

博士論文

氷中と平水中の性能を同時に考慮した
砕氷船型の最適化に関する研究

Hull form optimization of an icebreaker ship considering
the performance in ice and open water condition

横浜国立大学大学院
理工学府

安齋 圭祐
Anzai Keisuke

2021年9月

目次

第1章	序論	1
1.1.	研究背景	1
1.2.	砕氷船の特徴	4
1.3.	砕氷船の最適化に関する既往の研究	7
1.4.	研究目的	8
1.5.	本論文の構成	9
第2章	砕氷船型生成法	10
2.1.	緒言	10
2.2.	砕氷船型生成法の概要	10
2.3.	船型生成に用いるパラメータ	12
2.4.	フラットサイドライン生成法	15
2.5.	W.L.生成法	16
2.6.	フレームライン補間法	19
2.7.	第2章のまとめ	21
第3章	平坦氷中抵抗推定法	22
3.1.	緒言	22
3.2.	平坦氷中航行時の砕氷現象	22
3.3.	平坦氷中抵抗の成分分離	24
3.3.1.	ITTCによる実験的な成分分離法	24
3.3.2.	ICHM法における成分分離	26
3.4.	船体表面パネルと座標系	27
3.5.	船体と氷の接触範囲のモデル化	28
3.5.1.	接触範囲の推定法	28
3.5.2.	曲げ破壊発生領域の推定	30
3.5.3.	氷片膜モデル	32
3.6.	砕氷抵抗の計算	41
3.6.1.	純砕氷抵抗 R_1	41
3.6.2.	氷片の押沈/回転による抵抗 R_2	42
3.6.3.	氷片の押分による抵抗 R_3	44
3.7.	平坦氷中抵抗推定法の検証	46
3.7.1.	供試船型と実験条件	46
3.7.2.	計算条件	47
3.7.3.	氷片分布の比較	48
3.7.4.	砕氷抵抗と各抵抗成分の割合	50

3.7.5.	抵抗分布.....	51
3.8.	第3章のまとめ.....	53
第4章	造波抵抗推定法.....	54
4.1.	緒言.....	54
4.2.	計算方法.....	54
4.2.1.	基礎理論.....	54
4.2.2.	楕円型自由表面パネル.....	57
4.2.3.	Dawson型自由表面条件の処理.....	59
4.3.	船体表面パネルの生成法.....	61
4.4.	造波抵抗推定法の検証.....	63
4.4.1.	対象船型.....	63
4.4.2.	船体表面パネルの分割法.....	63
4.4.3.	計算に用いるパネル点数.....	65
4.4.4.	船型の差に対する応答.....	68
4.5.	第4章のまとめ.....	69
第5章	最適化計算.....	70
5.1.	緒言.....	70
5.2.	最適化計算法の概要.....	70
5.3.	多目的遺伝的アルゴリズム.....	72
5.3.1.	遺伝的アルゴリズムの概要.....	72
5.3.2.	パレート解.....	72
5.3.3.	最適化計算の流れ.....	73
5.4.	最適化計算法の検証.....	76
5.4.1.	計算条件.....	76
5.4.2.	制約条件.....	78
5.4.3.	計算結果.....	79
5.5.	第5章のまとめ.....	81
第6章	最適化船型の特徴.....	82
6.1.	緒言.....	82
6.2.	船型の比較.....	82
6.2.1.	W.L.の比較.....	82
6.2.2.	フレームラインの比較.....	84
6.2.3.	C _p 曲線の比較.....	86
6.3.	平坦氷中抵抗の比較.....	87
6.3.1.	各船型にかかる平坦氷中抵抗.....	87
6.3.2.	氷中抵抗分布(純砕氷抵抗R ₁).....	88

6.3.3.	水中抵抗分布(氷片の押沈/回転による抵抗 R_2)	90
6.3.4.	水中抵抗分布(氷片の押分による抵抗 R_3)	92
6.4.	造波抵抗の比較	94
6.4.1.	各船型にかかる造波抵抗	94
6.4.2.	波紋	95
6.4.3.	船体表面圧力分布	96
6.5.	船型と性能の相関	98
6.5.1.	比較対象の船型	98
6.5.2.	水面近傍の船体形状の比較	99
6.6.	第6章のまとめ	101
第7章	結論	102
7.1.	まとめ	102
7.2.	今後の課題	103
第8章	謝辞	104
第9章	参考文献	105

図目次

図 1.1.1	氷海水槽試験(ジャパン マリンユナイテッド株式会社 氷海水槽).....	3
図 1.2.1	砕氷船の特徴(側面図).....	5
図 1.2.2	砕氷船の特徴(横断面図).....	5
図 1.2.3	SPOON BOW ¹³⁾	6
図 2.2.1	船型生成手順.....	11
図 2.3.1	船首 PROFILE パラメータ.....	13
図 2.3.2	中央断面パラメータ.....	13
図 2.3.3	船型生成における座標系.....	14
図 2.4.1	フラットサイドライン概略図.....	15
図 2.5.1	W.L.の基点.....	16
図 2.5.2	W.L.基準曲線($a_1, a_2 = 1, 1$).....	17
図 2.6.1	フレームライン補間法.....	20
図 3.2.1	平坦氷中の砕氷現象.....	23
図 3.3.1	PRE-SAWN ICE 試験の船底写真.....	25
図 3.3.2	ITTC 法による抵抗分離.....	25
図 3.4.1	抵抗計算に使用する船体表面パネル.....	27
図 3.4.2	ICHM 法における座標系.....	27
図 3.5.1	氷片に覆われる船体の範囲の概略図.....	29
図 3.5.2	KOTRAS のカスプモデル.....	30
図 3.5.3	氷片の回転状況の場合分け.....	33
図 3.5.4	場合分けの範囲.....	34
図 3.5.5	水面近傍で回転した氷片(CASE 2-A).....	35
図 3.5.6	$\beta_{i,j}$ と $\Delta\beta_{i,j}$ の概要.....	37
図 3.5.7	排氷影響推定の概略図.....	38
図 3.6.1	氷片の沈降量 s_j	43
図 3.6.2	氷片追跡法.....	44
図 3.7.1	氷片群の密接率.....	47
図 3.7.2	氷片分布(ICEBREAKER).....	49
図 3.7.3	氷片分布(ICE MV).....	49
図 3.7.4	抵抗推定結果(ICEBREAKER).....	50
図 3.7.5	抵抗推定結果(ICE MV).....	50
図 3.7.6	R1の抵抗分布(ICEBREAKER).....	51
図 3.7.7	R1の抵抗分布(ICE MV).....	51
図 3.7.8	R2 + R3の抵抗分布(ICEBREAKER).....	52

図 3.7.9	R2 + R3の抵抗分布(ICE MV).....	52
図 4.2.1	自由表面パネル	58
図 4.3.1	フレームライン分割法	62
図 4.3.2	船体表面パネル(等分割).....	62
図 4.3.3	船体表面パネル(分割数調整).....	62
図 4.4.1	パネル生成法の検証結果	64
図 4.4.2	船体表面パネル数の検証結果	66
図 4.4.3	自由表面パネル数の検証結果	67
図 4.4.4	A, B 船型の造波抵抗推定結果.....	68
図 5.2.1	最適化計算の概要	70
図 5.3.1	パレート解のイメージ	73
図 5.3.2	多目的最適化計算のフロー	75
図 5.4.1	船首 PROFILE 形状	77
図 5.4.2	船体中央断面形状	77
図 5.4.3	W.L.凹形状の許容範囲.....	78
図 5.4.4	最適化計算結果	80
図 6.2.1	最適化船型の W.L.の比較.....	83
図 6.2.2	中間船型と既存の船型の W.L.の比較.....	83
図 6.2.3	最適化船型のフレームラインの比較.....	85
図 6.2.4	中間船型と既存の船型のフレームラインの比較.....	85
図 6.2.5	各船型のCP曲線	86
図 6.3.1	水中抵抗の比較	87
図 6.3.2	水中抵抗分布(R1)：水中特化船型	89
図 6.3.3	水中抵抗分布(R1)：平水中特化船型	89
図 6.3.4	水中抵抗分布(R2)：水中特化船型	91
図 6.3.5	水中抵抗分布(R2)：平水中特化船型	91
図 6.3.6	水中抵抗分布(R3)：水中特化船型	93
図 6.3.7	水中抵抗分布(R3)：平水中特化船型	93
図 6.4.1	造波抵抗の比較	94
図 6.4.2	波紋の比較	95
図 6.4.3	船体表面圧力分布：水中特化船型.....	97
図 6.4.4	船体表面圧力分布：平水中特化船型.....	97
図 6.5.1	比較対象の船型	98
図 6.5.2	水面近傍の船体形状(W.L.).....	99
図 6.5.3	水面近傍の船体形状(W.L.の開き角 α).....	100
図 6.5.4	水面近傍の船体形状(フレームラインの傾斜角 β).....	100

表目次

表 2.3.1	船型生成条件	12
表 2.3.2	設計変数	12
表 3.7.1	供試船型の主要目	46
表 3.7.2	氷片分布の推定パラメータ	47
表 3.7.3	砕氷抵抗の推定パラメータ	47
表 4.4.1	対象船型の主要目	63
表 4.4.2	船体表面パネルの点数	64
表 4.4.3	自由表面パネルの点数	64
表 4.4.4	船体表面パネルの分割条件	66
表 4.4.5	自由表面パネルの分割条件	67
表 5.2.1	性能評価条件	71
表 5.4.1	最適化計算入力値	76

本論文における主要な記号一覧

B_{oc}	開水路幅
B	船幅
C_{apd}	船体付加物の影響を考慮した係数
C_{bf}	船首部方形係数
$C_{c(i,j)}$	パネル (i,j) が氷片に覆われる割合($0 \leq C_{c(i,j)} \leq 1$)
C_h	氷厚影響係数
C_{rv}	排氷係数
C_v	氷片群の密接率
C_w	造波抵抗係数
$D_c(X)$	X におけるカスプ破壊深さ
d	喫水
d_{ff}	フォアフット起点高さ
E	氷板の弾性率
F_n	フルード数
$f_b(i,j)$	パネル (i,j) に作用する氷片の浮力
g	重力加速度
h	氷厚
$k_{11}, k_{12}, k_{21}, k_{22}, k_{31}, k_{32}$	無次元係数
L	船長
l_c	氷板の特性長
m	抵抗に対する船速の感度を表す係数
n_e	パネル局所座標系の法線方向単位ベクトル (c_x, c_y, c_z)
R_1	純砕氷抵抗
R_2	氷片の押沈/回転による抵抗
R_3	氷片の押し分けによる抵抗
R_i	砕氷抵抗
R_{in}	計算条件に対する代表的な平坦氷中抵抗(標準平坦氷中抵抗)
R_t	全氷中抵抗
R_w	造波抵抗
R_{wn}	計算条件に対する代表的な造波抵抗(標準造波抵抗)
$r(P, q)$	点 P から点 q までの距離
r_b	ビルジ半径
r_{p1}	船首-フォアフット半径

r_{p2}	フォアフット下端半径
S_0	二重模型船体表面
S_1	静止水面
$S_{LI(i,j)}$	水面から $h/\cos\beta_{w(j)}$ の範囲に含まれるパネル (i,j) の面積
$S_{P(i,j)}$	パネル (i,j) の面積
t_{e1}	パネル局所座標系の長手方向単位ベクトル (a_x, a_y, a_z)
t_{e2}	パネル局所座標系の高さ方向単位ベクトル (b_x, b_y, b_z)
$t_{val(i)}$	設計変数 $(i = 1, 2, \dots, 9)$
U	船体周りの一様流速
V	船速
V_{irc}	排水限界船速
X_{cc}	曲げ破壊発生領域
X_e	エントランス長
X_f	船首部長さ
X, Y, Z	船型生成及び水中抵抗推定における座標軸
x_p	船首 Profile 長さ
x, y, z	造波抵抗推定における座標軸
y_b	フラットボトム幅
y_{box}	箱幅
$Z_{wl(i)}$	補間用 W.L.高さ $(i = 0, 1, \dots, 5)$
α	W.L.の開き角
β	フレームライン傾斜角
$\Delta\beta$	フレームライン傾斜角の変化量
β'	法線方向のフレア角
β_b	船底傾斜
β_c	氷片移動の限界傾斜角
$\Delta\beta_c$	氷片離脱の限界傾斜角変化量
β_s	船側傾斜
β_w	喫水線上のフレームライン傾斜角
μ_k	船体と氷の動摩擦係数
ν	氷のポアソン比
ρ_i	氷の密度
ρ_w	水の密度
$\sigma_0(q_0)$	二重模型船体表面 S_0 上の点 q_0 における吹き出し分布 (二重模型流れ)

$\Delta\sigma_0(q_0)$	二重模型船体表面 S_0 上の点 q_0 における吹き出し分布 (自由表面の波動影響)
$\sigma_1(q_1)$	静止水面 S_1 上の点 q_1 における吹き出し分布
σ_f	氷板の曲げ強度
Φ	船体周りの速度ポテンシャル
Φ_0	二重模型流れのポテンシャル
Φ_1	自由表面の波動影響を表すポテンシャル
φ_1	船首傾斜
φ_2	フォアフット傾斜

第1章 序論

1.1. 研究背景

近年、ロシア北東部を通過してヨーロッパとアジアを結ぶ北極海航路^{1),2)}(以下、NSR)が注目を浴びている。NSR を利用すると、スエズ運河周りの航路に比べて欧州北部～東アジア地域間の距離を 30～40%短縮することができるうえ、ソマリア沖の海賊出没海域や、マラッカ海峽などのチョークポイントを回避することができる。旧ソ連時代では、NSR は旧ソ連によって独占的に利用されていたが、1987 年に国際商業航路として開放され、現在では NSR 航行に関するロシア当局への申請や、原子力砕氷船による運航支援費用などが法制化されている。航路が公開されてからしばらくの間、ロシア経済の混乱などによって国際的な関心を集めることは無かったが、近年の気候変動に伴う海氷の減少によって航行環境が緩和しつつあることが明らかとなり、欧州アジア間の国際航路としての関心を集めるようになった。また、ロシアによって NSR 沿岸のヤマル半島で天然ガス開発が行われており、NSR を利用した輸出が行われている。

NSR の商業利用が盛んになる一方、極域は気候変動の影響が顕著に表れることから³⁾、気候や環境に関する学術的な研究対象としても注目が集まっている。日本では以前から南極観測隊による南極観測船を使用した洋上調査や昭和基地を拠点とした学術調査、海洋研究開発機構(JAMSTEC)による海洋地球研究船「みらい」を使用した北極海の調査等が行われてきた^{4),5),6),7)}。極域における観測では、移動可能な研究プラットフォームとして砕氷能力を備えた観測船が使用されており、近年では英国の「Sir David Attenborough」や中国の「雪竜 2」など、各国で新たな砕氷観測船が建造されている。

ここで、極域を航行する際に必要となる砕氷船の船型開発について考える。砕氷船型の開発では、砕氷船特有の事情によって、以下に示す 3 つの課題が生じる。

1) 氷中性能と平水中性能のバランスを考慮する必要がある

砕氷船が実際に運用される条件を考えると、氷海域に入るまでの区間は平水中を通過すること、夏季 NSR のように極域であっても氷が存在しない区間があることなどから、氷海域のみで運用されるとは限らない。一例として、日本の南極観測隊による「しらせ」の運用を考えると、南極観測隊は日本からオーストラリアを経由して昭和基地に向かうため、実際に通過する航路の殆どが平水中となる。そのため、砕氷船型を開発する際は、実際に運用される条件を考慮して、氷中性能と平水中性能のバランスを適切にとる必要がある。

最終的には氷中性能、平水中性能ともに優れた船型となることが理想であるが、砕氷性能に優れた船首形状になるほどフレームラインが大きく広がったブラントな船型となり、平水中性能が悪化するという、トレードオフの関係があるため、実際に実現することは困難である。

2) 性能評価に時間がかかる

氷中航行に関する現象は、氷と船体による固体同士の接触とそれに伴う破壊現象、その周りを流れる水の影響など、様々な要素が絡んでいるために数値計算による性能推定が難しく、最終的な性能評価には氷海水槽試験^{8), 9), 10)}が必須となる(図 1.1.1)。

氷海水槽試験は砕氷船特有の模型試験であり、水面上に物性の相似則を合わせた模型氷板を張り、その環境下で抵抗試験や自航試験を行うことで、砕氷船の氷中推進性能を推定する。模型氷板は1航走毎に破壊、消費されてしまうため、氷海水槽試験では毎回製氷を行う必要がある。そのため、試験設備や使用する氷板の厚さにもよるが、試験回数は概ね1日に1回が限度となる。

このような事情から、氷海水槽試験は通常の曳航水槽試験に比べて試験効率が悪く、性能評価により多くの時間を要する。限られた開発期間で開発ループを十分に回すことが難しくなるため、砕氷船型の開発では適切な初期船型の選定が重要となる。

3) タイプシップとなる船型が少ない

船型を開発する際は、過去に開発した船型から要求性能に近いタイプシップを選定し、それを基に開発を行うという流れが一般的である。しかし、砕氷船は通常の船舶に比べて建造、開発実績が少ないためにベースとなる船型が限られてしまい、要求に見合った適切なタイプシップが存在しないことが多い。

要求性能が異なる船型をベースに開発を行う場合、2) で示したように開発ループを十分に回す事が困難なために、要求性能により適合した船型が存在していたとしても、それを見落とす可能性が高くなってしまう。また、同様の理由から、新規に船型開発を行うことも難しい。

以上の背景の下、本論文では砕氷船の船型開発に関する課題を解決し、効率的な船型開発を行うために実施した、砕氷船の初期船型最適化に関する研究について述べる。



図 1.1.1 氷海水槽試験(ジャパン マリンユナイテッド株式会社 氷海水槽)

1.2. 砕氷船の特徴

本節では、本研究の対象となる砕氷船の特徴について紹介する¹¹⁾。

氷海域で海氷を割って進む砕氷船には、平水中を航行する通常の船舶と異なる様々な特徴がある。砕氷船の特徴を表した概略図を図 1.2.1 及び図 1.2.2 に示す。図 1.2.1 は側面図、図 1.2.2 は横断面図である。

海氷は圧縮で割るよりも曲げで割る方が小さい力で割れるため、砕氷船は喫水付近の船首角(水平線に対する傾斜)を小さく取り、フレームラインを大きく広げることで、前進時に効率的に氷板を押し下げられる形状となっている。また、特に曲げ破壊に特化した船としては、図 1.2.3 に示す Spoon bow^{12), 13)}が知られている。Spoon bow はその名の通りスプーンの底の様に丸みを帯びた滑らかな傾斜を有しており、局所的な圧壊を抑制し、広範囲にわたって氷板を載荷、曲げ破壊することができる。

砕氷船の船首底部には、氷板への船体の乗り上げを防ぐ機能を持つフォアフットと呼ばれる張り出しが設けられている。氷海域を航行する際に、バルバスバウのように前方に突き出した構造物は氷との接触によって損傷してしまうため、フォアフットの張り出し量は前方に突き出さない程度となっている。

横断面形状に着目すると、砕氷船には船側傾斜及び船底傾斜が設けられている。船底傾斜には、船底に潜り込んだ氷片の排除を促す効果があり、氷片の摩擦による抵抗を軽減すると共に、推進器への氷片干渉を低減させることができる。また、船側傾斜は側面から受ける氷荷重を緩和するとともに、旋回時に氷板を破壊しやすくなることで、旋回性能を向上させることができる。

船尾側を見ると、舵のすぐ後ろには、アイスホーンと呼ばれる 3 角形の構造物が備えられている。このアイスホーンには砕氷船が後進する際に、舵が氷と接触して故障することを防ぐ効果がある。

なお、通常の船舶では船体の動揺を抑制するビルジキールや推進効率を改善するための省エネ付加物を備えていることが多いが、これらの付加物は氷との接触によって損傷する可能性が高い。そのため、砕氷船では強度が確保できる一部のものを除き、付加物は使用されない。

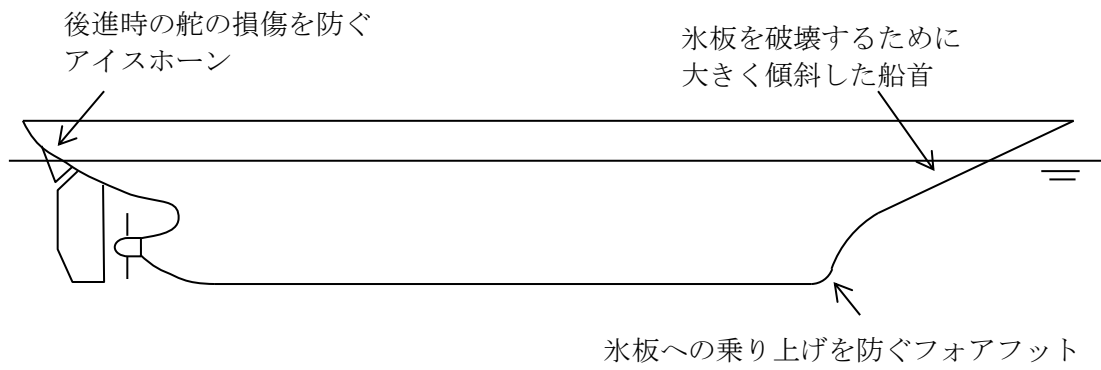


図 1.2.1 砕氷船の特徴(側面図)

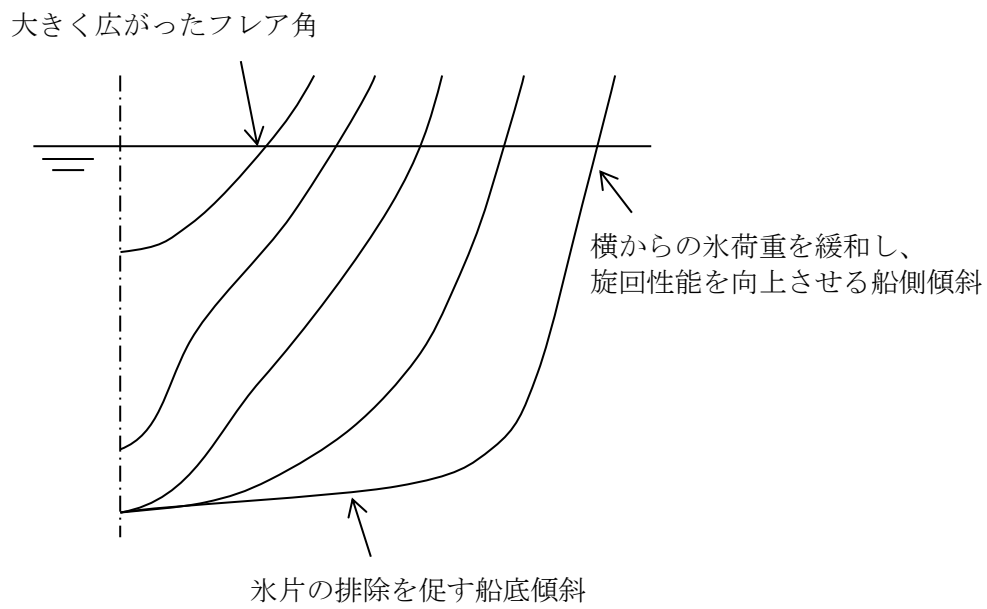
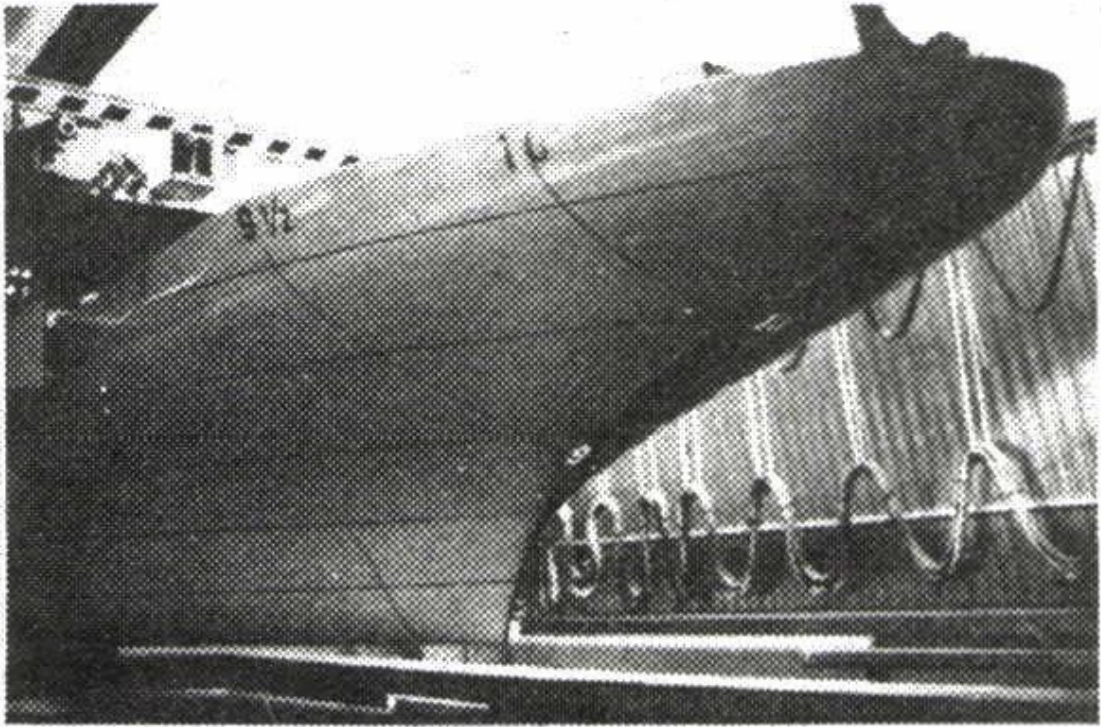


図 1.2.2 砕氷船の特徴(横断面図)



☒ 1.2.3 Spoon bow¹³⁾

1.3. 砕氷船の最適化に関する既往の研究

本節では砕氷船の最適化に関する既往の研究について紹介する。

まず初めに、砕氷船の最適化に関して実施した例として、Edwards Jr.¹⁴⁾らによるものが挙げられる。この研究は詳細な船体形状の最適化を行ったものではなく、パラメトリックに主要目を変化させて行った氷海水槽試験の結果から、主要目に対する砕氷抵抗や水中旋回性能等の相関を求め、これをベースに主要目を最適化したものである。

近年実施された例では、Kondratenko¹⁵⁾らによるものがある。こちらの研究も船体形状を対象としたものではなく、北極海の油田開発に関する PSV (Platform Supply Vessels) の艦隊構成の最適化を目的としている。この計算の過程では、あらかじめ用意した母船型に対して主要目をパラメータとした補間を行うことで船型を生成し、それに対して平水中抵抗、平坦氷中抵抗を推定している。平水中抵抗の推定には、Ice Class Arc4 以下の船型では Holtrop¹⁶⁾らによる抵抗推定法を、Arc5～Arc8 の船型には Dubrovin¹⁷⁾による抵抗推定法を用いている。これらの抵抗推定法は主要目を用いて抵抗推定を行うものであり、特に Dubrovin の抵抗推定法は砕氷船型に特化したものとなっている。また、平坦氷中抵抗の推定には、Lindqvist¹⁸⁾の氷中抵抗推定法を用いている。Lindqvist の氷中抵抗推定法は水面近傍の船体形状から平坦氷中抵抗を推定するものであり、この評価法では没水部の船体形状は反映されない。Kondratenko¹⁹⁾らはこの研究で使用した船型生成及び性能推定モデルを応用して、OSV (Offshore Supply Vessels) の主要目の最適化も行っている。

Edwards Jr.らによる最適化、Kondratenko による最適化ともに、計画的な観点から最適化を行っているという特徴がある。一方、本研究は性能的な観点から船型の開発に主眼を置いたものとなっている。

1.4. 研究目的

本研究では、研究背景において示した砕氷船型の開発における課題を解決し、適切な初期船型を得るために、以下の要件を満たした砕氷船型最適化手法の開発を目的とする。

- ・適切なタイプシップが存在しないことを前提として、タイプシップを用いずに船型を生成する。
- ・氷中と平水中の性能バランスを考慮するため、代表的な評価値として平坦氷中抵抗と造波抵抗を同時に考慮した多目的最適化を行う。
- ・主要目や船首 Profile 形状、中央断面形状は計画の段階で定められるものとして、計算条件として与える。

既往の砕氷船の最適化に関する研究と異なり、本最適化手法では船体形状を対象とした最適化を行う。そこで、独自に開発した砕氷船型の生成法を用いて、主要目と設計変数から船型を生成する。また、平坦氷中抵抗推定には Lindqvist¹⁸⁾や Ionov²⁰⁾の平坦氷中抵抗推定法が広く用いられているが、これらの推定法は水面近傍の船体形状のみで平坦氷中抵抗を推定するため、没水部の 3 次元的な船体形状を考慮することができない。本最適化手法では、没水部の船体形状を反映して平坦氷中抵抗を推定するために、独自の平坦氷中抵抗推定法 (ICHM 法²¹⁾)を用いて没水部の 3 次元的な船体形状を考慮した平坦氷中抵抗を推定する。また、造波抵抗の推定には、計算負荷が小さく 3 次元的な船体形状を考慮することができるランキンソース法を用いる。

この論文の成果によって、砕氷船型開発の効率化と開発船型の性能向上が期待される。

1.5. 本論文の構成

本論文では、第1章「序論」で研究の背景と研究対象となる砕氷船の特徴、既往の研究と本研究の目的について論じる。第2章「砕氷船型生成法」では、本研究の特徴となる独自に開発した砕氷船型の生成法について説明する。第3章「平坦氷中抵抗推定法」では、平坦氷中抵抗の推定に用いた ICHM 法の計算法について説明する。ここでは、計算法に加えて実験結果との比較による推定精度の検証結果についても述べる。第4章「造波抵抗推定法」では、造波抵抗の推定に用いたランキンソース法の計算法と、その検証結果について述べる。第5章「最適化計算」では、第2章～第4章で説明した各要素を組み合わせた最適化計算法と、それをを用いた計算結果について論じる。第6章「最適化船型の特徴」では、第5章で出力された船型の特徴とその妥当性を検証する。第7章「結論」では、全体の研究成果をまとめ、総括する。

第2章 砕氷船型生成法

2.1. 緒言

本章では、砕氷船型の最適化を行うために開発した砕氷船型生成法について説明する。

最適化計算を行うためには、数値パラメータを基に船型を生成する必要がある。この船型を生成する方法として、

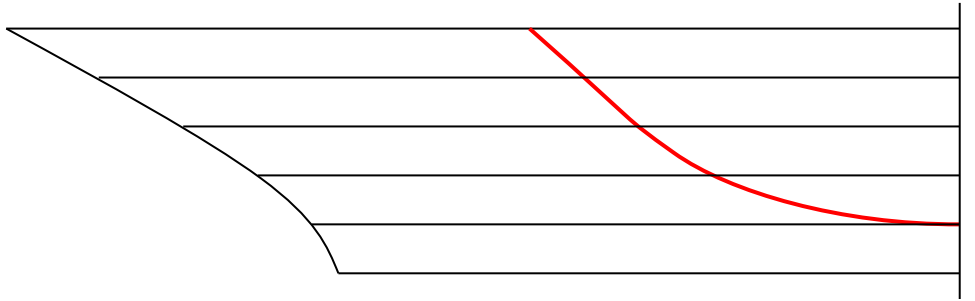
- ①基準となる船型を与え、それに対して形状を変形させる重み関数を与える方法²²⁾
- ②事前に用意した複数の船型を主要目で補間することで船型を生成する方法¹⁵⁾
- ③Wigley 船型やその改良船型^{23),24)}、日野²⁴⁾による最適化計算の事例の様に、主要目と設計変数をパラメータとした数学船型を用いる方法

が挙げられる。本最適化手法は適切なタイプシップが存在しないことを前提としているため、①及び②の方法は適用できない。本最適化手法の目的には③の方法が適しているが、一般的な数学船型では砕氷船型の特徴である船首傾斜やフォアフット形状を再現できないため、こちらも適用は難しい。そこで、砕氷船型の特徴を反映して船型を生成するために、独自の船型生成法を開発した。

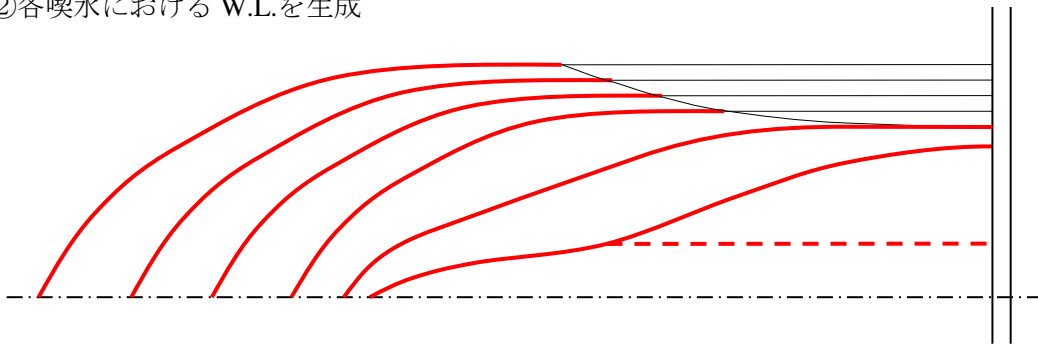
2.2. 砕氷船型生成法の概要

図 2.2.1 に本船型生成法における船型生成の流れの概略図を示す。本船型生成法では条件として主要目、船首 Profile 形状、中央断面形状と補間するためのパラメータを与え、そこに設計変数を与えることで船型を生成する。初めにフラットサイドラインを生成し、各喫水における船首から平行部までの長さを求める。次に、各喫水における W.L.を生成する。最後に、生成した W.L.を通過するようにフレームラインを補間することで、船型を生成する。

① フラットサイドラインを生成



② 各喫水における W.L. を生成



③ W.L. の座標からフレームラインを補間

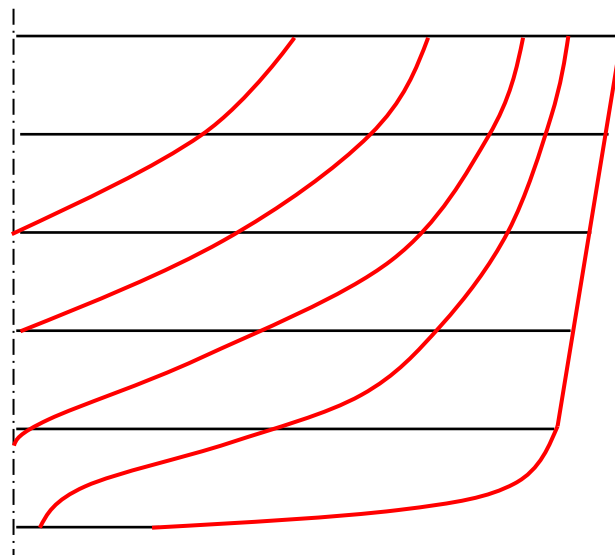


図 2.2.1 船型生成手順

2.3. 船型生成に用いるパラメータ

船型生成を行う際の船型生成条件と船型の生成に用いる設計変数の一覧をそれぞれ表 2.3.1、表 2.3.2 に示す。ここで、主要目のエントランス長 X_e は計画喫水における船首端から平行部までの距離、船首部長さ X_f は船首端から完全平行部までの距離である。また、船型補間パラメータの $Z_{wl(0)} \sim Z_{wl(5)}$ はフレームラインを補間するために用いる W.L.の高さと対応しており、この内、 $Z_{wl(1)}$ は計画喫水、 $Z_{wl(4)}$ は船側傾斜とビルジ部の交点、 $Z_{wl(5)}$ は船底の値を用いる。箱幅 y_{box} は船首が過度に細くなることを防ぐために与えるパラメータである。設計変数はフラットサイドラインの生成、代表的な 3 点の高さの W.L.の生成、フォアフットの幅を指定するパラメータとしてそれぞれ使用される。

船首 Profile パラメータと中央断面パラメータを図示したものをそれぞれ図 2.3.1、図 2.3.2 に示す。ここで、 d_{ff} はフォアフットの起点高さであり、船首 Profile パラメータから求められる。

表 2.3.1 船型生成条件

主要目	船長 L , 船幅 B , 喫水 d , エントランス長 X_e , 船首部長さ X_f , 船首部方形係数 C_{bf}
船首 Profile パラメータ	船首傾斜 φ_1 , フォアフット傾斜 φ_2 , 船首-フォアフット半径 r_{p1} , フォアフット下端半径 r_{p2} , 船首 Profile 長さ x_p
中央断面パラメータ	船側傾斜 β_s , 船底傾斜 β_b , ビルジ半径 r_b , フラットボトム幅 y_b
船型補間パラメータ	補間用 W.L.高さ $Z_{wl(0)} \sim Z_{wl(5)}$, 箱幅 y_{box}

表 2.3.2 設計変数

	記号	値域
フラットサイドライン生成用パラメータ	$t_{val(1)}$	0.0 ~ 5.0
W.L.生成用パラメータ(計画喫水)	$t_{val(2)}, t_{val(3)}$	0.0 ~ 1.0
W.L.生成用パラメータ(フォアフット起点)	$t_{val(4)}, t_{val(5)}$	0.0 ~ 1.0
W.L.生成用パラメータ(船底)	$t_{val(6)}, t_{val(7)}$	0.0 ~ 1.0
フォアフット幅パラメータ	$t_{val(8)}, t_{val(9)}$	0.0 ~ 1.0

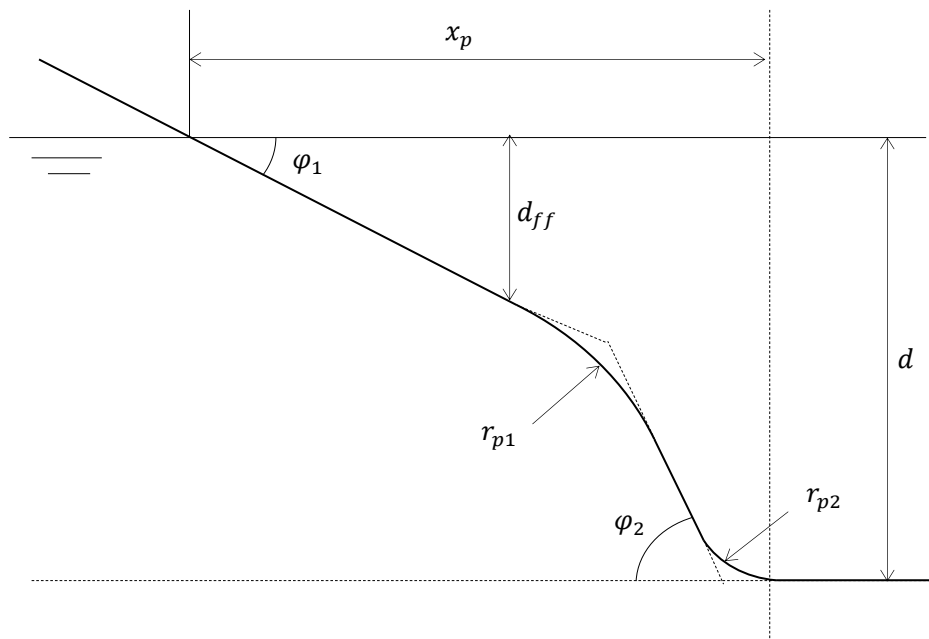


図 2.3.1 船首 Profile パラメータ

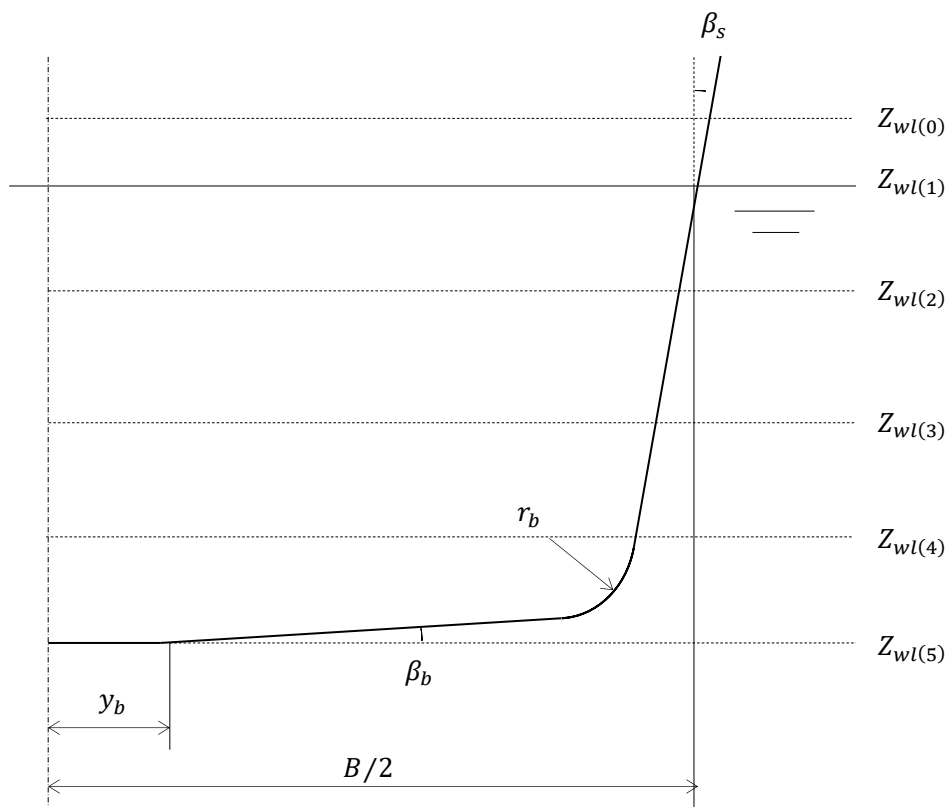


図 2.3.2 中央断面パラメータ

船型の生成に当たり、図 2.3.3 の様に座標系を取る。2.1.節で述べたように、初めにフラットサイドライン生成用パラメータ $t_{val(1)}$ によってフラットサイドラインを生成する。次に、W.L.生成用パラメータ $t_{val(2)}\sim t_{val(7)}$ とフォアフット幅パラメータ $t_{val(8)}$, $t_{val(9)}$ を用いてフレームラインの補間に用いる各喫水の W.L.を生成する。最後に、生成された W.L.を通過するようにフレームラインを補間する。補間したフレームラインを分割することで、抵抗計算に使用する船体表面パネルを生成することができる。

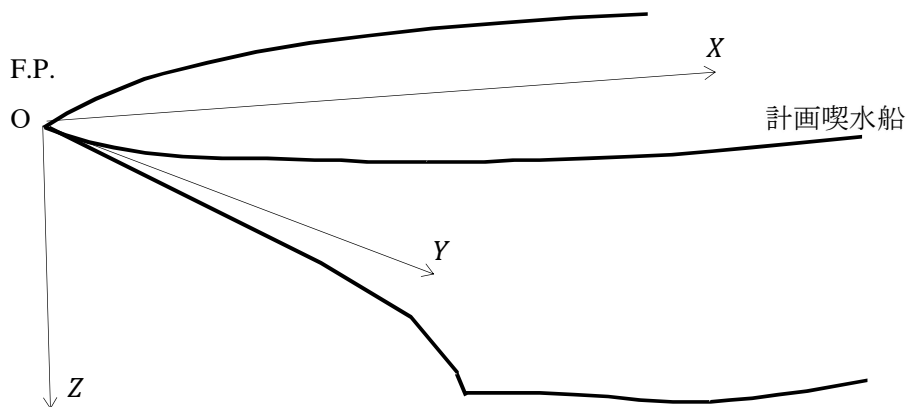


図 2.3.3 船型生成における座標系

2.4. フラットサイドライン生成法

初めに、フラットサイドライン生成用パラメータ $t_{val(1)}$ を用いてフラットサイドラインを生成する。これによって $Z_{wl(0)} \sim Z_{wl(4)}$ の各Z座標における W.L.曲線部分の後端を定めることができる。

図 2.4.1 で示す様に、フラットサイドラインは船型生成条件の X_e と X_f 、 $Z_{wl(1)}$ と $Z_{wl(4)}$ によって2点の座標が押さえられる。そこで、この2点を通る対数関数(式(2.4.1))を用いることで、 $Z_{wl(0)} \sim Z_{wl(4)}$ の各Z座標に対するフラットサイドラインのX座標 $X_{fs(0)} \sim X_{fs(4)}$ を求める。また、船底にあたる $Z = Z_{wl(5)}$ では $X_{fs(5)} = X_f$ とする。

$$X_{fs(i)} = X_e + (X_f - X_e) \cdot \log_{t_{val(1)}} \left(\frac{Z_{wl(i)}(t_{val(1)} - 1)}{Z_{wl(4)}} \right) \quad (i = 0, 1, \dots, 4) \quad (2.4.1)$$

ただし、 $t_{val1} = 1$ の時

$$X_{fs(i)} = X_e + (X_f - X_e) \cdot \frac{Z_{wl(i)}}{Z_{wl(4)}} \quad (i = 0, 1, \dots, 4)$$

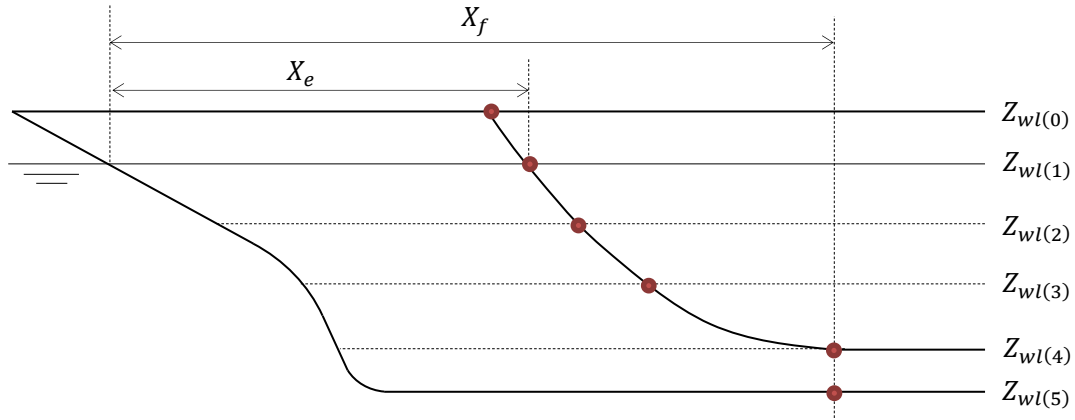


図 2.4.1 フラットサイドライン概略図

2.5. W.L.生成法

次に、W.L.生成用パラメータ： $t_{val(2)} \sim t_{val(7)}$ とフォアフット幅パラメータ： $t_{val(8)}$, $t_{val(9)}$ を用いて W.L.を生成する。W.L.の生成手順を以下に示す。

初めに、W.L.の基点となる座標 $P_{rep(i,j)} = (X_{rep(i,j)}, Y_{rep(i,j)})$ を求める(図 2.5.1)。ここで、 i は深さ方向、 j は長手方向を示している。 $P_{rep(i,1)}$ は各喫水の船首端、 $P_{rep(i,2)}$ はフォアフットが存在しないと仮定して船首傾斜を直線的に下ろした場合の船首端、 $P_{rep(i,3)}$ は 2.3.節で求めた W.L.曲線部分の後端である。

各喫水における $X_{rep(i,1)}$ 及び $X_{rep(i,2)}$ は船首 Profile パラメータより求めることができる。また、 $X_{rep(i,3)}$ は $X_{fs(i)}$ と等しい。 $Y_{rep(i,1)}$ 及び $Y_{rep(i,2)}$ について、船首が過度に細くなることを防ぐために、箱幅 y_{box} を導入して $Y_{rep(i,1)} = Y_{rep(i,2)} = y_{box}$ とする。 $Y_{rep(0,3)} \sim Y_{rep(4,3)}$ は船側傾斜上にあるため、船幅 B と船側傾斜 β_s から容易に求められる。また、 $Y_{rep(5,3)}$ について、船底の幅はフラットボトム幅 y_b となるが、ここでは船底傾斜部を含めて船底の W.L.と考え、船底傾斜とビルジ部の交点の Y 座標とする。

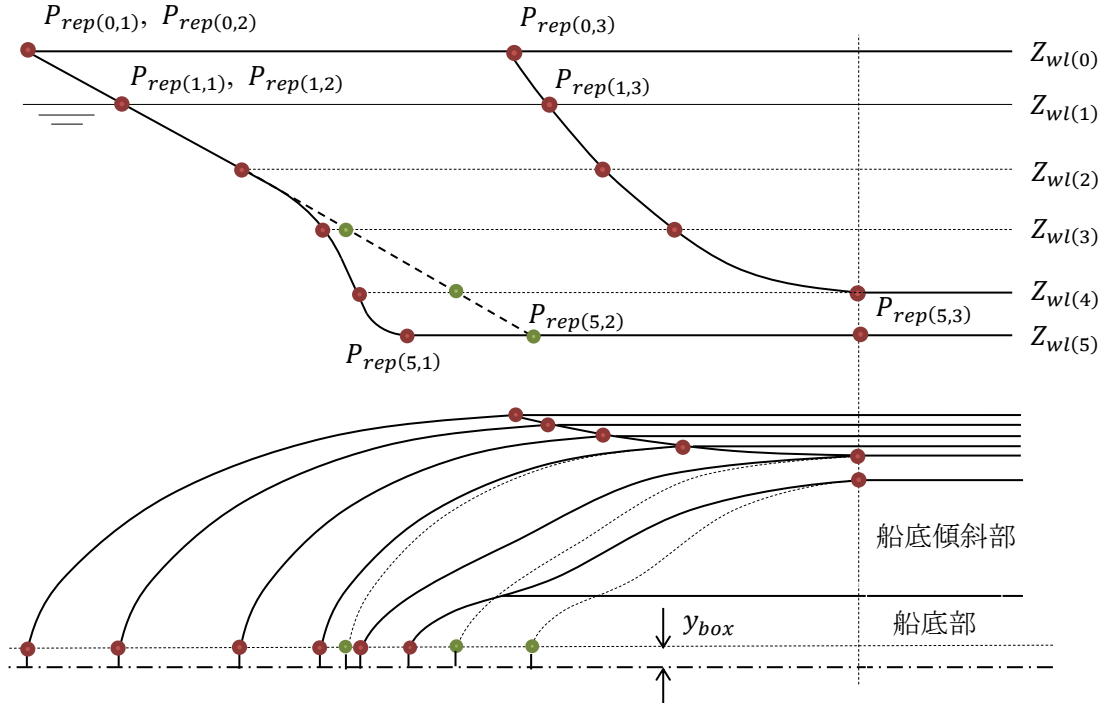


図 2.5.1 W.L.の基点

次に、フォアフットが存在しない場合の W.L.を算出する。

W.L.生成用パラメータ $t_{val(2)} \sim t_{val(7)}$ を使用して、W.L.算出用の基準曲線 $F_{(i)}(t)$ ($0 \leq t \leq 1, i = 1, 2, 3$)を生成する。 $F_{(1)}(t)$ は計画喫水($Z = 0$)、 $F_{(2)}(t)$ はフォアフット起点($Z = d_{ff}$)、 $F_{(3)}(t)$ は船底($Z = d$)の W.L.形状にそれぞれ対応しており、この曲線を変形、補間することで各部の W.L.を求める。基準曲線 $F_{(i)}(t)$ を式(2.5.1)に、式(2.5.1)の各項を図示したものを図 2.5.2 に示す。

$$F_{(i)}(t) = t(2-t) + \frac{2(a_1-0.5)}{b_{(2)}} \cdot t(t-1)^2(t-2) + \frac{2(a_2-0.5)}{b_{(6)}} \cdot t(t-1)^6(t-2) \quad (2.5.1)$$

ここで、

$$i = 1 \quad \text{の時} \quad (a_1, a_2) = (t_{val(2)}, t_{val(3)})$$

$$i = 2 \quad \text{の時} \quad (a_1, a_2) = (t_{val(4)}, t_{val(5)})$$

$$i = 3 \quad \text{の時} \quad (a_1, a_2) = (t_{val(6)}, t_{val(7)})$$

また、

$$b_{(k)} = (-1)^{k+1} \left(\frac{2}{2+k} \right) \left(1 - \frac{2}{2+k} \right)^{\frac{k}{2}}$$

この曲線は日野²⁵⁾による船型生成法を参考に、パラメータを削減したものである。日野による船型生成法では5つのパラメータから計画喫水の W.L.を生成し、そこから船型を補間していたが、本船型生成法では複数の W.L.を用いて船型を補間するため、設計変数の増加を防ぐため、W.L.一つあたりのパラメータを削減した。

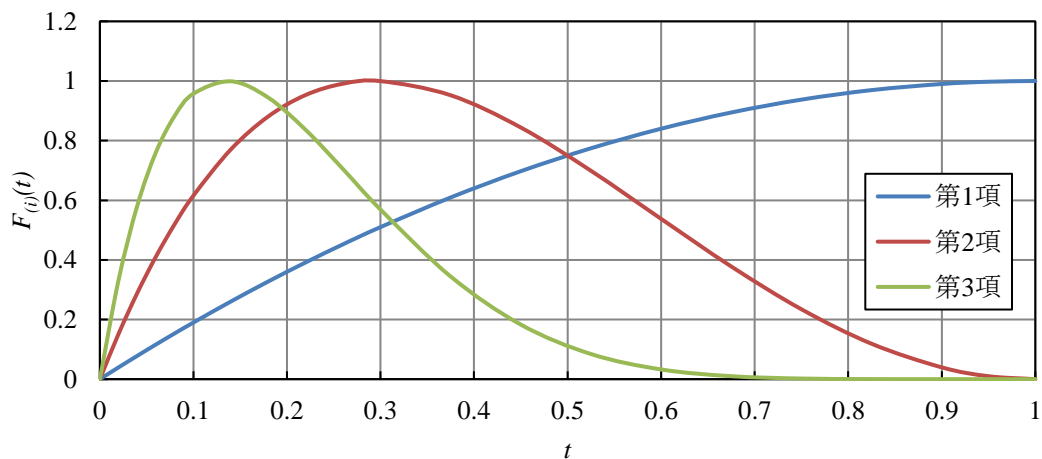


図 2.5.2 W.L.基準曲線 $((a_1, a_2) = (1, 1))$

W.L.基準曲線 $F_{(i)}(t)$ より、各喫水におけるフォアフットが存在しない場合の W.L.を式(2.5.2), (2.5.3)で求める。ここで、 $Z = Z_{wl(i)}$ における W.L.上の点の座標を $P_{wl(i)}(t) = (X_{wl(i)}(t), Y_{wl(i)}(t))$ とする。

[$Z_{wl(i)} < d_{ff}$ の時]

$$\begin{cases} X_{wl(i)}(t) = X_{rep(i,2)} \cdot (1-t) + X_{rep(i,3)} \cdot t \\ Y_{wl(i)}(t) = Y_{rep(i,2)} + (Y_{rep(i,3)} - Y_{rep(i,2)}) \cdot G_{(i)}(t) \end{cases} \quad (2.5.2)$$

ここで、

$$G_{(i)}(t) = \left(F_{(1)}(t) \left(1 - \frac{Z_{wl(i)}}{d_{ff}} \right) + F_{(2)}(t) \left(\frac{Z_{wl(i)}}{d_{ff}} \right) \right)$$

[$Z_{wl(i)} \geq d_{ff}$ の時]

$$\begin{cases} X_{wl(i)}(t) = X_{rep(i,2)} \cdot (1-t) + X_{rep(i,3)} \cdot t \\ Y_{wl(i)}(t) = Y_{rep(i,2)} + (Y_{rep(i,3)} - Y_{rep(i,2)}) \cdot G_{(i)}(t) \end{cases} \quad (2.5.3)$$

ここで、

$$G_{(i)}(t) = \left(F_{(2)}(t) \left(1 - \frac{Z_{wl(i)} - d_{ff}}{d - d_{ff}} \right) + F_{(3)}(t) \left(\frac{Z_{wl(i)} - d_{ff}}{d - d_{ff}} \right) \right)$$

最後にフォアフットを考慮した修正を加える。フォアフットが存在しない場合の W.L.から中央部のある区間を船首側に押し出すことで、フォアフットを形作る。式(2.5.4)~(2.5.6)によって、対象区間の $X_{wl(i)}(t)$ を $X_{wl(i)}'(t)$ に置き換える。

[$G_{(i)}(t) < t_{val(8)}$ の時]

$$X_{wl(i)}'(t) = X_{wl(i)}(t) + (X_{rep(i,1)} - X_{rep(i,2)}) \quad (2.5.4)$$

[$t_{val(8)} \leq G_{(i)}(t) < t_{val(8)} + (1 - t_{val(8)})t_{val(9)}$ の時]

$$X_{wl(i)}'(t) = X_{wl(i)}(t) + (X_{rep(i,1)} - X_{rep(i,2)}) \cdot \left(0.5 + \cos \left(\pi \cdot \frac{G_{(i)}(t) - t_{val(8)}}{(1 - t_{val(8)})t_{val(9)}} \right) / 2 \right) \quad (2.5.5)$$

[$t_{val(8)} + (1 - t_{val(8)})t_{val(9)} \leq G_{(i)}(t)$ の時]

$$X_{wl(i)}'(t) = X_{wl(i)}(t) \quad (2.5.6)$$

上記の計算によって各喫水の W.L.を求める。この W.L.を通過するようにフレームラインを補間することで、船型を生成する。

2.6. フレームライン補間法

2.5.節で生成した W.L.を通過するようにフレームラインを補間する。フレームラインの補間に当たっては、対象のフレームラインが何点の W.L.を通過するか、フレームラインが船首 Profile ラインや船側傾斜、船底傾斜を含むかによって以下の様に場合分けを行う。

a) フレームラインが船底に到達しない場合

W.L.の交点と船首 Profile との交点を通過点として、NURBS 曲線²⁶⁾で補間する。

b) フレームラインが船側傾斜を含む場合

船側傾斜部を直線で補間し、その他の点を NURBS 曲線で補間する。

c) フレームラインが船底傾斜を含む場合

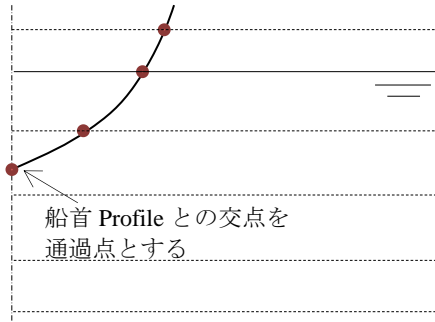
船底傾斜部を直線で補間し、その他の点を NURBS 曲線で補間する。この時、船底の幅を y_b とし、船底傾斜上端のY座標には $Y_{wl(5)}(t)$ を用いる。

d) フレームラインが船側傾斜、船底傾斜を含む場合

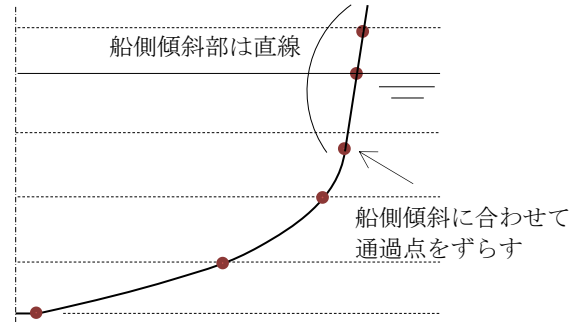
b), c) 双方の補正を同時に行う。

各ケースにおける通過点と補間した曲線の概略図を図 2.6.1 に示す。

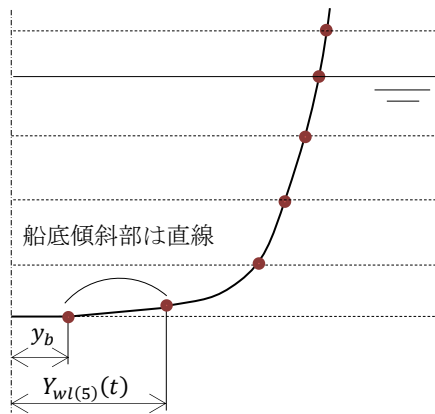
a) フレームラインが船底に到達しない場合



b) フレームラインが船側傾斜を含む場合



c) フレームラインが船底傾斜を含む場合



d) フレームラインが船側傾斜、船底傾斜を含む場合

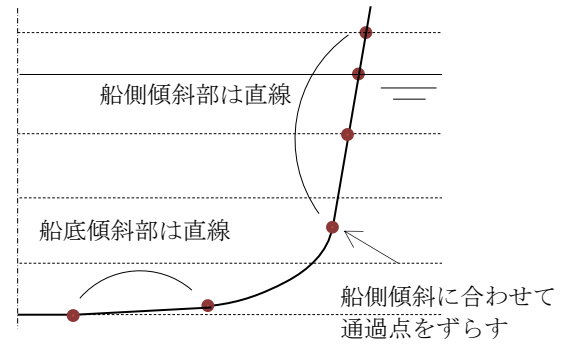


図 2.6.1 フレームライン補間法

2.7. 第 2 章のまとめ

本章では、砕氷船型の最適化を行うために開発した砕氷船型生成法について説明した。その特徴は以下のとおりである。

- ・ 主要目、船首 **Profile** 形状、中央断面形状を条件として与える。
- ・ 設計変数パラメータとして、9 点の変数を与える。
- ・ 各パラメータを用いてフラットサイドラインと W.L.を生成し、そこからフレームラインを補間することで船型を生成する。
- ・ W.L.生成時にフォアフット形状を考慮した操作を加える。

この船型生成法を用いることで、数値パラメータによって砕氷船型の特徴を反映した船型を生成することができる。

第3章 平坦水中抵抗推定法

3.1. 緒言

本章では、没水部の 3 次元的な形状を考慮して平坦水中抵抗を推定するために開発した ICHM 法²¹⁾について説明する。

平坦水中の砕氷抵抗は水に起因する抵抗に比べて氷に起因する抵抗が大きく、特に水面付近の船体形状が支配的な要素となるため、Lindqvist¹⁸⁾や Ionov²⁰⁾等によって水面付近の船型パラメータを利用した経験的な要素を含む砕氷抵抗の計算法が考案され、広く用いられている。これらの推定法では没水部の詳細な船体形状を考慮せず、氷板を破壊した後の氷片の押し沈めや押し分けなどの没水部の船体形状が関与する抵抗については、水面近傍の船型パラメータから没水部の抵抗を類推している。しかし、没水部の船体形状によって氷片の流れは変化するため、精度良く砕氷抵抗を推定するためには没水部全体の船体形状による影響を無視することはできない。

没水部の船体形状を考慮した平坦水中の砕氷抵抗の推定法としては、Park²⁷⁾によって理論計算を拡張した計算法が開発されている。ただし、この計算法では船幅に等しいだけの氷片が没水部に接触しているという仮定で計算を行っており、氷片の排除影響などは考慮されていない。ICHM 法ではこれらの影響を考慮して抵抗の推定を行うために、船体表面を膜状に覆う氷片(氷片膜)の分布をモデル化し、氷片の動きを考慮した氷片膜モデル(Ice-Covered Hull Model)によって平坦水中抵抗を求める。

3.2. 平坦水中航行時の砕氷現象

氷海船舶が平坦水中を連続砕氷する際の砕氷現象の概念図を図 3.2.1 に示す。

船体が氷板と接触すると、局所的な破壊とともに氷板を撓ませ、曲げ破壊によって円弧上に氷板が破壊される。曲げ破壊によって生成された氷片は、船体が進むにつれて喫水線付近で回転しながら船体に沿って水面下へ押し沈められる。連続砕氷を行う際はこれらの現象が連続的に繰り返され、没水部の船体表面は押し沈められた氷片によって覆われる。また、水面下へ押し沈められた氷片は船体との干渉によってさらに細かく碎かれる。この 2 次的な破壊現象によって、船尾側の氷片は船首側に比べて小さくなる。

船首部では氷片が水面から逐次供給されるため、氷片同士は密接しているが、船尾へ向かうにつれて氷片の間隔は広がり、没水部の船体表面を覆う氷片群の密接率は低下していく。また、一部の氷片は船底傾斜等の影響によって船体から排除される。これは排氷と呼ばれ、船体周りの氷片分布や推進機と氷片の干渉を考える際に重要となる。

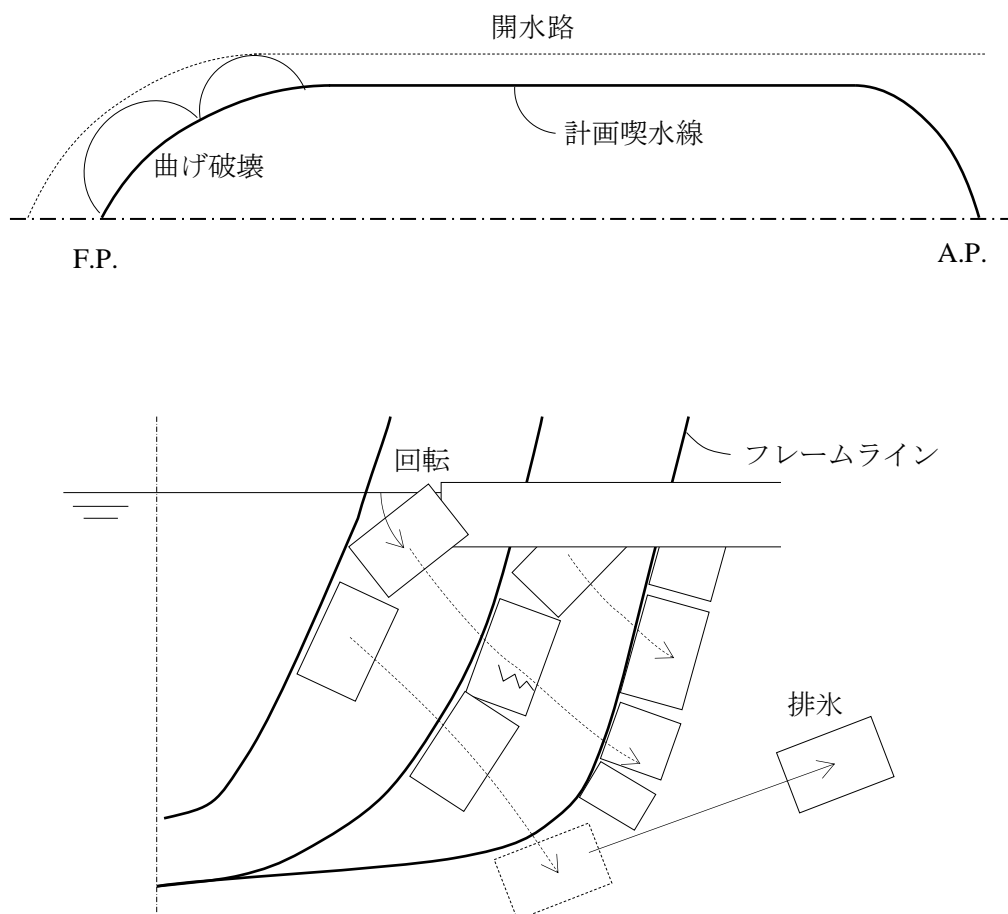


図 3.2.1 平坦氷中の砕氷現象

3.3. 平坦氷中抵抗の成分分離

本節では平坦氷中抵抗の成分分離について説明する。初めに、3.3.1 項で最も一般的な成分分離法である、ITTC のガイドライン^{28), 29)}に基づく平坦氷中抵抗の実験的な成分分離法(以下、ITTC 法)について説明する。次に、3.3.2 項で ICHM 法における成分分離について述べる。

3.3.1. ITTC による実験的な成分分離法

ITTC 法では、以下の 3 種類の抵抗試験結果を用いて平坦氷中抵抗の成分分離を行う。

- ・ 平坦氷中抵抗試験：水面上に平坦な模型氷を張った状態で行う抵抗試験。
- ・ Pre-Sawn Ice 試験：水面上に張った平坦な模型氷に砕氷パターンを再現した切込みを入れた状態で行う抵抗試験(図 3.3.1)。
- ・ 開水中抵抗試験：氷の無い開水中で実施する抵抗試験。

それぞれの試験で求められる抵抗とその成分を式(3.3.1)に示す。

$$\begin{cases} R_{t_{LI}} = R_{br} + R_b + R_c + R_{ow} \\ R_{t_{PSI}} = R_b + R_c + R_{ow} \end{cases} \quad (3.3.1)$$

ここで、 $R_{t_{LI}}$ は平坦氷中抵抗試験で得られた全抵抗、 $R_{t_{PSI}}$ は Pre-Sawn Ice 試験で得られた全抵抗である。また、 R_{br} は氷の破壊に起因する抵抗、 R_b は氷の浮力に起因する抵抗、 R_c は氷の排除に起因する抵抗、 R_{ow} は開水中の抵抗であり、開水中抵抗試験で得られた抵抗に相当する。

抵抗成分の分離に当たっては、計画船速での各試験に加えて極低速での Pre-Sawn Ice 試験を行う。極低速の条件で Pre-Sawn Ice 試験を行った場合、静的な力である氷の浮力に起因する抵抗 R_b 以外の成分は存在しないものとみなせるため、これによって R_b のみを求めることが出来る。これによって R_b と R_{ow} が既知となるため、 $R_{t_{PSI}}$ から差し引くことで、 R_c を算出できる。また、 $R_{t_{LI}}$ と $R_{t_{PSI}}$ の差分を取ることで、氷の破壊に起因する抵抗 R_{br} を求めることが出来る。ITTC 法における抵抗分離法をグラフで示したものを図 3.3.2 に示す。

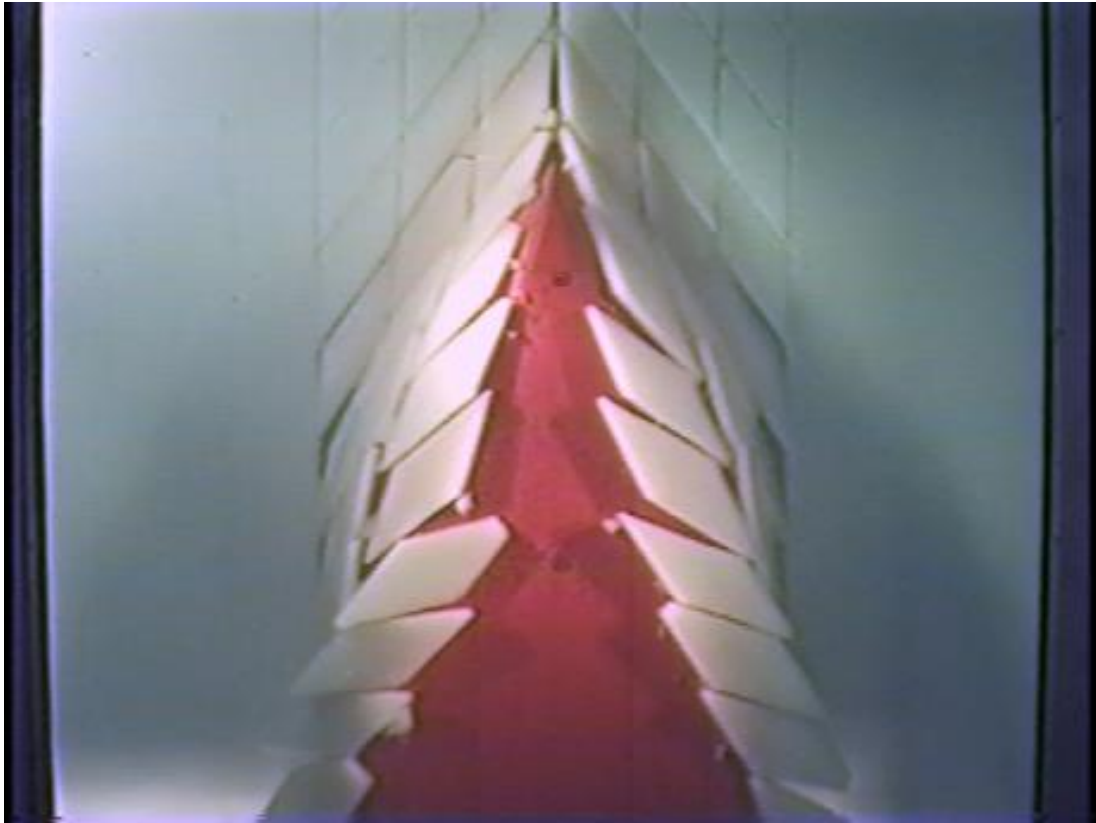


図 3.3.1 Pre-Sawn Ice 試験の船底写真

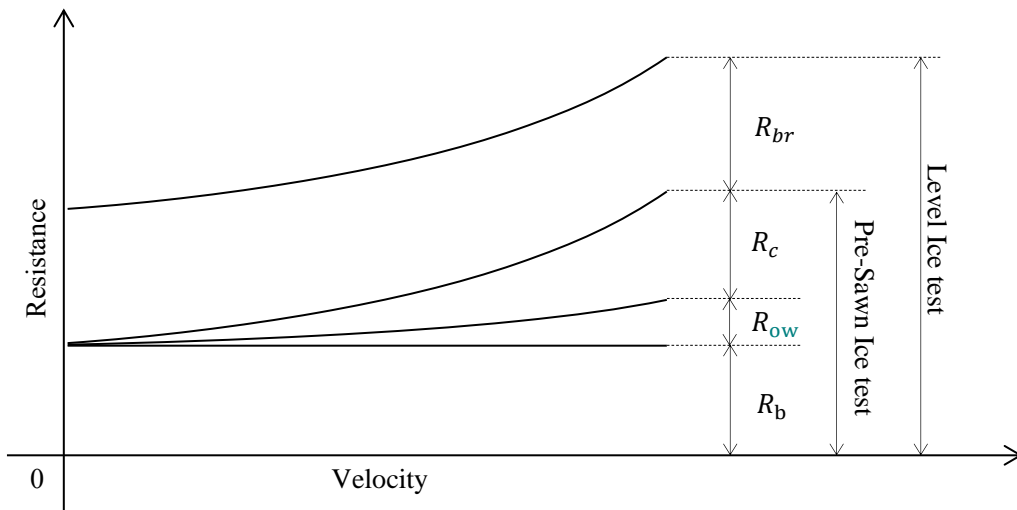


図 3.3.2 ITTC 法による抵抗分離

3.3.2. ICHM 法における成分分離

初めに、平坦氷中を連続砕氷する際に発生する抵抗を全氷中抵抗 R_t として、全氷中抵抗 R_t を砕氷抵抗 R_i と水による抵抗 R_{water} に分離して考える。連続砕氷時は船速が遅く、氷板の影響で造波が抑制されるため、水による抵抗 R_{water} は砕氷抵抗 R_i に比べて小さくなる。そのため、全氷中抵抗 R_t は砕氷抵抗 R_i が支配的となる。

ICHM 法では全氷中抵抗 R_t の内、支配的な成分である砕氷抵抗 R_i を推定する。また、ICHM 法では砕氷抵抗 R_i を抵抗の発生要因から以下の3成分に分離して考える。

- ・純砕氷抵抗 R_1 ：氷板の曲げ破壊に起因する抵抗であり、船速の影響は小さく、氷板の氷厚、曲げ強度と水面付近の船型が支配的となる。
- ・氷片の押沈/回転による抵抗 R_2 ：氷片の浮力による抵抗であり、船体没水部の船体形状と船体周りの氷片分布が大きく寄与する。浮力は船速の影響を受けない静的な荷重であるため、純砕氷抵抗 R_1 と同様に船速の影響は小さい。
- ・氷片の押し分けによる抵抗 R_3 ：船体によって氷片が押し分けられる際の慣性力と氷片が動く際に受ける流体力による抵抗であり、こちらも船体没水部の船体形状と船体周りの氷片分布が大きく寄与する。また、この成分は船速の影響が顕著に表れる。

式(3.3.2)にこれらの成分分離をまとめたものを示す。

$$\begin{aligned} R_t &= R_i + R_{water} \\ &= R_1 + R_2 + R_3 + R_{water} \end{aligned} \quad (3.3.2)$$

ここで、全氷中抵抗 R_t と各抵抗成分 R_1 , R_2 , R_3 , R_{water} はITTC法における $R_{t_{LI}}$, R_{br} , R_b , R_c , R_{ow} にそれぞれ相当する。

砕氷現象は氷板の破壊を伴うために不連続な現象であるが、ICHM法では幾何学的な条件によって船体と氷の干渉を簡略化して求め、平均的な砕氷抵抗を推定する。

3.4. 船体表面パネルと座標系

ICHM 法では船体のフレームラインをガース方向に等分割して船体表面パネルを生成する(図 3.4.1)。この際、各フレームラインの分割数は同じとする。また、ICHM 法の説明では、船首から j 番目のフレーム断面を断面 j とし、断面 j の水面から船底に向かって i 番目のパネル(パネル(i, j))におけるパラメータを添え字(i, j)で表す。

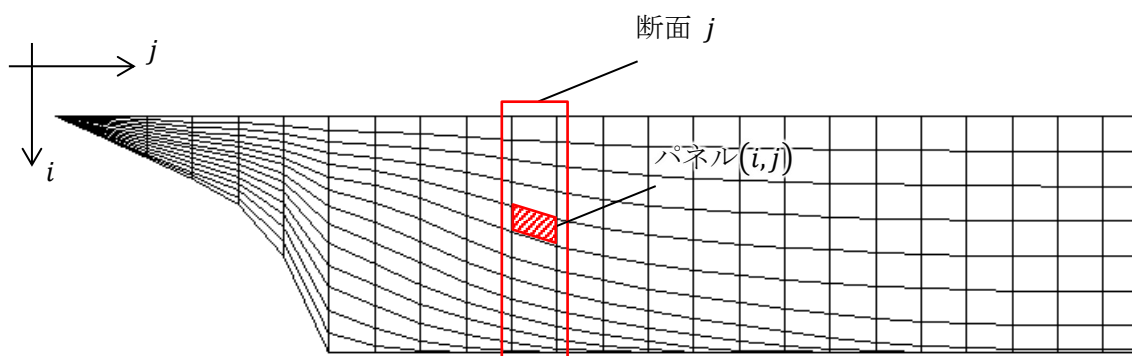


図 3.4.1 抵抗計算に使用する船体表面パネル

ICHM 法における座標系を図 3.4.2 に示す。図の左側は全体座標系を、右側はパネルごとの局所座標系を示している。全体座標系における局所座標系の各軸方向の単位ベクトルを式(3.4.2)と表す。

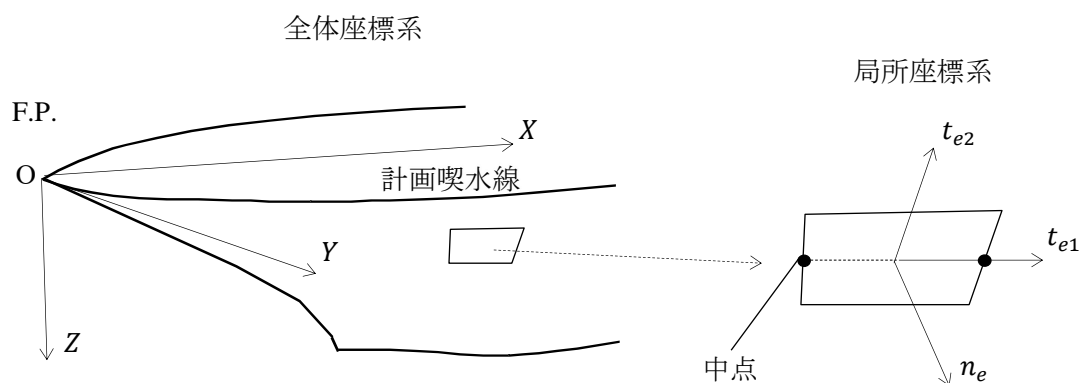


図 3.4.2 ICHM 法における座標系

$$\begin{cases} t_{e1} = (a_x, a_y, a_z) \\ t_{e2} = (b_x, b_y, b_z) \\ n_e = (c_x, c_y, c_z) \end{cases} \quad (3.4.2)$$

3.5. 船体と氷の接触範囲のモデル化

3.5.1. 接触範囲の推定法

砕氷抵抗は船体と氷の接触によって生ずるため、砕氷抵抗を精度良く推定するためには船体と氷の接触範囲の適切な評価が重要となる。

ICHM 法では Kotras のカスプモデル³⁰⁾に基づいた曲げ破壊が発生する領域の推定と、水面近傍における氷片の回転、氷片群の密接率、排氷を考慮して開発した氷片膜モデルによって船体と氷の接触範囲を推定する。計算の流れを以下に、その概念図を図 3.5.1 に示す。

- 1) Kotras のカスプモデルによって曲げ破壊によって生ずるカスプ破壊深さ $D_c(X)$ を算出し、そこから曲げ破壊発生領域 X_{cc} と開水路幅 B_{oc} を求める。この領域において、ICHM 法では時間領域での氷板破壊の追跡は行わず、純砕氷抵抗 R_1 の分布を平均的に取り扱って簡易化しており、破壊前の氷板は船体のこの領域の喫水線に一樣に接触していると仮定している。
- 2) 船の前進により、各断面の幅に相当する量の氷片が水面下の船体表面に沿って沈み込む。各断面における氷片の回転状況を判定し、氷板及び水面近傍で回転する氷片によって押し込まれる氷片のずれ量 $dh_{(j)}$ と氷片群の密接率と排氷を考慮しない氷片に覆われる範囲のガス長 $L_{go(j)}$ を求める。
- 3) 氷片群の密接率と排氷を考慮しない氷片に覆われる範囲のガス長 $L_{go(j)}$ に対して氷片群の密接率、排氷影響を考慮した修正を加え、最終的な氷片に覆われる範囲のガス長 $L_{g(j)}$ を求める。

なお、実際の砕氷現象では、氷片はいくつかのフレーム断面に跨って存在するが、氷片膜モデルではこれを考慮せず、フレーム断面ごとに独立して船体と氷の接触範囲を評価する。

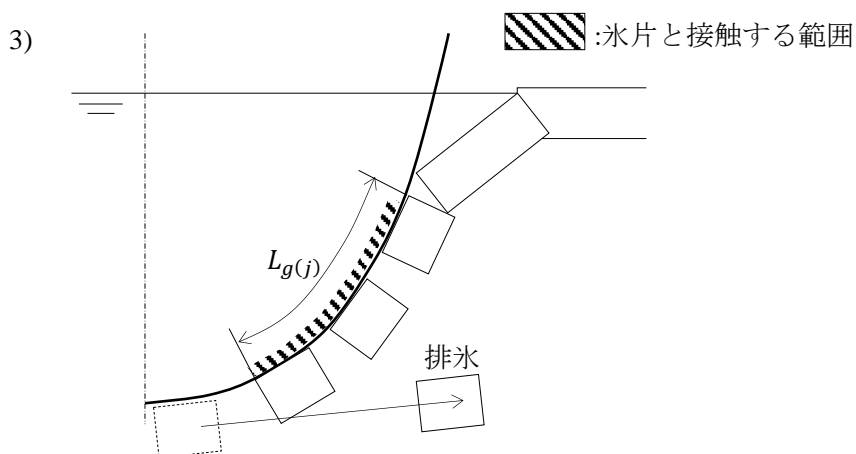
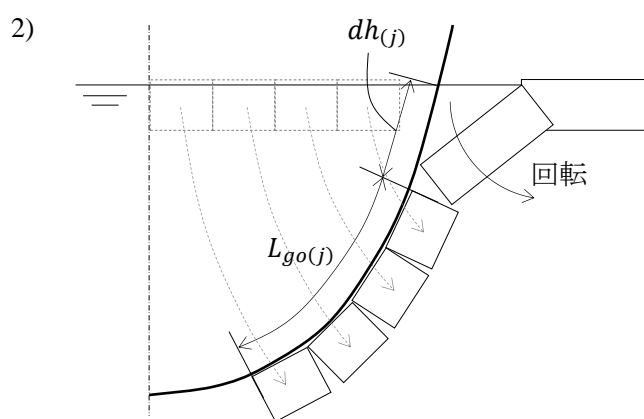
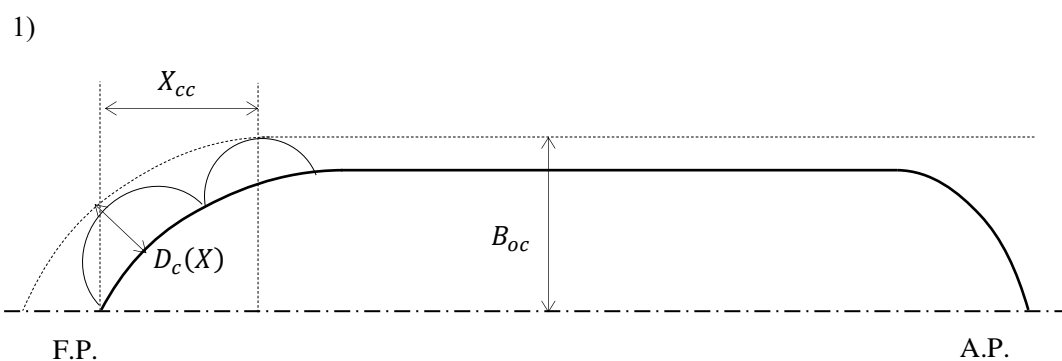


図 3.5.1 氷片に覆われる船体の範囲の概略図

3.5.2. 曲げ破壊発生領域の推定

砕氷船が平坦氷中を航行する際、氷板は円弧状の破壊パターンで曲げ破壊されていき、カスプを形成する(図 3.5.2)。氷板を曲げ破壊する際、船体と氷板の接触点からカスプ破壊深さ $D_c(X)$ だけ離れた点でクラックが生ずるため、船首からある範囲より後方では氷板の曲げ破壊は起こらなくなる。この曲げ破壊発生領域を X_{cc} とする。

純砕氷抵抗 R_1 は氷板の曲げ破壊に起因する抵抗であり、 $0 \leq X \leq X_{cc}$ の範囲で発生すると考えられるため、純砕氷抵抗 R_1 を精度良く推定するためには曲げ破壊発生領域 X_{cc} を適切に求める必要がある。

曲げ破壊発生領域 X_{cc} を求めるためには、曲げ破壊による氷板の破壊パターンの推定が必要であり、Ettema³¹⁾による実験的な解析や、Sawamura³²⁾、Kotras³⁰⁾、Nevel³³⁾、Sandro³⁴⁾等によって様々な推定法の研究が行われている。ICHM 法では船速の影響を考慮し、喫水線上の船型パラメータから容易に計算が可能である Kotras のカスプモデルを使用する。Kotras のカスプモデルの概略図を図 3.4.2 に、Kotras のカスプモデルにおけるカスプ破壊深さ $D_c(X)$ の推定式を式(3.5.1)に、 $D_c(X)$ を求めるために必要な氷板の特性長 l_c を求める式を式(3.5.2)に示す。

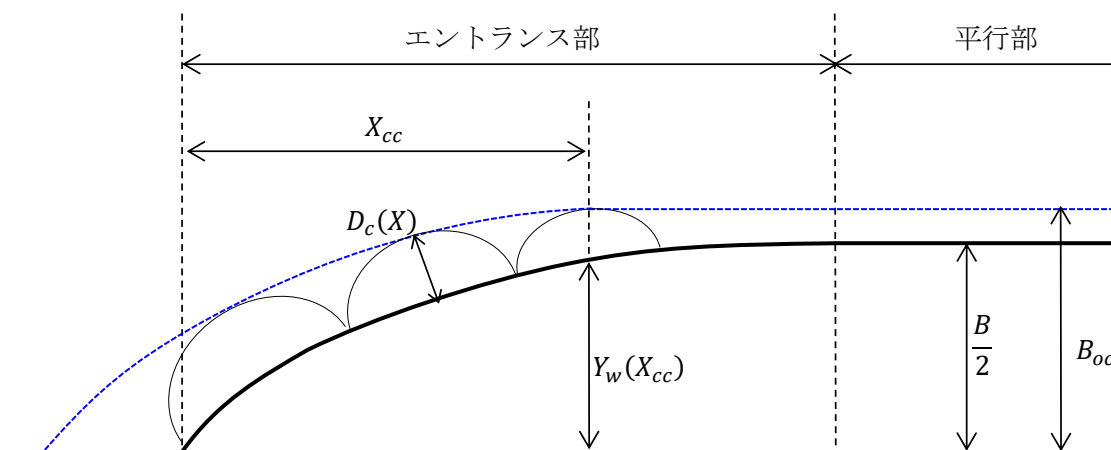


図 3.5.2 Kotras のカスプモデル

$$D_c(X) = \bar{\eta}_3 \cdot l_c \left[1.7153 + 4.2653 \frac{\sin \alpha(X)}{\tan \beta'(X)} \cdot \frac{v}{\sqrt{g \cdot l_c}} \right]^{-1} \quad (3.5.1)$$

$$l_c = \sqrt[4]{\frac{Eh^3}{\rho_w g \cdot 12(1-\nu^2)}} \quad (3.5.2)$$

ここで、 E は氷板の弾性率、 h は氷厚、 ν は氷のポアソン比、 ρ_w は水の密度、 V は船速、 g は重力加速度、 $\alpha(X)$ は X における水線の開き角、 $\beta'(X)$ は X における法線方向のフレア角、 $\bar{\eta}_3$ は船首から 40% エントランス長までの間における喫水線上の船体の法線と Z 軸のなす角の平均の余弦である。

$\bar{\eta}_3$ の平均を求める範囲について、Kotras の論文では F.P.から船長の 20%とされていたが、この方法では船首形状が同一の船型であっても船長に応じて曲げ破壊発生領域 X_{cc} の評価が変わってしまうため、エントランス長が基準となるように範囲を変更している。また、 $\bar{\eta}_3$ の取る範囲は Kotras のカスプモデルの開発に供された船型の範囲に合わせて制限を設け、 $0.57 \leq \bar{\eta}_3 \leq 0.65$ とした。

Kotras のカスプモデルでは、開水路幅 B_{oc} は船幅 B と特性長 l_c から式(3.5.3)の様に求められる。

$$B_{oc} = B/2 + 0.2l_c \quad (3.5.3)$$

カスプ破壊深さ $D_c(X)$ と開水路幅 B_{oc} の関係から、式(3.5.4)を満たす点を曲げ破壊発生領域 X_{cc} とした。

$$B_{oc} = Y_w(X_{cc}) + D_c(X_{cc}) \cdot \cos \alpha(X_{cc}) \quad (3.5.4)$$

ここで、 $Y_w(X_{cc})$ は X_{cc} における半船幅である。

3.5.3. 氷片膜モデル

氷片から受ける抵抗を精度良く推定するためには、氷片に覆われる船体表面の範囲を求める必要がある。ICHM法の氷片膜モデルでは、水面近傍での氷片の回転、氷片群の密接率、排氷を考慮して氷片との接触範囲を求める。

氷片膜モデルでは氷片の分布をフレーム断面ごとに評価し、氷片との接触範囲をガス長として考える。

初めに、 $X = X_{cc}$ におけるカスプ破壊深さ $D_c(X_{cc})$ と開水路幅 B_{oc} 、各断面の半船幅 $Y_{w(j)}$ の関係から氷片の回転状況を求め、氷板及び水面近傍で回転する氷片によって押し込まれる氷片のずれ量 $dh_{(j)}$ と、氷片群の密接率と排氷を考慮しない氷片に覆われる範囲のガス長 $L_{go(j)}$ を求める。

次に、氷片群の密接率、排氷を考慮した係数を算出し、先に求めたガス長 $L_{go(j)}$ に修正を加えることで最終的な氷片に覆われる範囲のガス長 $L_{g(j)}$ を求める。

[氷片の回転と氷片に覆われる範囲]

水面近傍における氷片の回転状況は、氷片の大きさ、船体と氷板の間隔によって場合分けできる。ここでは、それぞれの関係から、5つのケースに場合分けを行う。各ケースはそれぞれ以下の通りである。

- Case 1 : 曲げ破壊発生領域の中にあり、氷板の縁が船体に接触している状態
- Case 2-a : 氷片が水面近傍で回転した状態
- Case 2-b : 氷片の回転が終了し、船体に接している状態
- Case 2-c : 氷片が氷板の下に潜り込んだ状態
- Case 3 : 船体後半部で氷片が再び浮き上がってきた状態

各ケースのフレーム断面を図 3.5.3 に、長手方向に各ケースが取り得る範囲を図 3.5.4 に示す。ここで、 $X_{(j)}$ は断面 j の長手方向中心における X 座標、 $\beta_{w(j)}$ は喫水線上のフレームライン傾斜角、 $d_{c(j)}$ は水面における氷板端部と船体の間隔である。 $d_{c(j)}$ は開水路幅 B_{oc} と各断面の半船幅 $Y_{w(j)}$ の関係から $d_{c(j)} = B_{oc} - Y_{w(j)}$ となる。

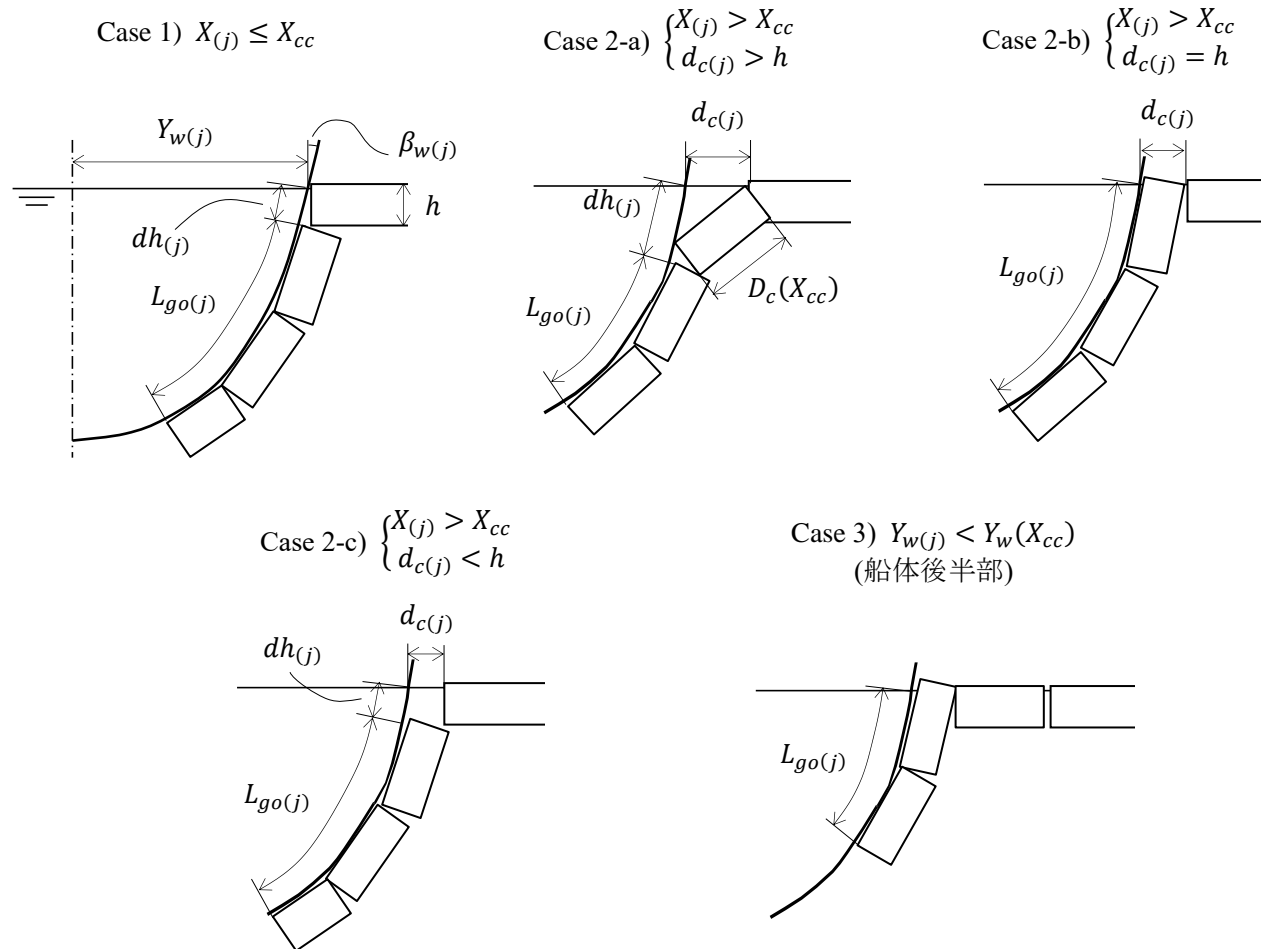


図 3.5.3 氷片の回転状況の場合分け

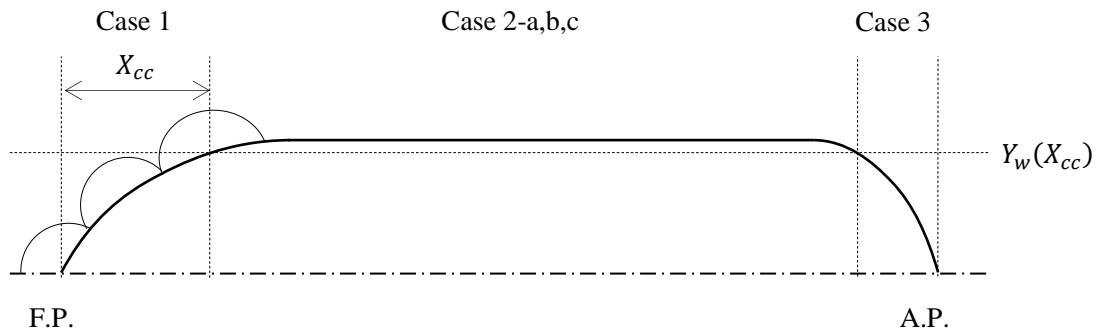


図 3.5.4 場合分けの範囲

各ケースにおける $dh_{(j)}$, $L_{go(j)}$ の算出法を以下に示す。

Case 1) $X_{(j)} \leq X_{cc}$

断面 j が曲げ破壊発生領域に含まれる場合、氷板の縁と船体が接触し、氷片は氷板の下に潜り込むと考える。この時、 $dh_{(j)}$ は氷厚に相当する距離だけ沈み込む。また、水面下に押し沈められた氷片は船体中央から氷板の縁までの間にあったものに相当するため、 $L_{go(j)}$ は断面 j における半船幅 $Y_w(j)$ と等しくなる。 $dh_{(j)}$, $L_{go(j)}$ を求める式をそれぞれ式(3.5.5), (3.5.6)に示す。

$$dh_{(j)} = h / \cos \beta_w(j) \quad (3.5.5)$$

$$L_{go(j)} = Y_w(j) \quad (3.5.6)$$

Case 2) $X_{(j)} > X_{cc}$

断面 j が曲げ破壊発生領域よりも後方にある場合、氷板端部と船体の間隔 $d_{c(j)}$ と氷厚 h の関係から場合分けを行う。

Case 2-a) $d_{c(j)} > h$

$d_{c(j)}$ が h より大きい場合、水面近傍の氷片は氷板の端部と船体に挟まれて斜めに回転する。この時、氷片はクラックの上端を中心に回転するとして図 3.5.5 の様に考える。ここで、図中の②は氷厚の影響で生じる間隔であり、その長さは氷片の角の圧壊(図中の斜線部)によって変動する。

②に対する氷厚の影響を表す係数を氷厚影響係数 C_h として、 $dh_{(j)}$ と $L_{go(j)}$ をそれぞれ式(3.5.7), (3.5.8)で求める。

$$dh_{(j)} = \sqrt{D_c(X_{cc})^2 - (d_{c(j)} \cdot \cos \beta_{w(j)})^2} - d_{c(j)} \cdot \sin \beta_{w(j)} + \frac{C_h \cdot h \cdot d_{c(j)} \cdot \cos \beta_{w(j)}}{D_c(X_{cc})} \quad (3.5.7)$$

$$L_{go(j)} = Y_w(X_{cc}) \quad (3.5.8)$$

式(3.5.7)の第1項、第2項は図3.5.5の①に、第3項は②に相当する。また、氷厚影響係数 C_h は0から1の間を取り、 $C_h = 0$ の時、氷片の角は全て圧壊して②=0となる。

氷海水槽試験との比較では、エントランス長の長い砕氷に特化した船型では $C_h = 0.5$ 、平行部の長い貨物船などでは $C_h = 1.0$ とした時に良い対応が得られている。

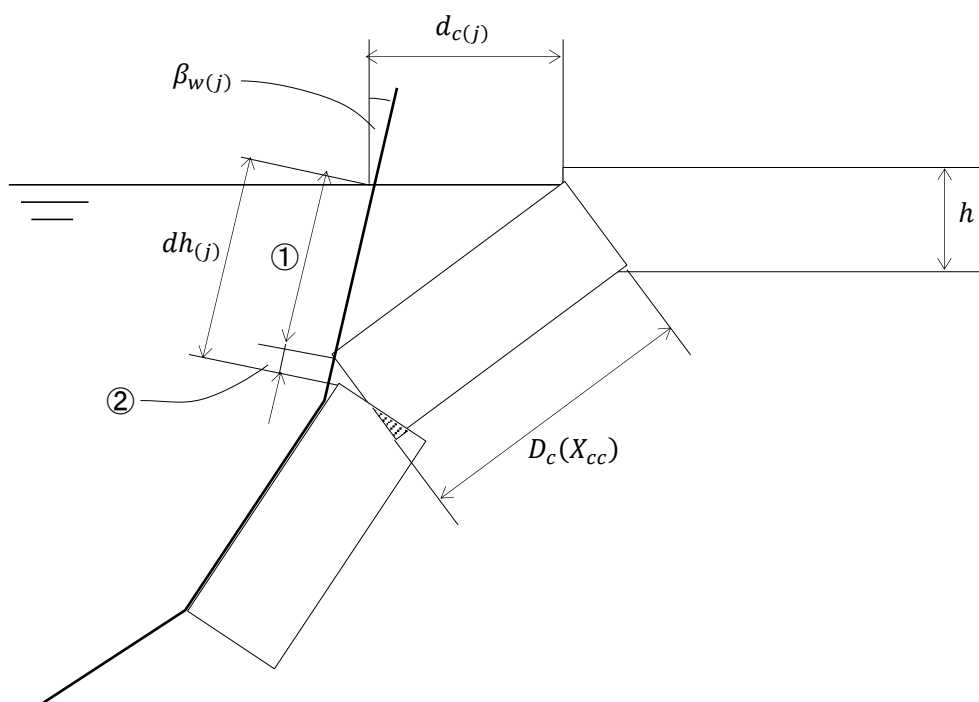


図 3.5.5 水面近傍で回転した氷片(Case 2-a)

Case 2-b) $d_{c(j)} = h$

$d_{c(j)}$ が h と等しくなる場合、水面近傍の氷片は船体に沿って立ち上がり、船体没水部は水面から氷片に覆われる。この時、 $dh_{(j)}$ と $L_{go(j)}$ をそれぞれ式(3.5.9), (3.5.10)で求める。

$$dh_{(j)} = 0 \quad (3.5.9)$$

$$L_{go(j)} = B_{oc} \quad (3.5.10)$$

Case 2-c) $d_{c(j)} < h$

Case 1と同様に氷片は氷板の下に潜り込むと考える。この時、 $dh_{(j)}$ をCase 1)と同様に式(3.4.5)で求める。また、 $L_{go(j)}$ は断面 j における半船幅 $Y_w(j)$ ではなく、開水路幅 B_{oc} だけの氷片が船体没水部へ供給されることから、式(3.5.10)で求める。

Case 3) $Y_w(j) < Y_w(X_{cc})$: 船体後半部

船体後半部では水中へ押し沈められた氷片が再び水面へ浮かんでくる。この時、船体没水部は水面まで船体に沿った氷に覆われるとして $dh_{(j)}$ を式(3.5.9)で求める。また、断面 j における半船幅 $Y_w(j)$ と等しいだけの氷片が水中に残ると考え、 $L_{go(j)}$ を式(3.5.6)で求める。

[氷片群の密接率]

船体表面を覆う氷片群の密接率を考える。船首部で押し沈められた氷片は、後方へ流れていくにしたがって互いに分離し、離れていくことにより、密接率が低下していく。この影響を再現するために、氷海水槽試験による氷片の観察結果から、座標 X のフレーム断面を覆う氷片群の密接率 $C_v(X)$ を X の関数として与える。ここで、 $C_v(X)$ は氷片が隙間なく密集した状態を1として、0~1までの値を取るものとする。また、 $X = X_{(j)}$ における $C_v(X)$ を $C_{v(j)}$ と表す。

[排氷の影響]

図 3.2.1 及び図 3.5.1 で示したように、水中に沈みこんだ氷片のうちいくつかの氷片は、船体表面から離れて外側へ排氷される。排氷の影響を考慮すると、先に求めた $L_{go(j)}$ に対して実際に氷片に覆われる範囲は小さくなるため、その影響を考慮した修正を与える。

排氷の発生要因は没水部の船体形状と船速が支配的であり、船底から船側にかけてのベルジ部において、船体表面の曲率が大きく変化が大きい船型であるほど排氷が発生しやすい傾向がある。そこで、ICHM 法では図 3.4.6 に示すフレームライン傾斜角 $\beta_{(i,j)}$ とその変化量 $\Delta\beta_{(i,j)}$ をパラメータとして排氷の発生を判定し、船速を考慮しない排氷影響に関する修正係数(基準排氷係数 $C_{rvo(j)}$)を求め、これに船速の影響を加えることで、最終的な排氷影響に関する修正係数(排氷係数 $C_{rv(j)}$)を算出する。

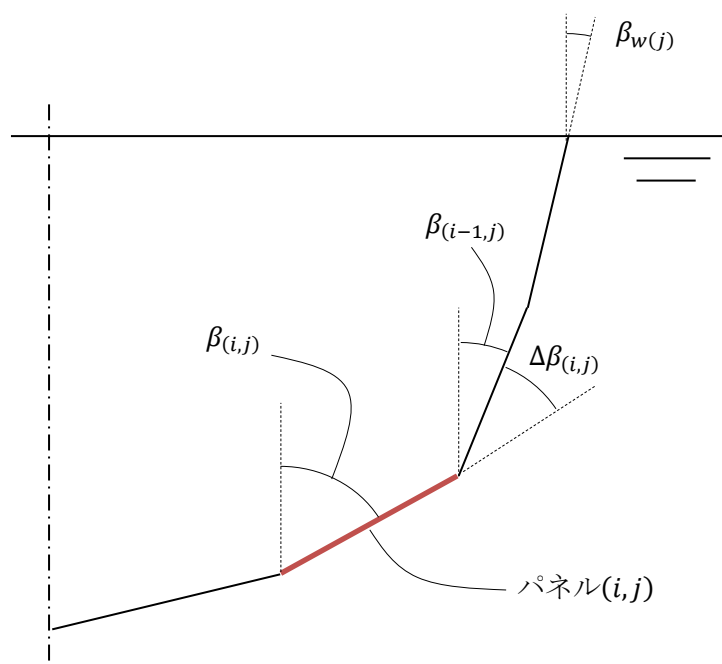


図 3.5.6 $\beta_{(i,j)}$ と $\Delta\beta_{(i,j)}$ の概要

排氷の発生について、船首から船尾へ向けて順番に判定を行う。その概略図を図 3.5.7 に示す。ここで、①の実線は排氷を考慮しない氷片に覆われる範囲の下面、②の領域は対象の断面で排氷される氷片、③の領域は対象の断面に至るまでに排氷される氷片、④の点線は排氷を考慮した氷片に覆われる範囲の下面、⑤の矢印は排氷判定を行う範囲を示している。

船首から順番に排氷の発生判定を行い、排氷される氷片量を積算していくことで、排氷による影響を求めていく。

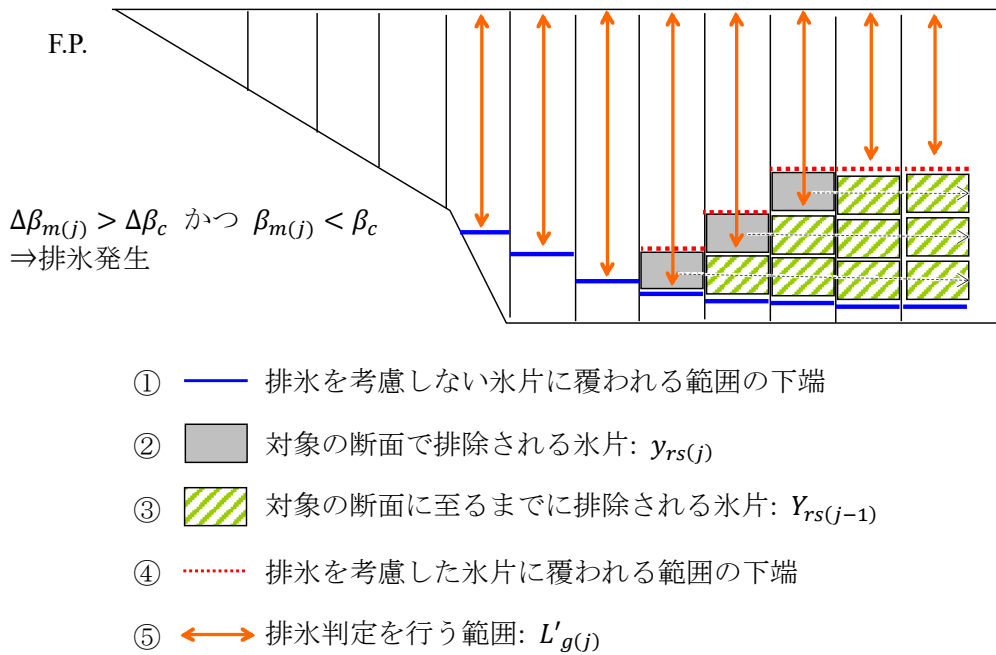


図 3.5.7 排水影響推定の概略図

排水の判定と排水される氷片量、排水係数の算出について、具体的な計算法を以下に示す。

1) 排水判定のためのパラメータ算出

初めに、断面 j における排水を考慮しない氷片に覆われる範囲のガス長はその点における半船長 $Y_w(j)$ と等しいとして、排水判定を行う範囲のガス長 $L'_{g(j)}$ を式(3.5.11)から求める。

$$L'_{g(j)} = (Y_w(j) - Y_{rs(j-1)})/C_v(j) \quad (3.5.11)$$

ここで、 $Y_{rs(j-1)}$ は船首から断面 $j-1$ までの間に排水された氷片量に相当するガス長である。また、氷片群の密接率が減少すると、氷片量に対して船体が覆われる範囲は広くなるため、その影響を考慮して $C_v(j)$ で除算している。

水面から $L'_{g(j)}$ までの範囲におけるフレームライン傾斜角の変化量 $\Delta\beta_{(i,j)}$ の最大値 $\Delta\beta_{m(j)}$ と、その点におけるフレームライン傾斜角 $\beta_{m(j)}$ を求める。フレームライン傾斜角の変化量 $\Delta\beta_{(i,j)}$ は式(3.5.12)で求められる。

$$\Delta\beta_{(i,j)} = \beta_{(i,j)} - \beta_{(i-1,j)} \quad (3.5.12)$$

2) 排氷の発生判定

$\Delta\beta_{m(j)}$ と $\beta_{m(j)}$ を用いて排氷の発生判定を行う。フレームライン傾斜角の変化量が小さいと、隣り合う氷片によって氷片の運動が抑制されるために排氷が発生しなくなる。また、フレームライン傾斜角が大きくなるにつれてパネルが水平に近づくため、氷片は動かなくなる。そのため、それぞれの閾値を氷片離脱の限界傾斜角変化量 $\Delta\beta_c$ 、氷片移動の限界傾斜角 β_c として、式(3.5.13)の条件を満たすときに排氷されると判定する。

$$\Delta\beta_{m(j)} > \Delta\beta_c \quad \text{and} \quad \beta_{m(j)} < \beta_c \quad (3.5.13)$$

3) 排氷された氷片量の計算

断面 j において排氷が発生すると判定された場合、その氷片量に相当するガース長 $y_{rs(j)}$ だけ、船体が氷片に覆われる範囲は短くなる。排氷は氷片単位で発生するため、各断面で排氷される氷片量は氷片サイズに比例すると考えられる。ここでは平均的な氷片サイズとして曲げ破壊発生領域の midpoint $X_{cc}/2$ におけるカスプ破壊深さ $D_c(X_{cc}/2)$ を用い、氷片の2次的な破壊を考慮した係数 C_{ip} と各フレーム断面の間隔を考慮した係数 $C_{dx(j)}$ による修正を加えて $y_{rs(j)}$ を求める。 $y_{rs(j)}$ と $C_{dx(j)}$ を求める式をそれぞれ式(3.5.14)に示す。

$$y_{rs(j)} = D_c(X_{cc}/2) \cdot C_{ip} \cdot C_{dx(j)} \quad (3.5.14)$$

ここで、

$$C_{dx(j)} = d_{X(j)} / (0.25l_c)$$

$d_{X(j)}$ は断面 j の長手方向の幅、 $C_{dx(j)}$ は $d_{X(j)}$ と長手方向の氷片サイズの比である。氷海水槽試験の実績から、長手方向の氷片サイズを $0.25l_c$ とした。

断面 j が船体平行部よりも後方にある場合、船体付加物の影響によって氷片の動きが阻害される。そこで、氷片の移動量に相当する $Y_{w(j-1)} - Y_{w(j)}$ と船体付加物の影響を考慮した係数 C_{apd} による修正項を加え、式(3.5.14)を式(3.5.15)に置き換える。

$$y_{rs(j)} = D_c(X_{cc}/2) \cdot C_{ip} \cdot C_{dx(j)} - (1.0 - C_{apd}) \cdot (Y_{w(j-1)} - Y_{w(j)}) \quad (3.5.15)$$

なお、砕氷船では2軸、3軸推進が採用されることも多く、対象によって船体付加物の形状は大きく異なるが、平均的な値として C_{apd} を用いる。

船首から断面 j までの間に排氷された氷片量に相当するガス長 $Y_{rs(j)}$ は、式(3.5.16)に示す様に $Y_{rs(j-1)}$ に $y_{rs(j)}$ を加えたものとなる。

$$Y_{rs(j)} = Y_{rs(j-1)} + y_{rs(j)} \quad (3.5.16)$$

1) から 3) の計算を船首から逐次行っていくことで、各断面における $Y_{rs(j)}$ を求める。

4) 排氷係数 $C_{rv(j)}$ の算出

初めに、船速の影響を考慮しない基準排氷係数 $C_{rvo(j)}$ を式(3.5.17)で求める。 $C_{rvo(j)}$ は供給される氷片量と排氷された氷片量の比である。

$$C_{rvo(j)} = Y_{rs(j)} / Y_w(j) \quad (3.5.17)$$

次に、この基準排氷係数 $C_{rvo(j)}$ に船速の影響を加えることで、最終的な排氷係数 $C_{rv(j)}$ を求める。高速で連続砕氷を行う場合、排氷は発生せずに氷片は船尾へ流れて行ってしまう。そこで、排氷が発生しなくなる船速を排氷限界船速 V_{irc} として、式(3.5.18)を用いて $C_{rv(j)}$ を求める。

$$C_{rv(j)} = C_{rvo(j)} \cdot (V_{irc} - V) / V_{irc} \quad (3.5.18)$$

以上の計算から、最終的な氷片に覆われるガス長 $L_g(j)$ が密接率と排氷を考慮しない氷片に覆われる範囲のガス長 $L_{go(j)}$ 、氷片群の密接率 $C_v(j)$ 、排氷係数 $C_{rv(j)}$ を使用して式(3.5.19)で求められる。

$$L_g(j) = L_{go(j)} \cdot (1 - C_{rv(j)}) / C_v(j) \quad (3.5.19)$$

3.6. 砕氷抵抗の計算

3.6.1. 純砕氷抵抗 R_1

純砕氷抵抗 R_1 は氷板の曲げ破壊に起因する抵抗であり、水面付近の船型が支配的となるため、喫水線上の船型パラメータから R_1 を算出する。

ICHM 法では Ionov の抵抗推定法²⁰⁾を基にした計算によって純砕氷抵抗 R_1 を求める。式(3.6.1)に Ionov の抵抗推定法における純砕氷抵抗 R_1 の計算式を示す。式(3.6.1)の右辺第 1 項は氷板の曲げ破壊に対する反力による抵抗を、右辺第 2 項は船体と氷板の間で発生する摩擦力を表している。

$$R_1 = 2 \frac{\sigma_f h^2}{b} \left(k_{11} \cdot \int_0^{L/2} \frac{0.57(1.6 \cos \beta_w(X) + 0.11) \tan \alpha(X)}{\sin \beta_w(X)} dX + k_{12} \cdot \mu_k \cdot \int_0^{L/2} \frac{1}{\sin \beta_w(X)} dX \right) \quad (3.6.1)$$

ここで、 L は船長、 k_{11} と k_{12} は無次元係数、 σ_f は氷板の曲げ強度、 μ_k は船体と氷の動摩擦係数、 b は R_1 を力の次元に合わせるための長さの次元を持った単位パラメータである。

Ionov の抵抗推定法では半船長を積分範囲としているが、実際に曲げ破壊が発生する領域は 3.4.2.項で述べたように船首の一部分に限られる。そこで、ICHM 法では Kotras のカスプモデルで推定した曲げ破壊発生領域 X_{cc} を積分範囲とする。また、船体表面上の抵抗分布を考えるために、以下の方法で抵抗を求める。

初めに、各断面 j に作用する純砕氷抵抗 $R_{1s(j)}$ を式(3.6.2)で求める。 $R_{1s(j)}$ の総和が船体を受ける純砕氷抵抗 R_1 となる(式(3.6.3))。

$$R_{1s(j)} = \frac{\sigma_f h^2}{b} \left(k_{11} \cdot \int_{X_f}^{X_a} \frac{0.57(1.6 \cos \beta_w(X) + 0.11) \tan \alpha(X)}{\sin \beta_w(X)} dX + k_{12} \cdot \mu_k \cdot \int_{X_f}^{X_a} \frac{1}{\sin \beta_w(X)} dX \right) \quad (3.6.2)$$

ここで、

$$X_f = X_{(j)} - d_{X(j)}/2, \quad X_a = \min(X_{(j)} + d_{X(j)}/2, X_{cc})$$

$$R_1 = 2 \sum_j R_{1s(j)} \quad (3.6.3)$$

なお、曲げ破壊発生領域より後方では曲げ破壊が発生しないため、 $X_f \geq X_{cc}$ の時、 $R_{1s(j)} = 0$ とする。

次に、 $R_{1s(j)}$ をガース方向に分解して各パネルに作用する純砕氷抵抗 $R_{1p(i,j)}$ を求める。曲げ破壊による抵抗は氷板との接点にのみ作用するため、局所的かつ時間変動を伴うものであるが、ここでは平均的には水面から氷厚 h の深さまでの範囲(図 3.4.3, Case 1 の $dh_{(j)}$ に相当)に均一に作用するものとして、式(3.6.4)で求める。

$$R_{1p(i,j)} = R_{1s(j)} \cdot S_{LI(i,j)} / \sum_i S_{LI(i,j)} \quad (3.6.4)$$

ここで、 $S_{LI(i,j)}$ は水面から $h/\cos\beta_{w(j)}$ の範囲に含まれるパネル (i,j) の面積である。

3.6.2. 氷片の押沈/回転による抵抗 R_2

氷片の押沈/回転による抵抗 R_2 を氷片の浮力に起因する摩擦抵抗 R_{2f} と氷片を押し沈める際の抵抗 R_{2b} に分解し、それぞれの値を求める。

初めに、各パネルに作用する氷片の浮力 $f_{b(i,j)}$ を式(3.6.5)から求める。

$$f_{b(i,j)} = hS_{P(i,j)}(\rho_w - \rho_i)g \cdot C_{v(i)} \cdot C_{c(i,j)} \quad (3.6.5)$$

ここで、 $S_{P(i,j)}$ はパネル (i,j) の面積、 ρ_w は水の密度、 ρ_i は氷の密度、 $C_{c(i,j)}$ はパネル (i,j) が氷片に覆われる割合である($0 \leq C_{c(i,j)} \leq 1$)。また、対象とするパネルが回転した氷片と接触する場合(氷片の回転: Case 2-b)には、回転氷片の浮力を船体と氷板で半分ずつ支持するとして $f_{b(i,j)}$ を式(3.6.6)で求める。

$$f_{b(i,j)} = hS_{P(i,j)}(\rho_w - \rho_i)g \cdot C_{v(i)} \cdot C_{c(i,j)} + 0.5 \cdot hD_c(X_{cc})d_{X(j)}(\rho_w - \rho_i)g \quad (3.6.6)$$

次に、各パネルに作用する氷片の浮力 $f_{b(i,j)}$ を基に、各パネルにおける氷片の浮力に起因する摩擦抵抗 $R_{2f(i,j)}$ を式(3.6.7)で求める。ここで、摩擦力は各パネルの t_{e1} 方向に作用すると考えると、 $R_{2f(i,j)}$ は $f_{b(i,j)}$ のパネル法線方向成分に動摩擦係数をかけたものとパネル (i,j) における t_{e1} ベクトルの X 方向成分 $a_{x(i,j)}$ の積となる。

$$R_{2f(i,j)} = \mu_k \cdot n_{e(i,j)} \cdot (0, 0, f_{b(i,j)})^T \cdot a_{x(i,j)} \quad (3.6.7)$$

最後に、各パネルにおける氷片を押し沈める際の抵抗 $R_{2b(i,j)}$ を求める。図 3.6.1 に示す様に、各断面間における氷片の沈下量 $s_{(j)}$ を求め、断面間の距離 $\Delta L_{(j)} (= X_{(j)} - X_{(j-1)})$ だけ船が進む間に $s_{(j)}$ だけ氷片が沈むとすると、その仕事量の関係から、 $R_{2b(i,j)}$ は式(3.6.8)、式(3.6.9)で求められる。

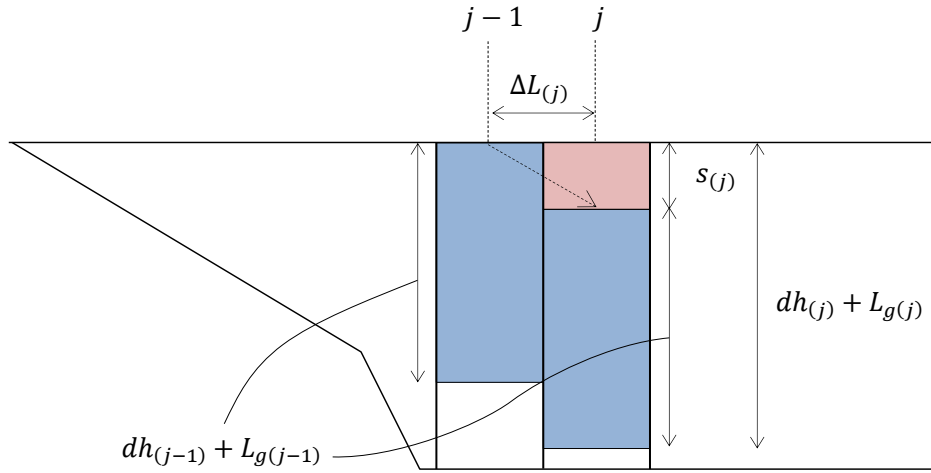


図 3.6.1 氷片の沈降量 $s(j)$

$$s(j) = (dh(j) + L_g(j)) - (dh(j-1) + L_g(j-1)) \quad (3.6.8)$$

$$R_{2b(i,j)} = f_{b(i,j)} \cdot s(j) \cdot \frac{b_{z(i,j)}}{\sqrt{b_{y(i,j)}^2 + b_{z(i,j)}^2}} \cdot \frac{1}{\Delta L(j)} \quad (3.6.9)$$

ここで、 $b_{y(i,j)}$ 、 $b_{z(i,j)}$ はそれぞれパネル (i,j) における t_{e2} ベクトルの Y 、 Z 方向成分である。また、 $s(j) < 0$ の場合は氷片が浮上してきている状態であり、抵抗には寄与しなくなるため、 $R_{2b(i,j)} = 0$ とする。

氷片の押沈/回転による抵抗 R_2 は各パネルにおける $R_{2f(i,j)}$ と $R_{2b(i,j)}$ の総和であり、式(3.6.10)によって求められる。

$$R_2 = 2 \left(\sum_i \sum_j k_{21} R_{2f(i,j)} + \sum_i \sum_j k_{22} R_{2b(i,j)} \right) \quad (3.6.10)$$

ここで、 k_{21} と k_{22} は無次元係数である。

3.6.3. 氷片の押分による抵抗 R_3

氷片の押し分けによる抵抗 R_3 は、氷片の慣性力と氷片が動く際に受ける流体力に相当する。そこで、氷片膜モデルによって推定した氷片分布から氷片の流れを追跡することで、その移動速度を求め、それを基に抵抗を推定する。氷海水槽試験における氷片運動の観察結果から、氷片の前後方向の移動量はその他の方向に比べて相対的に小さいため、空間固定座標系の下では前後方向に移動しないものとしている。

初めに、氷片の速度ベクトルを以下の手順で求める。

- 1) 氷片に接しているパネルの中心 $G_{(i,j)}$ と、 $G_{(i,j)}$ から氷片膜の最下端までの距離(ガス長) $L_{ge(i,j)}$ を求める。
- 2) $G_{(i,j)}$ 上にある氷片が後方の断面 $j + 1$ 上に移動した際の座標 $P_{(i,j)}$ を求める。 $P_{(i,j)}$ は断面 $j + 1$ における氷片膜の下端から、フレームラインに沿って $L_{ge(i,j)}$ だけ上った点とする(図 3.6.2)。

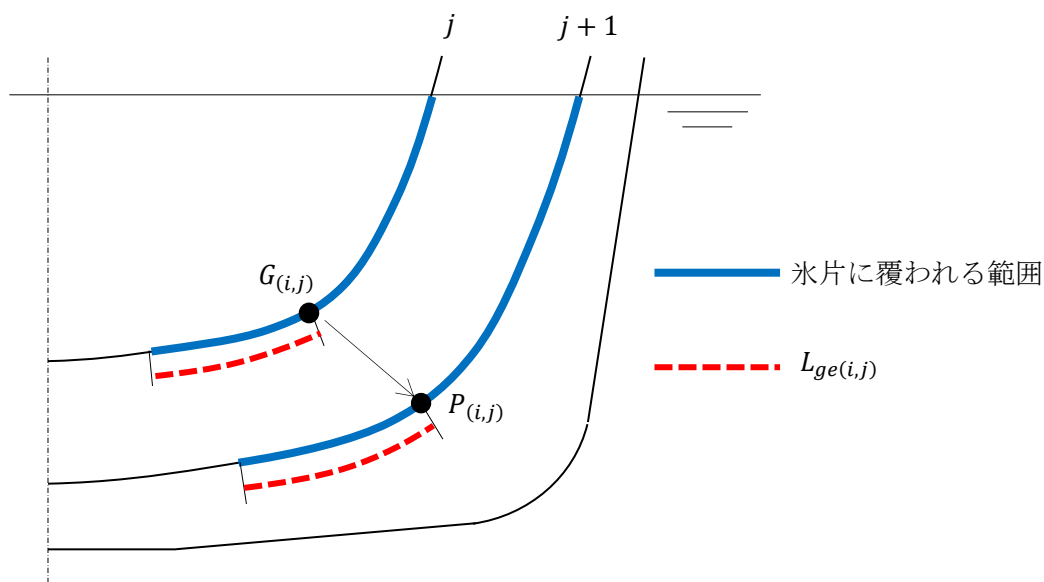


図 3.6.2 氷片追跡法

- 3) $G_{(i,j)}$ と $P_{(i,j)}$ の全体座標系における各成分をそれぞれ式(3.6.11)、式(3.6.12)の様に表す。また、氷片は前後方向に移動しないという仮定に基づき、 $G_{(i,j)}$ から $P_{(i,j)}$ へ移動する間にかかる時間 $\Delta t_{(i,j)}$ を式(3.6.13)で求める。

$$G_{(i,j)} = (g_{x(i,j)}, g_{y(i,j)}, g_{z(i,j)}) \quad (3.6.11)$$

$$P_{(i,j)} = (p_{x(i,j)}, p_{y(i,j)}, p_{z(i,j)}) \quad (3.6.12)$$

$$\Delta t_{(i,j)} = (p_{x(i,j)} - g_{x(i,j)})/V \quad (3.6.13)$$

- 4) $G_{(i,j)}$ から $P_{(i,j)}$ へ移動する氷片の速度ベクトル $V_{y(i,j)}, V_{z(i,j)}$ を式(3.6.14)で求める。

$$\begin{cases} V_{y(i,j)} = (p_{y(i,j)} - g_{y(i,j)})/\Delta t_{(i,j)} \\ V_{z(i,j)} = (p_{z(i,j)} - g_{z(i,j)})/\Delta t_{(i,j)} \end{cases} \quad (3.6.14)$$

上記の方法で求めた氷片の速度ベクトル $V_{y(i,j)}, V_{z(i,j)}$ を基に、各パネルに作用する氷片の押し分けによる力 $dF_{(i,j)}$ を式(3.6.15)で求める。

$$dF_{(i,j)} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0.5 \cdot C_3 \rho_w V_{y(i,j)}^m S_{P(i,j)} C_{v(j)} C_{c(i,j)} \\ 0.5 \cdot C_3 \rho_w V_{z(i,j)}^m S_{P(i,j)} C_{v(j)} C_{c(i,j)} \end{pmatrix} \quad (3.6.15)$$

ここで、

$$C_3 = -567.67 \left(\frac{h}{\sqrt{Bd}}\right)^3 - 872.81 \left(\frac{h}{\sqrt{Bd}}\right)^2 + 297.55 \frac{h}{\sqrt{Bd}} - 5.7218$$

C_3 は氷海水槽試験の結果と $C_3 = 1$ とした時の計算結果の相関を氷厚と主要目によるパラメータ h/\sqrt{Bd} によって整理して得られた氷片の抵抗係数、 m は抵抗に対する船速の感度を表す係数である。

$dF_{(i,j)}$ とパネルの法線ベクトル $n_{e(i,j)}$ から、 $dF_{(i,j)}$ のパネルに対して垂直に働く成分 $dF_{3(i,j)}$ を式(3.6.16)で求める。

$$dF_{3(i,j)} = n_{e(i,j)} \cdot dF_{(i,j)} \quad (3.6.16)$$

各パネルに働く氷片の押し分けによる抵抗 $R_{3p(i,j)}$ は $dF_{3(i,j)}$ による摩擦力と $dF_{3(i,j)}$ の X 軸方向成分の和となる(式(3.6.17))。

$$R_{3p(i,j)} = k_{31} \mu_k dF_{3(i,j)} \frac{V}{\sqrt{V^2 + V_{y(i,j)}^2 + V_{z(i,j)}^2}} - k_{32} dF_{3(i,j)} c_{x(i,j)} \quad (3.6.17)$$

ここで、式(3.5.17)の第 1 項は $dF_{3(i,j)}$ による摩擦力に関する項であり、氷片の移動方向に摩擦力が働くとして、その長手方向成分を求めている。また、第 2 項は $dF_{3(i,j)}$ の X 軸方向成分である。各項にそれぞれかかっている k_{31} と k_{32} は無次元係数である。なお、船体後半部では氷片の押し分けによる抵抗は働かなくなるため、 $c_{x(i,j)} > 0$ の場合、 $R_{3p(i,j)} = 0$ とする。

最終的な氷片の押し分けによる抵抗 R_3 は $R_{3p(i,j)}$ の総和であり、式(3.6.18)で求められる。

$$R_3 = 2 \sum_i \sum_j R_{3p(i,j)} \quad (3.6.18)$$

3.7. 平坦氷中抵抗推定法の検証

3.7.1. 供試船型と実験条件

ICHM 法を最適化計算に用いるにあたり、砕氷抵抗の推定精度を検証するために、ジャパン マリンユナイテッド株式会社の氷海水槽で行われた試験の結果と比較した。供試船型として、平行部を持たない純砕氷船型である Icebreaker 船型と、長い平行部を持つ砕氷商船の船型である Ice MV 船型を使用した。それぞれの要目を表 3.7.1 に示す。この船型に対して、実船スケールで氷厚 $h = 1.5\text{m}$ 相当の平坦氷砕氷航行条件で実験を行った結果を比較した。

表 3.7.1 供試船型の主要目

name	$L(\text{m})$	$X_e(\text{m})$	$B(\text{m})$	$d(\text{m})$
Icebreaker	126.0	63.0	27.0	9.1
Ice MV	178.0	29.3	26.6	11.5

3.7.2. 計算条件

ICHM 法では氷片の分布や抵抗を求めるために様々なパラメータを用いている。この検証において使用したパラメータを表 3.7.2、表 3.7.3 に、氷片群の密接率 $C_v(X)$ を図 3.7.1 に示す。これらのパラメータは、供試船型に類似した複数の船型による氷海水槽試験の氷片流れの観察及び抵抗分析結果を基に定めたものである。Icebreaker 船型と Ice MV 船型は互いに異なる特徴を持っているが、ここでは C_h 以外同じ係数を用いて計算を行い、その結果を比較した。

表 3.7.2 氷片分布の推定パラメータ

水面近傍の氷片の回転			
C_h	0.5 (Icebreaker), 1.0 (Ice MV)		
氷片の排除			
β_c	88°	C_{ip}	0.4
$\Delta\beta_c$	18°	C_{apd}	0.5
V_{irc}	8kt		

表 3.7.3 砕氷抵抗の推定パラメータ

k_{11}, k_{12}	0.034	k_{21}, k_{22}	1.535
k_{31}, k_{32}	1.0	m	1.3

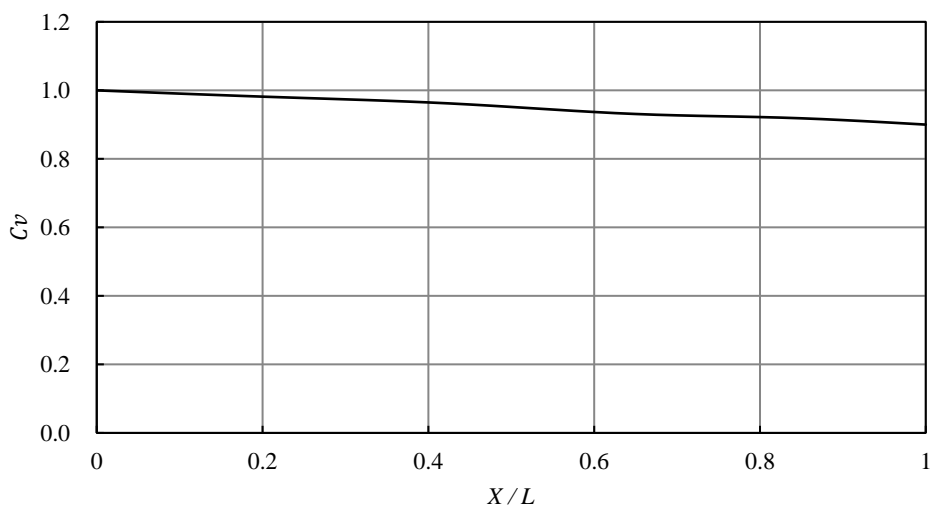


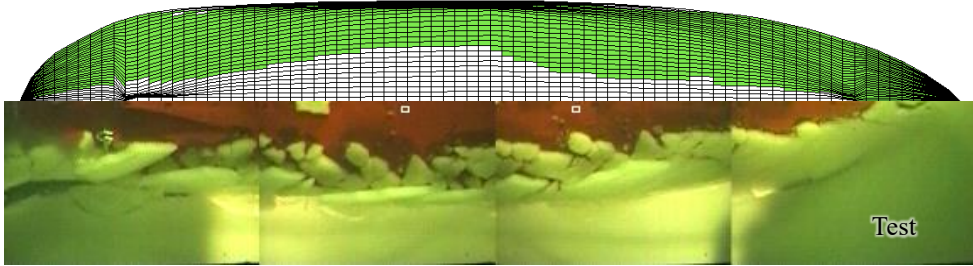
図 3.7.1 氷片群の密接率

3.7.3. 氷片分布の比較

ICHM 法では船型の特徴を考慮して没水部の氷片分布を推定し、そこから氷片分布に起因する抵抗計算を行う。氷片分布が適切に推定できているか検証するため、氷海水槽試験時の氷片流れの観測結果と ICHM 法で求められた氷片分布を比較した。図 3.7.2 及び図 3.7.3 に Icebreaker 船型と Ice MV 船型をそれぞれ船底から見た氷片分布の状態を示す。図の進行方向は右向きであり、この時の条件は氷厚 $h = 1.5\text{m}$ 、船速 $V = 3.0\text{kt}$ である。また、上側の図は氷片群の密接率と排氷の影響を考慮して計算を行った結果であり、下側の図は氷片群の密接率と排氷の影響を除外して、 $L_{g(j)} = L_{go(j)}$ として計算を行った結果である。

計算結果より、特に Icebreaker 船型の後半部では、上側の図の方がより実験結果に近い氷片分布となっており、ICHM 法では氷片群の密接率と排氷の影響を考慮することで、精度良く氷片分布を推定できることが確認できた。

Cal. (consider ice concentration & clearing)



Cal. (not consider ice concentration & clearing)

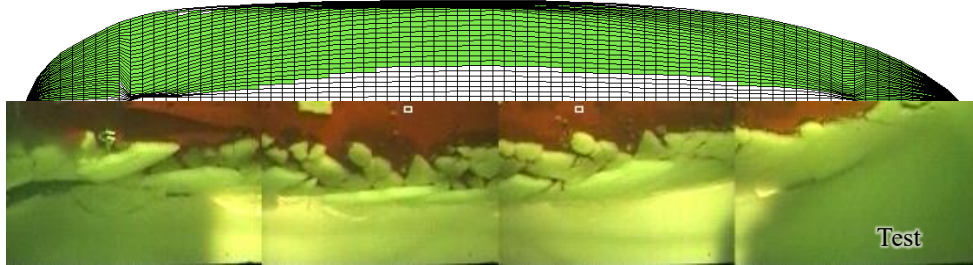
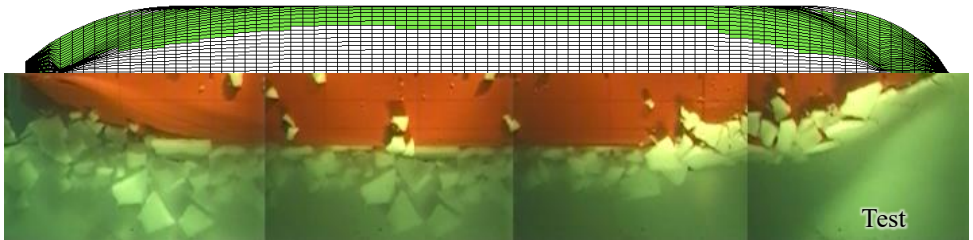


图 3.7.2 冰片分布(Icebreaker)

Cal. (consider ice concentration & clearing)



Cal. (not consider ice concentration & clearing)

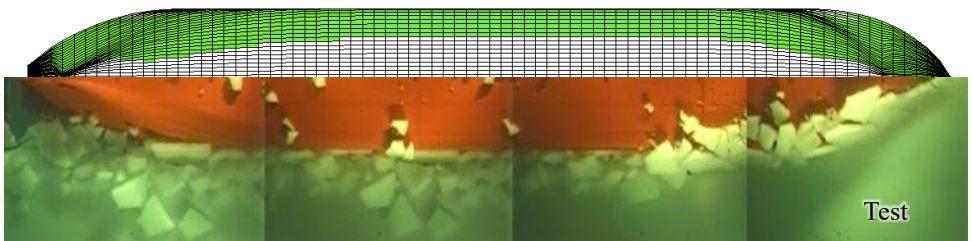


图 3.7.3 冰片分布(Ice MV)

3.7.4. 砕氷抵抗と各抵抗成分の割合

供試船型に対する計算結果及び実験結果をそれぞれ図 3.7.4、図 3.7.5 に示す。ここで、図中の点は実験結果を、実線は ICHM 法による計算結果、破線は Ionov の抵抗推定法、一点鎖線は Lindqvist の抵抗推定法による計算結果を示している。実験結果は 3.3.1 項で示した Pre-Sawn Ice 試験によって成分を分離した。

図 3.7.4、図 3.7.5 より各抵抗推定法の結果を比較すると、Ionov の抵抗推定法では Ice MV に対して、Lindqvist の抵抗推定法では Icebreaker 船型に対して砕氷抵抗 R_i を過大に評価しており、船型によって抵抗推定精度に大きな差が生じたが、ICHM 法ではどちらの船型に対しても大きく外れることなく抵抗を推定できた。また、ICHM 法によって得られた抵抗成分の割合は、実験結果に対して若干の差は見られるものの、良く一致した解が得られた。

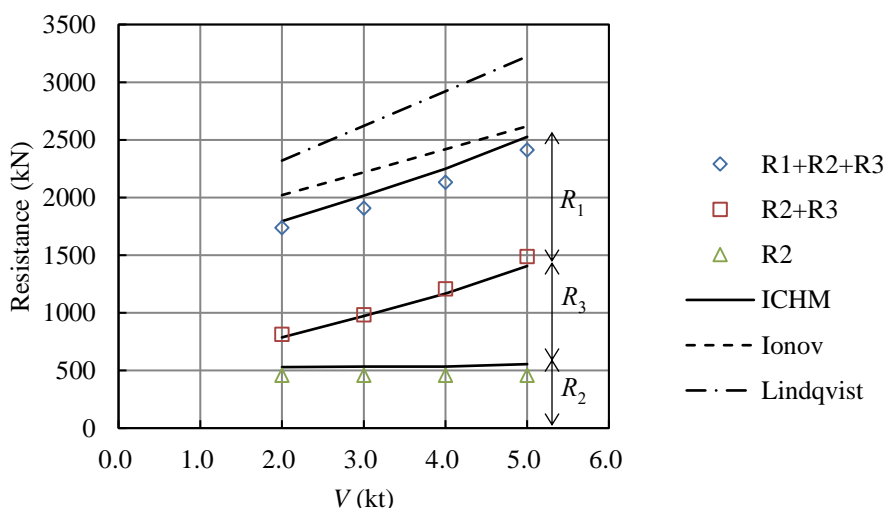


図 3.7.4 抵抗推定結果(Icebreaker)

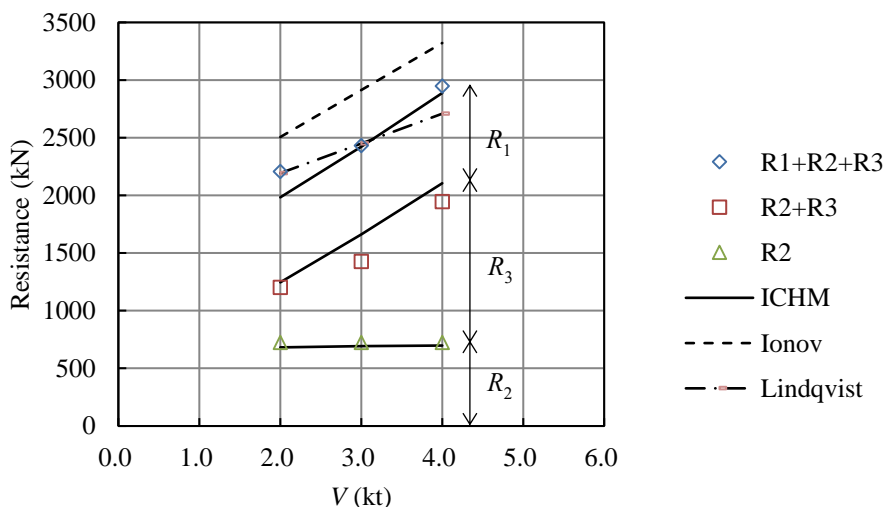


図 3.7.5 抵抗推定結果(Ice MV)

3.7.5. 抵抗分布

3.7.5.1. 純砕氷抵抗 R_1 の分布

ICHM 法によって求めた $h = 1.5\text{m}$ 、 $V = 3.0\text{kt}$ における各船型の純砕氷抵抗 R_1 の分布をそれぞれ図 3.7.6、図 3.7.7 に示す。両船型共に、船首端と肩部(曲げ破壊発生領域の後端)で抵抗が大きくなった。式(3.6.2)で示した様に、 R_1 は喫水線上の α 、 β によって求められる。船首端では W.L.の開き角 α が大きくなり、肩部ではフレームラインの開き角 β が小さくなる傾向があるため、これに伴って曲げ破壊の抵抗が増加し、このような抵抗分布となった。特に肩部については曲げ破壊発生領域に応じて抵抗が大きく変化するため、ICHM 法では曲げ破壊発生領域の推定精度が重要となる。

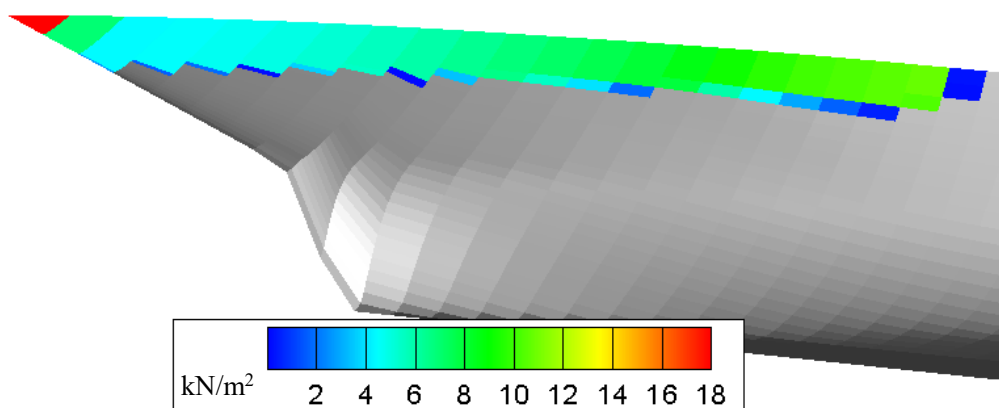


図 3.7.6 R_1 の抵抗分布(Icebreaker)

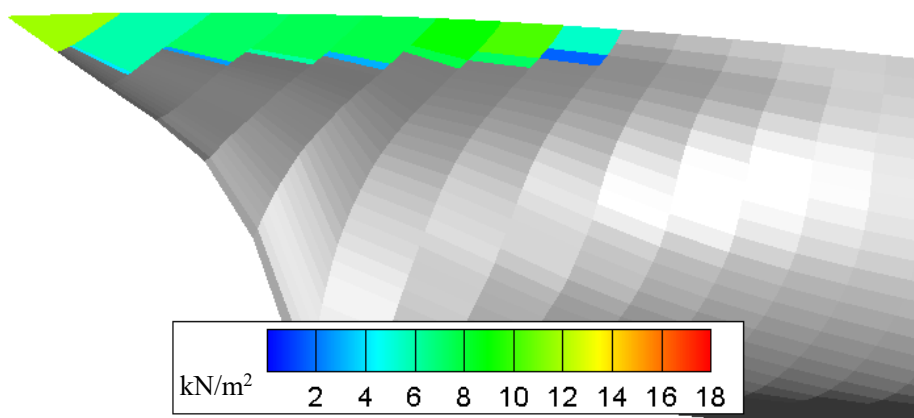


図 3.7.7 R_1 の抵抗分布(Ice MV)

3.7.5.2. 氷片による抵抗(R_2+R_3)の分布

ICHM 法によって求めた $h = 1.5\text{m}$ 、 $V = 3.0\text{kt}$ における各船型の氷片による抵抗($R_2 + R_3$)の分布をそれぞれ図 3.7.8、図 3.7.9 に示す。両船型共に、フォアフット上部の曲率が大きい領域(図中の矢印で示した領域)で抵抗が大きくなった。また、Ice MV 船型は Icebreaker 船型に比べてエントランスが短く、船首部のフレームライン形状の変化が大きいため、この影響がより顕著に表れている。

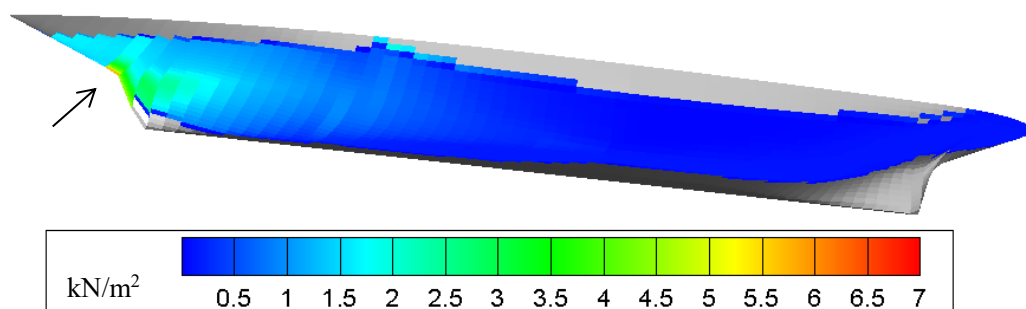


図 3.7.8 $R_2 + R_3$ の抵抗分布(Icebreaker)

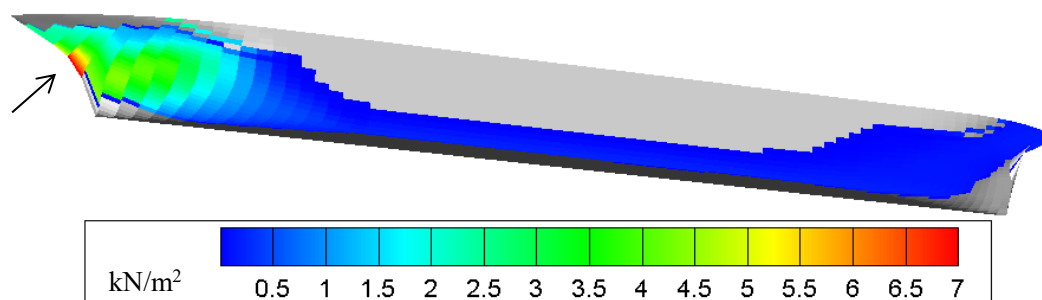


図 3.7.9 $R_2 + R_3$ の抵抗分布(Ice MV)

3.8. 第3章のまとめ

本章では、没水部の3次元的な形状を考慮して平坦水中抵抗を推定するために開発したICHM法について説明した。その特徴は以下のとおりである。

- ・純砕氷抵抗 R_1 の推定には Ionov の抵抗推定法を基にした式を用いる。
- ・氷板を曲げ破壊する領域の推定には Kotras のカスプモデルを用いる。
- ・氷片膜モデルによって船体表面上の氷片分布や動きを推定し、船体各部に作用する氷片の押沈、回転、押し分けによる抵抗(R_2 及び R_3)を求める。
- ・氷片膜モデルの計算では、喫水付近における氷片の回転、船体表面を覆う氷片群の密接率及び排氷の影響を考慮し、船体表面の氷片の分布や動きを推定する。

ICHM 法による計算結果を氷海水槽試験結果と比較したところ、以下の結果が得られた。

- ・氷片群の密接率及び排氷を考慮することで、船体表面上の氷片分布をより精度良く推定できることが確認された。
- ・特徴の異なる船型に対して、ほぼ同一のパラメータで計算を行い、砕氷抵抗 $R_i (= R_1 + R_2 + R_3)$ について実験と良く一致した解が得られた。
- ・Ionov の抵抗推定法、Lindqvist の抵抗推定法に比べて船型に対するロバスト性に優れていることが確認できた。
- ・ICHM 法では肩部で純砕氷抵抗 R_1 が増大する傾向があるため、曲げ破壊発生領域の推定精度が重要となる。

この結果から、最適化計算においても船型の変化に追従し、適切な砕氷抵抗を求めることができると思う。

第4章 造波抵抗推定法

4.1. 緒言

本章では、今回の計算で使用したランキンソース法の計算法について述べる。

本最適化手法では、平水中性能の評価基準として水中性能とトレードオフの関係にある造波抵抗 R_w を用いる。造波抵抗の推定には、ランキンソース法に代表されるパネル法や CFD によるシミュレーションなど、様々な手法が存在する。本最適化手法では初期船型を用いずに船型を生成するため、要求性能を満足できるような船型が生成されるまでに非常に多くの計算が必要になると予想される。そのため、造波抵抗の相対的な大小関係を評価することを目的として、CFD に比べて推定精度は劣るものの計算速度に優れているランキンソース法を採用した。

ランキンソース法では自由表面パネルの形状や計算結果からの造波抵抗の推定法について、様々な手法が提案されているが、ここでは造波抵抗係数 C_w に基づいて船型最適化を行った鈴木³⁵⁾の例に倣い、船体近傍で集中的にパネル密度を上げることができる楕円型トポロジに基づく自由表面パネルを使用したランキンソース法を用いた。

4.2. 計算法

4.2.1. 基礎理論

初めに、座標系として静止水面上に x , y 軸をとり、鉛直上向きに z 軸をとる。 x 軸を船体の長手方向として、船体中央を原点とする。非粘性、非回転、非圧縮の条件の下、船体周りの速度ポテンシャル Φ を二重模型流れのポテンシャル Φ_0 と自由表面の波動影響を表すポテンシャル Φ_1 の和として式(4.2.1)に示す。

$$\Phi = \Phi_0 + \Phi_1 \quad (4.2.1)$$

船体周り的一様流速を U とすると、ある点 $P = (x, y, z)$ における二重模型流れのポテンシャル Φ_0 は式(4.2.2)の様に表される。

$$\Phi_0(x, y, z) = Ux - \iint_{S_0} \frac{\sigma_0(q_0)}{r(P, q_0)} dS \quad (4.2.2)$$

ここで、 S_0 は二重模型船体表面、 $\sigma_0(q_0)$ は S_0 上の点 q_0 における吹き出し分布、 $r(P, q_0)$ は対象の点 P から S_0 上の点 q_0 までの距離である。

同様に、自由表面の波動影響を表すポテンシャル Φ_1 は式(4.2.3)の様に表される。

$$\Phi_1(x, y, z) = - \iint_{S_1} \frac{\sigma_1(q_1)}{r(P, q_1)} dS - \iint_{S_0} \frac{\Delta\sigma_0(q_0)}{r(P, q_0)} dS \quad (4.2.3)$$

ここで、 S_1 は静止水面、 $\sigma_1(q_1)$ は S_1 上の点 q_1 における吹き出し分布、 $\Delta\sigma_0(q_0)$ は S_0 上の点 q_0 における吹き出し分布である。

次に、それぞれのポテンシャル Φ_0 、 Φ_1 が満たす境界条件を考える。船体表面の境界条件は、船体表面に対する法線方向の流速が 0 となるとして式(4.2.4)の様に表される。ここで、 n は船体表面上の外向き法線ベクトルである。

$$\frac{\partial\Phi_0}{\partial n} = 0, \quad \frac{\partial\Phi_1}{\partial n} = 0 \quad (4.2.4)$$

また、自由表面の境界条件は Dawson の線形自由表面条件³⁶⁾を用いると式(4.2.5)となる。

$$\Phi_{0l}^2 \Phi_{1ll} + 2\Phi_{0l} \Phi_{0ll} \Phi_{1l} + g\Phi_{1z} = -\Phi_{0l}^2 \Phi_{0ll} \quad (on \quad z = 0) \quad (4.2.5)$$

ここで、添え字 l は流線方向の微分を示している。

実際の計算に当たっては、船体表面と静止水面をそれぞれ M_0 個、 M_1 個の微小なパネルに分割し、パネル毎の吹き出し密度 σ_0 、 σ_1 、 $\Delta\sigma_0$ を求めることで、全体のポテンシャルを算出する。初めに、Hess and Smith 法³⁷⁾に基づき、式(4.2.2)の基礎式と式(4.2.4)の境界条件から二重模型流れにおける吹き出し密度 σ_0 を求める。次に、 σ_0 によって Φ_0 が決定されるため、これを用いて式(4.2.3)の基礎式と式(4.2.4)、(4.2.5)の境界条件から自由表面の波動影響による吹き出し密度 σ_1 、 $\Delta\sigma_0$ を求める。

パネル毎の吹き出し密度 σ_0 、 σ_1 、 $\Delta\sigma_0$ を求めることで、船体周りのポテンシャル Φ が求められるため、これに Bernoulli の式を適用することで、船体周りの圧力や波形を算出する。また、今回の計算においては、造波抵抗を求める際に、船体表面上の圧力積分に加えて荻原が行ったように船側波形を基にした補正を加えた。荻原³⁸⁾による造波抵抗の補正式を式(4.2.6)に示す。

$$\Delta R_w = -\rho_w g \int_{-L/2}^{L/2} \zeta^2(x) n_x dx \quad (4.2.6)$$

ここで、 ΔR_w は造波抵抗の補正量、 ρ_w は水の密度、 g は重力加速度、 L は船長、 $\zeta(x)$ は船側波高である。

最終的な造波抵抗 R_w は、船体表面上の圧力積分による抵抗を R_{wp} とすると、式(4.2.7)で求められる。

$$R_w = R_{wp} + \Delta R_w \quad (4.2.7)$$

自由表面の波動影響を表すポテンシャル Φ_1 を求める際は、式(4.2.4)を式(4.2.8)の様に離散化する。

$$\sum_j^{M_1} \sigma_1(j) N_1(i, j) + \sum_j^{M_0} \Delta \sigma_0(j) N_0(i, j) = 0 \quad (i = 1, 2, \dots, M_0 \text{ on } S_0) \quad (4.2.8)$$

ここで、

$$N_0(i, j) = -\iint_{\Delta S_0} \frac{\partial}{\partial n} \left(\frac{1}{r_0} \right) dS_0, \quad N_1(i, j) = -\iint_{\Delta S_1} \frac{\partial}{\partial n} \left(\frac{1}{r_0} \right) dS_1$$

また、自由表面上では式(4.2.5)を式(4.2.9)の様に離散化する。

$$\sum_j^{M_1} \sigma_1(j) A_1(i, j) + \sum_j^{M_0} \Delta \sigma_0(j) A_0(i, j) - 2\pi g \sigma_1(i) = B(i) \quad (i = 1, 2, \dots, M_1 \text{ on } S_1) \quad (4.2.9)$$

ここで、

$$\begin{aligned} A_0(i, j) &= \Phi_{0l}^2(i) CL_0(i, j) + 2\Phi_{0l}(i)\Phi_{0ll}(i)L_0(i, j) \\ A_1(i, j) &= \Phi_{0l}^2(i) CL_1(i, j) + 2\Phi_{0l}(i)\Phi_{0ll}(i)L_1(i, j) \\ B(i) &= -\Phi_{0l}^2(i)\Phi_{0ll}(i) \end{aligned}$$

なお、 L_0 , L_1 はそれぞれ船体表面における波動影響を表すポテンシャル及び水面における波動影響を表すポテンシャルである。また、 CL_0 , CL_1 はそれらのポテンシャルの流線方向 l の微分値である。

Dawson の線形自由表面条件を解くためには、ポテンシャル Φ_0 , Φ_1 の流線方向2回微分である Φ_{0ll} , Φ_{1ll} が必要となる。今回の計算では4.2.2項で述べる楕円型自由表面パネルを採用し、座標変換によって計算空間上で上流差分を適用することで Φ_{0ll} , Φ_{1ll} を求めた。

4.2.2. 楕円型自由表面パネル

ランキンソース法では、自由表面パネルの形状が計算結果、特に波紋の品質に大きく影響する。Dawson によるランキンソース法では流線追跡法に基づくパネル分割が行われていたが、今回の計算では、鈴木による楕円型自由表面パネルを使用した。この方法を用いることで、船体近傍で集中的にパネル密度を上げることができる。

楕円型自由表面パネルの生成では、式(4.2.10)に示す 2 つの独立したラプラス方程式を基礎方程式として用いる。

$$\begin{cases} \xi_{xx} + \xi_{yy} = 0 \\ \eta_{xx} + \eta_{yy} = 0 \end{cases} \quad (4.2.10)$$

この方程式を基に格子点の座標を求めるため、独立変数と従属変数の返還を行う。これにより、式(4.2.10)は式(4.2.11)に示す連立微分方程式に書き換えられる。

$$\begin{cases} ax_{\xi\xi} - 2bx_{\xi\eta} + cx_{\eta\eta} = 0 \\ ay_{\xi\xi} - 2by_{\xi\eta} + cy_{\eta\eta} = 0 \end{cases} \quad (4.2.11)$$

ここで、

$$\begin{aligned} a &= x_{\eta}^2 + y_{\eta}^2 \\ b &= x_{\xi}x_{\eta} + y_{\xi}y_{\eta} \\ c &= x_{\xi}^2 + y_{\xi}^2 \end{aligned}$$

式(4.2.11)に対して内部境界(船体近傍)と外部境界(計算領域の外周)の格子点の座標を境界条件として与えることで、差分法によって各部の格子点が求められる。

喫水線の放射方向に M 点、喫水線方向に N 点の節点を持つパネルを生成することを考える。初めに、内部境界の座標を式(4.2.12)によって求める。

$$\begin{aligned} x_{(1,j)} &= 0.6L \cos(2\pi(j-1)/(N-1)) \\ y_{(1,j)} &= 0.05B \sin(2\pi(j-1)/(N-1)) + Y_w(x_{(1,j)}) \end{aligned} \quad (j = 1, 2, \dots, N) \quad (4.2.12)$$

ここで、 $Y_w(x_{(1,j)})$ は船体の喫水線形状である。Hess and Smith 法ではパネルの辺上で誘導速度が発散するため、内部境界は船体表面パネルと接触しないように、計画喫水の W.L. より一回り大きくなっている。

外部境界は船尾端を中心とする半径 $2L$ 、扁平率 0.75 の楕円形を採用して、式(4.2.13)によって求める。

$$\begin{aligned} x_{(M,j)} &= 2L \cos(2\pi(j-1)/(N-1)) + L/2 \\ y_{(M,j)} &= 0.75 \cdot 2L \sin(2\pi(j-1)/(N-1)) \end{aligned} \quad (j = 1, 2, \dots, N) \quad (4.2.13)$$

また、外部境界からの反射を抑えるため、外部境界から外側に離れた点に格子点を追加する。追加した格子点の座標を式(4.2.14)に示す。

$$\begin{aligned} x_{(M+1,j)} &= x_{(M,j)} + 5(x_{(M,j)} - x_{(M,j-1)}) \\ y_{(M+1,j)} &= y_{(M,j)} + 5(y_{(M,j)} - y_{(M,j-1)}) \end{aligned} \quad (j = 1, 2, \dots, N) \quad (4.2.14)$$

楕円型トポロジに基づいて生成された自由表面パネルを図 4.2.1 に示す。ここで、船首は左向きである。

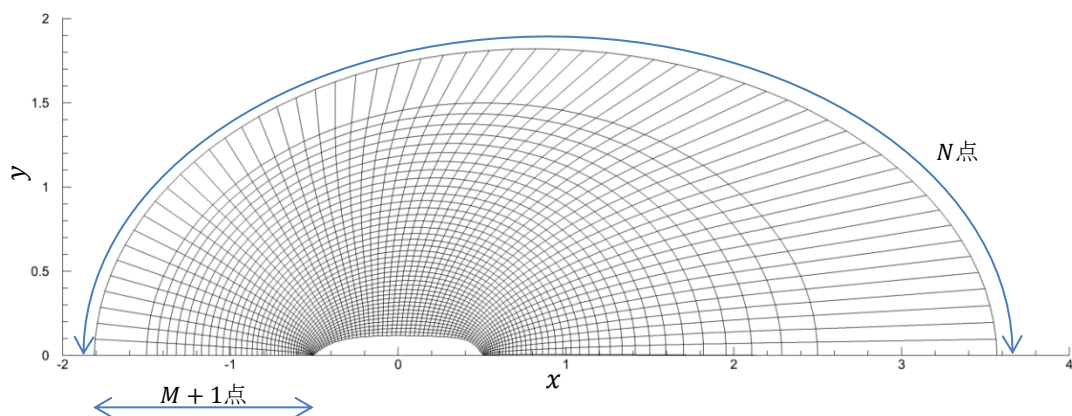


図 4.2.1 自由表面パネル

4.2.3. Dawson 型自由表面条件の処理

本項では楕円型自由表面パネルを用いた Φ_{0u} , Φ_{1u} の計算法について述べる。

初めに、自由表面パネルの代表点における関数 F と、その点に対応する計算座標系 (ξ, η) を考える。関数 F の流線方向 2 回微分 F_{ll} は計算座標系において式(4.2.15)と表せる。

$$F_{ll} = \left(\frac{\partial F_l}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial x} + \frac{\partial F_l}{\partial \eta} \frac{\partial \eta}{\partial x} \right) l_x + \left(\frac{\partial F_l}{\partial \xi} \frac{\partial \xi}{\partial y} + \frac{\partial F_l}{\partial \eta} \frac{\partial \eta}{\partial y} \right) l_y \quad (4.2.15)$$

ここで、 l_x , l_y は流線の方向余弦であり、 $\partial \xi / \partial x$ 等はヤコビアン(式(2.4.16))を用いて計算することができる。

$$J = \frac{\partial \xi}{\partial x} \frac{\partial y}{\partial \eta} + \frac{\partial y}{\partial x} \frac{\partial \xi}{\partial \eta} \quad (4.2.16)$$

上流差分の定義として、式(4.2.15)を式(4.2.17)のように変形し、 $F = \Phi_0$ の時には式(4.2.18)を、 $F = \Phi_0$ の時には式(4.2.19)を用いる。

$$F_{ll} = u^\xi \frac{\partial F_l}{\partial \xi} + u^\eta \frac{\partial F_l}{\partial \eta} \quad (4.2.17)$$

ここで、

$$u^\xi = \frac{\partial \xi}{\partial x} l_x + \frac{\partial \xi}{\partial y} l_y, \quad u^\eta = \frac{\partial \eta}{\partial x} l_x + \frac{\partial \eta}{\partial y} l_y$$

$$\begin{aligned} u^\xi \frac{\partial}{\partial \xi} &= u^\xi \delta_\xi^- \\ u^\eta \frac{\partial}{\partial \eta} &= u^\eta \delta_\eta^- \end{aligned} \quad (4.2.18)$$

$$\begin{aligned} u^\xi \frac{\partial}{\partial \xi} &= \frac{1}{2} (u^\xi + |u^\xi|) \delta_\xi^- + \frac{1}{2} (u^\xi - |u^\xi|) \delta_\xi^+ \\ u^\eta \frac{\partial}{\partial \eta} &= \frac{1}{2} (u^\eta + |u^\eta|) \delta_\eta^- + \frac{1}{2} (u^\eta - |u^\eta|) \delta_\eta^+ \end{aligned} \quad (4.2.19)$$

δ_ξ^- , δ_ξ^+ , δ_η^- , δ_η^+ は差分演算子であり、計算領域の境界近傍を除いて 4 点差分を用いる。各差分演算子を式(4.2.20)に示す。

$$\begin{aligned}
\delta_{\xi}^{-} &= C_3 F_l(x_{(i-3)}, y_{(j)}) + C_2 F_l(x_{(i-2)}, y_{(j)}) + C_1 F_l(x_{(i-1)}, y_{(j)}) + C_0 F_l(x_{(i)}, y_{(j)}) \\
\delta_{\xi}^{+} &= C_3 F_l(x_{(i+3)}, y_{(j)}) + C_2 F_l(x_{(i+2)}, y_{(j)}) + C_1 F_l(x_{(i+1)}, y_{(j)}) + C_0 F_l(x_{(i)}, y_{(j)}) \\
\delta_{\eta}^{-} &= C_3 F_l(x_{(i)}, y_{(j-3)}) + C_2 F_l(x_{(i)}, y_{(j-2)}) + C_1 F_l(x_{(i)}, y_{(j-1)}) + C_0 F_l(x_{(i)}, y_{(j)}) \\
\delta_{\eta}^{+} &= C_3 F_l(x_{(i)}, y_{(j+3)}) + C_2 F_l(x_{(i)}, y_{(j+2)}) + C_1 F_l(x_{(i)}, y_{(j+1)}) + C_0 F_l(x_{(i)}, y_{(j)})
\end{aligned} \tag{4.2.20}$$

ここで、 $(C_3, C_2, C_1, C_0) = (-1/6, 1, -5/2, 5/3)$ である。なお、 Φ_{1ll} を求める際は船尾付近では2点上流差分を使用する。また、計算領域の境界近傍では2点上流差分及び2点下流差分を使用する。

4.3. 船体表面パネルの生成法

最適化計算を行うにあたり、第 2 章で説明した砕氷船型生成法によって生成されたフレームラインを基に、船体表面パネルを生成する必要がある。平坦氷中推定法と同様に各フレームラインを当分割してパネルを生成した場合、船首/船尾端でアスペクト比が大きく細長いパネルになってしまい、計算が発散しやすくなるため、各部のガス長に応じて分割数を調整してパネルを生成した。ここではその分割法について説明する。

船体をガス方向に M 分割、長手方向に N 分割する際の船体表面パネルの生成法を以下に示す。ここで、船首から k 番目のフレームラインのガス長を $L_{gall(k)}$ 、分割数を $m_{(k)}$ 、分割幅を $dl_{(k)}$ 、 $L_{gall(k)}$ が最大となるフレームライン番号を k_{mid} とする。フレームラインの分割幅 $dl_{(k)}$ は、ガス長を $L_{gall(k)}$ と分割数 $m_{(k)}$ から式(4.3.1)で求められる。

$$dl_{(k)} = L_{gall(k)} / m_{(k)} \quad (4.3.1)$$

- 1) $k = k_{mid}$ におけるフレームラインの分割数を $m_{(k_{mid})} = M$ として、 $k = k_{mid}$ におけるガス長 $L_{gall(k_{mid})}$ からフレームラインの分割幅 $dl_{(k_{mid})}$ を求める。
- 2) k_{mid} から 1 つ船首側のフレームライン($k = k_{mid} - 1$)について、以下のように場合分けを行い、分割数 $m_{(k_{mid}-1)}$ を求める。

$$[L_{gall(k_{mid}-1)} / (m_{(k_{mid})} - 1) \geq dl_{(k_{mid})}]$$

k_{mid} と同じ分割数 $m_{(k_{mid})}$ でフレームラインを分割してもパネルのアスペクト比に問題は無いと考えて、分割数 $m_{(k_{mid}-1)} = m_{(k_{mid})}$ とする。

$$[L_{gall(k_{mid}-1)} / (m_{(k_{mid})} - 1) < dl_{(k_{mid})}]$$

パネルのアスペクト比の増大を防ぐため、分割数 $m_{(k_{mid}-1)}$ を調整する。式(4.3.2)を満たす最大の m を $m_{(k_{mid}-1)}$ とする。

$$L_{gall(k_{mid}-1)} / (m - 1) \geq dl_{(k_{mid})} \quad (4.3.2)$$

この時、 $m_{(k_{mid}-1)} \neq m_{(k_{mid})}$ となるため、フレームラインを分割した各頂点を結んでパネルを作ろうとすると、図 4.2.2 の左図に示す様に細長い 3 角形パネルが大量に必要となる。そこで、両フレームラインの下端の座標を線形に補間し、 $m_{(k_{mid})} - m_{(k_{mid}-1)}$ 個に分割して頂点を追加する。この点を使うことで、図 4.3.1 の右図に示す様に最下部を除いて 4 角形パネルで船型を表現することができるようになる。

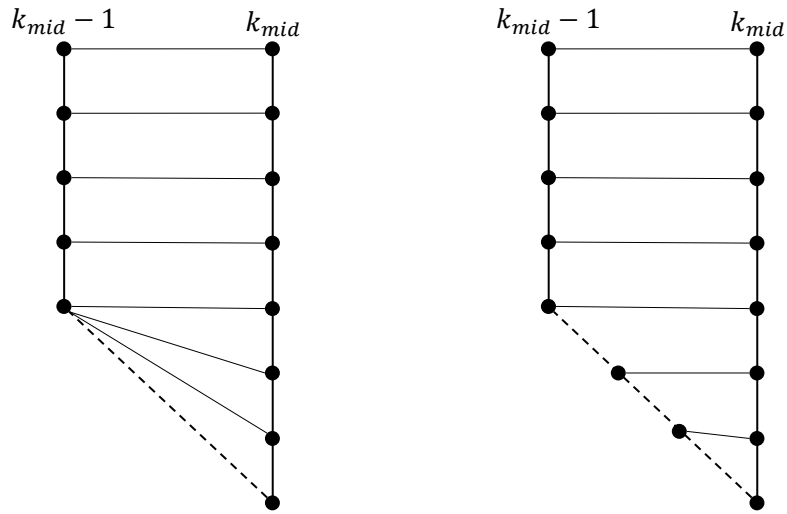


図 4.3.1 フレームライン分割法

- 3) 2)と同様の操作を船首端に至るまで繰り返し行い、船体前半部のパネルを生成する。
- 4) 2), 3)と同様の操作を船尾側へ向けて逆向きに行い、船体後半部のパネルを生成する。

フレームラインを等分割して生成した船体表面パネルを図 4.3.2 に、フレームラインの分割数を調整して作成した船体表面パネルを図 4.3.3 に示す。ここで、船首は左側を向いている。フレームラインを当分割したものでは船首/船尾端でパネルのアスペクト比が大きくなっているが、フレームラインの分割数を調整することで、パネルのアスペクト比の増大が抑えられている。また、分割数を調整することでパネル点数が削減されるため、計算速度も向上させることができる。

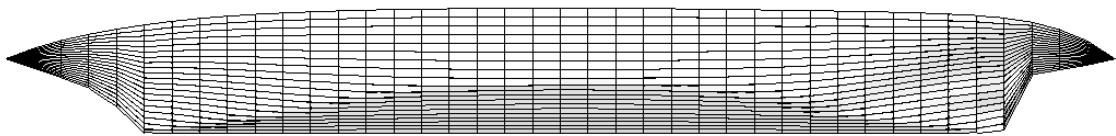


図 4.3.2 船体表面パネル(等分割)

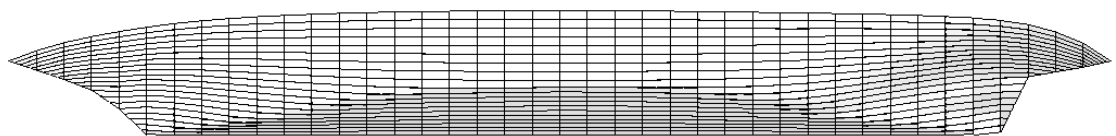


図 4.3.3 船体表面パネル(分割数調整)

4.4. 造波抵抗推定法の検証

ランキンソース法を最適化計算に適用するにあたり、パネルの生成法が適当であるか、パネル点数はどの程度必要か、ランキンソース法によって船型の差を適切に反映できるかについて検証を行った。以下にその結果を示す。

4.4.1. 対象船型

検証で使用した対象船型の主要目と計画船速のフルード数 F_n を表 4.4.1 に示す。両船型ともに平行部を持たない純砕氷船型である。

表 4.4.1 対象船型の主要目

Name	L(m)	B(m)	d(m)	Target F_n
A 船型	136.0	29.2	10.0	0.225
B 船型	126.0	27.0	9.1	0.234

4.4.2. 船体表面パネルの分割法

4.3.節で示した船型生成法が適当なものであるかを検証するため、A 船型を対象としてフレームラインを等分割して生成した船体表面パネル(以下、当分割パネル)とフレームラインの分割数を調整して作成した船体表面パネル(以下、分割数調整パネル)を用いて造波抵抗を推定、比較した。計算に供した各パネルの点数を表 4.4.2、表 4.4.3 に、計算結果を図 4.4.1 に示す。図の横軸はフルード数 F_n 、縦軸は船長 L で無次元化した造波抵抗係数 $C_w(=R_w/0.5\rho_w U^2 L^2)$ である。

分割数調整パネルで計算を行った結果、抵抗を高く見積もる傾向が見られるが、概ね実験結果を再現することができた。一方、当分割パネルの結果は実験や分割数調整パネルの結果とは変域が全く異なる上に $F_n = 0.225\sim 0.275$ の間で大きな負の抵抗を生じており、実験とはかけ離れた結果となった。

表 4.4.2 船体表面パネルの点数

	ガース方向分割数	長手方向分割数	パネル点数
当分割パネル	20	80	1600
分割数調整パネル	20	80	1457

表 4.4.3 自由表面パネルの点数

	放射方向節点数	喫水線方向節点数	パネル点数
自由表面パネル	40	60	2360

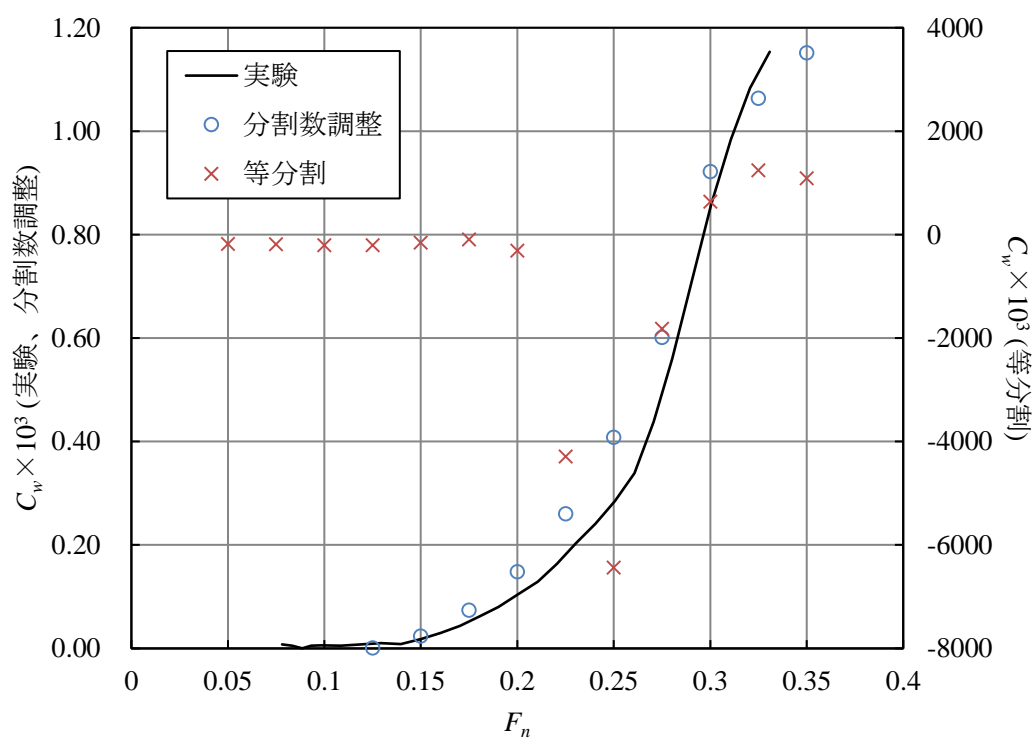


図 4.4.1 パネル生成法の検証結果

4.4.3. 計算に用いるパネル点数

ランキンソース法では計算に用いるパネル点数が多くなるほど船体形状や波形を厳密に再現できるようになるが、パネルの点数に比例して計算時間が増加してしまう。最適化計算では様々な船型に対して繰り返し計算を行う必要があるため、効率的に最適化計算を行うためには必要十分なパネル数で計算を行うことが重要となる。ここでは、船体表面パネルと自由表面パネルについて、A 船型に対してパネル点数を変更して計算を行い、適切なパネル点数の検討を行った。なお、この計算では CPU Intel Xeon E5-1650(3.5GHz, 6core)、メモリ容量 32GB のコンピュータを用いた。

[船体表面パネル]

最適化計算を行うにあたり、適切な船体表面パネル点数を検討するため、表 4.4.4 に示す 6 つの条件で計算を行った。ここで、自由表面パネル点数は表 4.4.3 で示した 2360 点を用いた。

計画船速のフルード数 $F_n = 0.225$ における造波抵抗係数 C_w と計算時間を比較したものを図 4.4.2 に示す。 C_w は [20×80]～[35×140] の条件で横並びとなった。一方、計算時間はパネル点数が多くなるにつれて長くなっており、特に [20×80] よりもパネル点数が大きい条件で急激に増大した。

パネル点数に対する C_w と計算時間を考慮して、 C_w が収束する最低限のパネル点数となる [20×80] の条件によって船体表面パネルを生成することとした。

[自由表面パネル]

適切な自由表面パネル点数を検討するため、表 4.4.5 に示す 6 つの条件で計算を行った。ここで、船体表面パネルは表 4.4.4 の [20×80] の条件によって生成したものをを用いた。

計画船速のフルード数 $F_n = 0.225$ における造波抵抗係数 C_w と計算時間を比較したものを図 4.3.3 に示す。 C_w はパネル点数に比例して増大する傾向であり、パネル点数が多くなるにつれて収束していった。 [56×84] の結果に対し、 [40×60] の条件で誤差 3%以内、 [50×75] の条件で誤差 1%以内となっている。また、計算時間は船体表面パネルと同様にパネル点数に応じて長くなり、 [40×60] よりもパネル点数が大きい条件で急激に増加した。

ここでは、計算精度と計算時間とのバランスを考慮して、大局的な船型の傾向を掴み、相対的な性能評価を行うには十分な精度を確保できると考え、 [40×60] の条件を採用することとした。

表 4.4.4 船体表面パネルの分割条件

Case	ガース方向分割数	長手方向分割数	パネル点数
[10×40]	20	40	367
[15×60]	15	60	823
[20×80]	20	80	1457
[25×100]	25	100	2257
[30×120]	30	120	3252
[35×140]	35	140	4421

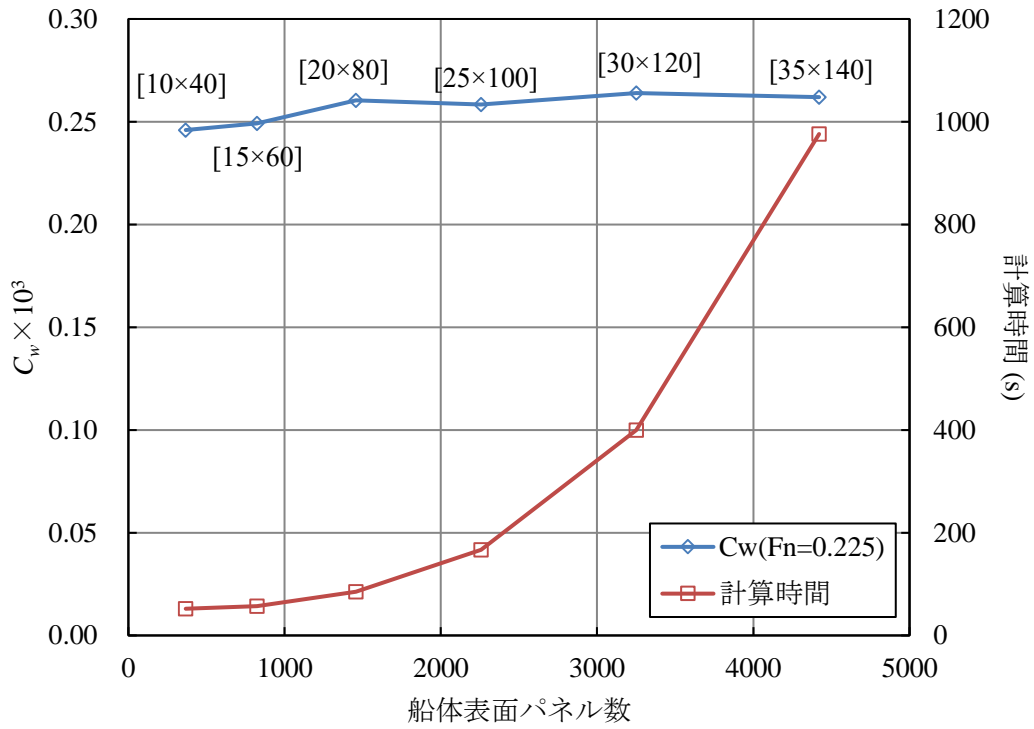


図 4.4.2 船体表面パネル数の検証結果

表 4.4.5 自由表面パネルの分割条件

Case	放射方向節点数	喫水線方向節点数	パネル点数
[20×30]	20	30	580
[30×45]	30	45	1320
[40×60]	40	60	2360
[46×69]	46	69	3128
[50×75]	50	75	3700
[56×84]	56	84	4648

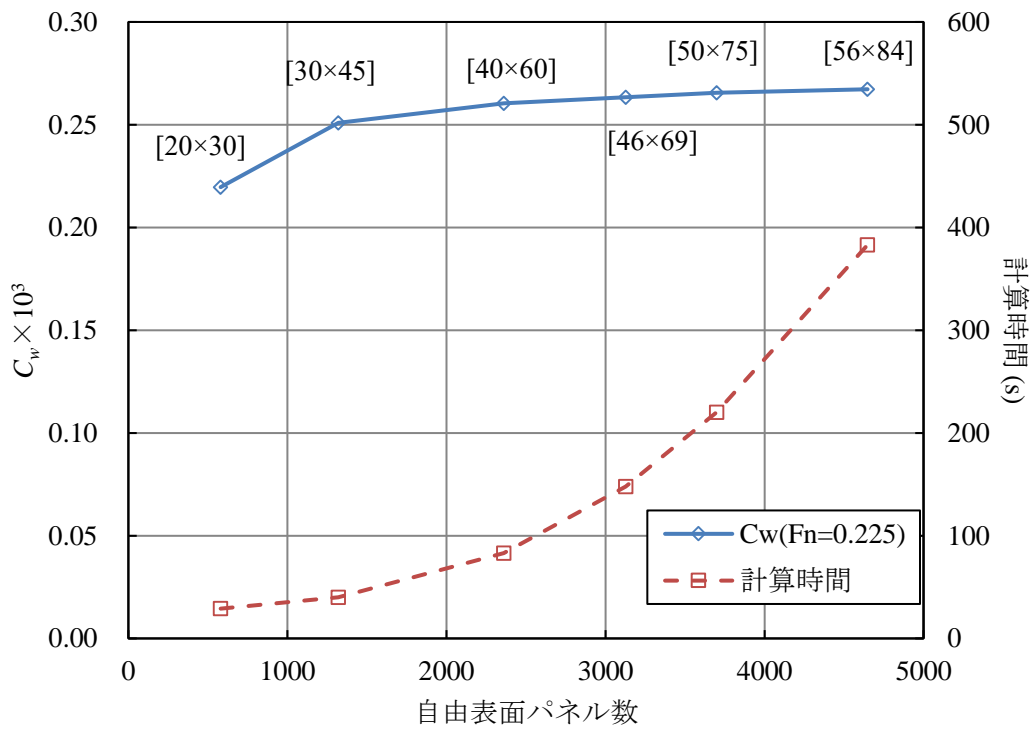


図 4.4.3 自由表面パネル数の検証結果

4.4.4. 船型の差に対する応答

ここまでに検討した条件を適用し、ランキンソース法によって船型毎の性能差を適切に評価できることを確認するため、表 4.4.1 に示した A, B 両船型の造波抵抗係数 C_w をそれぞれの実験結果と比較した。計算結果を図 4.4.4 に示す。

両船型とも、 C_w を過大に評価する傾向が見られるが、実験の傾向を良く再現できている。実験結果では $F_n = 0.210$ で C_w の大小関係が入れ替わっているが、この計算では再現できていない。しかし、計画船速のフルード数 $F_n = 0.225$ より高い船速では造波抵抗の大小関係を再現できていることから、極端な低速を条件としない限りは最適化計算に使用可能であると判断した。

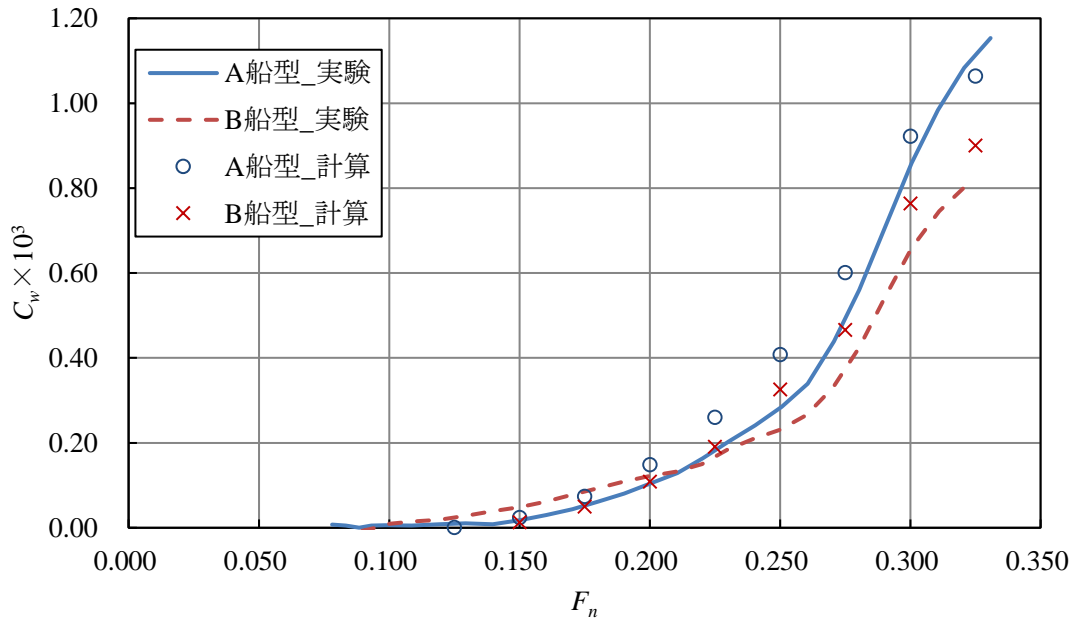


図 4.4.4 A, B 船型の造波抵抗推定結果

4.5. 第4章のまとめ

本章では、造波抵抗を推定するために用いたランキンソース法について説明した。

ランキンソース法には自由表面パネルの生成法などによってさまざまなバリエーションがあるが、ここでは鈴木の例に倣い、楕円型自由表面パネルを用いて計算を行った。また、フレームラインを等分割して船体表面パネル生成すると、船首/船尾端で船体表面パネルが細長くなってしまうため、フレームラインの長さに応じて分割数を調整して船体表面パネルを生成することとした。

船体表面パネル分割法の妥当性を検証したところ、等分割パネルでは発散する計算に対して、分割数調整パネルでは問題なく計算でき、より安定した計算を行えることが確認できた。また、最適化計算に用いる適切なパネル数を検討し、船体表面パネルは[20×80]分割、自由表面パネルは[40×60]分割で計算を行うことにした。最後に、2種類の純砕氷船型を用いて造波抵抗の推定精度に対する検証を行い、極端に遅い船速でなければ船型間の相対的な差を評価でき、最適化計算に適用可能であることを確認した。

第5章 最適化計算

5.1. 緒言

本章では、第2章から第4章で説明した船型生成法と各抵抗推定法を用いた最適化計算法を説明し、具体的な計算例を示す。

本最適化計算法では、第2章で示した設計変数を最適化対象として、第3章、第4章で示した平坦水中抵抗と造波抵抗を目的関数に、多目的遺伝的アルゴリズム(以下、多目的GA)を用いて最適化計算を行う。ここでは最適化計算の全体像と多目的GAについて説明した後、その検証として行った最適化計算の計算条件と制約条件、計算結果を示す。

5.2. 最適化計算法の概要

本研究において開発した最適化計算の概略図を図5.2.1に示す。この流れに従い、以下の①~⑤の手順で最適化計算を行う。

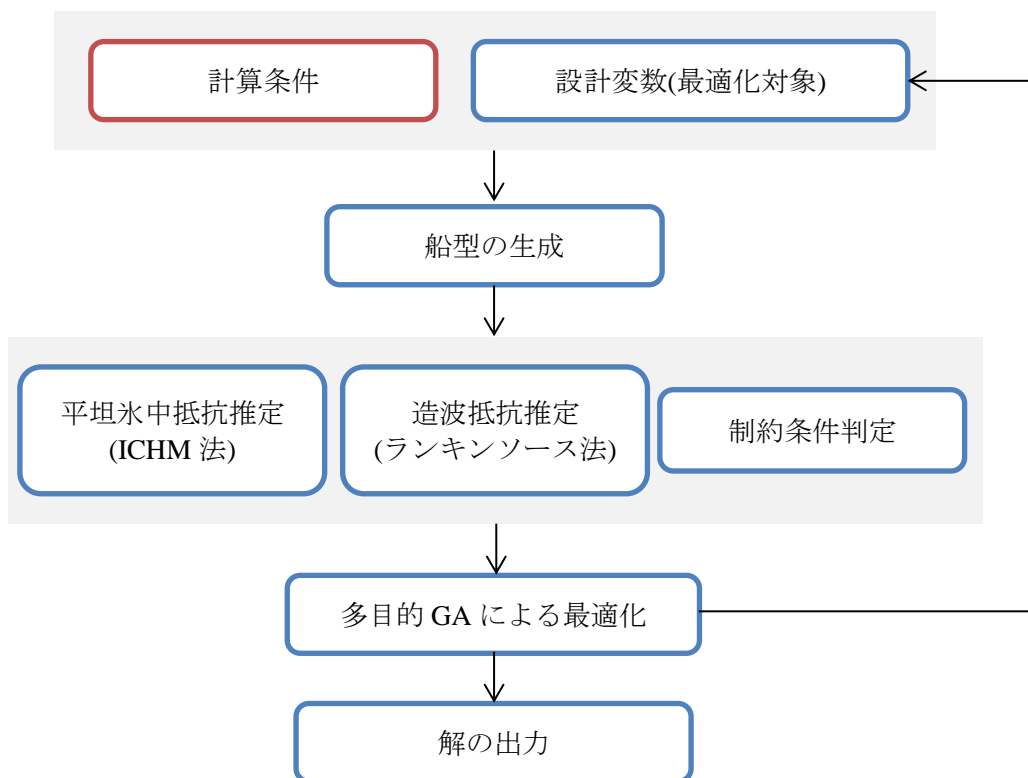


図 5.2.1 最適化計算の概要

- ① 初めに計算条件として、表 2.3.1 に示した船型生成条件に加えて、表 5.2.1 に示す性能評価条件を与える。ここで、標準抵抗は計算条件に対する代表的な平坦氷中抵抗と造波抵抗である。この値は最適化計算で目的関数を評価する際に使用される。

表 5.2.1 性能評価条件

氷中航行条件	氷中船速 V ，氷厚 h ，船体と氷の動摩擦係数 μ_k ， 氷の曲げ強度 σ_f ，氷のヤング率 E ， 氷の密度 ρ_i ，水の密度 ρ_w ，氷厚影響係数 C_h
平水中航行条件	平水中フルード数 F_n
標準抵抗	標準平坦氷中抵抗 R_{in} ，標準造波抵抗 R_{wn}

- ② 最適化対象のパラメータとして、表 2.3.2 で示した設計変数を与え、第 2 章で述べた砕氷船型生成法を用いて船型を生成する。
- ③ 生成した船型の「平坦氷中抵抗」「造波抵抗」「制約条件」を計算する。ここで、平坦氷中抵抗の推定には第 3 章で述べた ICHM 法を、造波抵抗の推定には第 4 章で述べたランキンソース法を用いる。
- ④ ③で求めた値を基に、「平坦氷中抵抗」と「造波抵抗」を目的関数として多目的 GA を用いて最適化を行い、より優れた設計変数を求める。ここで、平坦氷中抵抗は造波抵抗に比べて大きな値を取るため、解の分布に偏りが生じないように、推定した抵抗をそれぞれの標準抵抗で割ることでスケール変換を行う。
- ⑤ 計算が収束するか規定の回数に達するまで②～④のループを繰り返し、最終的な解を出力する。

上記の計算によって平坦氷中抵抗と造波抵抗に関するパレート解を求め、運用条件に適した性能バランスの船型を選定することで、適切な初期船型の生成を行う。

5.3. 多目的遺伝的アルゴリズム

本最適化計算で使用する ICHM 法とランキンソース法はどちらも計算にかかる時間が短く、船型の評価を高速に処理することができる。そのため、計算回数は多くなるが局所解に陥りづらい特徴を持つ、多目的遺伝的アルゴリズムを採用した。

多目的遺伝的アルゴリズムは様々な最適化ツールで実装されているが、ここでは Sandia National Lab. で開発された最適化ツールの DAKOTA³⁹⁾ に実装された MOGA⁴⁰⁾ (Multi-objective Genetic Algorithm) を使用した。本項では、MOGA の計算法について述べる。

5.3.1. 遺伝的アルゴリズムの概要

始めに、多目的遺伝的アルゴリズムの基本となる、遺伝的アルゴリズムについて述べる。遺伝的アルゴリズムは生物の進化を模擬した最適化計算手法であり、優秀な固体のパラメータ(遺伝子)を交差させることで、より良い個体を生成していく。また、ある一定の割合でパラメータをランダムに変化させる突然変異と呼ばれる処理を行うことで、極所解への収束を防ぐことができる。遺伝的アルゴリズムは最適解の探索に勾配を用いず、大量の個体を生成する必要があるため、解の収束に時間がかかるという問題があるが、非線形問題にも対応可能で局所解に陥りづらいという利点がある。

5.3.2. パレート解

多目的最適化計算では目的関数間にトレードオフ関係があるために、全ての目的関数が最小(最大)となる単一の最適解が存在しない。そこで、MOGA ではパレート解と呼ばれる解の集合を探索する。パレート解の定義を以下に示す。

制約条件を満たす変数 x , x' が式(5.3.1)に示す条件を満たす時、 x' は x に優越していると呼ぶ。ある変数 x に対して優越する任意の変数 x' が存在しないとき、 x をパレート解と呼ぶ。ここで、 f_i は目的関数を、 N は目的関数の数を示している。

$$\begin{cases} f_i(x') \leq f_i(x) & (\forall i = 1, 2, \dots, N) \\ f_j(x') < f_j(x) & (\exists j \in \{1, 2, \dots, N\}) \end{cases} \quad (5.3.1)$$

パレート解のイメージを図 5.3.1 に示す。点でプロットしたものが各変数の目的関数を表しており、赤い点がパレート解となる。パレート解を繋いでできる曲線をパレートフロンティアと呼び、MOGA ではこのパレートフロンティアを得ることが目的となる。

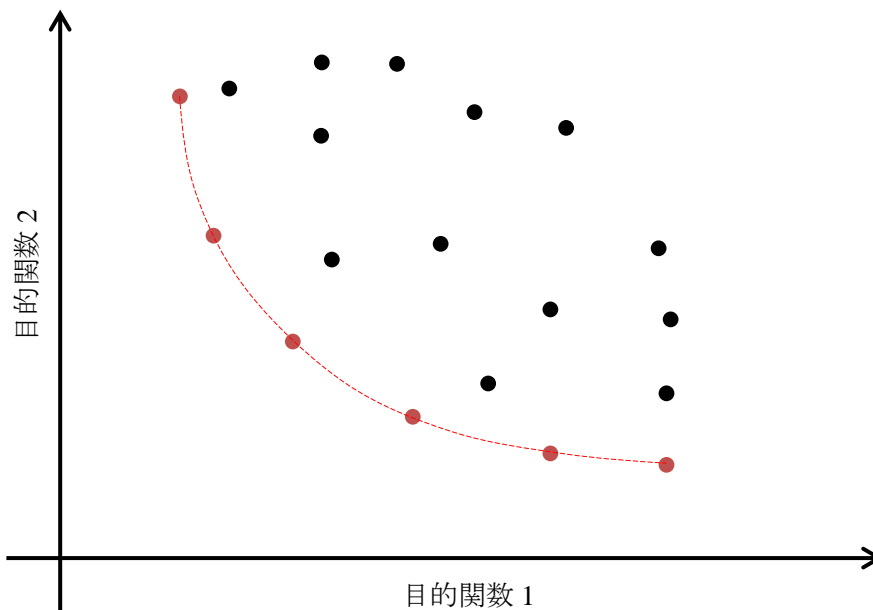


図 5.3.1 パレート解のイメージ

5.3.3. 最適化計算の流れ

多目的遺伝的アルゴリズムによる最適化計算の流れを以下に、概略図を図 5.3.2 に示す。

- 1) 初期世代となる母集団を生成し、それに含まれる各個体の目的関数と制約条件の評価を行う。
- 2) 交差処理と突然変異によって次世代の個体を生成する。ここで生成した個体に対し、初期世代と同様に目的関数と制約条件の評価を行う。
- 3) 親世代と次世代の全個体に対して、目的関数と制約条件の評価を基に適合度を評価し、母集団を置き換える。ここでは、全個体の中で他の個体に優越されない個体を第 0 層、第 0 層の個体を除いた中で他の個体に優越されない個体を第 1 層としてランク付けしていき、層の小さいものから優先的に母集団に組み込む。本最適化計算では第 6 層までの個体を残すこととした。また、全体の下位 10%の個体は別途除外することとした。
- 4) 母集団を均一に分布させるため、目的関数の値が近い個体を母集団から除外する。ここでは個体を除外する基準値として、個体間の目的関数のユークリッド距離を使用する。本最適化計算では個体間の目的関数のユークリッド距離が、その母集団におけるパレート解の両端の個体間のユークリッド距離の 4%よりも短い場合、その個体を母集団から除外することとした。

- 5) 計算の繰り返し回数が規定の回数を超えるか、規定の繰り返し計算の中で改善が見られず収束したと判定された場合、計算を終了する。本最適化計算では以下に示す3つの評価値 $C_{t(1)} \sim C_{t(3)}$ の中で最大の値が5世代連続で0.1%を下回った時、計算が収束したと判定した。ここでは、「第*i*世代における他の個体に優越されない個体」を「第*i*世代の非被優越個体」と表現する

[$C_{t(1)}$: パレートフロンティアの広がり]

パレートフロンティアの範囲の変化量を基にした評価値 $C_{t(1)}$ を用いて判定を行う。第*i*世代における評価値 $C_{t(1)}$ を求める式を式(5.3.2)に示す。

$$C_{t(1)} = \max \left\{ \frac{|\text{range}(j,i) - \text{range}(j,i-1)|}{\text{range}(j,i-1)} \quad (j = 1, 2, \dots, N) \right\} \quad (5.3.2)$$

ここで、 $\text{range}(j, i)$ は第*i*世代の非被優越個体の目的関数 f_j の最大値と最小値の差である。

[$C_{t(2)}$: パレート解の密度]

パレート解の密度を基にした評価値 $C_{t(2)}$ を用いて判定を行う。第*i*世代における評価値 $C_{t(2)}$ を求める式を式(5.3.3)に示す。

$$C_{t(2)} = \frac{|D_{ps}(i) - D_{ps}(i-1)|}{D_{ps}(i-1)} \quad (5.3.3)$$

ここで、

$$D_{ps}(i) = \frac{N_p(i)}{\prod_{j=1}^N \text{range}(j,i)}$$

$D_{ps}(i)$ は第*i*世代の非被優越個体の密度、 $N_p(i)$ は第*i*世代の非被優越個体の数である。

[$C_{t(3)}$: パレートフロンティアの改善具合]

パレートフロンティアの改善具合を基にした評価値 $C_{t(3)}$ を用いて判定を行う。 $C_{t(3)}$ を求める式を式(5.3.4)に示す。

$$C_{t(3)} = \frac{N_{p_dominated}(i)}{N_p(i-1)} \quad (5.3.4)$$

ここで、 $N_{p_dominated}(i)$ は第*i*世代の非被優越個体に優越される第*i-1*世代の非被優越個体の数である。

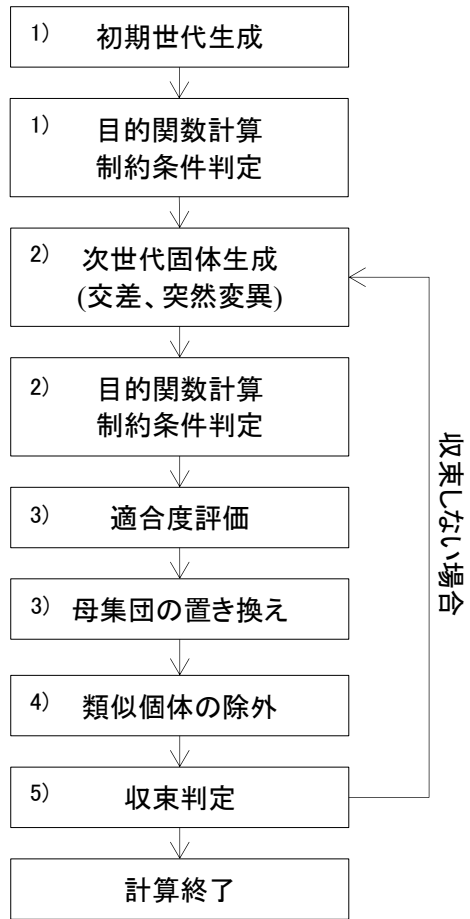


図 5.3.2 多目的最適化計算のフロー

5.4. 最適化計算法の検証

5.4.1. 計算条件

開発した最適化計算法の実用性を検証するため、純砕氷船型の要目を条件として与え、船型を生成した。最適化計算の条件を表 5.4.1 に、船首 Profile と中央断面の形状をそれぞれ図 5.4.1 及び図 5.4.2 に示す。ここで、性能評価条件の R_{in} 及び R_{wn} は 2 年の開発期間をかけて人力で開発された同一要目の船型の抵抗である。また、図の横線はフレームラインの補間に使用する W.L.を示している。本検証では 1 世代あたりの個体数を 200 個体として、100 世代の計算を行った。なお、この計算では CPU Intel Xeon W-2133(3.6GHz, 6core)、メモリ容量 32GB のコンピュータを用いた。

表 5.4.1 最適化計算入力値

主要目		船首 Profile パラメータ		中央断面パラメータ	
L (m)	136.0	φ_1 (deg)	20.664	β_s (deg)	8.000
B (m)	29.2	φ_2 (deg)	59.591	β_b (deg)	5.710
d (m)	10.0	r_{p1} (m)	10.000	r_b (m)	0.950
X_e (m)	68.0	r_{p2} (m)	0.567	y_b (m)	5.000
X_f (m)	68.0	x_p (m)	16.161		
C_{bf}	0.584				

船型補間パラメータ		性能評価条件			
$Z_{wl(0)}$ (m)	-1.000	V (knot)	3.0	ρ_i (t/m ³)	0.920
$Z_{wl(2)}$ (m)	2.810	h (m)	2.0	ρ_w (t/m ³)	1.025
$Z_{wl(3)}$ (m)	5.620	μ_k	0.065	C_h	0.5
y_{box} (m)	0.200	σ_f (kPa)	500.0	F_n	0.225
		E (MPa)	500.0	R_{in} (kN)	2813.4
				R_{wn} (kN)	167.8

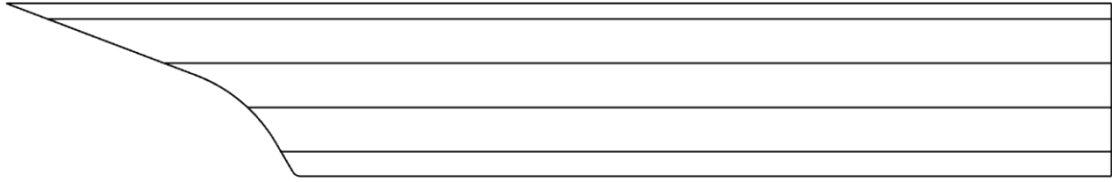


图 5.4.1 船首 Profile 形状

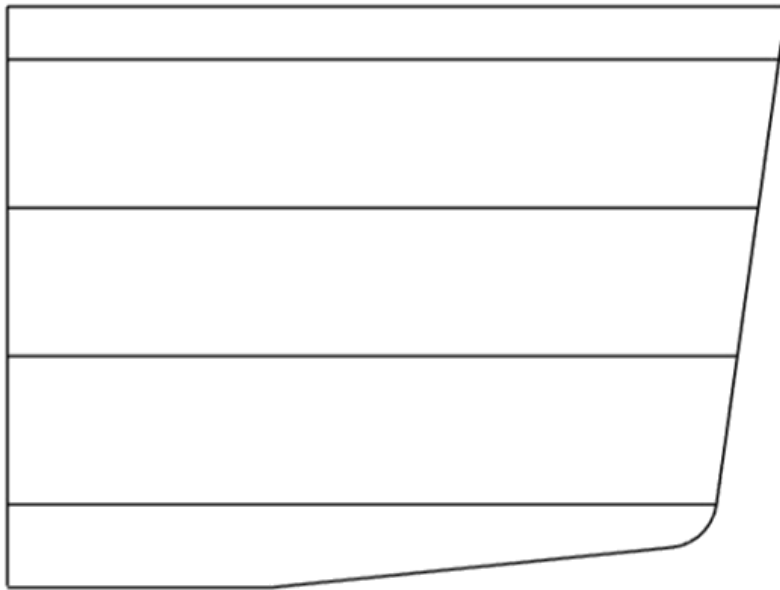


图 5.4.2 船体中央断面形状

5.4.2. 制約条件

最適化計算で現実的な船型を生成するためには、船型に対して制約を与える必要がある。今回の検証では船型に対する制約条件として、以下の条件を与えた。

[W.L.に関する条件]

- 各喫水の W.L.において W.L.の開き角 α は負にならない。
- 各喫水の W.L.は変曲点を持たない。ただし、フォアフット起点より船底側の W.L.では変曲点を 2 つまで許容する。
- W.L.は凹形状を持たない。ただし、フォアフット起点より船底側かつ W.L.生成部の船首側 75%までの範囲(図 5.4.3)と船底の W.L.は凹形状を許容する。

[フレームラインに関する条件]

- フレームラインの開き角は負にならない。
- 各フレームラインは変曲点を 3 つ以上持たない。
- 各フレームラインは凹形状を持たない。ただし、フォアフット起点より船底側では凹形状を許容する。

[パネルの法線方向に関する条件]

- 船首部のパネルの法線は長手方向には船首側、高さ方向には船底側を向く。

[排水量の条件]

- 生成した船型の船首部の方形係数 C_{bf} は、与えられた船首部の方形係数 C_{bf} の $\pm 5\%$ 以内とする。



図 5.4.3 W.L.凹形状の許容範囲

5.4.3. 計算結果

最適化計算によって得られたパレート解を図 5.4.4 に示す。図中の青いプロットは最終世代の個体、赤いプロットは最適化計算の過程で生成された全個体を示している。なお、この図では、制約条件を満たしていない船型については表示していない。図の横軸は平坦氷中抵抗、縦軸は造波抵抗を標準抵抗 R_{in} 、 R_{wn} でスケール変換した結果を示している。そのため、図中においてそれぞれの値が 1 を下回る船型は、従来の人力による開発船型に比べて氷中/平水中ともに優れた船型となる。また、計算開始から終了までには約 31 時間を要した。

氷中性能(平坦氷中抵抗)と平水中性能(造波抵抗)に関するパレート解は下に凸な形状で大きく広がっており、両性能のトレードオフ関係が明確に表れた結果となった。実際の船型開発に当たっては、この計算によって得られたパレート解から必要とされる運用条件に適した船型を選択することで、適切な初期船型を得ることができる。また、一部の個体は氷中/平水中性能ともに既存の船型より優れたものとなっており、この最適化計算法によって従来の経験的な船型開発よりも推進性能に優れた船型を生成できることが確認できた。

全個体の分布を見ると、線状にまとまった個体群がいくつか見られる。これは、設計変数が少しずつ更新、改良されていった過程を示していると考えられる。今回の計算で得られたグラフでは、この個体群の傾斜が原点に対して放射状に変化しており、平坦氷中抵抗が小さい領域の個体群は傾斜が大きく、反対に造波抵抗が小さい領域の個体群は傾斜が小さくなっている。計算条件に対して各抵抗の最小値には限界があるため、それに近づくにつれて改良が難しくなり、このような傾斜になったものと考えられる。

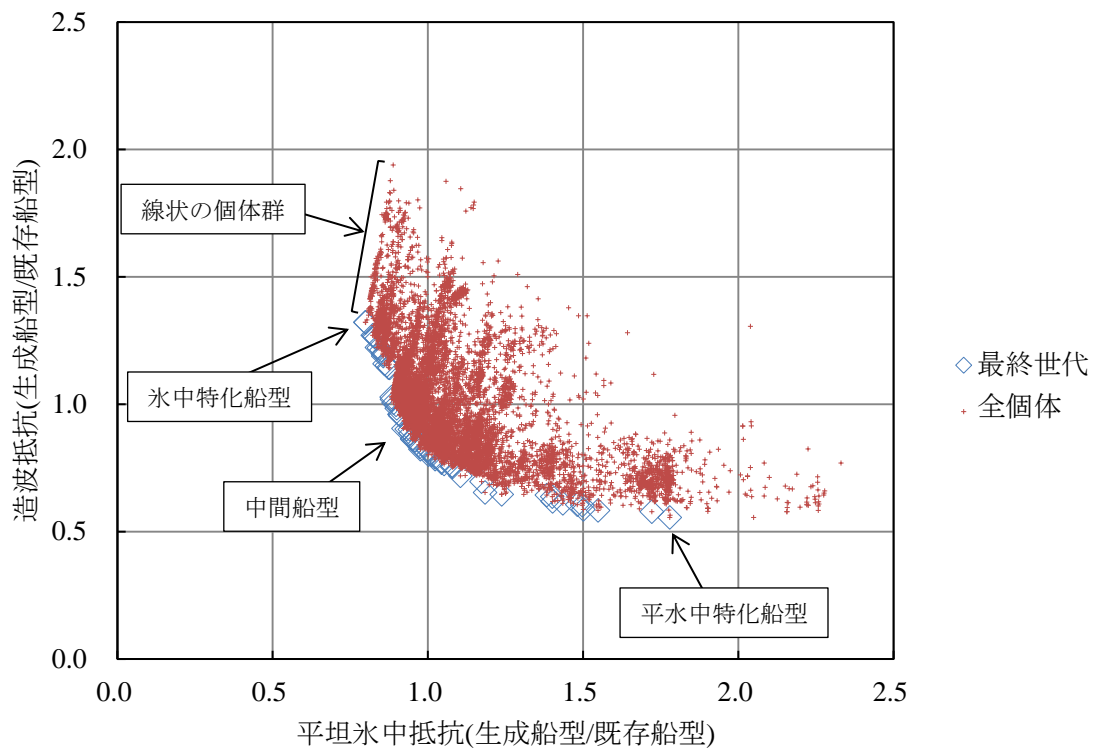


図 5.4.4 最適化計算結果

5.5. 第 5 章のまとめ

本章では、第 2 章から第 4 章で説明した船型生成法と各抵抗推定法を用いた最適化計算法について説明した後、純砕氷船型のパラメータを用いた最適化計算の結果を示した。

最適化手法に多目的遺伝的アルゴリズムを用い、平坦氷中抵抗と造波抵抗を目的関数として計算を行った結果、両性能のトレードオフ関係を反映したパレート解を得ることができた。実際の開発に当たっては、このパレート解から運用条件に適した性能バランスの船型を選ぶことで、適切な初期船型を得ることができる。また、計算結果からは人力で開発した船型よりも氷中/平水中性能ともに優れた船型を得ることができた。

第6章 最適化船型の特徴

6.1. 緒言

本章では、第5章の最適化計算で得られた船型の特徴や結果の妥当性を検証するため、パレート解から代表的な船型を選出し、比較する。

初めに、氷中に特化した船型、中間的な船型、平水中に特化した船型を最適化計算結果のパレート解から選出し、その船体形状を比較して、各船型の特徴について論じる。次に、各船型における抵抗成分の割合や抵抗/圧力分布等を比較することで、その結果の妥当性について検証する。最後に、パレート解から満遍なく船型を選出して水面近傍の船体形状を比較することで、より大局的な観点から船型と性能の相関について検証する。

6.2. 船型の比較

6.2.1. W.L.の比較

生成された最終世代のうち、氷中性能に特化した船型(氷中特化船型)、中間的な船型(中間船型)、平水中性能に特化した船型(平水中特化船型)を抽出し、船型を比較した。それぞれの船型に該当する個体を図 5.4.3 に矢印で示す。

各船型の W.L.を比較したものを図 6.2.1 に、中間船型と既存船型のフレームラインを比較したものを図 6.2.2 に示す。ここで、氷中特化船型を青、中間船型を緑、平水中特化船型を赤、既存の船型を黒の実線でそれぞれ示している。

図 6.2.1 より、氷中特化船型の方が水面近傍の W.L.が大きく広がる傾向が確認できた。この傾向は砕氷船の特徴と照らし合わせても、妥当なものであると考えられる。一方、船底付近の W.L.を見ると、水面近傍とは逆に、平水中特化船型の方が W.L.が大きく広がっている。この傾向は排水量に関する制約条件を満たすために至ったものと考えられる。また、平水中特化船型は他に比べて W.L.が直線的であり、変形が小さい。中間船型の W.L.はフォアフット部が細く突き出ているが、概ね氷中特化船型と平水中特化船型の中間的な形となった。

図 6.2.2 より、中間船型と既存船型を比較すると、水面近傍では両船型の W.L.は殆ど重なっているが、没水部では中間船型の方が痩せた形状となっている。この違いは排水量に関する制約条件として C_{bf} を計算条件の $\pm 5\%$ と与えたために生じたものと考えられる。本最適化手法はタイプシップの選定が難しいという砕氷船特有の課題に対応するため、母船型を用

いずに船型を生成する手法を取っている。そのため、船型最適化でよく用いられる排水量一定の条件を満たした変形手法等を使用することができず、排水量の制約にはある程度の幅を取る必要がある。実際の開発に本手法を適用する際は、排水量の範囲について注意して実行する必要があると考える。

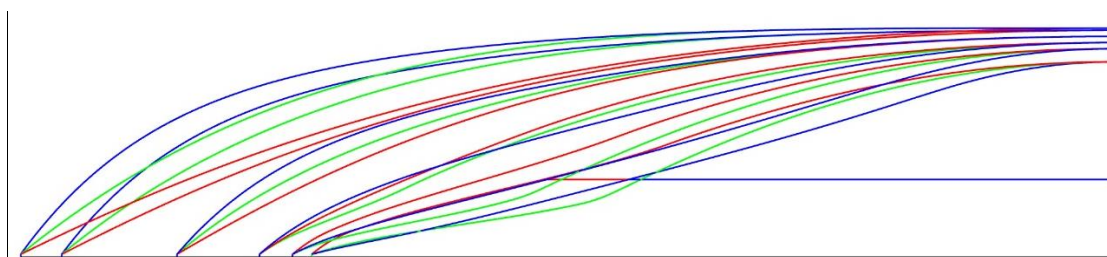


図 6.2.1 最適化船型の W.L.の比較
(青：氷中特化船型、緑：中間船型、赤：平水中特化船型)

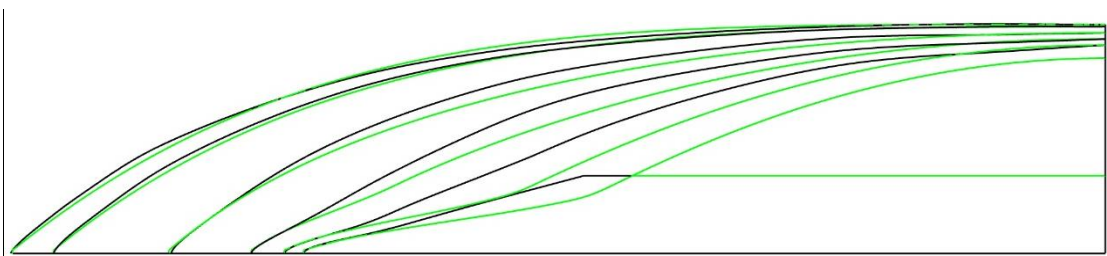


図 6.2.2 中間船型と既存の船型の W.L.の比較
(緑：中間船型、黒：既存船型)

6.2.2. フレームラインの比較

次に、各船型のフレームラインを比較したものを図 6.2.3 に、中間船型と既存の船型のフレームラインを比較したものを図 6.2.4 に示す。

図 6.2.3 より、W.L.の比較でも見られたように、氷中特化船型の方が水面近傍で大きく広がり、Spoon Bow¹³⁾の様に船首フレアの広い船型となった。また、氷中特化船型は船底部が痩せているために、全体的にフレームラインの傾斜が大きくなった。一方、平水中特化船型はフレームラインの傾斜が小さく、直線的になっており、局所的な変形の少ない船型となった。また、フレームラインの傾斜の傾向に従い、ビルジ部分の曲率は平水中特化船型の方が大きくなる傾向が見られた。

図 6.2.4 より、F.P.から Ord. 1 までの船首端部のフレームラインは中間船型と既存船型の両船型とも似通った形状となった。そこから船体中央部までの間では、W.L.の比較でも見られたように中間船型の方が痩せた形状になっており、その影響によって船体中央付近でも水面近傍のフレア角が大きく保たれていた。

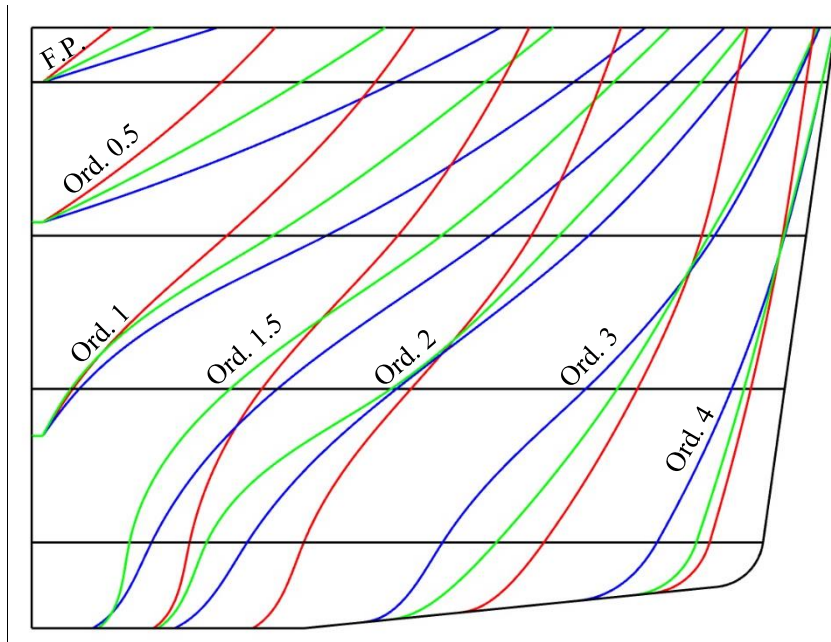


図 6.2.3 最適化船型のフレームラインの比較
 (青：氷中特化船型、緑：中間船型、赤：平水中特化船型)

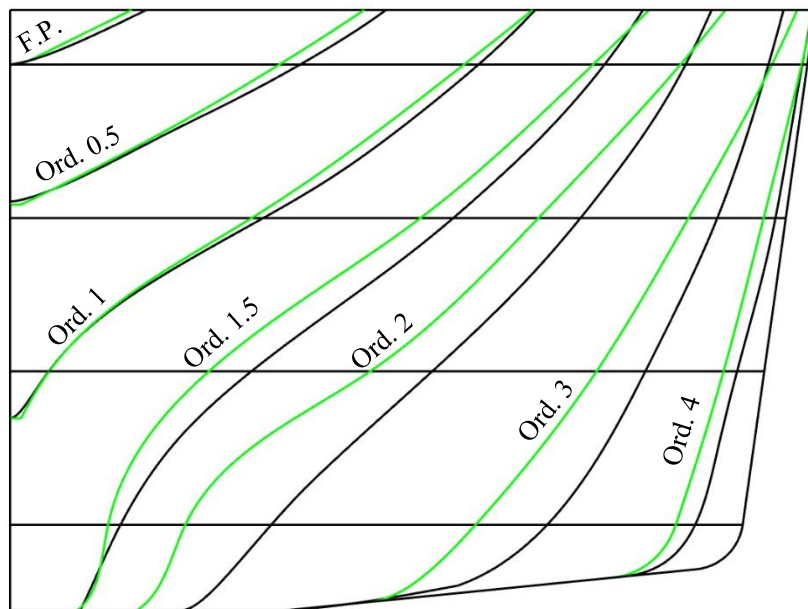


図 6.2.4 中間船型と既存の船型のフレームラインの比較
 (緑：中間船型、黒：既存船型)

6.2.3. Cp 曲線の比較

水中特化船型、中間船型、平水中特化船型、既存船型それぞれの Cp 曲線を比較したグラフを図 6.2.5 に示す。なお、船体後半部は全て同じ形状であるため、ここでは F.P. (Ord. 0) から船体中央(Ord. 5)までの範囲を示している。

どの船型も Ord. 0~Ord. 1.25 の区間で Cp 曲線が下に凸な形状となっている。これはフォアフットに起因するものであり、船首 Profile 形状を条件として指定しているため、船型を問わず同様の傾向となった。

水中特化船型は他の船型と比べて船首部で W.L.が大きく広がっているため、Ord. 0 ~ Ord. 2.5 の区間で断面積が大きく変化しており、その後方では変化が緩やかになっている。一方、平水中特化船型は水中特化船型とは逆の傾向を示しており、中間船型はその中間的な傾向となった。また、全体的に既存船型に比べてやせ型の船型となった。

Cp 曲線の傾向を見ると、水中特化船型の方が全体的な傾斜が緩やかで造波抵抗が小さくなるように思われるが、ランキンソース法による計算では逆の結果となっている。各船型のフレームラインの傾斜は大きく異なっているため、それを反映した結果、異なる評価になったものと考えられる。

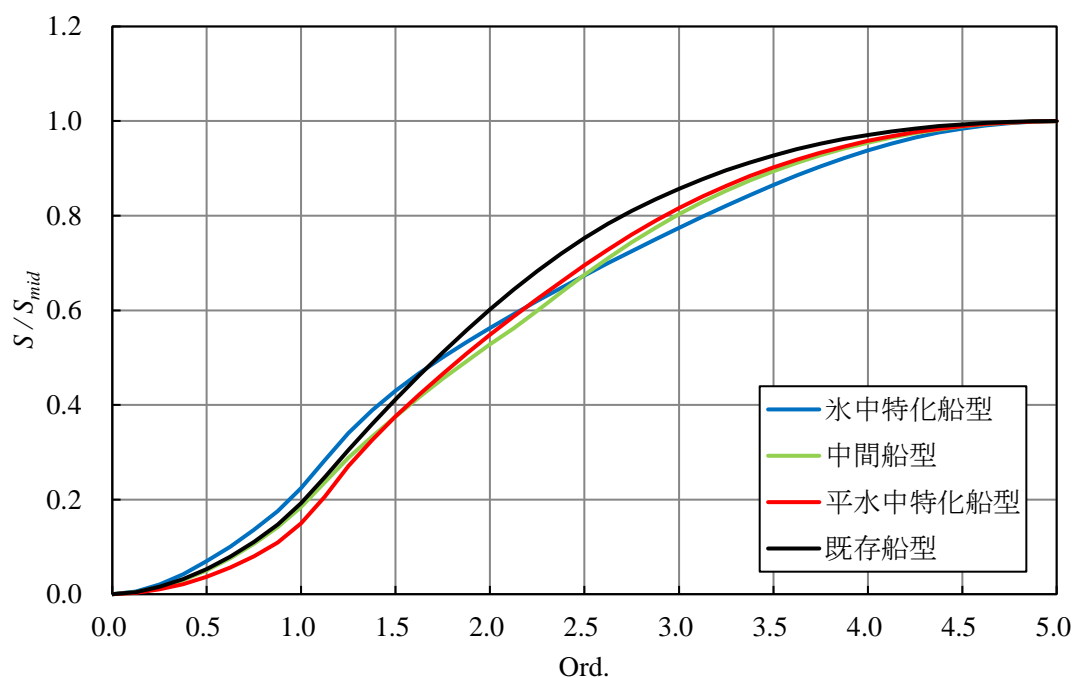


図 6.2.5 各船型のCp曲線

6.3. 平坦水中抵抗の比較

6.3.1. 各船型にかかる平坦水中抵抗

最適化計算によって得られた氷中特化船型、中間船型、平水中特化船型の3船型について、平坦水中抵抗(ICHM法によって求めた氷中抵抗 R_i)を比較したものを図6.3.1に示す。グラフは氷中抵抗を R_1 , R_2 , R_3 の成分毎に下から順に積み上げたものである。

各船型の氷中抵抗 R_i について、曲げ破壊による抵抗 R_1 で特に大きな差が見られた。 R_1 は水面近傍の船体形状と強い相関があるため、この傾向は船首フレアの広がりや連動したものであると考えられる。その他の抵抗成分について見てみると、氷中特化船型は全ての抵抗成分について他の船型より優れているわけではなく、 R_2 に関しては3船型中最小となっているが、 R_3 は他の船型より大きくなった。このような結果となった原因について、6.3.2. ~ 6.3.4.で抵抗分布を比較することで検証する。

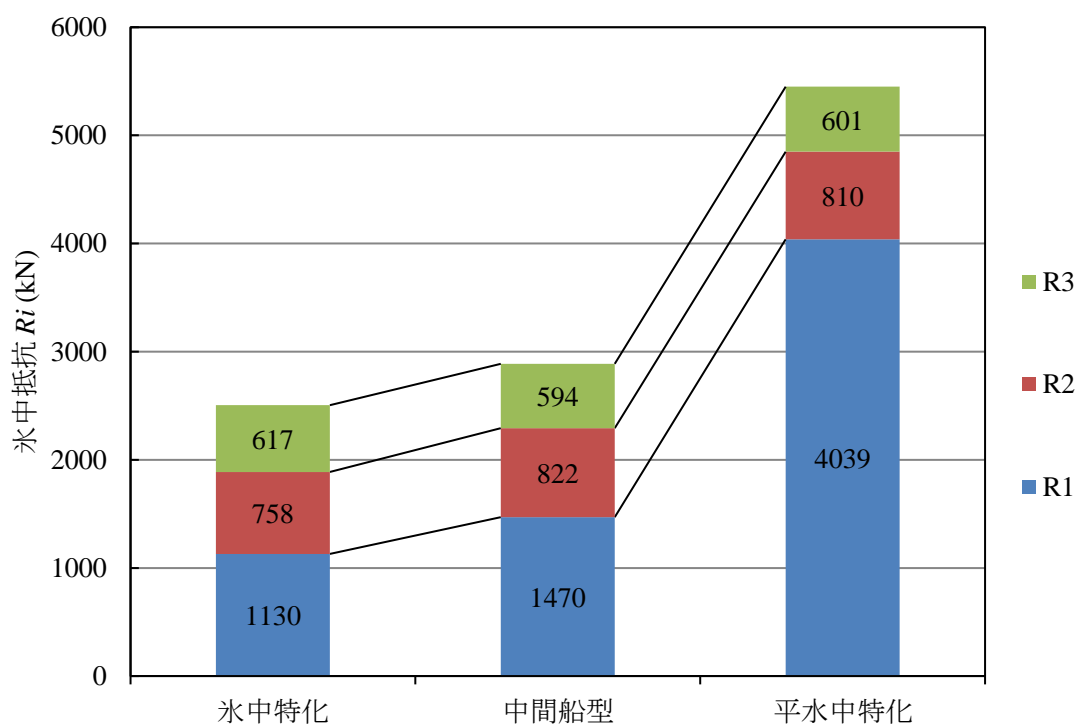


図 6.3.1 氷中抵抗の比較

6.3.2. 水中抵抗分布(純砕氷抵抗 R_1)

最適化計算によって得られた船型の特徴と性能の関係を検証するため、水中性能に優れた船型と平水中性能に優れた船型の特徴を最も良く表していると考えられる、水中特化船型と平水中特化船型について、純砕氷抵抗 R_1 の分布を比較した。水中特化船型の R_1 分布を図 6.3.2 に、平水中特化船型の R_1 分布を図 6.3.3 にそれぞれ示す。

水中特化船型は平水中特化船型に比べて抵抗の分布が船首端に集中している。水中特化船型は船首端で W.L.が大きく広がっているため、Kotras のカスプモデルによって求められる曲げ破壊発生範囲 X_{cc} が短くなり、このような差が生じたものと考えられる。

平水中特化船型では、船首端に加えて船体中央寄りの曲げ破壊発生範囲の後半でも抵抗が増大している。水中特化船型でも同様の傾向は見られるが、平水中特化船型で見られたほどの極端な変化にはなっていない。この原因は曲げ破壊発生範囲の後半でフレア角が小さくなったために、高さ方向に荷重を掛け辛くなり、氷板を曲げ破壊する際に必要な法線方向の応力が増大したためであると考えられる。

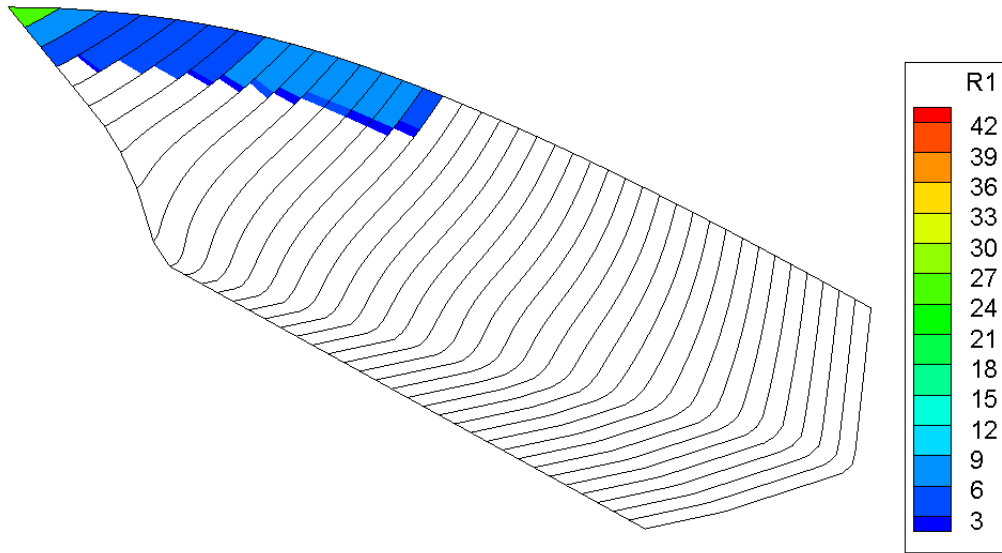


图 6.3.2 水中抵抗分布(R_1)：冰中特化船型

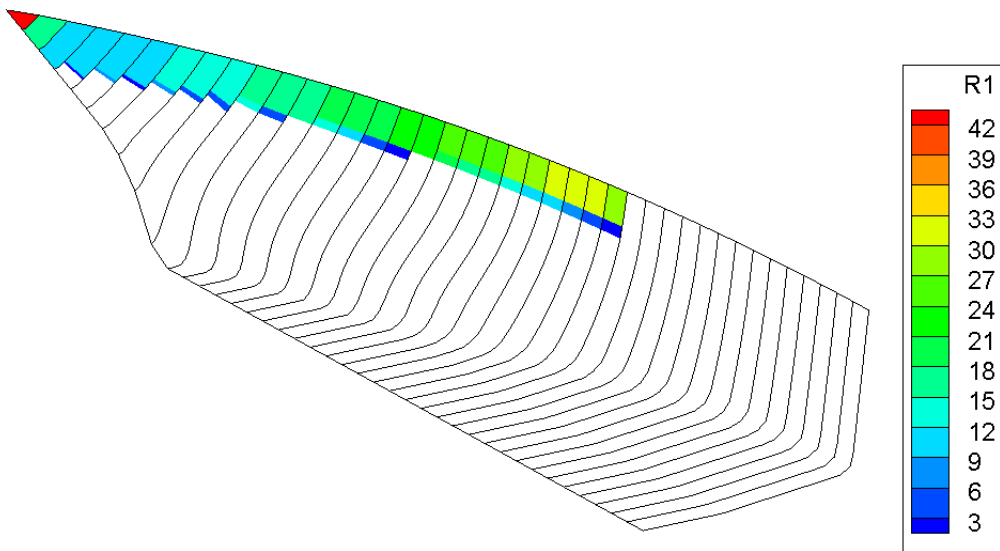


图 6.3.3 水中抵抗分布(R_1)：平水中特化船型

6.3.3. 水中抵抗分布(氷片の押沈/回転による抵抗 R_2)

水中特化船型と平水中特化船型について、氷片の押沈/回転による抵抗 R_2 の分布を比較した。水中特化船型の R_2 分布を図 6.3.4 に、平水中特化船型の R_2 分布を図 6.3.5 にそれぞれ示す。

純砕氷抵抗 R_1 と同様、水中特化船型は平水中特化船型に比べて船首端に抵抗が集中して分布している。両船型ともエントランス部で高い抵抗を示しているが、これは計画喫水の W.L.の幅の変化に応じて氷片の押し沈めによる抵抗が発生しているためである。また、曲げ破壊発生範囲 X_{cc} より後方において、上端のパネルで強い抵抗が発生しているが、これは回転した氷片と接触するパネルにおいて発生したものである。その他の点では対象のパネル面積に応じた浮力に基づいて抵抗が求められるが、各断面上部の回転した氷片と接触するパネルでは、回転した氷片の浮力を 1 点で支えるため、局所的に抵抗が増大している。

平水中特化船型は水中特化船型に比べて全体的に抵抗が大きくなっている。これは、フレームラインの傾斜が小さいために、氷片が押し沈められる距離に対して高さ方向の移動量が大きく、押沈による抵抗が増大したものと考えられる。

水中特化船型はフレームラインの傾斜が大きいため、氷片の浮力による摩擦抵抗は平水中特化船型よりも大きくなるはずであるが、ここでは明確な差は見られなかった。浮力による摩擦抵抗に比べて押沈による抵抗の方が支配的となったため、このような結果になったものと考えられる。

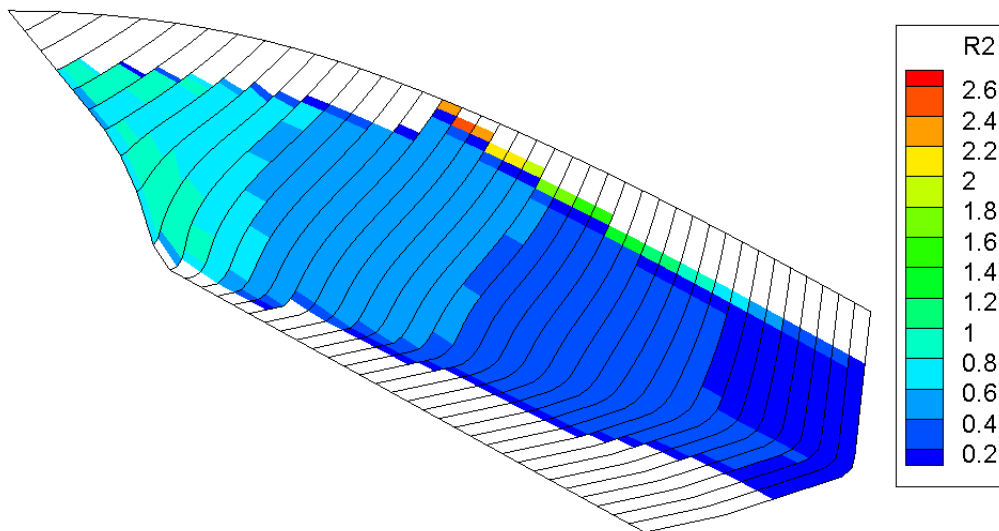


图 6.3.4 水中抵抗分布(R_2)：水中特化船型

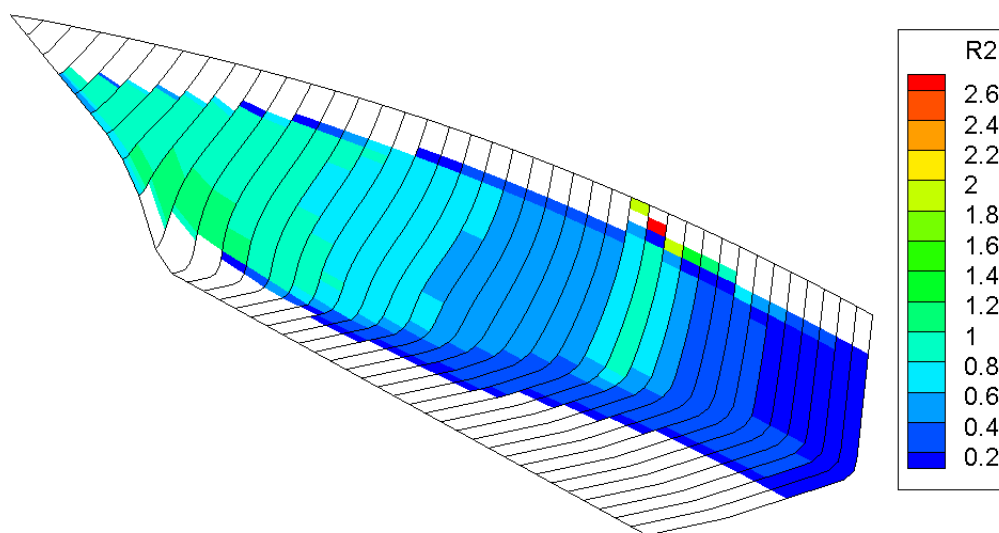


图 6.3.5 水中抵抗分布(R_2)：平水中特化船型

6.3.4. 水中抵抗分布(氷片の押分による抵抗 R_3)

水中特化船型と平水中特化船型について、 R_3 の抵抗分布を比較した。水中特化船型の R_3 分布を図 6.3.6 に、平水中特化船型の R_3 分布を図 6.3.7 にそれぞれ示す。

両船型とも、第 3 章の検証でも見られたように、フォアフット起点の曲率が大きい領域で抵抗が増大する傾向が見られた。特に水中特化船型はエントランス長が短く、船首部の変形が大きいため、平水中特化船型に比べて局所的に強い抵抗が発生している。

R_3 は船体に沿って押し分けられる氷片にかかる流体力を基に推定されたものであるため、船体が受ける流体力(造波抵抗)を抑えた平水中特化船型の方が水中特化船型に比べて R_3 が小さくなるという傾向は、定性的にも正しいものと考ええる。

R_3 は船速 V と正の相関があるため、計算条件として水中航行時の船速を高速にした場合、水中特化船型の没水部形状も平水中特化船型の様に変形の少ないものとなっていくと考えられる。

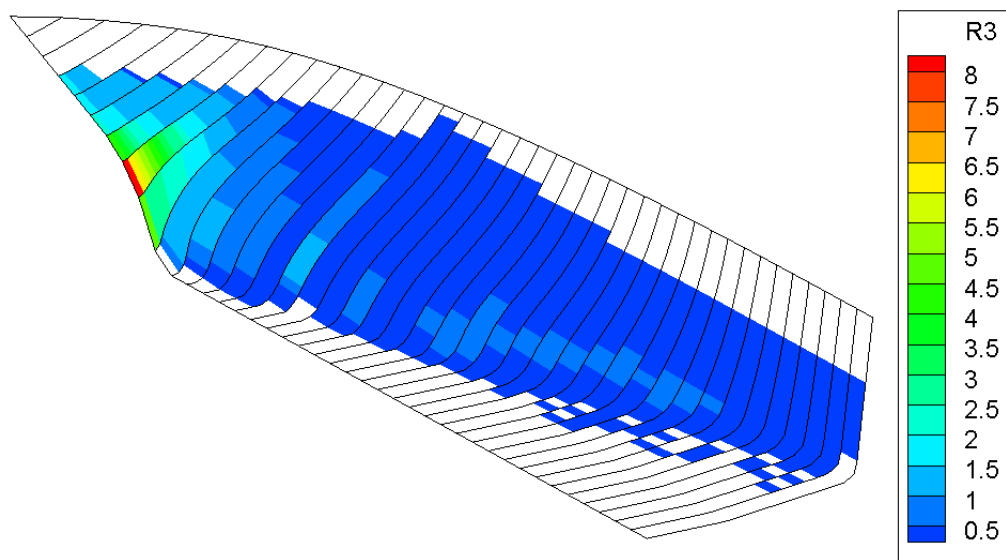


图 6.3.6 水中抵抗分布(R_3)：冰中特化船型

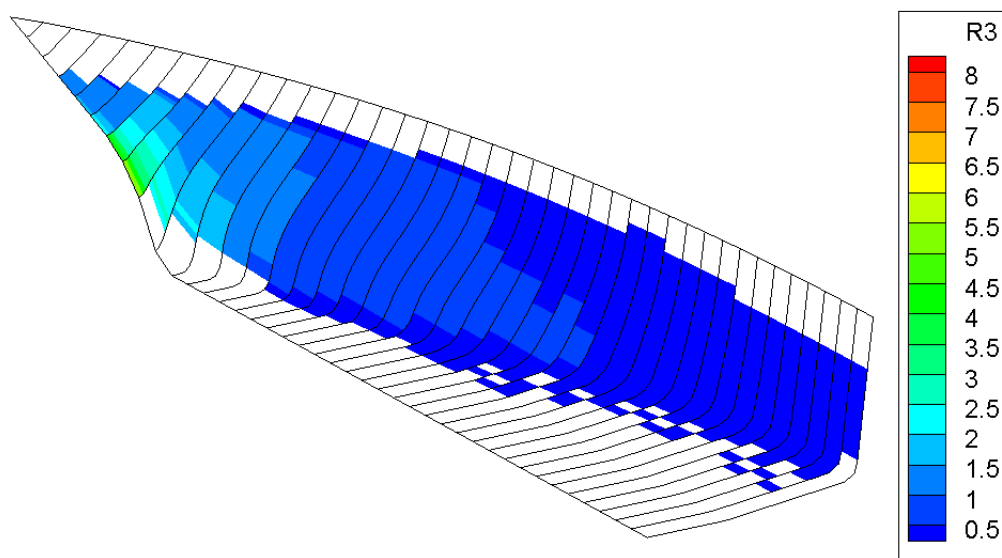


图 6.3.7 水中抵抗分布(R_3)：平水中特化船型

6.4. 造波抵抗の比較

6.4.1. 各船型にかかる造波抵抗

氷中特化船型、中間船型、平水中特化船型の 3 船型について、造波抵抗係数 $C_w(=R_w/0.5\rho_w U^2 L^2)$ を比較したものを図 6.4.1 に示す。

対象の 3 船型の内、最も造波抵抗の大きい氷中特化船型の造波抵抗係数は、中間船型の約 1.5 倍、平水中特化船型の約 2.4 倍となった。6.2.3.項で述べた通り、全体的な C_p 曲線の傾斜は氷中特化船型の方が緩やかになっているが、ランキンソース法によって求められた造波抵抗は逆の傾向を示している。この原因について検証し、結果の妥当性を確認するために、波紋と圧力分布を比較する。

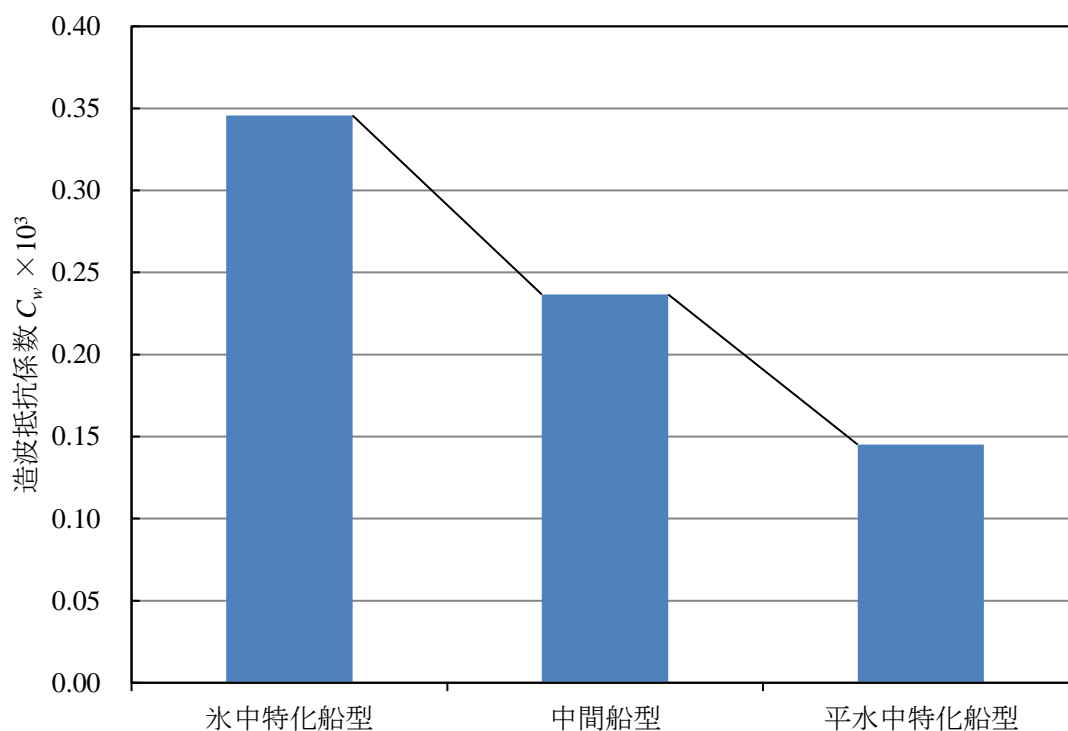


図 6.4.1 造波抵抗の比較

6.4.2. 波紋

ランキンソース法で得られた氷中特化船型と平水中特化船型の波紋を比較したものを図 6.4.2 に示す。図の上半分は氷中特化船型の、下半分は平水中特化船型の波紋である。なお、ここでは波高に g/U^2 をかけて無次元化した無次元波高を示している。

船首部の波高は氷中特化船型の方が低く抑えられているが、それ以外の領域では平水中特化船型の方が波高を低く抑えられている。氷中特化船型では大きく広がった船首フレアの影響で船首周りの波が抑制されたためにこのような結果になったと考えられる。また、船体後半部は同一の形状であるため、波高の差はあるが、良く一致した波形となった。

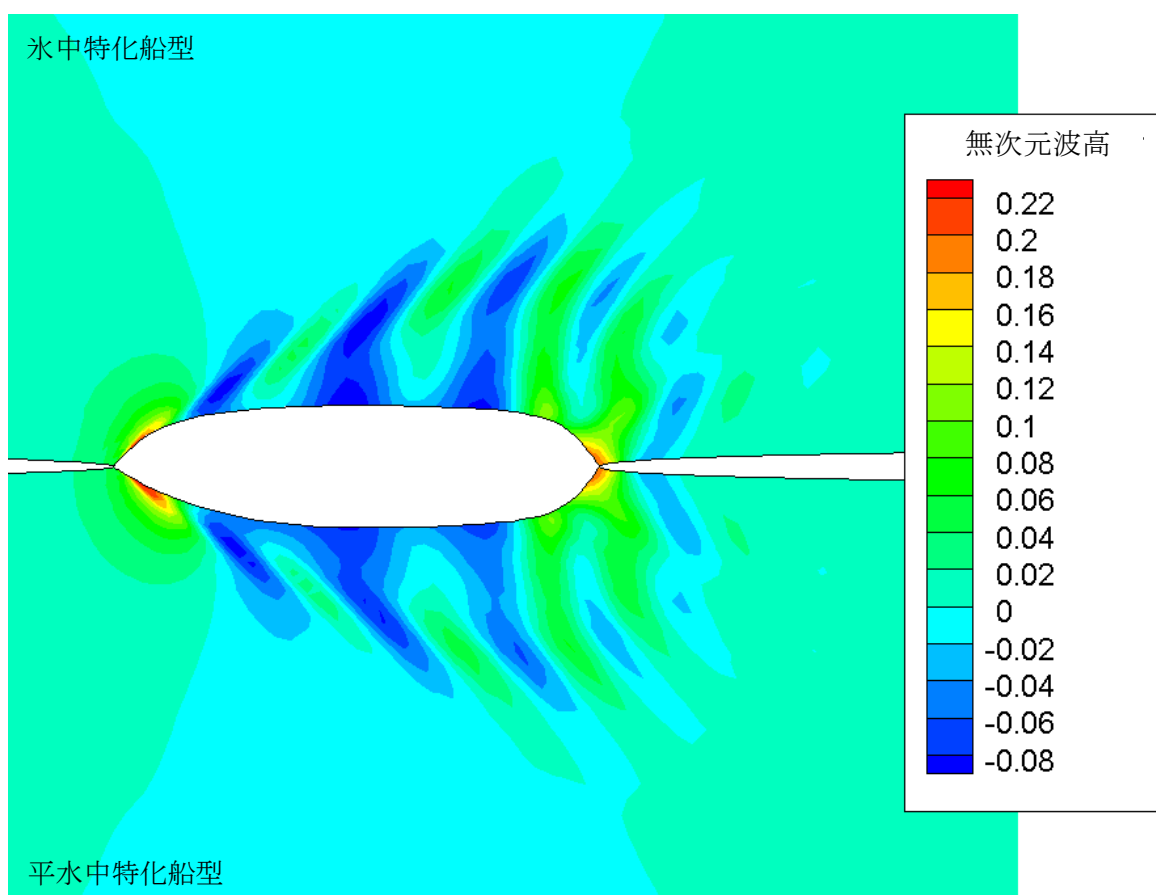


図 6.4.2 波紋の比較

6.4.3. 船体表面圧力分布

ランキンソース法で得られた氷中特化船型と平水中特化船型の船体表面圧力分布を比較したものをそれぞれ図 6.4.3, 図 6.4.4 に示す。

氷中特化船型は平水中特化船型に比べて船首端、水面近傍で局所的な圧力の増大が見られた。これは 6.4.2.項において波高が小さく抑えられていた領域に対応しており、大きく広がった船首フレアによる影響で発生したものと考えられる。一方、平水中特化船型ではそのように局所的な圧力の増大は見られず、船首から船体中央部に向けてなだらかに圧力が分布している。なお、平水中特化船型ではフォアフット付近の船底 R 部で強い負圧が発生しているが、この原因はフレームラインの傾斜が小さいためにビルジ部の R が小さくなり、その周辺の流速が速くなったために発生したものであると考えられる。

圧力分布の比較から、氷中特化船型では船首フレアが広がったことで船首端の圧力が増大し、それによって造波抵抗が大きくなったものと考えられる。

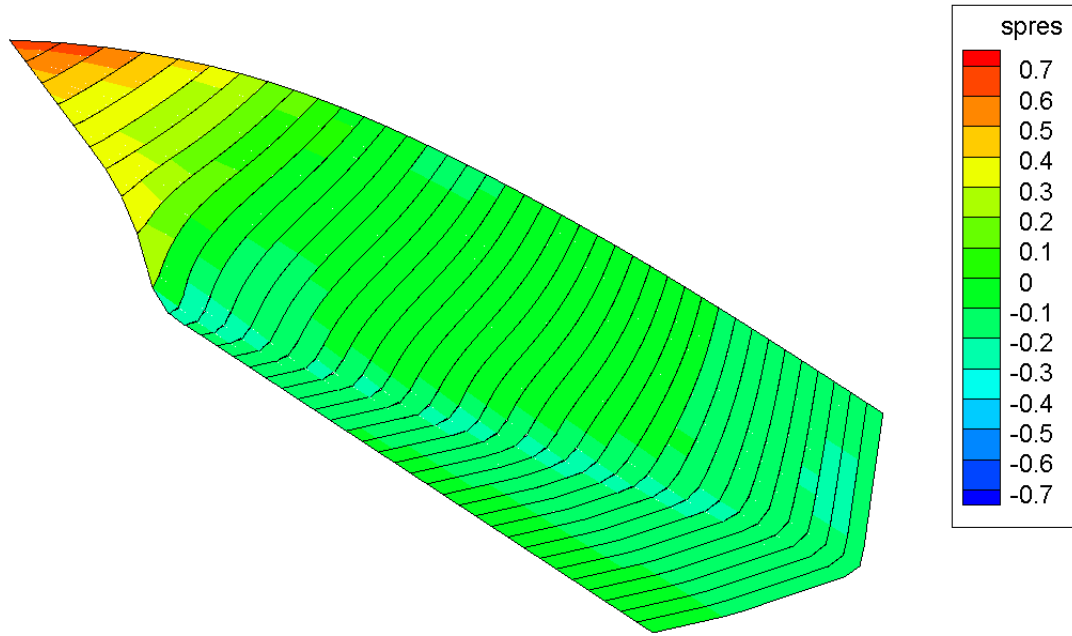


图 6.4.3 船体表面压力分布：冰中特化船型

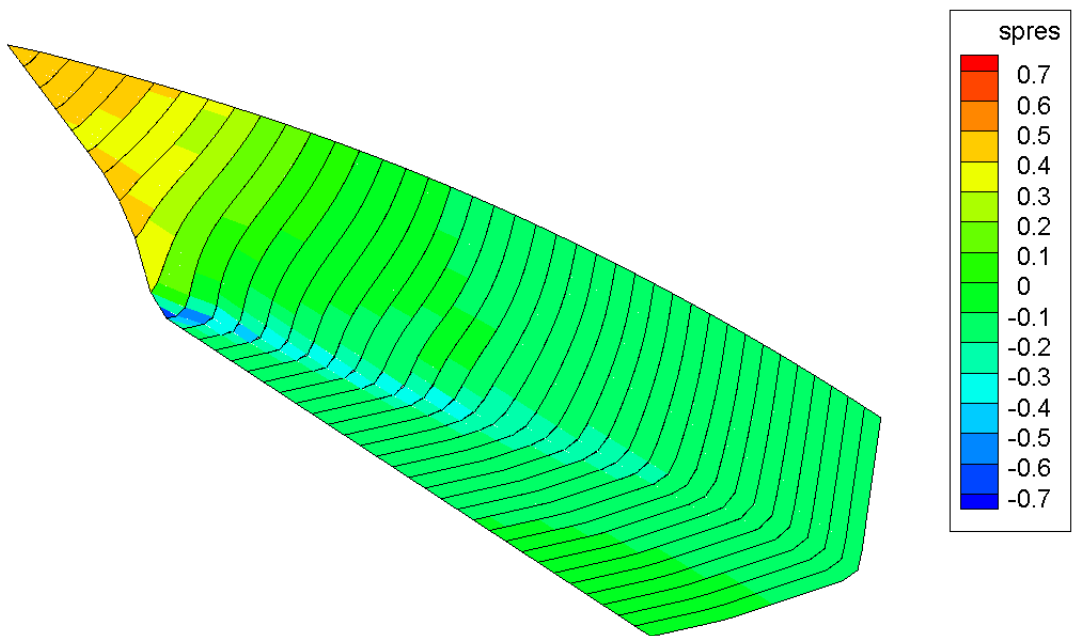


图 6.4.4 船体表面压力分布：平水中特化船型

6.5. 船型と性能の相関

ここまでの検証では、代表的な船型としてパレート解から3種の船型(水中特化船型、中間船型、平水中特化船型)を選出し、比較検証を行ってきた。これらの船型は最適化計算で得られた船型の中でも極端な例であり、パレート解の中にはこの間を埋めるように無数の船型が存在している。本節ではより大局的な観点から船型と性能の相関について検証するため、パレート解から満遍なく船型を選出して比較する。また、ここでは船型の代表的な要素として、水面近傍のW.L.形状、W.L.の開き角 α 、フレームラインの傾斜角 β を比較対象とする。

6.5.1. 比較対象の船型

比較対象として用いる個体を図6.5.1に示す。ここで、青いプロットは最適化計算で得られた最終世代を示しており、比較対象として用いる個体を赤い円で囲っている。また、比較対象に用いる個体は水中に特化したものから順にNo.1~No.8と名付ける。

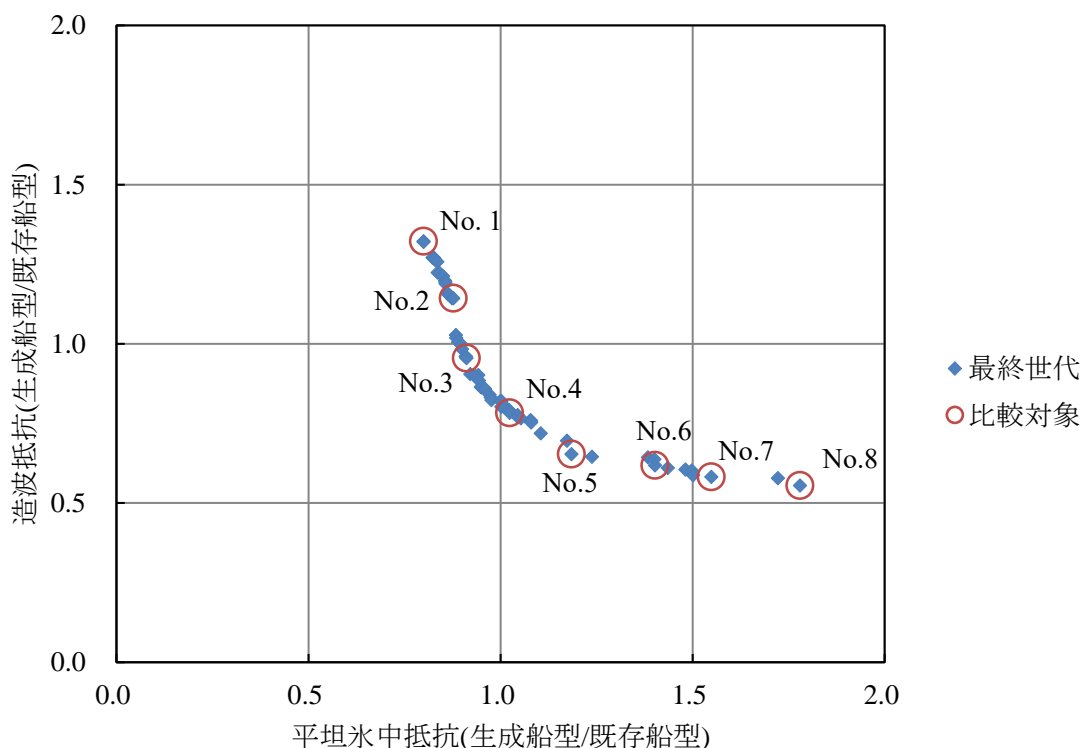


図 6.5.1 比較対象の船型

6.5.2. 水面近傍の船体形状の比較

6.5.1 項で示した比較対象船型の水面近傍の W.L.形状、W.L.の開き角 α 、フレームラインの傾斜角 β をそれぞれ図 6.5.2～6.5.4 に示す。

W.L.形状は性能バランスが平水中性能寄りになるにつれて痩せ型へと変化しており、6.2 節で見られた船型の傾向がパレート解の全体的な傾向であることが確認できた。

W.L.の開き角 α は W.L.形状と連動しており、平水中性能に優れた船型になるほど勾配が小さくなった。特に α の値は船首端部で変化が大きく、No.1 は No.8 の約 2 倍となった。

フレームラインの傾斜角 β は No.1～No.4 の間では船首端部のみが変化し、No.4～No.8 の間では船首中央部を中心に全体的に変化していった。ここで純砕氷抵抗 R_1 の分布について考えると、6.3.2 項の結果から、平水中性能に優れた船型になるほど抵抗分布は広範囲に広がり、船体中央寄りで抵抗を強く受ける傾向が見られる。このことから、フレームラインの傾斜角 β は抵抗を強く受ける領域を中心に変化しているものと考えられる。

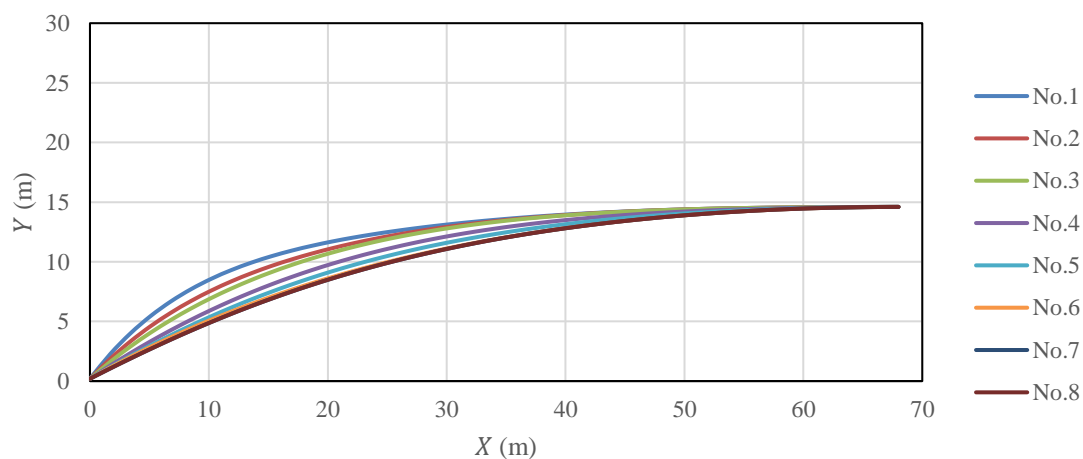


図 6.5.2 水面近傍の船体形状(W.L.)

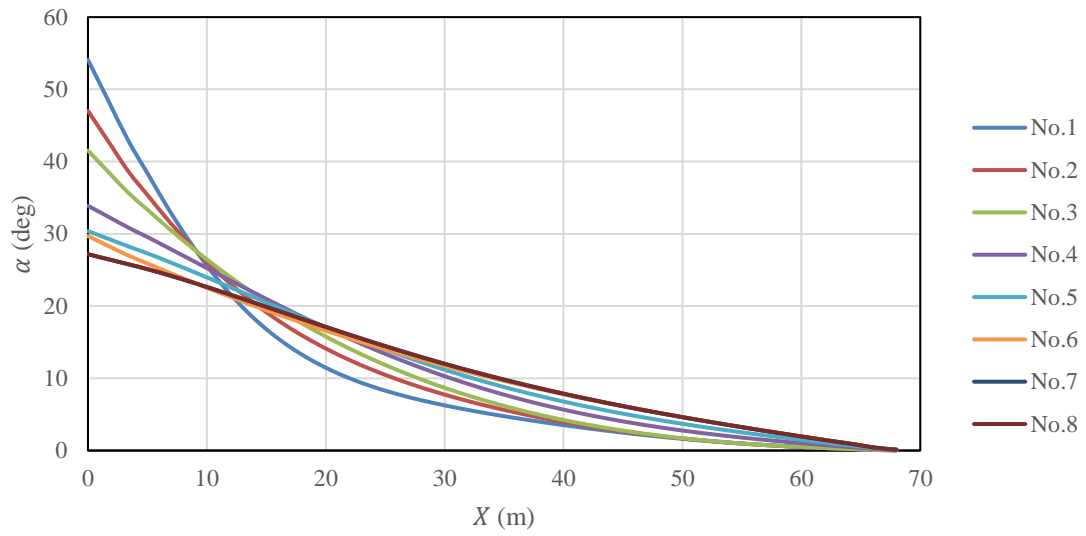


図 6.5.3 水面近傍の船体形状(W.L.の開き角 α)

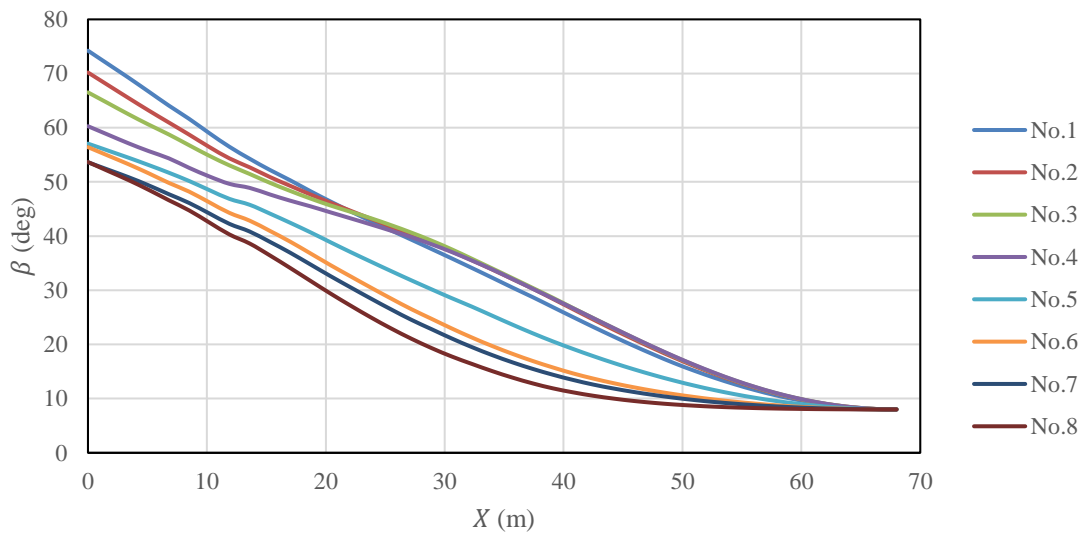


図 6.5.4 水面近傍の船体形状(フレームラインの傾斜角 β)

6.6. 第6章のまとめ

本章では、第5章の最適化計算で得られたパレート解から代表的な船型を選出し、船型の特徴や結果の妥当性を検証した。その結果を以下に示す。

- 氷中性能に優れた船型となるほど、Spoon Bow¹³⁾の様に船首端の W.L.や水面近傍のフレア角が広がる傾向が見られた。
- 平水中性能に優れた船型は、氷中性能に優れた船型に比べてフレームラインの開きが小さく、直線的な船型になった。
- 砕氷性能の成分を比べると、氷中性能に優れた船型は平水中性能に優れた船型に比べて純砕氷抵抗 R_1 と氷片の押沈/回転による抵抗 R_2 は小さくなるが、氷片の押し分けによる抵抗 R_3 が大きくなった。
 - 純砕氷抵抗 R_1 について、氷中特化船型の方が曲げ破壊発生範囲が短く、フレア角が大きいため抵抗が小さくなったと考えられる。
 - 氷片の押沈/回転による抵抗 R_2 について、平水中特化船型はフレームラインの傾斜が小さく、押し沈められる氷片の高さ方向の移動量が大きいため、押沈による抵抗が増大したと考えられる。
 - 氷片の押し分けによる抵抗 R_3 について、この抵抗成分は船体に沿って押し分けられる氷片にかかる流体力を基に推定しているため、造波抵抗が小さく直線的な船型である平水中特化船型の方がより抵抗が小さくなったものと考えられる。
- 波紋について、氷中性能に優れた船型では船首端の波高は小さく押さえられるが、その後方の波高が大きくなる傾向が見られた。また、氷中性能に優れた船型では船首端で高い圧力を受ける傾向が見られた。
 - 氷中特化船型における船首端の特徴は大きく広がった船首フレア角の影響であり、それによって造波抵抗が増大したものと考えられる。
- パレート解から満遍なく船型を選出して比較した結果、上記の船型と性能の相関関係がパレート解の全体的な傾向であることが確認できた。

以上の結果から、船型と計算結果の特徴は良く対応が取れており、最適化計算の結果は適切なものであると考える。

第7章 結論

7.1. まとめ

本研究では、「水中性能と平水中性能のバランスを考慮する必要がある」「性能評価に時間がかかる」「タイプシップとなる船型が少ない」という砕氷船型の開発における課題を解決し、砕氷船型開発の効率化と開発船型の性能向上を実現するために、砕氷船型最適化手法の開発と実用性の検証を行った。この最適化手法の特徴は以下のとおりである。

- ・砕氷船型に特化した最適化計算である。
- ・独自に開発された砕氷船型特有の形状であるフォアフットを考慮した船型生成法を使用する。
- ・独自に開発された水中抵抗推定法によって、3次元的な船体形状を考慮した水中性能評価を行う。
- ・水中性能と平水中性能を同時に考慮した最適化計算を行う。

この最適化手法の実用性を検証するため、純砕氷船型の要目を用いて最適化計算を行った。その結果、以下のような結果が得られた。

- ・水中/平水中性能のバランスが異なる複数の船型が生成された。
- ・同一要目で開発された既存の船型よりも水中/平水中性能ともに優れた船型が生成された。
- ・水中/平水中に特化した船型について船型と計算結果の特徴を確認し、良く対応が取れていることを確認した。
 - －水中性能に特化した船型は、水中性能に優れた船型として知られる Spoon Bow¹³⁾と同様に船首フレア角の広い船型となった。
 - －平水中航行に特化した船型は、フレームラインの傾斜が小さく直線的な船型となった。

これらの結果から、最適化計算によって生成された船型の中から適切なバランスの船型を選択することで、効率的に運用条件に適した船型を開発できることを確認できた。

本研究の成果を活用することで、従来よりも効率的な砕氷船型の開発の効率化と、開発船型の性能向上が実現できると考える。

7.2. 今後の課題

本研究では砕氷船型を対象とした船型最適化手法を提案し、純砕氷船型の要目に対して検証を行った。この最適化手法に関する今後の課題として、以下の3点が挙げられる。

- 本研究の検証で用いた純砕氷船以外にも、氷海域を航行する船舶には、長い平行部を持った砕氷商船や小型の作業支援船など、全く異なる特徴を持った船種が存在する。これらの船種に対しても本最適化手法を適用するためには、船種に合わせた船型生成手法の調整と、抵抗推定法のさらなる検証を行う必要があると考える。
- 本最適化手法では、多目的遺伝的アルゴリズムによって最適解の探索を行った。遺伝的アルゴリズムは計算法の特性上、厳密解を求めることが困難であるため、より厳密な最適解を得るためには、遺伝的アルゴリズムによって得た最適解を基に、勾配法などを利用して探索を行う必要があると考える。また、このように詳細な探索を行う際には、造波抵抗の評価法として、ランキンソース法ではなく、CFD の様に定量的にも精度の高い方法を用いる必要があると考える。
- 本研究では最適化計算結果の評価として、船型と計算結果の特徴の比較を行った。より厳密な評価として、これに加えて、最適化計算によって生成された船型に対して模型試験を行い、その妥当性を評価する必要があると考える。

第8章 謝辞

本研究を行うにあたり、横浜国立大学大学院工学研究院システムの創生部門教授日野孝則博士には、船型生成法の開発やランキンソース法の評価、最適化計算結果に対する考察など、全般にわたってご指導ご鞭撻を賜りました。心からお礼申し上げます。

ジャパン マリンユナイテッド株式会社の松本光一郎博士、山内豊氏、水野滋也氏には大学院進学のお機会を与えていただきました。特に、進学に当たっての格別のご配慮とご支援、氷海船舶特有の事象に対する貴重なご助言をいただきました。また、同社の増子章博士には、平水中性能の評価に関して貴重なご助言をいただきました。謹んで感謝の意を表します。

本研究は以上の方々を始め、多数の方々のご協力によってなされたものであり、ご協力いただいた方々に心からの謝意を表します。

第9章 参考文献

- 1) シップアンドオーシャン財団, 北極海航路 東アジアとヨーロッパを結ぶ最短の海の道, 2000
- 2) 大塚夏彦, 大西富士夫, 泉山耕 : 北極海航路による海上輸送の変遷と特徴, 土木学会論文集 B3(海洋開発), Vol 73, No. 2, pp. I-25-I30, 2017
- 3) 山内 恭 : 極域温暖化問題の概観, 南極資料, Vol. 60, pp. 1-18, 2016
- 4) 牛尾 収輝 : 南極観測船"しらせ"船上における海洋・海氷観測, 日本船舶海洋工学会誌 KANRIN, Vol. 10, pp. 9-16. 2007
- 5) 渡邊 興亜 : 南極から地球の気候変動を探る, 日本船舶海洋工学会誌 KANRIN, Vol. 10, pp. 17-24. 2007
- 6) 米山 邦夫 : 海洋地球研究船「みらい」による観測研究, 日本航海学会誌 NAVIGATION, 143 号, pp. 159-171, 2000
- 7) 山内 恭 : 極域気象研究の系譜と極域・寒冷域研究連絡会, 天気, Vol. 63, No. 3, pp. 157-171, 2016
- 8) 泉山 耕, 氷海水槽における砕氷船の模型試験, 日本造船学会誌, 750 巻, pp. 721-728, 1991
- 9) International Towing Tank Conference, General Guidance and Introduction to Ice Model Testing, ITTC Recommended Procedures and Guidelines, 2017
- 10) 成田 秀明, 氷海水槽事情, 日本造船学会誌, 662 巻, pp. 461-465, 1984
- 11) 佃 洋考, 山内 豊, 岸 進 : 南極観測における技術の変遷, KANRIN, Vol. 10, pp. 2-8. 2007
- 12) Nakamura, A., Kano, M., Nozawa, K., Kitazawa, T. : STUDY ON ICEBREAKING PERFORMANCE OF LARGE ARCTIC TANKER, Proceedings of Seventh International Conference on Port and Ocean Engineering Under Arctic Conditions, Vol. 2, pp. 634-643, 1983

- 13) 野澤和男 : 氷海工学 –砕氷船・海洋構造物設計・氷海環境問題–, p.269, 成山堂書店, 2006
- 14) Edwards Jr., R. Y., Major, R. A., Kim, J. K., German, J. G., Lewis, J. W., and Miller, D. R. : Influence of Major Characteristics of Icebreaker Hulls on Their Powering requirements and Maneuverability in Ice, SNAME Transactions, Vol. 84, SNAME, pp. 364-407, 1976
- 15) Kondratenko, A. A., and Tarovik, O. V. : CARGO-FLOW-ORIENTED DESIGN OF SUPPLY VESSEL OPERATING IN ICE CONDITIONS, Proceeding of the ASME 2018 37th International Conference on Ocean and Arctic Engineering, OMAE2018–77802., 2018
- 16) Holtrop, J. and Mennen, G.G.J. : AN APPROXIMATE POWER PREDICTION METHOD, International Shipbuilding Progress, Vol. 29(335), pp. 166-170, 1982
- 17) Kashtelyan, V.I., et al. : Ledokoly. Leningrad, p. 280 , 1972 (in Russian)
- 18) Lindqvist, G. : A STRAIGHTFORWARD METHOD FOR CALCULATION OF ICE RESISTANCE OF SHIPS, POAC 89, 10th Intl Conference, Port and Ocean Engineering under Arctic Conditions, POAC, 2, pp. 722-735, 1989
- 19) Kondratenko, A. A., Bergström, M., Reutskii, A., and Kujala, P. : A Holistic Multi-Objective Design Optimization Approach for Arctic Offshore Supply Vessels, Sustainability, 2021
- 20) Ionov, B. P. : ICE RESISTANCE and its components, Arctic and Antarctic Research Institute, Leningrad, 1988 (in Russian)
- 21) 安齋 圭祐, 山内 豊, 水野 滋也 : 氷片膜モデルによる水中抵抗の推定法, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 第 29 号, pp. 529-533, 2019
- 22) 日野 孝則 : CFD による船型最適化, ながれ, 21 号, pp. 26-34, 2002
- 23) 松井 貞興 : 船型パラメータを系統立てて変化させうる数学船型の開発(第 2 報)水線面二次モーメントおよび前後非対称性に関する形状パラメータの導入, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 32 号, pp. 21-33, 2020

- 24) 松井 貞興 : 船型パラメータを系統立てて変化させる数学船型の開発, 日本船舶海洋工学会論文集, 第 30 号, pp. 71-78, 2019
- 25) Hino, T. : Hydrodynamic Shape Optimization of Ship Hull Forms Using CFD, Proc.3rd Osaka Colloquium on Advanced CFD Applications to Ship Flow and Hull Form Design, pp. 533-542, 1998
- 26) 郡山 彬, 原 正雄, 峯崎 俊哉 : 3D グラフィックスのための数学入門 クォータニオン・スプライン曲線の基礎, 森北出版, 2015
- 27) Park, K., Kum, M., Kim, H. : Calculation of ice clearing resistance using normal vector of hull form and direct calculation of buoyancy force under the hull, IJNAOE (2015), pp. 699-707, 2015
- 28) International Towing Tank Conference, Resistance Tests in Ice, ITTC Recommended Procedures and Guidelines, 2017
- 29) International Towing Tank Conference, Experimental Uncertainty Analysis for Ship Resistance in Ice Tank Testing, ITTC Recommended Procedures and Guidelines, 2017
- 30) Kotras, T. V., Baird, A. V., and Naegle, J. N. : Predicting Ship Performance in Level Ice, SNAME Transactions, Vol. 91, pp. 329-349, 1983
- 31) Ettema, R., Stern, F., Lazaro, J. : DYNAMICS OF CONTINUOUS-MODE ICEBREAKING BY A POLAR-CLASS ICEBREAKER HULL, IIHR Report No.314, 1987
- 32) Sawamura, J., Yamauchi, Y., and Anzai, K. : Simulation of Ice Force and Breaking Pattern for Icebreaking Ship in Level Ice, Proceeding of the ASME 2017 36th International Conference on Ocean and Arctic Engineering, OMAE2017-61583., 2017
- 33) Nevel, D. E. : The Narrow Free Infinite Wedge on an Elastic Foundation, U.S. Army Cold Regions Research and Engineering Laboratory - Corps of Engineers, 1961
- 34) Sandro, E., Sören E., Rüdiger, B. P., Bernt L. : A NUMERICAL MODEL TO INITIATE THE ICEBREAKING PATTERN IN LEVEL ICE, Proceedings of the ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering, OMAE2014-23409, 2014

- 35) 鈴木 和夫、伊岡森 信臣 : Rankine source 法に基づく造波抵抗最小船型の計算, 日本造船学会論文集, 第 185 号, pp. 9- 19, 1999
- 36) Dawson, C. W. : A PRACTICAL COMPUTER METHOD FOR SOLVING SHIP-WAVE PROBLEMS, Proceedings of Second International Conference on Numerical Ship Hydrodynamics, pp. 30-38, 1977
- 37) Hess, J. L., and Smith, A. M. O. : Calculation of Nonlifting Potential Flow About Arbitrary Three-Dimensional Bodies, JOURNAL OF SHIP RESEARCH, pp. 22-44, 1964
- 38) 荻原誠功、丸尾孟 : 船体まわりの自由表面流れの非線形計算法, 日本造船学会論文集, 第 157 号, pp. 34-46, 1985
- 39) Adams, B. M., Eldred, M. S., Geraci, G., Hooper, R. W., et al. : Dakota, A Multilevel Parallel Object-Oriented Framework for Design Optimization, Parameter Estimation, Uncertainty Quantification, and Sensitivity Analysis: Version 6.11 User ' s Manual, Sandia National Laboratories, Rep. No. SAND2014-4633, 2014 (Updated 2019)
- 40) Eddy, J., and Lewis, K. : EFFECTIVE GENERATION OF PARETO SETS USING GENETIC PROGRAMMING, Proceedings of DETC'01, DETC2001/DAC-21094, 2001