ring to exceed 10% of the clearance between the inside plating of the nozzle and the propeller blade tips, or 0.5% of the inside ring diameter, whichever is less. Nozzles are to be protected by stern structures as much as possible against direct impacts with large ice features.

5/1A.35.2 Design Ice Forces

The design ice forces are to be not less than obtained from the following equations.

$$F_n = K_1 K_2 (D\ d_1)^{1/2}\ \text{kN (tf,Ltf)}$$
$$F_f = K_3 K_4 [D\ (d_1 - d_2)]^{1/2}\ \text{kN (tf,Ltf)}$$

F_n = the design ice force applied normal to the outside surface of the nozzle in the most critical location

K_2 = 1 for the external sides of a single nozzle of a single screw vessel

= 1.1 for the outerboard external sides of the outermost nozzles of vessels with two or more screws

= 0.25 for the external sides of nozzles situated between the outermost ones and for the internal sides of any nozzles

= 0.8 for bottoms of the nozzles

D = ship displacement in tons as specified in 5/1A.5.4

d_1 = maximum outer diameter of the nozzle, in m or ft

d_2 = minimum internal diameter of the nozzle in m or ft

F_f = the design ice force applied to the ends of the nozzle, parallel to the propeller axis, in the most critical locations

K_4 = 1 for aft end face of the nozzle having no rudder behind

= 0.7 for the aft end face of the nozzle with a rudder behind

= 0.6 for the fore end face of the nozzle

K_1 and K_3 as given in Table 5/1A.18

Values of K_2 and K_4 less than above will be approved provided the stern and bottom hull structures effectively protect the nozzle against large ice fragments.

TABLE 5/1A.1
Regions and Periods for Navigation in Ice for Selecting Ice Class

Ice Class	*Navigating independently or when escorted by an icebreaker of the following ice classes*	*Polar Waters with Multi-year Ice*			*Year around navigation in water with first-year ice with the ice conditions given in Table 5/1A.2*
		Central Arctic basin[1]	*Arctic offshore shelf*[2]	*Antarctic ice covered waters*	
A5	Independently	Year around	Year around	Year around	Extreme
A4,A3	Escorted by A5 Ice Class Vessel	Year around	Year around	Year around	Extreme
A4	Independently	July through November	Year around	Year around	Extreme
A3,A2	Escorted by A4 or Higher Ice Class Vessel	July through November	Year around	Year around	Extreme
A3	Independently	Short term, short distance entries during July through September	July through December	February through May	Extreme
A2,A1	Escorted by A3 or Higher Ice Class Vessel	Short term, short distance entries during July through September	July through December	February through May	Extreme
A2	Independently	—	August through October	March through April	Extreme
A1,A0	Escorted by A2 or Higher Ice Class Vessel	—	August through October	March through April	Extreme
A1	Independently	—	August through September	—	Very Severe
B0	Escorted by A3 or Higher Ice Class Vessel	—	August through October	March through April	Extreme
A0,B0,C0	Escorted by A1 or Higher Ice Class Vessel	—	August through September	—	Very Severe
A0	Independently	—	—	—	Severe
B0	Independently	—	—	—	Medium
C0	Independently	—	—	—	Light
D0	Independently	—	—	—	Very Light

Notes

1 "Central Arctic Basin" means all the multi-year ice covered waters of the Arctic Ocean and Arctic seas to the north from the boundary of the stable Arctic pack ice zone.

2 "Arctic Offshore Shelf" means Arctic waters within landfast and shear ice zones off the shores of continents, archipelagoes, and Greenland.

TABLE 5/1A.2
Ice Conditions of First-Year Ice Versus Concentration and Thickness of Ice Cover

Thickness of First-Year Ice Cover in M (Ft)	*Concentration of Ice*[1]			
	Very Close and Consolidated Ice, Fast Ice (from 10/10 to 9/10 or from 8/8 to 7/8)	*Close Ice (from 9/10 to 6/10 or from 7/8 to 5/8)*	*Open Ice (from 6/10 to 3/10 or from 5/8 to 2/8) and Fresh Channel*[2] *in fast ice (more than 6/10 or 5/8)*	*Very Open Ice (less than 3/10 or 2/8), Fresh Channel*[2] *in Fast Ice (6/10 or 5/8 and less) and Brash Ice*
1.0(3.3) and above	Extreme	Extreme	Very severe	Severe
from 0.5(2) to 1.0(3.3)	Extreme	Very severe	Severe	Medium
from 0.3(1) to 0.5(2)	Very severe	Severe	Medium	Light
less than 0.3(1)	Severe	Medium	Light	Very light

Notes

1 These ratios of mean area density of ice in a given area are from the "World Meteorological Organization Sea Ice Nomenclature" Appendix B.7 and give the ratio of area of ice concentration to the total area of sea surface within some large geographic locale.

2 Provided the channel is wider than the ship

TABLE 5/1A.18
Design Ice Force Coefficient

Ice class	K_1 *SI units (metric, US)*	K_2 *SI units (metric, US)*
A5	55 (5.6, 3.1)	294 (30.0, 16.4)
A4	53 (5.4, 3.0)	286 (29.2, 16.0)
A3	49 (5.0, 2.7)	243 (24.8, 13.6)
A2	43 (4.4, 2.4)	188 (19.2, 10.0)
A1	32 (3.3, 1.8)	110 (11.2, 6.1)
A0	20 (2.1, 1.1)	59 (6.0, 3.3)
B0	13 (1.3, 0.7)	35 (3.6, 2.0)
C0	9 (0.9, 0.5)	22 (2.2, 1.2)
D0	7 (0.7, 0.4)	18 (1.8, 1.0)

5/1A.49 Determination of Ice Torque for Propulsion Systems

The Ice Torque M for determining the dimensions of propellers and gears is to be in accordance with Table 5/1A.20 and associated notes. It is expected that a dynamic analysis of ice loads be carried out on classes A5 through A2. The use of ice torques based on these analyses will be subject to special consideration.

TABLE 5/1A.20
Value of Ice Torque M

Location of Propeller	*Centerline*	*Off Centerline*
Propellers protected by nozzle		
Nozzle protected (see Note 1)		
class A5-B0	$0.75M_1$ (see Note 2)	$0.85M_1$ (see Note 2)
class C0-D0	$0.85M_1$	$0.9M_1$
Nozzle unprotected		
class A5-C0	$0.9M_1$ (see Note 3)	$0.9M_1$ (see Note 3)
class D0	$0.9M_1$	$0.9M_1$
Open propellers		
class A5-A2	M_{12}	$1.1M_{12}$ (see Note 4)
class A1-D0	M_1	M_1

M_1 = m D^2 in kN-m (tf-m, Ltf-ft)

M_2 = kN/R in kN-m (tf-m, Ltf-ft)

M_{12} = the greater of M_1 or M_2

m, k = value from Table 5/1A.21

D = propeller diameter in m(ft)

N = Power at the maximum continuous rating in kW (metric hp, British hp)

R = RPM at the maximum continuous rating

Notes

1. These requirements apply where the nozzle is well protected, by ice knives, fins or other adequate stern arrangement, from large ice fragments entering into nozzle from forward or backward motion of the vessel. These reductions are subject to special consideration.
2. To be not less than required for the second lower ice class.
3. To be not less than required for the next lower ice class.
4. Need not be greater than required for next higher ice class.

5/1A.51 Propellers

5/1A.51.1 Propeller Arrangements

Propeller arrangements, the shape of the stern and the propeller protecting structures are to be adequate for the intended service. Special consideration is to be given to the propeller protection when moving astern. For A5 through A1 ice class vessels the following condition is to be complied with.

$$0.5B_x - b_x \geq kd$$

B_x = breadth of the lower ice waterline, as defined in 5/1A.5.3, at the hull section in way of the propeller tips, in m or ft

b_x = distance from the centerline of the vessel to the outermost propeller blade tip, in m or ft

k = 0.25 for unducted propellers
= 0.10 for ducted propellers

d = propeller diameter, in m or ft

5/1A.51.2 Propeller Section

a *Width and Thickness* The thickness T and width W of propeller blade sections are to be obtained from the following equations.

At the 0.25 radius for solid propellers

$$WT^2 = [a_1/U(0.65 + 0.7P_{0.25})][(a_2CN/nR) + a_3M] \text{ cm}^3 \text{ (in.}^3\text{)}$$

At the 0.35 radius for controllable-pitch propellers or propellers with hubs larger than 0.25 radius

$$WT^2 = [a_4/U(0.65 + 0.49F_{nominal})][(a_2CN/nR) + a_5M] \text{ cm}^3 \text{ (in.}^3\text{)}$$

At the 0.6 radius for solid propellers

$$WT^2 = [a_6/U(0.65 + 0.7P_{0.6})][(a_2CN/nR) + a_7M] \text{ cm}^3 \text{ (in.}^3\text{)}$$

At the 0.6 radius for controllable-pitch propellers

$$WT^2 = [a_6/U(0.65 + 0.49F_{nominal})][(a_2CN/nR) + a_7M] \text{ cm}^3 \text{ (in.}^3\text{)}$$

a_1 = 2650 (270, 27000)
a_2 = 272 (200, 176)
a_3 = 22.4 (220, 59.134)
a_4 = 2108 (215, 21500)
a_5 = 23.5 (230, 61.822)
a_6 = 932 (95, 9500)
a_7 = 28.6 (280, 75.261)

W = expanded width of a cylindrical section at the appropriate radius, cm or in.

T = maximum thickness at the appropriate radius from propeller drawing, cm or in.

U = tensile strength of propeller material, N/mm^2 (kgf/mm^2, psi)

F = pitch at the appropriate radius divided by the propeller diameter (for controllable-pitch propellers, the nominal value of pitch is to be used)

C = 1 for $N \leq$ 7,460 kW (10,140 mhp, 10,000 hp)

$C = 0.667 + \frac{N}{22380}$ for 7,460 kW < N < 29,840 kW

$= 0.667 + \frac{N}{30420}$ for 10,140 mhp < N < 40,560 mhp

$= 0.667 + \frac{N}{30000}$ for 10,000 hp < N < 40,000 hp

C = 2 for $N \geq$ 29,480 kW (40,560 mhp, 40,000 hp)

N = as defined in 5/1A.9.1, per propeller

n = number of blades

R = rpm at the maximum continuous rating

M = ice torque as defined in 5/1A.49

b *Blade Tip Thickness* The minimum blade thickness t_a in mm or in. at the tip of the blade (D/2) measured at a point 1.25 t_a from the leading edge for controllable-pitch propellers, and from each edge for solid propellers is to be determined from the following equations.

For Classes A1 through A5

$$t_a = (a_1 + a_2D)\sqrt{a_3/U} \text{ mm (in.)}$$

For Classes A0, B0, C0 and D0

$$t_a = (a_4 + a_2D)\sqrt{a_3/U} \text{ mm (in.)}$$

a_1 = 20 (20, 0.787)
a_2 = 2 (2, 0.024)
a_3 = 490 (50, 71000)
a_4 = 15 (15, 0.591)

D = propeller diameter, m or ft

U = tensile strength of the propeller material, N/mm^2 (kgf/mm^2, psi)

c *Blade Bolts* For built-up or controllable-pitch propellers, the cross sectional area of the bolts at the root of the thread is to be determined by the following equation.

$$a = 0.082\ U\ W\ T^2/U_b nr$$

a = area of each bolt at root of thread in mm^2 or $in.^2$

U = tensile strength of the propeller material, N/mm^2 (kgf/mm^2, psi)

U_b = tensile strength of the bolt material, N/mm^2 (kgf/mm^2, psi)

n = number of bolts on one side of blade (if n is not the same on both sides of the blade, the smaller number is to be used.)

r = radius of bolt pitch circle in mm or in.

W and T as defined in 5/1A.53 in mm or in.

5/1A.51.3 Additional Requirements

a *Rule Required Thickness* Where the blade thickness derived from the equations in 5/1A.51.1 is less than the required thickness detailed in Section 4/7, the latter is to be used.

b *Other Sections* The thickness of propeller sections at radii intermediate to those specified are to be determined

TABLE 5/1A.21
Values of m and k

Ice class	m SI units	MKS units	US units	k SI units	MKS units	US units
A5	37.3	3.80	1.14	20.8	1.56	5.11
A4	35.4	3.60	1.08	19.1	1.43	4.68
A3	30.4	3.10	0.93	16.4	1.23	4.03
A2	25.5	2.60	0.78	14.0	1.05	3.44
A1	20.6	2.10	0.63	—	—	—
A0	15.7	1.60	0.48	—	—	—
B0	13.0	1.33	0.40	—	—	—
C0	12.1	1.23	0.37	—	—	—
D0	11.1	1.13	0.34	—	—	—

from fair curves connecting the required section thicknesses.

c *Blade Edges* The thickness of blade edges is not to be less than 50% of the required tip thickness t_a.

d *Controllable-pitch Propellers* The strength of the internal mechanisms of controllable-pitch propellers is to be at least 1.5 times that of the blade in the weakest direction of the blade, for a load applied on the blade at the 0.9 radius, and at an offset from the blade spindle axis equal to two-thirds the distance from the spindle axis to the leading or trailing edge (whichever is greater, as measured at the 0.9 radius).

e *Highly Skewed Propellers* Where highly skewed propellers are utilized, stress calculations considering both the ahead and astern operating conditions as well as the above ice loads are to be submitted for review.

A2.1.5 Lloyd's Register of Shipping

8.2 Ice Class notations

8.2.1 Where the requirements of Section 9 are complied with the ship will be eligible for the addition of the term 'Icebreaking' to the ship type notation, e.g. 'Icebreaking Bulk Carrier', 'Icebreaking Tanker', etc. In addition one of the following special features notations will be assigned:

(a) Ice Class AC1: The requirements for the assignment of this class are intended for ships designed to navigate in Arctic or Antarctic ice conditions equivalent to unbroken ice with a thickness of 1,0 m.

(b) Ice Class AC1,5: The requirements for the assignment of this class are intended for ships designed to navigate in Arctic or Antarctic ice conditions equivalent to unbroken ice with a thickness of 1,5 m.

(c) Ice Class AC2: The requirements for the assignment of this class are intended for ships designed to navigate in Arctic or Antarctic ice conditions equivalent to unbroken ice with a thickness of 2,0 m.

(d) Ice Class AC3: The requirements for the assignment of this class are intended for ships designed to navigate in Arctic or Antarctic ice conditions equivalent to unbroken ice with a thickness of 3,0 m.

8.3 Navigation in Canadian Arctic Waters

8.3.1 Ships intending to navigate in the Canadian Arctic must comply with the *Canadian Arctic Shipping Pollution Prevention Regulations* established by the Consolidated Regulations of Canada, 1978, Chapter 353, in respect of which LR is authorized to issue Arctic Pollution Prevention Certificates.

8.3.2 The Canadian Arctic areas have been divided into zones relative to the severity of the ice conditions experienced, and in addition to geographic boundaries, each zone has seasonal limits affecting the necessary ice class notation required to permit operations at a particular time of year. It is the responsibility of the Owner to determine which notation is most suitable for his requirements.

8.4 Icebreakers

8.4.1 Sea-going ships specially designed for icebreaking duties will be assigned the ship type notation 'Icebreaker' in addition to the appropriate special features notation appropriate to the degree of ice strengthening provided.

9.17 Rudder, steering arrangements and nozzles

9.17.5 Fixed nozzles are to be effectively integrated into the aft end structure. Where a twin screw nozzle arrangement is fitted a heavy skeg is to be arranged in front of each nozzle. For such an arrangement it is considered advisable to keep the distance between the nozzles to a minimum in order to restrict ice flow between the nozzles. The head box structure should contain a dense grillage of longitudinal and transverse plate girders. Particular attention is to be paid to all structural details and especially the connections between the nozzle and the sole piece. Freely suspended nozzles are not considered suitable for icebreaking duties.

9.17.6 The nozzle construction requirements of Table 13.3.1 in Ch 13,3 should be upgraded for ships having Ice Class AC notations to include the abrasion allowance given in Table 9.9.17. However, the thickness of the shroud plating is to be not less than the shell plating in the stern area as determined by 9.8.1 taking the frame spacing, s, as 350 mm, but need not exceed 45 mm.

Table 9.9.17

Class	Abrasion Increment
Ice Class AC1	8
Ice Class AC1,5	10
Ice Class AC2	12
Ice Class AC3	15

9.17.7 The scantling of nozzle stock, gudgeon, pintles, sole piece, etc., determined in accordance with Ch 13,3 should be increased on the basis of 9.17.2. However the diameter of the nozzle stock is to be not less than that calculated in the astern condition taking the astern speed as half the speed given in Table 9.9.16 or the actual stern speed, whichever is the greater. The allowable stresses to be used in the calculation of nozzle stock diameter are to be taken as:

combined stress at lower bearings ≤ 85 N/mm² (8,7 kgf/mm²)

torsional stress in upper stock ≤ 55 N/mm² (5,6 kgf/mm²)

9.17.8 The section modulus of the sole piece obtained from 9.17.7 is to be not less than that determined in accordance with the following:

$$Z = CZ_s$$

where Z_s is the modulus of the sole piece calculated using the rule stress given in Ch 13,3. For the ahead condition, the actual service speed is to be used and for the astern condition, the greater of half the service speed or the astern speed, C is obtained from Table 9.9.18.

Table 9.9.18

Class	C
Ice Class AC1	1,5
Ice Class AC1,5	2
Ice Class AC2	2,5
Ice Class AC3	3,0

9.17.9 Nozzles with articulated flaps will be subject to special consideration.

9.17.10 Where the nozzle numeral as per Table 13.3.1, in Chapter 13 exceeds 400 an analysis of the nozzle structure should be carried out including appropriate simulation of ice impact loading.

9.17.11 It is advisable to verify that the natural frequency of the nozzle arrangement immersed in water is well removed from the excitation frequencies.

A 2 . 2 耐氷船規則
A2.2.1 日本海事協会

28.2 Ice Strengthening

28.2.1 Classification of Ice Strengthening

1 Ice Strengthening is classified into the following five ice classes.
(1) Class *IA Super* Ice Strengthening
(2) Class *IA* Ice Strengthening
(3) Class *IB* Ice Strengthening
(4) Class *IC* Ice Strengthening
(5) Class *ID* Ice Strengthening

2 It is the responsibility of the Owner to determine which class in -1 is most suitable for his requirement.

C28.2.1 耐氷構造の種級

-1. 規則C編 28.2.1-1. に定める耐氷種級と *Finnish–Swedish Ice Class Rules* 1985 に定める耐氷種級の対応を表 C28.2.1-1. に示す。

表C28.2.1-1. *Finnish–Swedish Ice Class Rules* 1985 に対する種級と本会の耐氷種級との対応

本会の耐氷種級	*Finnish–Swedish Ice Class Rules* 1985 に対する種級
NS*(Class IA Super Ice Strengthening) NS(Class IA Super Ice Strengthening)	*IA Super*
NS*(Class IA Ice Strengthening) NS(Class IA Ice Strengthening)	*IA*
NS*(Class IB Ice Strengthening) NS(Class IB Ice Strengthening)	*IB*
NS*(Class IC Ice Strengthening) NS(Class IC Ice Strengthening)	*IC*
NS*(Class ID Ice Strengthening) NS(Class ID Ice Strengthening) NS* NS	II

-2. 規則C編 28.2.1-1. に定める耐氷種級と *Arctic Shipping Pollution Prevention Regulations* に定める耐氷種級の対応を表 C28.2.1-2. に示す。

表C28.2.1-2. *Arctic Shipping Pollution Prevention Regulations* に対する種級と本会の耐氷種級との対応

本会の耐氷種級	*Arctic Shipping Pollution Prevention Regulations* に対する種級
NS*(Class IA Super Ice Strengthening) NS(Class IA Super Ice Strengthening)	Type A
NS*(Class IA Ice Strengthening) NS(Class IA Ice Strengthening)	Type B
NS*(Class IB Ice Strengthening) NS(Class IB Ice Strengthening)	Type C
NS*(Class IC Ice Strengthening) NS(Class IC Ice Strengthening) NS*(Class ID Ice Strengthening) NS(Class ID Ice Strengthening)	Type D
NS* NS	Type E

28.2.17 Ice Torque

1 Dimensions of propellers, shafting and gearing are to be determined taking into account the impact when a propeller blade hits ice. The ensuing load is hereinafter called the ice torque.

2 The ice torque (M) is to be less than the value determined by the following formula when the ice torque are used for the calculation of propeller in 28.2.18 and reduction gears in 28.2.20:

$$m\ D_p^2\ (kN\cdot m)$$

where:
D_p = Diameter of propeller (m)
m = Constant given in Table C 28.13

Table C 28.13 Value of Constant m

Class	m
IA Super	21.09
IA	15.70
IB	13.05
IC	11.97
ID	11.97

3 If the propeller is not fully submerged when the ship is in ballast condition, the ice torque for Ice Class *IA* is to be used for Ice Classes *IB*, *IC* and *ID*.

28.2.18 Propellers

1 As for the materials of the propellers, the elongation of the materials used is not to be less than 19% for *U14A* test specimen specified in Part K, and absorbed energy for the Charpy impact test is not to be less than 21 J at −10°C for *U4* test specimen specified in Part K.

2 Width and thickness of the propeller at each blade section specified below are to be determined as follows, the blade thickness at 0.125 D_p radius, however, is not to be less than the value determined by the formula in 7.2.1, Part D.

(1) For solid propellers

At the radius 0.125 D_p:

$$wt^2 = \frac{26490}{\sigma_0(0.65+0.7P/D_p)}\left\{27.2\frac{H}{ZR}+2.24M\right\}$$

At the radius 0.3 D_p:

$$wt^2 = \frac{9320}{\sigma_0(0.65+0.7P/D_p)}\left\{27.2\frac{H}{ZR}+2.85M\right\}$$

(2) For controllable pitch propellers

At the radius 0.175 D_p:

$$wt^2 = \frac{21090}{\sigma_0(0.65+0.7P/D_p)}\left\{27.2\frac{H}{ZR}+2.34M\right\}$$

At the radius 0.3 D_p:

$$wt^2 = \frac{9320}{\sigma_0(0.65+0.7P/D_p)}\left\{27.2\frac{H}{ZR}+2.85M\right\}$$

where:
w = Length of the expanded cylindrical section of the blade, at the radius in question (cm)
t = The corresponding maximum blade thickness (cm)
P = Propeller pitch at the radius in question (m). For controllable pitch propeller 70% of the nominal pitch is to be used.
D_p = Diameter of propeller (m)
H = Engine output per propeller (kW)
M = Ice torque specified in 28.2.17 ($kN\cdot m$)
Z = Number of blades
R = Number of revolution at the maximum continuous engine output of main engine (rpm)
σ_0 = Specified minimum tensile strength of the propeller blade material. (N/mm^2)

3 The blade tip thickness at the radius 0.5 D_p is not less than the value determined by the following formula:

(1) Ice Class *IA Super*

$$(20+2D_p)\sqrt{\frac{490}{\sigma_0}}\quad (mm)$$

(2) Ice Classes other than *IA Super*

$$(15+2D_p)\sqrt{\frac{490}{\sigma_0}}\quad (mm)$$

where:
D_p and σ_0 = As specified in -2.

4 The blade thickness of other sections is to conform to a smooth curve connecting the section thickness as determined by the above -2 and -3.

5 The thickness of blade edges is to be less than 50% of the blade tip thickness determined by the above -3. For solid propellers, the measured points are the position equal to 1.25 *times* the required blade tip thickness in the above -3 from leading and following edges, respectively. For controllable pitch propellers, this applies only to the leading edge.

6 The strength of mechanisms in the boss of a controllable pitch propeller is to be 1.5 *times* that of the blade, when a load is applied at the radius 0.45 D_p in the weakest direction of the blade.

A2.2.2 ASPPR 耐氷階級

CATEGORY	OPERATING ROLE	ICE TYPE
CAC1	Unrestricted	Multi-year
CAC2	Transit or controlled icebreaking	Multi-year
CAC3	Transit or controlled icebreaking	Second-year
CAC4	Transit or controlled icebreaking	Thick first-year
Type A	Transit	Medium first-year
Type B	Transit	Thin first-year (2nd stage)
Type C	Transit	Thin first-year (1st stage)
Type D	Transit	Grey-white
Type E	Transit	Grey

TYPE SHIPS

TYPE A SHIP

5. A TYPE A ship is a ship which
   - (a) is a self-propelled ship that complies with the construction standards specified as Type A in *[Existing CASPPR]*
   - (b) in the case of a self-propelled ship, has on board
     - (i) an operating manual to guide the master in the operation of the ship in Ice and
     - (ii) a manual describing the operating services and regulatory regime for the Arctic waters of Canada
   - (c) in the case of a self-propelled ship,has on board facsimile equipment for receiving Ice and weather maps transmitted by electronic means
   - (d) in the case of a self-propelled ship, has on board persons trained in;
     - (i) the Arctic Ice regime and climate as it affects the zones in which the ship is permitted to navigate under these Regulations,
     - (ii) the recognition by visual and electronicmeans of Ice types found in Arctic waters
     - (iii) the operation of any electronic and related equipment on board for receiving and Interpreting Ice and weather Information.

TYPE B SHIP

6. A TYPE B ship is a ship which
   - (a) is a ship that complies with the construction standards specified as Type B in *[Existing CASPPR]*
   - (b) in the case of a self-propelled ship, has on board
     - (i) an operating manual to guide the master in the operation of the ship in Ice and
     - (ii) a manual describing the operating services and regulatory regime for the Arctic waters of Canada
   - (c) in the case of a self-propelled ship,has on board facsimile equipment for receiving Ice and weather maps transmitted by electronic means
   - (d) in the case of a self-propelled ship, has on board persons trained in;
     - (i) the Arctic Ice regime and climate as it affects the zones in which the ship is permitted to navigate under these Regulations,
     - (ii) the recognition by visual and electronicmeans of Ice types found in Arctic waters
     - (iii) the operation of any electronic and related equipment on board for receiving and Interpreting Ice and weather Information.

TYPE C SHIP

7. A TYPE C ship is a ship which
   - (a) is a ship that complies with the construction standards specified as Type C in *[Existing CASPPR]*
   - (b) in the case of a self-propelled ship, has on board
     - (i) an operating manual to guide the master in the operation of the ship in Ice and
     - (ii) a manual describing the operating services and regulatory regime for the Arctic waters of Canada
   - (c) in the case of a self-propelled ship,has on board facsimile equipment for receiving Ice and weather maps transmitted by electronic means
   - (d) in the case of a self-propelled ship, has on board persons trained in;
     - (i) the Arctic Ice regime and climate as it affects the zones in which the ship is permitted to navigate under these Regulations,
     - (ii) the recognition by visual and electronicmeans of Ice types found in Arctic waters
     - (iii) the operation of any electronic and related equipment on board for receiving and Interpreting Ice and weather Information.

TYPE D SHIP

8. A TYPE D ship is a ship which
   - (a) is a ship that complies with the construction standards specified as Type D in *[Existing CASPPR]*
   - (b) in the case of a self-propelled ship, has on board
     - (i) an operating manual to guide the master in the operation of the ship in Ice and
     - (ii) a manual describing the operating services and regulatory regime for the Arctic waters of Canada
   - (c) in the case of a self-propelled ship,has on board facsimile equipment for receiving Ice and weather maps transmitted by electronic means
   - (d) in the case of a self-propelled ship, has on board persons trained in;
     - (i) the Arctic Ice regime and climate as it affects the zones in which the ship is permitted to navigate under these Regulations,
     - (ii) the recognition by visual and electronicmeans of Ice types found in Arctic waters
     - (iii) the operation of any electronic and related equipment on board for receiving and Interpreting Ice and weather Information.

TYPE E SHIP

9. A TYPE E ship is a ship which
   - (a) is a ship that complies with the construction standards specified as Type E in *[Existing CASPPR]*
   - (b) in the case of a self-propelled ship, has on board
     - (i) an operating manual to guide the master in the operation of the ship in Ice and
     - (ii) a manual describing the operating services and regulatory regime for the Arctic waters of Canada
   - (c) in the case of a self-propelled ship,has on board facsimile equipment for receiving Ice and weather maps transmitted by electronic means
   - (d) in the case of a self-propelled ship, has on board persons trained in;
     - (i) the Arctic Ice regime and climate as it affects the zones in which the ship is permitted to navigate under these Regulations,
     - (ii) the recognition by visual and electronicmeans of Ice types found in Arctic waters
     - (iii) the operation of any electronic and related equipment on board for receiving and Interpreting Ice and weather Information.

図 A2.2.2.1　Shipping Safty Control Zones Order での海域区分

表 A2.2.2.1　Shipping Safty Control Zones Order　(ASPPR)

Item	Column I Category	Column II Zone 1	Column III Zone2	Column IV Zone 3	Column V Zone 4	Column VI Zone 5	Column VII Zone 6	Column VIII Zone 7	Column IX Zone 8	Column X Zone 9	Column XI Zone 10	Column XII Zone 11	Column XIII Zone 12	Column XIV Zone 13	Column XV Zone 14	Column XVI Zone 15	Column XVII Zone 16
1.	Arctic Class 10	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year
2.	Arctic Class 8	Jul.1 to Oct.15	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year
3.	Arctic Class 7	Aug.1 to Sept.30	Nov.30	Jul.1 to Dec.31	Jul.1 to Dec.15	Jul.1 to Dec.15	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year
4.	Arctic Class 6	Aug.15 to Sept.15	Aug.1 to Oct.31	Jul.15 to Nov.30	Jul.15 to Nov.30	Aug.1 to Oct.15	Jul.15 to Feb.28	Jul.1 to Mar.31	Jul.1 to Mar.31	All Year Mar.31	All Year	Jul.1 to	All Year	All Year	All Year	All Year	All Year
5.	Arctic Class 4	Aug.15 to Sept.15	Aug.15 to Oct.15	Jul.15 to Oct.31	Jul.15 to Nov.15	Aug.15 to Sept.30	Jul.20 to Dec.31	Jul.15 to Jan.15	Jul.15 to Jan.15	Jul.10 to Mar.31	Jul.10 to Feb.28	Jul.5 to Jan.15	June 1 to Jan.31	June 1 to Feb.15	June 15 to Feb.15	June 15 to Mar.15	June 1 to Feb.15
6.	Arctic Class 3	Aug.20 to Sept.15	Aug.20 to Sept.30	Jul.25 to Oct.15	Jul.20 to Nov.5	Aug.20 to Sept.25	Aug.1 to Nov.30	Jul.20 to Dec.15	Jul.20 to Dec.31	Jul.20 to Jan.20	Jul.15 to Jan.25	Jul.5 to Dec.15	June 10 to Dec.31	June 10 to Dec.31	June 20 to Jan.10	June 20 to Jan.10	June 5 to Jan.10
7.	Arctic Class 2	No Entry	No Entry	Aug.15 to Sept.30	Aug.1 to Oct.31	No Entry	Aug.15 to Nov.20	Aug.1 to Nov.20	Aug.1 to Nov.30	Aug.1 to Dec.20	Jul.25 to Dec.20	Jul.10 to Nov.20	June 15 to Dec.5	June 25 to Nov.15	June 25 to Dec.10	June 25 to Dec.20	June 10 to Dec.10
8.	Arctic Class 1A	No Entry	No Entry	Aug.20 to Sept.15	Aug.20 to Sept.30	No Entry	Aug.25 to Oct.31	Aug.10 to Nov.5	Aug.10 to Nov.20	Aug.10 to Dec.10	Aug.1 to Dec.10	Jul.15 to Nov.10	Jul.1 to Nov.10	Jul.15 to Oct.31	Jul.1 to Nov.30	Jul.1 to Dec.10	June 20 to Nov.30
9.	Arctic Class 1	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	Aug.25 to Sept.30	Aug.10 to Oct.15	Aug.10 to Oct.31	Aug.10 to Oct.31	Aug.1 to Oct.31	Jul.15 to Oct.20	Jul.1 to Oct.31	Jul.15 to Oct.15	Jul.1 to Nov.30	Jul.1 to Nov.30	June 20 to Nov.15
10.	Type A	No Entry	No Entry	Aug.20 to Sept.10	Aug.20 to Sept.20	No Entry	Aug.15 to Oct.15	Aug.1 to Oct.25	Aug.1 to Nov.10	Aug.1 to Nov.20	Jul.25 to Nov.20	Jul.10 to Oct.31	June 15 to Nov.10	June 25 to Oct.20	June 25 to Nov.30	June 25 to Dec.5	June 20 to Nov.20
11.	Type B	No Entry	No Entry	Aug.20 to Sept.5	Aug.20 to Sept.15	No Entry	Aug.25 to Sept.30	Aug.10 to Oct.15	Aug.10 to Oct.31	Aug.10 to Oct.31	Aug.1 to Oct.31	Jul.15 to Oct.20	Jul.1 to Oct.25	Jul.15 to Oct.15	Jul.1 to Nov.30	Jul.1 to Nov.25	June 20 to Nov.10
12.	Type C	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	Aug.25 to Sept.25	Aug.10 to Oct.10	Aug.10 to Oct.25	Aug.10 to Oct.25	Aug.1 to Oct.25	Jul.15 to Oct.15	Jul.1 to Oct.25	Jul.15 to Oct.10	Jul.1 to Nov.25	Jul.1 to Nov.10	June 25 to Nov.10
13.	Type D	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	Aug.10 to Oct.5	Aug.15 to Oct.20	Aug.15 to Oct.20	Aug.5 to Oct.20	Jul.15 to Oct.10	Jul.1 to Oct.20	Jul.30 to Sept.30	Jul.10 to Nov.10	Jul.5 to Nov.10	Jul.1 to Oct.31
14.	Type E	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	No Entry	Aug.10 to Sept.30	Aug.20 to Oct.20	Aug.20 to Oct.15	Aug.10 to Oct.20	Jul.15 to Sept.30	Jul.1 to Oct.20	Aug.15 to Sept.20	Jul.20 to Oct.31	Jul.20 to Nov.5	Jul.1 to Oct.31