(昭和 56 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

非線形計画法による船型設計の基礎的研究 (第 2 報)

——低速造波理論の応用および水槽試験による検証——

正員 鈴木 和 夫* 正員 池 畑 光 尚*
正員 樋 口 道 之 助* 正員 金 川 修**

Fundamental Studies on Ship Hull Form Design by Means of Nonlinear
Programming (2nd Report)

—Application of Low Speed Theory & Experimental Verification—

by Kazuo Suzuki, *Member* Mitsuhisa Ikehata, *Member*
Michinosuke Higuchi, *Member* Osamu Kanagawa, *Member*

Summary

The nonlinear programming 'SUMT' was applied to the hull form design problem with minimum resistance and Michell's theory was employed as wave resistance formula in the previous report. In the present report the low speed theory is introduced instead of Michell's formula. For the complexity of the formula based on the low speed theory, many approximate treatments must be used in the optimization process by SUMT. Numerical examples are given under the same constraints as in the previous report.

Model tests of hull forms designed by the procedures of 1st and 2nd reports involving the towing test and the wave pattern analysis are carried out to verify the validity of the hull form design method by means of nonlinear programming.

1 緒 言

非線形計画法は従来構造設計の分野に応用がほぼ限定されていたが、筆者らは前報において、その 1 つの手法である SUMT (Sequential Unconstrained Minimization Technique) を船型設計に応用する 1 つの方法を紹介し計算例とともに検討を加えたり。その際、最適化の対象となる目的関数として Michell の積分と摩擦抵抗の和を考え、船体表面を三角形パネルからなる多面体で近似してその節点座標を設計変数に採用した。また最適化計算は線図を現実的なものとする基本的制約条件の下で、船尾側をあらかじめ与えられた初期船型の形状に保ち、船首側に対して実施された。

本報告ではまず Michell 積分の代わりに低速造波理論 (Low Speed Theory) の抵抗公式を採用し、その計算方法および計算例を示す。低速造波理論の場合 Michell 理論に比較して数値計算は格段に複雑となるため、非線形最適化の計算過程で多くの近似の手段が必要である。なお制約条件などの計算周辺条件は前報と同じとし、ま

た特に断らないで用いた記号は前報と同じ意味をもつものとする。次に 1, 2 報の手法により得られた計算結果に基き模型を作成して曳航試験および波形解析を実施し、非線形計画法による船型設計手法の検証を行ったので、その結果について報告する。

2 低速造波理論の応用

2.1 目的関数の設定

最近の造波抵抗理論の進歩は著しく、線形理論の枠にとらわれない数々の理論が提案されており低速造波理論もその 1 つである。低速造波理論の抵抗公式は馬場¹⁾、丸尾²⁾により与えられたが、Michell 理論と比較するとその表示は船型の陽な汎関数として表わされないため数値計算が複雑で、従来の変分法による手法を用いる限り船型設計問題に応用することは不可能である。本節では非線形計画法により、この問題を扱うための目的関数を設定する。

低速造波理論に基づく抵抗公式としてここでは丸尾の表示式²⁾を採用し、これと摩擦抵抗値におおのの重みを付けてその和を目的関数として設定する。また問題設定は前報と同じ形とし、主要寸法、設計速力および計算の

* 横浜国立大学工学部

** いすゞ自動車(株)(研究当時・横浜国立大学大学院)

前報と同様、座標原点を midship 吃水面中心線上にとり、 x 軸を船首方向、 z 軸を鉛直下向きとする座標 x, y, z を考え $L=2l, B, T$ を用いて

と無次元化し，船体表面を

$$\eta = \eta(\xi, \zeta) \quad (2)$$

で表わす。 I_L を低速理論による造波抵抗値, I_F を Schoenherr の係数を用いた平板の摩擦抵抗値として目的関数を次式で定義する。

$$I = pI_L + qI_F \quad (3)$$

ここで I_L は

$$I_L = \frac{\rho U^2 L^2 \gamma_0^2 t^2 b^2}{\pi} \int_0^{\pi/2} (\{P(\theta)\}^2 + \{Q(\theta)\}^2) \sec^3 \theta d\theta \quad (4)$$

$$\frac{P(\theta)}{Q(\theta)} = \frac{P_S(\theta)}{Q_S(\theta)} + \frac{P_L(\theta)}{Q_L(\theta)} + \frac{P_F(\theta)}{Q_F(\theta)} + \frac{P_W(\theta)}{Q_W(\theta)} \quad (5)$$

$$\frac{P_S(\theta)}{Q_S(\theta)} = -\frac{2\pi}{bt} \iint_S \sigma(\xi, \eta, \zeta) \cdot \frac{\cos}{\sin} \{r_0 \sec \theta (\xi + b\eta \tan \theta)\} e^{-r_0 t \zeta \sec^2 \theta} dS \quad (6)$$

$$\frac{P_L(\theta)}{Q_L(\theta)} = \frac{2\pi}{r_0 t} \int_{L_0} \sigma(\xi, \eta, 0) \cdot \frac{\cos}{\sin} \{r_0 \sec \theta (\xi + b\eta \tan \theta)\} n_0 d\eta \quad (7)$$

$$\frac{P_F(\theta)}{Q_F(\theta)} = -\frac{1}{2\gamma_0 t} \iint_F \Phi(\xi, \eta) \cdot \frac{\cos}{\sin} \{\gamma_0 \sec \theta (\xi + b\eta \tan \theta)\} d\xi d\eta \quad (8)$$

$$\frac{P_W(\theta)}{Q_W(\theta)} = \frac{1}{2r_0 t} \iint_W \Psi(\xi, \eta) \cdot \frac{\cos}{\sin} \{r_0 \sec \theta (\xi + b\eta \tan \theta)\} d\xi d\eta \quad (9)$$

$$\Phi(\xi, \eta) = \frac{1}{2} \left\{ \left(-2 \frac{\partial}{\partial \xi} + u \frac{\partial}{\partial \xi} + v \frac{1}{b} \frac{\partial}{\partial \eta} \right) (u^2 + v^2) - \frac{1}{t} \frac{\partial w}{\partial \xi} (-2u + u^2 + v^2) \right\} \quad \text{on } F \quad (10)$$

$$\Psi(\xi, \eta) = \frac{\partial u}{\partial \xi} \quad \text{on } W \quad (11)$$

I_F は近似式により

$$I_F = \frac{1}{2} \rho U^2 S \{0.463 (\log_{10} R_n)^{-2.6}\} \quad (12)$$

以上の式で σ は船体表面条件を満足する二重模型速度ポテンシャルの吹出し密度, u, v, w は二重模型まわりの攪乱速度で, いずれも船速(一様流) U で無次元化されている。 S, L_0, F, W はそれぞれ船体表面(浸水面)もしくは浸水面積, 吃水線, 自由表面, 吃水面を示し, n_0 は L_0 上における外向法線と x 軸との方向余弦を示す。 b, l, r_0 は

Fig.1 Division of Free Surface and Water Plane

$$b=B/L, \quad t=T/l, \quad \gamma_0=gl/U^2 \quad (13)$$

また重み p, q は前報と同様にとる。

2.2 計算方法

設計変数は前報と同じく S. S. (Square Station) $\xi = \xi_i$ ($i=1, \dots, I$), W. L. (Water Line) $\zeta = \zeta_j$ ($j=1, \dots, J$) の各交点における船体表面座標値を採り, その点を節点とする三角形パネルによる多面体で船体表面を近似する。船体表面 S 上の計算要素は $\xi_i \leq \xi \leq \xi_{i+1}$, $\zeta_j \leq \zeta \leq \zeta_{j+1}$ における 2 面の三角形パネル S_1, S_2 からなる $S_e = S_1 \cup S_2$ とするが (前報 Fig. 2, Fig. 3 参照), I_L には (7)~(9) の線積分あるいは面積分項があるので, これらの積分領域もそれぞれ分割する必要がある。吃水線 L_0 は S. S. ごとに分割し直線で近似する。自由表面 F および吃水面 W は Fig. 1 のように分割し, 吃水線近傍には最適化計算過程における船型の変化に対応して可変となる計算要素を配置する。これら L_0, F, W 上の計算要素をそれぞれ L_e, F_e, W_e とする。浸水面積, 排水容積等の計算法は前報と同じであるから, 本節では以上の定義に従い I_L の計算法を述べる。

I_L の計算法の基本的な考え方は、 σ, Φ, Ψ を各計算要素の中心で評価し要素上でそれぞれ σ_e, Φ_e, Ψ_e として、(6)~(9) を各要素の計算に関する総和の形に離散化すること、また各要素の計算を設計変数の関数となる部分と要素の分割方法にのみ依存する部分の積として近似し、左右両舷の寄与を同時に考慮することである。まず(6)~(9)をそれぞれ

$$\left. \begin{aligned} \left. \begin{aligned} P_S(\theta) \\ Q_S(\theta) \end{aligned} \right\} &= \sum_{Se} \left\{ \begin{aligned} P_{Se}(\theta) \\ Q_{Se}(\theta) \end{aligned} \right\} & \left. \begin{aligned} P_L(\theta) \\ Q_L(\theta) \end{aligned} \right\} &= \sum_{Le} \left\{ \begin{aligned} P_{Le}(\theta) \\ Q_{Le}(\theta) \end{aligned} \right\} \\ \left. \begin{aligned} P_F(\theta) \\ Q_F(\theta) \end{aligned} \right\} &= \sum_{Fe} \left\{ \begin{aligned} P_{Fe}(\theta) \\ Q_{Fe}(\theta) \end{aligned} \right\} & \left. \begin{aligned} P_W(\theta) \\ Q_W(\theta) \end{aligned} \right\} &= \sum_{We} \left\{ \begin{aligned} P_{We}(\theta) \\ Q_{We}(\theta) \end{aligned} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

の総和の形に表現し、 $P_{se}(\theta)$, $Q_{se}(\theta)$ などを上記の考えに従い次のように近似する。

$$\begin{Bmatrix} P_{Se}(\theta) \\ Q_{Se}(\theta) \end{Bmatrix} = A_1 \begin{Bmatrix} C_1(\theta) \\ S_1(\theta) \end{Bmatrix} + A_2 \begin{Bmatrix} C_2(\theta) \\ S_2(\theta) \end{Bmatrix} \quad (15)$$

$$\begin{Bmatrix} P_{Le}(\theta) \\ Q_{Le}(\theta) \end{Bmatrix} = B \begin{Bmatrix} C_0(\theta) \\ S_0(\theta) \end{Bmatrix} \quad (16)$$

$$\begin{Bmatrix} P_{Fe}(\theta) \\ Q_{Fe}(\theta) \end{Bmatrix} = C \begin{Bmatrix} C_0(\theta) \\ S_0(\theta) \end{Bmatrix} \quad (17)$$

$$\frac{P_{We}(\theta)}{Q_{We}(\theta)} = D \frac{C_0(\theta)}{S_0(\theta)} \quad (18)$$

(15) の $C_1(\theta), S_1(\theta), C_2(\theta), S_2(\theta)$ は前報の Appendix

A に示した関数である。(15) の A_1, A_2 , (16)~(18) の B, C, D および $C_0(\theta), S_0(\theta)$ を Appendix A に示す。以上各式で A_1, A_2, B, C, D は設計変数の関数となる部分, また $C_1(\theta), S_1(\theta), C_2(\theta), S_2(\theta), C_0(\theta), S_0(\theta)$ は計算要素の分割方法と θ にのみ依存する部分である。従って最適化計算に入る前に各積分領域の分割パターンを作成し, 各要素および適当に分割された各 θ について $C_1(\theta), S_1(\theta)$ などをテーブルとして記憶させ, 最適化の過程では各要素に関し A_1, A_2, B, C, D のみを計算する。 I_L は (15)~(18) より (14) を求め, さらに (5) による $P(\theta), Q(\theta)$ を (4) に代入し, θ に関する数値積分を行うという手順で求められる。

I_L の評価の基本的手順は上記のとおりであるが, このためには最適化計算過程で船型が変化するたびに σ, Φ, Ψ の分布を求める必要がある。一般に σ は二重模型速度ポテンシャルの船体表面における境界積分方程式を Hess & Smith法⁵⁾により解いて求められ, Φ, Ψ はその速度ポテンシャルから計算できる。しかし最適化手法を用いる場合, 一般に目的関数の計算回数は非常に多く, Hess & Smith 法を逐一使用すると収束状態まで計算を実施することは実際上不可能である。従って本論文では Appendix B に示す σ, Φ, Ψ の近似計算法を併用する。また Appendix C に Hess & Smith 法に基づく計算法と近似計算法の併用方法および計算法選択判定ルーチンの最適化計算ルーチンへの組み込み方法を, フローチャートとともに示す。

最適化計算には前報と同じく SUMT を用い, 制約条件および船型の設計範囲も同じとする。すなわち船尾側は与えられた初期船型の形状を保持し, 最適化は船首側に対してのみ行う。

2.3 計算例

前報の計算例と比較のため要目の等しい Todd の Series 60, $C_b=0.6$ (前報 Table 1 参照) を初期船型, $F_n=0.286$ を設計速力とする最適化計算例について述べる。本報告では前節で述べた各種の近似により計算効率を上げてはいるが, 計算時間は前報の場合と比べると絶対的に不利となるので, 実施したのは次の2例のみである。

i) $p=0.827, q=1.2$

ii) $p=1, q=0$

船体表面の分割は前報と同じとし (前報 Fig. 3 参照), 他の積分領域は前節で述べたとおりとする。従って計算規模は設計変数 70 個, 制約条件 227 個である。SUMT 変換の際の摂動パラメータ r_k は前報の場合 $k=1$ で打切り, ほぼ収束状態に達していたが, ここではこれを2段階に変化させ $k=1$ で $r_k=10^{-2}$, $k=2$ で $r_k=10^{-3}$ とした。収束についてはこれでもやや不十分と考えられる。

Table 1 Data of Present Examples

Designed F_n	0.286	
p	0.827	1
q	1.2	0
I_L/I_{L0}	0.774	0.748
I_F/I_{F0}	1.033	1.039
I/I_0	0.924	0.748
Δ (ton)	7946.9	7925.0
Δ_b (ton)	15.1	13.0
S (m ²)	2619.0	2632.0
L.C.B.	1.3%aft	1.4%aft
A_F/A_B	0.079	0.028
$n(\text{obj.})$	1158	2687
$n(\text{flow})$	18	16
$n(\Psi)$	79	109
$n(\Phi)$	24	36
CPU time (sec)	1454	2220

Δ : Displacement without Bulb

Δ_b : Displacement of Bulb

A_F : Sectional Area of F.P.

A_B : Sectional Area of Midship

$n(\text{obj.})$: No. of Cal. of Objective Function (Approx. Cal.)

$n(\text{flow})$: No. of Flow Analysis by Hess & Smith Method

$n(\Psi)$: No. of Exact Cal. of Ψ

$n(\Phi)$: No. of Exact Cal. of Φ

CPU time by HITAC 8700/8800

Fig. 2 Modified Hull Form Designed at $F_n=0.286$ ($p=0.827, q=1.2$)

計算結果を Table 1 に示し, 計算例 i) の船型を Fig. 2 に示す。Table 1 で I_0, I_{L0}, I_{F0} は初期船型について計算した値を示し, また要目はすべて多面体近似に基づく値である。計算例 i) は Michell 理論に基づき目的関数を構成した前報の場合に比べ設計点のばらつきが大きく, 特に F.P. 近傍ではやや不安定となるためかなりのフェアリングが必要である。また i) ではバルブ突出部分を除いた排水量が初期船型 (7,924 ton) より増加している。計算例 ii) は F.P. 近傍で設計点がより不安定となる点を除き, i) とほぼ同じ船型が得られるが計算時間は増加する。

以上2例のみでは断定できないが, プログラムの規模, 時間的効率および船型の確定などの観点から見る限り, Michell 理論を用いて最適化を進める方が良いように思われる。いずれにしても計算例が少ないので, より簡易化した船型たとえば初等船型 (elementary ship) について, 低速理論の造波抵抗極小値問題をより広範囲の計画速力について基本的に洗い直しておく必要がある。

3 水槽試験による検証

3.1 供試模型

非線形計画法による船型設計手法の検証を行うため、1, 2 報の, Michell, 低速造波両理論に基づく手法を用いて設計された船型の模型を作成し、水槽試験を実施した。本節では試験に用いた模型について述べる。

模型の要目を Table 2, 横切面積曲線の比較を Fig. 3, F.P. 断面の比較を Fig. 4 に示す。バルブ突出許容範囲を $5\%L$ とした前報の計算例 (うち 2 例より NP1, NP4) は実用性に欠けるので、これを $2.5\%L$ とした計算 (設計変数 62, 制約条件 211) をその後行い供試模型 (NP2, NP5) に加えた。本報告の計算例もバルブ突出許容範囲を $5\%L$ としているが、Fig. 3 (○印) のように

Table 2 Particulars of Models

Principal Particulars : $L_{pp} = 3.00 \text{ m}$, $B = 0.40 \text{ m}$, $T = 0.16 \text{ m}$

Model	SER60	NP 1	NP 2	NP 3	NP 4	NP 5
Designed F_n	—	0.286	0.286	0.286	0.325	0.325
Theory	—	Michell	Michell	Low Speed	Michell	Michell
p	—	0.414	0.414	0.827	0.938	0.938
q	—	1.2	1.2	1.2	1.2	1.2
L_b	—	$5.0\%L_{pp}$	$2.5\%L_{pp}$	$2.5\%L_{pp}$	$5.0\%L_{pp}$	$2.5\%L_{pp}$
$\nabla \text{ (m}^3\text{)}$	0.11520	0.11645	0.11581	0.11547	0.11584	0.11553
$S \text{ (m}^2\text{)}$	1.513	1.566	1.552	1.560	1.565	1.553
C_b	0.600	0.607	0.603	0.601	0.603	0.602
C_p	0.614	0.621	0.616	0.614	0.617	0.616

SER60 : Series 60, $C_b = 0.600$; Initial Hull Form

L_b : Protruded Length of Bulb C_b : $= \nabla / L_{pp} B T$

Fig. 3 Sectional Area Curves

Fig. 4 Comparison of F.P. Sections

顕著なものではないため $2.5\%L$ で打切って模型 (NP3) を作成した。いずれの船型も計算結果に対しフェアレリングを施しており、バルブ突出部分を除く排水容積はすべて初期船型 (SER60) と同一である。

Michell 理論に基づく場合バルブ突出長は F.P. 後方の横切面積形状にはほとんど影響を与えないとみてよいが、F.P. 断面形状は突出長が短いほど排水容積が船底に近い部分に集中するという一般的傾向があるようで興味深い。なお前報で述べたように初期船型の Michell 積分が hump となる $F_n=0.286$ で設計した船型のバルブが hollow となる $F_n=0.325$ の場合より大型である。低速造波理論に基づく場合、本報告例ではバルブ突出が顕著でなく、Michell 理論による場合より小型である。

3.2 試験結果

抵抗試験を各模型について実施し、波形解析を SER60, NP2, NP3, NP5 について実施した。抵抗試験は Schoenherr の摩擦係数を用いて解析した残余抵抗係数 C_r の形で表わし、波形解析は水槽壁近接点の波高計により計測した波形から Newman-Sharma 法を用いて解析した波形造波抵抗係数 C_w の形で表わした。今回の研究では目的関数が全抵抗の形となっているが、摩擦抵抗の部分は浸水面積の増加を抑制し不安定形状を防ぐという制約条件的な意味しかないので、 C_r , C_w の比較を行う

Fig. 5 Residuary and Wave Resistance Coefficients

Fig. 6 Residuary and Wave Resistance Coefficients

ことにより水槽試験による検証という目的を充分達し得る。なお乱流促進法として SER 60 では S. S. 9 $\frac{1}{2}$ に他の模型では F. P. および S. S. 9 $\frac{1}{2}$ にスタッドを植えた。

計画速力 $F_n=0.286$ および 0.325 の船型に関する試験結果をそれぞれ Fig. 5 および Fig. 6 に示す。Michell 理論に基づく NP 1, NP 2 および NP 4, NP 5 の C_r はそれぞれ計画速力付近で軽い hollow を生じ SER 60 に対し減少しており、またバルブ突出の大きい船型の方が低い値を示す。NP 2 および NP 5 の C_w も C_r 同様計画速力で減少している。低速造波理論に基づく NP 3 は初期船型からの変形が他の船型に比べ顕著ではないため傾向は SER 60 とよく似ているが、 C_r はほぼ全域で C_w は計画速力でそれぞれ減少している。しかしこの減少率は NP 1, NP 2 に比べ著しいものではない。

Michell 理論は一般に hump, hollow が大きく実用船型の場合には良い精度を望めない。一方、低速造波理論は多くの理論的改善点を考慮しているものの、実験値との対応は必ずしも良いとはいえない。しかしながら本研究のように、ある初期船型を出発点として最適船型を非線形計画法により探索する場合には、船型相互の優劣を理論によりどの程度まで表現できるかが問題である。従ってこれを調べる最も簡単な方法の1つとして、ここでは Fig. 7 のように初期船型に対する抵抗減少率の理論値と実験値を比較してみる。

Michell 理論に基づく場合 (NP 1, NP 2, NP 4, NP 5) を抵抗減少率の傾向のみからみると、計画速力 $F_n=0.286$ の場合では波形造波抵抗の方が、また計画速力 $F_n=0.325$ の場合では剰余抵抗の方が理論との対応が良い。定量的にみた場合には NP 4, NP 5 の剰余抵抗減少率が計画速力 $F_n=0.325$ で理論とよく一致している他はそれほど良くない。 $F_n=0.286$ および 0.325 は前報で述べたとおり、初期船型の Michell 積分値が hump となる点および hollow となる点である。従って抵抗減少率の理論と実験との一致度は初期船型の Michell 積分値が hollow となる点で設計の方がやや良いと考えられる。しかしながら本報告例の場合、Michell 理論は従来考え

られているよりも船型相互の優劣を的確に表わしているともてよさそうである。これは線図の傾斜の増減を初期船型の傾向に合せるという制約条件 (前報 4 章参照) を加えた効果とも考えられる。

低速造波理論に基づく場合 (NP 3) の抵抗減少率の傾向は波形造波抵抗の方が良い対応を示すが、Michell 理論に基づく場合と比較すると実験値との対応は同等もしくはやや劣る程度であり、計算が複雑で時間のかかる割には充分な減少率達成も得られない。従って 1 例のみで断定はできないが、水槽試験による検証という面からみた場合も、Michell 理論を用いて最適化を進める方が良いでしょう。

4 結 言

非線形計画法の SUMT を低速造波理論を用いて設定した目的関数に適用する際の手法および計算例を示し、また Michell, 低速造波両理論に基づく手法を用いて設計された船型の水槽試験を実施し、次のような結論を得た。

(1) 低速造波理論に基づく複雑な目的関数の場合も本手法により最適化計算が可能であり、やや不安定な部分を一部に生じるが船型を確定することができる。

(2) プログラムの規模、計算時間、船型の確定などの点からみた場合、低速造波理論より Michell 理論を用いて最適化を進める方が良い。

(3) 低速造波理論については、より広範囲の計画速力における抵抗極小値問題の研究を初等船型のような簡単な形状について改めて進める必要がある。

(4) Michell, 低速造波いずれの理論に基づく場合も、非線形計画法による船型設計手法の有効性が水槽試験により確認された。

(5) 水槽試験結果による初期船型と最適化計算の結果得られた船型の抵抗減少率の比較では、低速造波理論より Michell 理論の方がやや良い対応を示すようであり、達成される減少率も大きいので、この面からみた場合も Michell 理論を用いて最適化を進める方が良いと考えられる。

Fig. 7 Comparison of Resistance Reduction Rates

終りに臨み、本研究にあたり終始ご指導をいただいた横浜国立大学 丸尾 孟教授、ならびに実験にあたりご指導をいただいた田草川善助助手に深く感謝いたします。また実験にあたり協力を得た当時学生の上竹秀人、村松明治、尾崎陽一、滝沢 康の各氏、特に論文とりまとめに際しお世話になった尾崎、滝沢両氏 (現横浜国立大学大学院) に改めて感謝いたします。

なお本研究の数値計算には、横浜国立大学電算機センターリモートパッチステーションにより、東京大学大型

計算機センター HITAC 8800/8700 を利用した。

参 考 文 献

- 1) 樋口道之助, 丸尾 孟, 鈴木和夫, 金川 修: 非線形計画法による船型設計の基礎的研究(第1報) —Michell 理論の応用—, 日本造船学会論文集, 145号 (1979).
- 2) E. Baba, K. Takekuma: A Study on Free-Surface Flow around Bow of Slowly Moving Full Forms, JSNA of Japan, 137 (1975).
- 3) H. Maruo: Wave Resistance of a Ship with Finite Beam at Low Froude Numbers, Bulletin of the Faculty of Engineering, Yokohama National Univ., Vol. 26 (1976).
- 4) H. Maruo, K. Suzuki: Computation of Wave Resistance by Means of the Low Speed Theory, Workshop on Ship Wave Resistance Computations, Washington (1979).
- 5) J. L. Hess, A. M. O. Smith: Calculation of Non-lifting Potential Flow about Arbitrary Three-Dimensional Bodies, JSR, Vol. 8, No. 2 (1964).
- 6) J. Kowalik, N. R. Osborne (山本善之, 小山健夫共訳): 非線形最適化問題, 培風館 (1973).
- 7) 日本鋼構造協会編 (樋口道之助他著): 最適化手法の構造設計・解析への応用, 培風館 (1980).
- 8) W. I. Zangwill: Minimizing a Function without Calculating Derivatives, Computer Journal (1967).

Appendix A

i) (15) 式 A_1, A_2

$$A_\kappa = \frac{4\pi\sigma_e g_\kappa}{b} \cos(\gamma_0 b \eta_\kappa \sec \theta \tan \theta) \quad \text{for } \kappa=1, 2$$

ただし

$$g_\kappa = \sqrt{a_\kappa^2 b^2 + b_\kappa^2 \left(\frac{b}{t}\right)^2 + 1} \quad \text{for } \kappa=1, 2$$

$$a_1 = \frac{\eta(\xi_{i+1}, \zeta_j) - \eta(\xi_i, \zeta_j)}{\xi_{i+1} - \xi_i},$$

$$b_1 = \frac{\eta(\xi_i, \zeta_{j+1}) - \eta(\xi_i, \zeta_j)}{\zeta_{j+1} - \zeta_j},$$

$$a_2 = \frac{\eta(\xi_{i+1}, \zeta_{j+1}) - \eta(\xi_i, \zeta_{j+1})}{\xi_{i+1} - \xi_i},$$

$$b_2 = \frac{\eta(\xi_{i+1}, \zeta_{j+1}) - \eta(\xi_{i+1}, \zeta_j)}{\zeta_{j+1} - \zeta_j}$$

$$\eta_1 = \{\eta(\xi_i, \zeta_j) + \eta(\xi_i, \zeta_{j+1}) + \eta(\xi_{i+1}, \zeta_j)\} / 3$$

$$\eta_2 = \{\eta(\xi_i, \zeta_{j+1}) + \eta(\xi_{i+1}, \zeta_j) + \eta(\xi_{i+1}, \zeta_{j+1})\} / 3$$

ii) (16) 式 B

$$B = -\frac{4\pi\sigma_e n_e a_0}{\gamma_0 t} \cos(\gamma_0 b \eta_0 \sec \theta \tan \theta)$$

ただし

$$a_0 = \frac{\eta(\xi_{i+1}, 0) - \eta(\xi_i, 0)}{\xi_{i+1} - \xi_i}$$

$$\eta_0 = \{\eta(\xi_i, 0) + \eta(\xi_{i+1}, 0)\} / 2$$

$$n_e: L_e \text{ の法線と } x \text{ 軸との方向余弦}$$

iii) (17) 式 C

$$C = -\frac{\Phi_e}{\gamma_0^2 b t \sec \theta \tan \theta} \{\sin(\gamma_0 b \eta_{m+1} \sec \theta \tan \theta) - \sin(\gamma_0 b \eta_m \sec \theta \tan \theta)\}$$

ただし

$$\eta_m, \eta_{m+1}: F_e \text{ の } \eta \text{ 方向下限および上限}$$

iv) (18) 式 D

$$D = \frac{\Psi_e}{\gamma_0^2 b t \sec \theta \tan \theta} \{\sin(\gamma_0 b \eta_{m+1} \sec \theta \tan \theta) - \sin(\gamma_0 b \eta_m \sec \theta \tan \theta)\}$$

ただし

$$\eta_m, \eta_{m+1}: W_e \text{ の } \eta \text{ 方向下限および上限}$$

v) (16)~(18) 式 $C_0(\theta), S_0(\theta)$

$$\frac{C_0(\theta)}{S_0(\theta)} = \pm \frac{1}{\lambda(\theta)} \left\{ \frac{\sin\{\lambda(\theta)\xi_{i+1}\}}{\cos\{\lambda(\theta)\xi_i\}} - \frac{\sin\{\lambda(\theta)\xi_i\}}{\cos\{\lambda(\theta)\xi_{i+1}\}} \right\}$$

ただし

$$\lambda(\theta) = \gamma_0 \sec \theta$$

Appendix B

i) σ の近似計算

説明の便宜上 x, y, z 座標系をとり一様流を $-U$ とする。最適化計算過程で生じた互いにわずかに異なる船型 S^* と S を考え、 S^* 上で Hess & Smith 法による二重模型ポテンシャル流場の解析がすでに行われている場合を考える。 P^*, Q^* を S^* 上の点, P, Q を S 上の点とし, P, P^* はそれぞれ対応する要素の control point とする。また n_x^*, n_y^*, n_z^* および n_x, n_y, n_z をそれぞれ P^* および P における法線と各軸との方向余弦とする。

いま P, Q の座標を $(x, y, z), (x', y', z')$ とするとき,

$$G(P, Q) = \frac{1}{\sqrt{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z-z')^2}} + \frac{1}{\sqrt{(x-x')^2 + (y-y')^2 + (z+z')^2}} \quad (\text{B} \cdot 1)$$

とおくと, 二重模型速度ポテンシャルの S^*, S における境界積分方程式は

$$Un_{x^*} = 2\pi\sigma(P^*) - \iint_{S^*} \sigma(Q^*) \frac{\partial}{\partial n} G(P^*, Q^*) dS \quad (\text{B} \cdot 2)$$

$$Un_x = 2\pi\sigma(P) - \iint_S \sigma(Q) \frac{\partial}{\partial n} G(P, Q) dS \quad (\text{B} \cdot 3)$$

ここで

$$\left. \begin{aligned} \alpha^* &= -\iint_{S^*} \sigma(Q^*) \frac{\partial}{\partial x} G(P^*, Q^*) dS \\ \beta^* &= -\iint_{S^*} \sigma(Q^*) \frac{\partial}{\partial y} G(P^*, Q^*) dS \\ \gamma^* &= -\iint_{S^*} \sigma(Q^*) \frac{\partial}{\partial z} G(P^*, Q^*) dS \end{aligned} \right\} \quad (\text{B} \cdot 4)$$

$$\left. \begin{aligned} \alpha &= -\iint_S \sigma(Q) \frac{\partial}{\partial x} G(P, Q) dS \\ \beta &= -\iint_S \sigma(Q) \frac{\partial}{\partial y} G(P, Q) dS \\ \gamma &= -\iint_S \sigma(Q) \frac{\partial}{\partial z} G(P, Q) dS \end{aligned} \right\} \quad (\text{B} \cdot 5)$$

とおくと (B・2), (B・3) は

$$Un_{x^*} = 2\pi\sigma(P^*) + \alpha^* n_{x^*} + \beta^* n_{y^*} + \gamma^* n_{z^*} \quad (\text{B} \cdot 6)$$

$$Un_x = 2\pi\sigma(P) + \alpha n_x + \beta n_y + \gamma n_z \quad (\text{B} \cdot 7)$$

と書ける。 $\alpha^*, \beta^*, \gamma^*$ は (B・2) が解析済みであるから既知, α, β, γ は未知である。従って1つの近似方法として (B・7) の α, β, γ を $\alpha^*, \beta^*, \gamma^*$ で置換することが考えられる。このとき σ の近似式として次が得られる。

$$\sigma(P) = -\frac{1}{2\pi} \{(-U + \alpha^*) n_x + \beta^* n_y + \gamma^* n_z\} \quad (\text{B} \cdot 8)$$

Fig. B-1 Approximate Evaluation of Φ & Ψ

これは他の要素の吹出しにより誘起されるP点の攪乱速度を解析ずみの S^* 上のデータにより近似した式であり、境界積分方程式(B・3)の解析時間を省くことができるが、 S^* からの船型変化が過大となるほど精度は低下するので、使用には充分注意しなければならない。

ii) Φ, Ψ の近似計算

船体表面を構成する全ての要素の寄与から Φ または Ψ を厳密に評価することができるが、近似計算の場合はFig. B-1のように、 Φ あるいは Ψ を評価しようとする要素 F_e あるいは W_e と同一区間 $\xi_i \leq \xi \leq \xi_{i+1}$ の水面に最も近い要素 S_e が変化した場合のみその影響を修正し、他の要素からの寄与は変化しないものとする。

Appendix C

最適化計算のフローをFig. C-1に示す。非線形計画法としてSUMT^(6),7)を用い、SUMT変換された修正目的関数の極値探索法にZangwillの直接法^{7),8)}を使用している。以下に主な記号を示す。

n : 設計変数の数

x_r : 設計変数 $\eta(\xi_i, \zeta_j)$ の一次元配列形式 $r=1, \dots, n$

x : 設計変数の n 次元ベクトル表示

k : SUMT 法反復回数 $k=1, \dots, K$

r_k : SUMT 変換振動パラメータ

$F(x, r_k)$: SUMT 変換による修正目的関数

s : Zangwill 直接法反復回数

t, t' : Zangwill 直接法 step 1 に関連するカウンタ

c_r : x_r 軸方向単位ベクトル...step 1 における探索方向ベクトル

d_r^s : 共役方向単位ベクトル...step 2 における探索方向ベクトル

x_r^s : c_r または d_r^s 方向極値探索の最小点

Fig. C-1 の各 step における c_r 方向あるいは d_r^s 方向極値探索(一方向探索)では目的関数の計算に全てAppendix Bの近似計算法を使用しているが、この探索後に計算法選択ルーチンをおいて、Hess & Smith法による解析を行うか、また Φ あるいは Ψ を厳密に評価するかを判定している。この判定は I_L の値の変動をチェックすることにより行っておりフローをFig. C-2に示す。

本論で示した計算例では $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$ をそれぞれ 0.02, 0.002, 0.01 としたが、やや小さ過ぎたようである。

Fig. C-1 Flow Chart of Optimization Process

Fig. C-2 Flow Chart of I_L Check Routine