

エアクッション船の基礎的研究

佐藤 義*・井亀 優*・木原 洸*・青木修一*・勝原光治郎*・北村文俊*・村尾麟一**

Fundamental Study on Marine Air Cushion Vehicle

By

Tadashi SATO, Masaru IKAME, Takeshi KIHARA, Shuichi AOKI,
Mitsujiro KATSUHARA, Fumitoshi KITAMURA and Rinichi MURAO

Abstract

This report deals with the studies of Marine ACV which have been carried out in Ship Research Institute since 1964. The research fields cover aerodynamic studies of peripheral jet type ACV by using wind tunnel, tank tests of sidewall ACV, computer simulation to estimate the performance of sidewall ACV propelled by waterjets, and comments for noise problems. These studies are summarized as follows; 1) From the experiments using both freely towed model and self-propelling model with waterjets, the measured drag was broken down into its components—profile aerodynamic drag, air momentum drag, sidewall frictional drag, skirts frictional drag and wave-making drag. Wave-making drag was calculated by using the theory of Newman & Poole, Barratt and Plisso theory. Theoretical values of wave-making drag were compared with the values measured along a longitudinal cut (Newman—Sharma method). The experiments agree well with the theory except the low Froude number region.

The wetting area of sidewalls and skirt drag were estimated by the experimental results.

The effects of the waterjet inlet geometry and inlet velocity ratio on the inlet loss and inlet interaction drag were examined by both wind tunnel tests and self-propelling waterjet model tests. It was found that negative inlet interaction drag could occur according to inlet velocity ratio. The minimum inlet loss causes at some inlet velocity ratio.

The propulsive performance of a sidewall ACV was discussed based on the model tests.

2) The parametric design studies were examined using Computer simulation. According to the all-up weight and speed, there is a optimum cushion aspect ratio and cushion pressure which makes effective drag lift ratio minimum. The sidewall ACV which design Froude number is high tends to have higher cushion aspect ratio and cushion pressure. The design studies of thousands ton class sidewall ACV are discussed from the view point of effective drag lift ratio which depends on the design

* : 機関開発部 ** : 青山学院大学理工学部
原稿受付：昭和60年9月2日

speed.

3) Aerodynamic drag was analyzed based on the experimental data obtained by wind tunnel tests using both a fan equipped model and a model fed air through pipe. The effects of air jet flow on the aerodynamic drag were considered.

Noise caused by a commercial ACV was measured in Toba port. Noise level around the ACV was analysed and the noise contour line was obtained.

目 次

1 序 論	(3) 実験方法
1.1 まえがき	(4) 実験結果の整理法
1.2 ACVの開発経過と特徴	3.2.2 実験結果及び考察
1.3 船研におけるACV研究の目的と経過	(1) 推進装置単独性能
2 側壁型ACVの静水中の抵抗特性	(2) 自航特性
2.1 抵抗分離について	3.3 吸込口の風洞実験
2.2 造波抵抗の理論解析	3.3.1 実験装置及び実験方法
2.2.1 理論解析法のレビュー	(1) 供試模型
2.2.2 エアクッションの造波抵抗	(2) 計測装置
(1) 計算モデル及び基礎式	(3) 実験方法
(2) 計算結果及び考察	(4) 実験結果の整理法
2.2.3 エアクッションと側壁の干渉効果	3.3.2 実験結果及び考察
(1) 計算モデル及び基礎式	(1) 静圧, 流速分布に及ぼす吸込速度比の影響
(2) 計算結果及び考察	(2) 損失, 吸込運動量に及ぼす外部境界層の影響
2.3 静水中の曳航実験	3.4 結 論
2.3.1 実験装置及び実験方法	4 水ジェット推進側壁型ACVの動力特性
(1) 供試模型	4.1 計算要領
(2) 計測装置	4.2 側壁型ACVの動力特性
(3) 実験方法	4.2.1 計算モデル及び基礎式
(4) 実験結果の整理法	(1) 計算モデル
2.3.2 実験結果及び考察	(2) 基礎式
(1) 模型Aの抵抗特性と抵抗分離	4.2.2 計算結果及び考察
(2) 模型Bの抵抗特性と抵抗分離	4.3 水ジェットの推進効率
(3) 波形造波抵抗	4.3.1 基礎式
(4) 波 形	4.3.2 計算結果及び考察
(5) 側壁接水面積	(1) 管路損失の影響
(6) スカート抵抗係数	(2) 吸込速度比の影響
(7) スカート接水面積	(3) 外部境界層厚さの影響
2.4 結 論	4.4 水ジェット推進システムの重量
3 水ジェットの推進特性	4.4.1 計算モデル及び基礎式
3.1 研究のねらい	(1) 計算モデル
3.2 水ジェットの水槽実験	(2) 基礎式
3.2.1 実験装置及び実験方法	4.4.2 計算結果及び考察
(1) 供試模型	4.5 結 論
(2) 計測装置	5 結 言
	6 謝 辞

参考文献

- 付録-1 ホバークラフトの造波抵抗に関する波の傾斜による制限
 付録-2 二次元エアクッションによる波形
 付録-3 周辺噴流型ACVの風洞実験
 付録-4 ACVの騒音計測
 付録-5 水槽実験データ表
 付録-6 発表一覧

使用記号

	単位
B : 機体全幅又は水槽幅	m
b_c : クッション幅	m
b_i : 水ジェット吸込口幅	m
C_c : 縮流係数	
C_{D0} : 空気形状抵抗係数	
C_f : 平板摩擦抵抗係数	
C_l : 吸込干渉抵抗係数	
C_p : 圧力係数	
C_{Sk} : スカート抵抗係数	
C_w : 造波抵抗係数	
C_{wc} : クッション造波抵抗係数	
C_{wt} : 干渉造波抵抗係数	
C_{wp} : 波形造波抵抗係数	
C_{ww} : 側壁造波抵抗係数	
D_o : 空気形状抵抗	kgf
D_{fw} : 側壁摩擦抵抗	kgf
D_l : 吸込干渉抵抗	kgf
D_m : 運動量抵抗	kgf
D_n : 正味抵抗	kgf
D_r : 剰余抵抗	kgf
D_{Sk} : スカート抵抗	kgf
D_t : 曳引抵抗又は全抵抗	kgf
D_w : 造波抵抗	kgf
D_{wp} : 波形造波抵抗	kgf
d_F : ファン動翼径	m
d_N : ノズル出口径	m
d_p : ポンプ動翼径	m
d_* : 相当円管径	m
E : 損失	$kgf \cdot m/s$
F_n : フルード数	
g : 重力加速度	m/s^2
H : 水槽深さ	m
h_c : クッション水頭 $=p_c/(\rho_w \cdot g)$	m_{Aq}

h_{eq} : 流量相当ホバール間隙	m
h_m : ヒープ	m
h_w : 側壁深さ	m
L : 機体全長	m
l_c : クッション長	m
l_{ceq} : 相当クッション長	m
l_i : 吸込口位置	m
l_k : キール長	m
M_o : 初期モーメント	$kgf \cdot m$
n_F : ファン回転数	rpm
n_P : ポンプ回転数	rpm
P_l : 浮揚動力	$kgf \cdot m/s$
P_l' : ファン空気動力	$kgf \cdot m/s$
P_p : 推進動力	$kgf \cdot m/s$
P_p' : ポンプ水動力	$kgf \cdot m/s$
P_t : 全動力	$kgf \cdot m/s$
P_t' : $=P_l' + P_p'$	$kgf \cdot m/s$
p : 静圧	kgf/m^2
p_c : クッション圧	kgf/m^2
p_t : 総圧	kgf/m^2
Δp_{tF} : ファン総圧上昇	kgf/m^2
Δp_{tP} : 水ジェットポンプ総圧上昇	kgf/m^2
Q_F : ファン流量	m^3/s
Q_j : クッション空気流出量	m^3/s
Q_P : 水ジェットポンプ流量	m^3/s
q_∞ : 動圧(空気)	kgf/m^2
R : 航続距離	km
R_n : レイノルズ数	
S : 吸込比速度	$rpm(m^3/min.)^{1/2} m^{-3/4}$
S_c : クッション面積	m^2
S_f : 前面面積	m^2
S_w : 接水面積	m^2
T_g : 総推力	kgf
T_n : 正味推力	kgf
u_F : ファン周速	m/s
u_P : ポンプ周速	m/s
V_∞ : 曳引又は主流速度	m/s
v : 流速	m/s
W : 重量, 機体総重量	kgf
w_i : 吸込口横幅	m
(X, Y, Z) : 座標系	m
(\bar{X}, \bar{Y}) : 無次元座標系 ($X/b_i, Y/b_i$)	

ギリシャ文字

α	: 流入角	deg.
γ	: トリム角	deg.
δ	: 境界層厚さ	m
ζ	: 水面変位	m
η_{pc}	: 推進効率	
λ	: 波長 m	又は管摩擦係数
ν	: 動粘性係数	
ξ	: 損失係数	
π	: $=3.1416$	
ρ	: 密度	kgf/m ³
Φ	: ファン流量係数	
Ψ	: ファン圧力係数	

添 字

a	: 空 気
∞	: 無限遠
w	: 水又は波
Δ	: 増 分
J	: 水ジェット噴射口
Sk	: フレキシブルスカート
w	: 側 壁
j	: 周辺ジェット又はギャップ位置

1 序 論

1.1 ま え が き

近年、経済の発展に伴い、交通需要も多様化する傾向にある。海上輸送の分野でも、将来のさまざまな輸送需要に対応するため、在来型の船舶の性能向上だけでなく、新しい海上輸送機関の研究開発が各国で進められている。

これら的一种に、エアクッション船 (Air Cushion Vehicle, 以下ACVと略す) がある。ACVは排水型船舶の速度域を大幅に超える高速化が可能であり、新しい輸送サービスを提供するものとして各国で研究開発が進められている。現在までに商用運航実績も相当蓄積されるとともに、高速船、カーフェリーだけでなく、海洋開発基地支援船、消防艇、巡視艇、極地での輸送等への利用も行われるようになった。このようにACVは海上輸送機関としての将来の可能性が注目されるが、そのためには経済性、信頼性、乗り心地、環境保全性等を事前に総合的に評価する必要がある。し

かしACVの場合には、商用運航が行なわれている反面、排水型船舶に比べて特性が複雑で、性能推定法が確立した状態とは言えず、実用性を評価するとき問題になる事柄は多い。

本報告は、新形式の海上交通機関の可能性に対する技術的見通しを得るために、1960年以来、船舶技術研究所 (当時運輸技術研究所) において行なわれてきたACVの研究の総括をはかったものである。

1.2 ACVの開発経過と特徴

ACVの構想の起源については諸説あるが、海上用としては1883年にスウェーデンのG.Lavalが空気潤滑による抵抗減少を提案したときに始まるとみられる。そのほかにもさまざまな構想があったが、それらは1959年以後のACVの本格的な開発に対しては、単に先駆的な役割を果たしたに過ぎない¹⁾。

1959年に英国でホバークラフトSR.N1が公開された。これは1953年に始まるCockerellの研究に端を発し、英国政府の支援の下に製作された本格的なACV実験艇であった。SR.N1により周辺噴流によって効率良くエアクッションを保持できるという構想が実証された。しかし初期の周辺噴流型ACVでは、地面の不整や波に対して浮揚高さが不十分で、耐波性の問題は未解決であった。1962年頃、英国のウエストランド社は、膜材 (材質は通常、ナイロン等の合成繊維の基布にネオプレン等の合成ゴムを圧着塗布したもの) でノズル構造を延長したフレキシブルスカートと呼ばれるクッションシル方式を開発した。これにより僅かのホバークラフトの間隙でもスカート高さに匹敵する波を越えられるようになり、実質浮揚高さは大幅に改善された。スカートの開発によりACVの応用が海上用を含む広範囲に拡張されうる見通しが得られた。このような技術開発を受けて、英国を中心にフランス、米国、ソ連、日本等で実用化を目指して開発が進められた。実用機の開発過程でクッションシルの改良が進められる一方、浮揚動力の大幅な減少をはかるため側壁型ACVの開発も各国で進められた。

1984年現在、海上用ACV(10トン以上)を建造している国は英国、フランス、米国、ソ連、日本、カナダ、中国、フィンランド等である。代表的な海上用ACVの主要目²⁾を表1-1に示す。

イギリスのホバークラフトに代表される全周スカート型ACVは、英仏海峡に就航中のSR.N4に象徴されるように、かなり高い完成度に達したように思われる。英仏海峡では世界最大級のSR.N4 6隻 (Mk

表1-1 代表的なACVの主要目

国名	機種	製造者	全長×全幅 (m)	総重量 (t)	パイロード	最高速 (Kt)	航続性能	エンジン	備考	
英	SR. N4 Mk2	BHC	39.68×23.77	200.	37台+282席	70.	2.5hr	R. R. Marine Proteus 3400hp×4 (GT)		
	SR. N4 Mk3	"	56.38×23.16	300.	54~60台+418席	65.	8hr	R. R. Marine Proteus 3800hp×4 (GT)		
	SR. N6 Mk6	"	18.30×8.50	17.01	5~6t or 55席	60.		R. R. Marine Gnome 1125hp×1 (GT)		
	BH7 Mk4	"	23.85×13.80	45.		65.		R. R. Marine Proteus 4250hp×1 (GT)		
	AP1-88	"	23.55×10.10	38.5	101席	58.		(p) Deutz BF12L413FC 428hp×2 (D)		
								(l) Deutz BF12L413FC 428hp×2 (D)		
	VT1	Vosper Thornycroft	29.0 ×13.3	76.	10台+146席	48.	>60.	Lycoming TF20 1970hp×2 (GT)		
	VT2	"	30.17×13.30	110.	32t or 157席	48.		R. R. Marine Proteus 4250hp×2 (GT)		
	HM216	Vosper Hovermarine	15.24×5.80	19.3	5.6t or 60席	35.	250n. m.	(p) Allison 8V92TI 445hp×2 (D)		側壁型
	HM218	"	18.29×6.10	25.4	6.58t or 82席	35.	135n. m.	(l) Cummins V555M 206hp×1 (D)		側壁型
HM527	"	27.20×10.20	87.	20.7t or 211席	37.8	200n. m.	(p) Allison 8V92TI 445hp×2 (D)	側壁型		
米	SES100A	Aerojet	24.40×12.80	100.	6.5t or 11席	73.5	200n. m.	Lycoming TF35 3100hp×4 (GT)	側壁型, 実験艇 試作艇	
	JEFF(A)	"	29.30×14.6	157.	54.4t	50.		(p) Lycoming TF40 3750hp×4 (GT)		
	SES100B	Bell Aerospace	23.68×10.67	105.	10t or 10席	91.6	200n. m.	(l) Lycoming TF40 3750hp×2 (GT)	側壁型, 実験艇	
	JEFF(B)	"	26.43×14.32	149.67	54.43t	50.		(p) P&W FT12A 4500hp×3 (GT)		
	LACV-30	"	23.30×11.20	52.16	26.5t	48.6		(l) UACL ST6J-70 620hp×3 (GT)		
	BH110 Mk1	Bell Halter	33.52×11.88	150.	20t	35.	1000n. m.	Lycoming TF40 3750hp×6 (GT)	側壁型	
							P&W ST6T 1800hp×2 (GT)			
SES200	"	48.70×11.88	200.		32.	3850n. m.	(p) Allison 16V149TI 1600hp×2 (D)	側壁型		
							(l) Allison 8V92TI 445hp×2 (D)			
仏	N300	SEDAM	24.00×10.50	27.	13t or 120席	62.		Turbomeca Turmo III N3 1500hp×2 (GT)		
	N500	"	50. ×23.	265.	65台+418席	75.		(p) Lycoming TF40 3200hp×3 (GT)		
							(l) Lycoming TF40 3200hp×2 (GT)			
日	MV-PP5	Mitsui	16. ×8.6	16.3	4.3t or 52席	55.	160n. m., 4hr	IHI IM100 1050hp×1 (GT)		
	MV-PP5 Mk2	"	18.18×8.6	19.3	7.2t or 76席	52.	160n. m., 4hr	IHI IM100 1050hp×1 (GT)		
	MV-PP15	"	26.4 ×13.9	50.	155席	65.	4hr	Lycoming TF25 2200hp×2 (GT)		
ソ	Sormovich	Krasnoye Sormovo	29.2 ×10.	36.5	42席	64.8	100~400n. m.	Ivchenko AI-20K 2300hp×1 (GT)	側壁型 側壁型 側壁型	
	Aist	"	46. ×17.5	270.	90t	65.		NK-12MV 24000hp×2 (GT)		
	Lebed	"	25. ×11.	90.	35t	60.		AI-20 3600hp×2 (GT)		
	Gorkovchanin	"	22.3 ×4.05	14.3	48席	18.9		3D6H 250hp×1 (D)		
	Orion-1	"	25.8 ×6.5	34.7	80席	32.4		216n. m.		3D12N-520 520hp×2 (D)
	Rassvet	"	26.7 ×7.1	47.5t	80席	29.		190n. m.		3D12N-520 520hp×2 (D)

[注] (p) は推進用, (l) は浮揚用エンジンを示す。記録の無いものはインテグラル方式。
(GT) はガスタービン, (D) はディーゼルエンジンを示す。

2型4隻, Mk 3型2隻)によりカーフェリーサービスが行われている。Mk 3は総重量300トンで、1984年現在、世界最大のACVである。側壁型の分野ではVosper Hovermarine社がHM 2シリーズを多数建造し、この機種は世界各地で運航されている。さらに大型の後継機HM 527も最近完成した。これらはFRP製の船体に高速ディーゼル機関を搭載して価格と運航費の低減がはかられている。British Hovercraft Corporation(BHC)によって最近開発されたAP 1-88は、改良されたスカートシステムと空冷ディーゼルエンジンの採用によって経済性の向上を目指しており、全周スカート型ACVの新しい方向として注目される。

フランスは独自の多筒スカート型ACVの開発を進め、1967年頃から数年間、地中海で90人乗りN 300を実用運航した。1977年には総重量265トンのN 500を完成し、SR.N 4と共に英仏海峡のカーフェリーサービスに就航させた。

米国でのSurface Effect Ship(SES)開発計画は1960年、US Naval Air Development CenterのCaptured Air Bubble(CAB)構想から発展したもので、双胴側壁と前後の波に追従する滑走板でエアクションを保持する方式である。米海軍では水中翼船、半没水船、水陸両用型ACV、側壁型ACVをHigh Performance Surface Ship開発の四本柱として、その比較評価を目的として研究が進められてきた。1969年にはこの結果をもとに2000トンSESへの中間評価の手段として、2隻の100トン実験艇の設計建造をAerojet General社(SES100A)、Bell Aerospace社(SES100B)に発注し、1974年まで実験が行われた。この2隻は同一仕様で、異なる設計思想のもとに計画された。SES100Aはヒンジシール、水ジェット推進、インテグラル方式(後述)、推力偏向及び引き込み式水中翼による操縦方式、SES100Bはフィンガスカート、半没プロペラ、浮揚・推進独立駆動方式、水中舵とプロペラピッチ差動による操縦方式を取っている。これらの研究結果にもとづいて、計画当初の2000トンから3000トンにスケールアップして大型SESの可能性が検討されたが、現在まで1000トン級のSESの建造は発注されていない。しかし100トン級ではBell Halter社が、1978年に総重量150トンの側壁型ACVBH110 Mk 1を完成させている。これは米国沿岸警備隊での数年間にわたる評価試験の後、巡視艇として採用された。またその後BH110の船体を延長した総重量200トンのSES 200が開発された。

ソ連は広大な湖沼と河川用として側壁型、空気潤滑型、全周スカート型など50~100人乗りの多くの機種を開発しており、相当数が就航している模様である。

カナダでは極地でACVを利用するための研究が進められている。石油開発支援用の重量物の輸送や、港湾施設の無いところでの荷役への利用が考えられている。また、砕氷用に通常の船舶の船首に取り付けるエアクションアタッチメントの開発も進められている。カナダ沿岸警備隊は救難、捜索用に全周スカート型ACV SR.N 5, SR.N 6を運用している。

日本においては三井造船が全周スカート型のMVPP-5, MVPP-15を開発しMVPP-5は宇高、別府航路等に高速連絡船、空港アクセス用として就航している。また南極でのACV利用の可能性を検討するため、三井造船製MVPP-05Aを使って評価試験が行なわれている。

ACVの特徴は、船体と水面の間に大気圧より高い圧力を保持することによって自重を支えるため、排水型船舶に比較して水面との接触が非常に少なく、このため摩擦抵抗が減少し、滑走による造波抵抗の減少とあいまって高速化が可能になることにある。

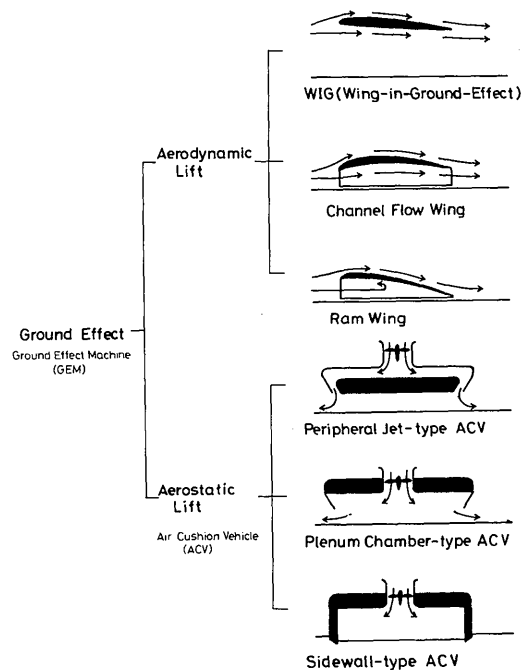


図1-1 ACVの支持方式

エアクッションにより静的に揚力を得るものは、総称してACVと呼ばれ、周辺噴流型、圧力室型、側壁型に分けられる(図1-1)。周辺噴流型は船底の周囲を環状のノズルとして空気を吹出し、膜状の噴流によりクッション空気を閉込める方式である。圧力室型はホバー間隙での絞り効果によってクッション圧力を保持する方式である。側壁型は双胴船状の比較的薄い船体を接水させて側方へのクッション空気の流出を構造的に防ぐ方式で、船首、船尾は周辺噴流型または圧力室型となるが、浮揚に要する空気流量を大幅に節減できる長所を有する。

クッションシールの構造は、これまでさまざまな構想のものが開発され、ACVの浮揚性能、耐航性等の向上に大きな役割を果たした。その主な例を図1-2に示す。a)は初期のスカートで周辺噴流型、b), c)は現在広く実用化されているいわゆるフィンガーバッグスカートで、初期のものに比べて周辺噴流の効果は減っている。前進中のACVの船尾スカートの働きは船首、舷側とは異なり、水をスクープしないよう密閉型にすることが多い。d), e), f)は圧力室型に近い機能

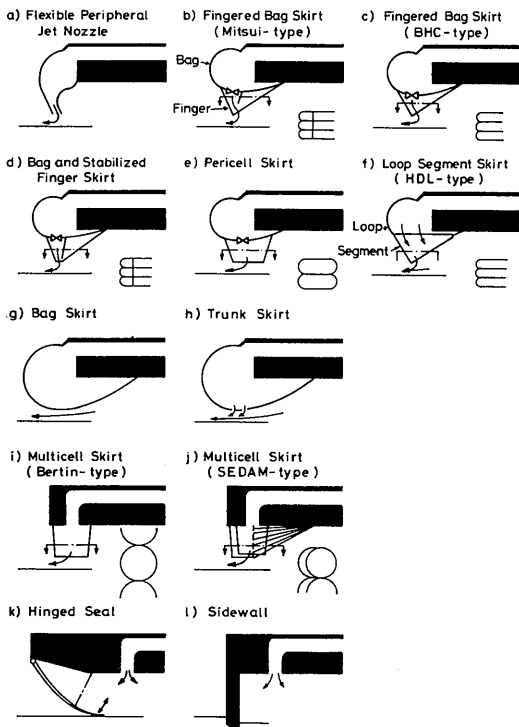


図1-2 クッションシール構造の分類

を持ち、静安定、耐航性の向上をねらっている。g), h), i), j)は圧力室型である。k)はヒンジシールで波に追従する滑走板でクッション空気を保持する。l)は側壁型で船体で構造的にクッション空気を保持する。また全周スカート型ではクッション室内を安定バッグで分割し、ピッチ、ロールの安定をはかるものが多い。

純粹な周辺噴流型はスカートの実用化の後には利用されていない。そしてスカートの改良過程で周辺噴流効果は少なくなり、機能的には圧力室型に近いものになっている。従ってACVの性能比較のうえでは、全周フレキシブルスカートで囲む全周スカート型と側壁型に大別できると考えられる。全周スカート型は硬い構造が接水しないので水陸両用性がある反面、横滑りしやすく操縦性に問題がある。また全周のホバー間隙からクッション空気が漏洩し、浮揚動力が大きい欠点がある。これに対して側壁型は同一クッション圧力、クッション面積、ホバー間隙に対して、全周スカート型と比較して側壁の分だけ漏洩が少なく浮揚動力が節減できる。クッション圧力、クッション幅、ホバー間

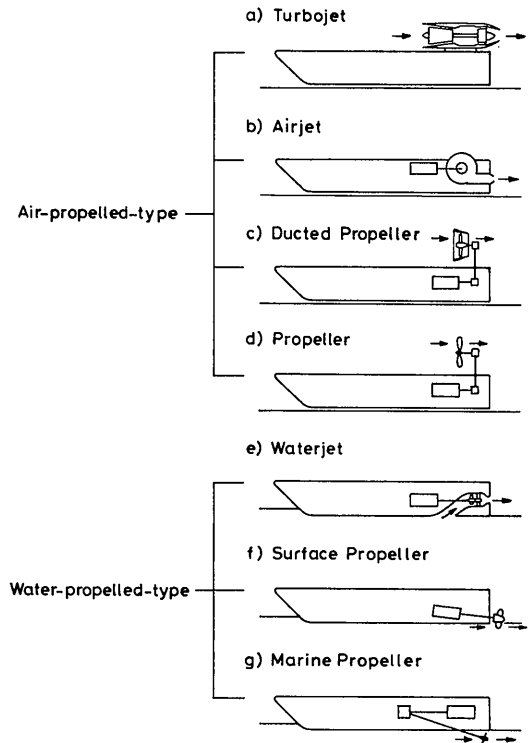


図1-3 ACVの推進方式

表1-2 代表的な水ジェットの主要目

製造会社	名称	形式、段数	水頭 (m)	流量 (m ³ /min)	入力馬力 (hp)	回転数 (rpm)	効率	NPSH (m)	吸込 比速度	比速度	重量 (kg)	動翼径 (m)	備考
Rocketdyne	Powerjet 16	A×1+M×1		68.9	1025.	2000.		9.2	3140.		1140.	0.406	
	Powerjet 20	A×1+M×1	165.	87.6	3550.	2080.	0.90	7.9	4130.	424.	982.	0.511	
	Powerjet 24	A×1+M×1	93.	171.	4000.	1640.	0.88	13.1	3110.	715.	2177.	0.610	
Aerojet	AJW-800	M×1	27.4	120.	800.	965.	0.89	7.6	2310.	883.	1220.	0.62	
Liquid	AJW-6500	M×1		437.	6590.	790.		7.6	3610.		5897.		
Rocket	AJW-18000	A×1	49.4	377.	5000.	712.	0.84	7.9	2930.	712.	8000.	1.133	
		M×1	138.1	377.	13000.	1555.	0.90	59.7	1410.	749.		0.775	
	SES100 A用	A×1	79.2	68.1	1460.	2070.	0.84	14.3	2320.	643.		0.472	
		M×1	381.	68.1	6450.	4660.	0.90	93.3	1280.	446.		0.447	
P&W	Seajet 12-1	A×1	146.	85.5	3770.	2240.	0.89	37.7	1360.	493.	1130.	0.549	設計値
Aircraft	Seajet 6-1	A×1	51.8	29.3	400.	2100.	0.86	23.1	1080.	589.	222.	0.340	設計値

[注] 吸込比速度，比速度の次元は rpm, m, m³/min による。

ポンプ重量は内部の水の重量も含んだ値である。

Aは軸流，Mは混流を表す。

隙を一定にしてクッション長さを増しても基本的には浮揚動力は一定のため、細長化によって重量当たりの浮揚動力を大幅に減少できる。また側壁のため横滑りが少なく、操縦性は全周スカート型に比較して良いと言われている³⁾。

ACVの推進に使われる代表的な方式を分類すると図1-3のようになる。空中プロペラは水陸両用型のACVに広く用いられているが、大型ACVでは推力の増大に伴ってプロペラ径が大きくなるため動力吸取が困難になってくる。また騒音も問題になっている。エアジェットはファンによって加圧された空気を噴出して推力を得るが、推進効率はそれほどよくない。クッション空気をバイパスする形で姿勢制御用に補助的に用いられる例は多い。ジェットエンジンはACVの速度には適さないが、単純で軽量のため実験艇に用いられた例がある。

一方水中推進方式では、エアロfoil型翼断面を用いるスクリュプロペラが低速では効率が良く騒音も少ないが、ACVの速度域ではキャビテーションによる性能低下、プロペラの壊蝕による限界がある。また軸、ストラット等の付加物による抵抗増加も大きな問題である。これらの問題に対して、翼型をキャビテーションの影響の少ない円弧翼型にしたり、積極的にスーパーキャビテーション翼型を用いるなどの翼型の改良が進んでいる。さらにプロペラ軸を水面に出し、スーパーキャビテーションプロペラを半分以上水面上に出して作動させる半没プロペラ(Surface Propeller)が開発され、キャビテーションによる性能低下の防止と付加物抵抗の減少の両面で効果があり、実験艇(SES 100B)段階では成果も上がっている⁴⁾。しかし大型ACV用に実用化するまでにはハンプ越えで問題となる低速時の推力不足、薄い側壁では多軸配置が幾何学的に困難、大きなトルク変動を伴う大動力の減速、伝達装置など技術的な問題を解決する必要がある。

水ジェットは近年液体ロケット用ターボポンプ技術を応用して開発が急速に進展した。代表的な水ジェットポンプの主要目を表1-2に示す^{2), 5)}。インデューサーの導入による耐キャビテーション性の向上によって小形、軽量の水ジェットが開発され、水中翼船の一部で実用化されているほか、ACVでも実験艇(SES 100A)で利用されている。水ジェットは動力吸取能力が大きく、ハンプ越えに必要な低速推力が大きい。また付加物抵抗、キャビテーションによる性能低下が少ない。更に原動機の出力特性と良く適合し、伝達系も

単純であるなど大型ACVの推進装置として有利な面を持っている。反面、吸込口、管路、噴流等損失要因が多いため推進装置の最適化が難しい。

エンジンとしては小型、軽量で操縦室で制御できる有利さが買われて、ガスタービンが中型以上のACVの大部分に搭載されている。しかし価格と運航費の低減のためディーゼルエンジンを搭載する例もある。ACVの特徴的な動力伝達方式は、インテグラル方式と呼ばれる浮揚ファンと推進装置を一軸にまとめてエンジンと結合する方式で、これはウエストランド社により1962年SR.N2で確立された⁶⁾。エンジン作動条件一定で、推進用可変ピッチプロペラのピッチ変更によって浮揚と推進の動力配分を行う方式で、波高の増加に伴ってホバ高さを増すと同時に速度を減じるという、機体とエンジンの特性を適合させた方式であった。その後もBHCの標準方式となり、他にもこの方式を踏襲するところが多い。一方近年耐波性能が格段に向上し、波高の増加に伴う速度減少も少なくなってきた。そのほか大型化に伴う所要動力の増加もあって、エンジンを複数搭載するものでは浮揚系と推進系を独立させるものも多くなってきた。

1.3 船研におけるACV研究の目的と経過

ACVが英国で発明され、1959年に試作一号機が発表された当時は、実用性に関する見通しはほとんど未知数であったが、実用化されれば海上輸送が画期的に高速化される可能性があると考えられた。このような革新技術分野では、実用化以前に基礎研究によって長期的見通しを得ることが重要である。

このため当所(当時運輸技術研究所)では、1960年に民間に先だって高速船としての技術評価を目的とするACVの基礎研究に着手した。その当時、ACVの課題にはホーバークラフトの原理特許であるエアクッションの原理の解明や、空力性能向上の可能性に関する検討があり、またACV実用化の決め手となったフレキシブルスカート技術が重要テーマとなった。そのため当所においては無線操縦模型による水上滑走試験、エアクッション原理の実験及び理論的研究、風洞実験による推進特性の解明、フレキシブルスカート付き一人乗り実験機の試作、新形式エアクッション(循環ジェット型エアクッション)による浮揚動力節減の研究、設計各要素の運航採算性に及ぼす影響に関する調査などを実施した。

1970年頃からは、ACVの横滑りしやすい運動性、フレキシブルスカートの耐波、耐久性、ガスタービン

の整備, 経済性, 空中プロペラの騒音と大型化の制約などこれら制約要因の調査を行うと同時に, 特に全周スカート型ACVの欠点を回避し, 更に大型化発展の可能性が予想される新構想“側壁型ACV”の基礎研究と動力評価を行った。

基礎研究の目的は, 1) エアクッション船の水槽実験によって複雑な抵抗要因の分離を行い, 2) 水ジェット推進の特性を解明し, 3) 最終的にそれらの結果を総合してシミュレーションによる水ジェット推進側壁型ACVの動力推定を行うことにおかれた。

フレキシブルスカートの構造設計, スカートに働く力の分離計測, 側壁部の波形計測, エアクッションの後続波形計測, 推進中の水ジェットポンプの特性計測など実験計測の技術的問題を解決し, 側壁形状, スカート構造, クッション圧力, 空気流量, トリムなどの要因の抵抗成分に及ぼす影響について解明した。

側壁に組込まれた水ジェット推進装置は, 水中プロペラに比べて付加抵抗が少なく, 耐キャビテーション性が優れ, その推力特性が, ACVに特有なハンプ抵抗を乗り越えるのに適している。

風洞及び水槽実験によって吸込口の圧力回復, 水吸込みによる側壁抵抗の変化などの特性を解明した。それらのデータを一般化して, 総合化することにより, シミュレーションによる水ジェット推進側壁型ACVの動力推定がほぼ得られるようになった。

これらの研究のうち, 既に学会誌, 国際会議等で発表されたものも多いため, 本報ではなるべく重複を避け, まとめられていない部分や追加補足された未発表研究の取りまとめに重点をおいた。内容的には水ジェット推進側壁型ACVの動力推定を主題としている。ACV総合研究の一環として行われた空力性能解明のための風洞試験, 実機の騒音計測に関しては付録に収めた。既発表研究の内容及び時期に関しては巻末の発表論文, 講演リストを参照いただきたい。

2 側壁型ACVの静水中の抵抗特性

2.1 抵抗分離について

ACVが航行する際には様々な力を受けるが, これらを支配する物理法則はそれぞれ異っている。そのため, 実機の抵抗特性を推定するためには, 現象を支配する物理法則に従って抵抗成分に分け, それぞれの相似則に従って実機成分を推定した後, それらを加算するのが合理的であると考えられる。排水型船舶では基本的にはW.Froudeの船型試験法を踏襲し, 水力抵抗

成分を摩擦抵抗と剰余抵抗に大別し, 剰余抵抗を造波抵抗と造渦抵抗に分けて, 高精度の動力推定が可能になっている。

ACVの場合には, 排水型船舶に比較して抵抗成分も多く, 相互干渉も複雑である。ACV特有のスカートの接水, 側壁とクッションによる波の干渉, スプレーによる抵抗, あるいはクッション空気の吸入, 流出による抵抗等の問題がある。そのため抵抗成分の定義に関しては, 研究者の考え方によって, やや任意性が入る余地がある。ここでは以下に述べる方法によりACVの抵抗分離を提案した。造波抵抗については理論的扱いが可能なので, Barratt⁶⁾, Newman⁷⁾, Plissov⁸⁾らの提案にもとづいて, クッション平面形, クッション圧力の影響, 側壁との干渉効果等について計算を行った。曳航実験では, 後続波形の計測からNewman-Sharma法によって求められた造波抵抗と, クッション造波抵抗の理論計算結果を比較した。ACVに最も特徴的な側壁, スカートの接水抵抗については, 接水状態の観測を行い, 種々のパラメーターの影響を実験公式にまとめた。これらの結果にもとづいて, 全機模型について抵抗成分の分離を試みると共に, 提案した抵抗分離法の妥当性を検証した。

2.2 造波抵抗の理論解析

2.2.1 理論解析法のレビュー

ACVが静水面上を進行する場合には, クッション圧力によって排除された水面のくぼみが移動することになり, この結果排水型船舶と類似の波を生ずる。船体が波を起こす時に生ずる抵抗成分が造波抵抗である。

通常の船舶とACVの造る波の理論的取扱いの違いは, 排水型船舶では排除された水面の形状が境界条件として与えられるが, 圧力分布は未知であるのに対して, ACVでは排除された水面上の圧力分布(クッション圧力 p_c は周辺のジェット近傍を除きほぼ一定と考えられる)が与えられ, 船体下の水面形状が未知となることである。

任意の平面形圧力分布が, 無限水深の自由静水面を移動する場合の造波抵抗については, 古く1930年代の初めにHavelock⁹⁾によって理論的に解かれている。その後ほぼ30年を経て, ACVを水上輸送機関に適用した場合に, 造波抵抗が重要な抵抗要因になることから, その理論的, 実験的研究が活発になった。

Barratt⁶⁾は任意形, 矩形および楕円平面形圧力分布について, 浅水及び無限水深の場合, NewmanとPoole⁷⁾は同じ圧力分布について, 水路幅と水深の影響を考慮

した場合の造波抵抗を理論的に求めた。続いてMurthy¹⁰⁾は矩形分布の場合について、EverestとHogben¹¹⁾は任意形状の圧力分布をもつACV(線吹出しの列で圧力分布を近似した)の場合について、それぞれyaw(偏角)を考慮して無限水深の造波抵抗を取扱った。HuangとWong¹²⁾は静水面上を矩形圧力分布が動くとき、無限水深の場合に近傍の波形、浅水の場合に水面上の動圧分布を求めた。DoctorsとSharma¹³⁾は静水面上を定常及び一定加速度で移動する鋭い周辺縁をもつ矩形圧力分布(従来の矩形圧力分布)及びなめらかな周辺縁をもつ矩形圧力分布の造波抵抗を求めた。Plissov⁸⁾は矩形圧力分布の両側に細長い船体(線吹出しで近似)をもつ側壁型ACVの造波抵抗式を求めた。

本研究ではエアクッションのみの造波抵抗に関してBarratt及びNewmanとPooleの楕円、矩形の計算式及び本論文で求めた平面形による計算式を供試模型に適用して両者の比較を行い、次いでPlissovの方法によって側壁を含むエアクッション船の造波抵抗を計算して側壁の造波抵抗全体に及ぼす影響を評価した。

2.2.2 エアクッションの造波抵抗

(1) 計算モデル及び基礎式

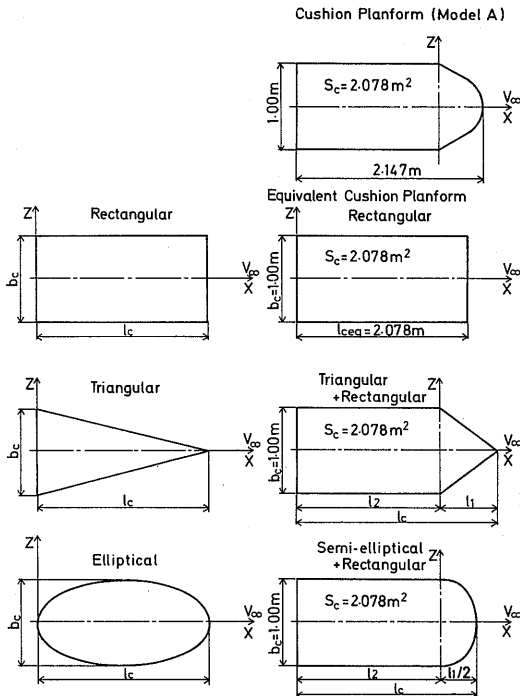


図2-1 クッション平面形の計算モデル

図2-1に矩形、三角形、楕円形のクッション平面形及び水槽模型のクッション部平面形を相当矩形(クッション平面形の面積と等しい矩形)で近似したもの、面積の等しい矩形+三角形で近似したV型船首形状及び矩形+楕円の半分で近似した丸い船首形状を示す。

Barratt⁶⁾によれば深水の場合、矩形平面形圧力分布をもつACVの造波抵抗は

$$C_w = \frac{D_w}{W} / \frac{h_c}{l_c} = \frac{16F_n^2}{\pi(bc/l_c)} \int_0^{\pi/2} \sin^2 \left\{ \frac{1}{2} F_n^2 \sec^2 \theta \cos \theta \right\} \sin^2 \left\{ \frac{1}{2} F_n^2 \left(\frac{bc}{l_c} \right) \right\} \sec^2 \theta \sin \theta d\theta \quad (2-1)$$

楕円分布の場合は、

$$C_w = \frac{D_w}{W} / \frac{h_c}{l_c} = \frac{\pi(bc/l_c)}{F_n^2} \int_0^{\pi/2} \frac{J_1^2 \left\{ \frac{1}{2} F_n^2 \sec \theta \left[1 + (bc/l_c)^2 \tan^2 \theta \right]^{1/2} \right\} d\theta}{\cos^3 \theta \left[1 + (bc/l_c)^2 \tan^2 \theta \right]} \quad (2-2)$$

で表わされる。ここで J_1 は第一種ベッセル関数である。

また、NewmanとPoole⁷⁾によれば座標系として攪乱のない自由水面を $y=0$ とし、上方に y を正に、圧力分布の運動方向を $+x$ 、艇の幅方向を z とする直交座標系 (x, y, z) を用いると、幅 B 、水深 H の水路の中央を圧力分布 $p(x, z)$ が一定速度 V_∞ で動く場合の造波抵抗 D_w は、

$$D_w = \frac{\nu}{\rho_w g B H} \sum_{m=0}^{\infty} \varepsilon_m \cdot \frac{k_m^2 \tanh k_m \left[\{P_o(k_m)\}^2 + \{Q_o(k_m)\}^2 \right]}{|2k_m - \nu H \tanh k_m - \nu H k_m \operatorname{sech}^2 k_m|} \quad (2-3)$$

$$C_w = \frac{D_w}{W} / \frac{h_c}{l_c}$$

である。ただし $m=0$ で $\varepsilon_0=1$ 、 $m \geq 1$ で $\varepsilon=2$ 、 $\nu = g/V_\infty^2 = F_n^{-2} l_c$

ここで、

$$P_o + iQ_o = \iint_{S_0} p(x, z) \cdot \exp[i(x/H)(\nu H k_m \tanh k_m)^{1/2} + i(z/H)(k_m^2 - \nu H k_m \tanh k_m)^{1/2}] dx dz \quad (2-4)$$

k_m は次式の正の実根である。

$$k_m^2 - \nu H k_m \tanh k_m = 4\pi^2 m^2 H^2 / B^2 \quad (2-5)$$

(2-4) 式の積分は圧力分布 $p(x, z)$ の働く表面 S_0 上で行う。

矩形圧力分布の場合は、

$$C_w = \frac{D_w}{W} / \frac{hc}{l_c} = \frac{4}{\pi^2} \frac{B/l_c}{b_c/l_c} \sum_{m=0}^{\infty} \frac{\varepsilon_m}{m^2} \cdot \frac{k_m \sin^2 \left(\frac{\pi b_c m}{B} \right) \sin^2 \left[\frac{l_c}{2H} (\nu H k_m \tanh k_m)^{1/2} \right]}{2k_m - \nu H \tanh k_m - \nu H k_m \operatorname{sech}^2 k_m} \quad (2-6)$$

楕円圧力分布の場合は

$$C_w = \frac{D_w}{W} / \frac{hc}{l_c} = \frac{\pi^2 (b_c/l_c)}{4F_n^2} \frac{B}{l_c} \frac{H}{l_c} \sum_{m=0}^{\infty} \varepsilon_m \cdot \frac{k_m^2 \tanh k_m}{2k_m - \nu H \tanh k_m - \nu H k_m \operatorname{sech}^2 k_m} \cdot \left\{ \frac{J_1 \left(\left[\frac{l_c^2 k_m^2}{4H^2} - \frac{l_c^2 - b_c^2}{B^2} \pi^2 m^2 \right]^{1/2} \right)}{\left[\frac{l_c^2 k_m^2}{4H^2} - \frac{l_c^2 - b_c^2}{B^2} \pi^2 m^2 \right]^{1/2}} \right\} \quad (2-7)$$

である。

次に本論文では Newman と Poole の任意圧力分布の造波抵抗を求める一般式 (2-4) から、V型船首をもつ ACV と三角形圧力分布 ACV 及び楕円船首をもつ ACV の造波抵抗式を下記のごとく導いた。

V型船首をもつ ACV については (2-4) 式の $p(x, z)$ が一定値 p_c をとる場合は三角形領域、すなわち

$$l_1 \geq x > 0, |z| \leq \frac{b_c}{2l_1} (l_1 - x) \text{ において } p(x, z) = p_c$$

矩形領域、すなわち

$$0 \geq x \geq -l_2, |z| \geq b_c/2 \text{ において } p(x, z) = p_c$$

上記以外の領域において $p(x, z) = 0$

とおく。従って、三角形領域に対して

$$\xi_1 = x/l_1 \quad \eta = 2z/b_c$$

$$\alpha = \frac{l_1}{H} (\nu H k_m \tanh k_m)^{1/2}$$

$$\beta = \frac{B}{2H} (k_m^2 - \nu H k_m \tanh k_m)^{1/2} = \pi m b_c / B$$

矩形領域に対して、

$$\xi_2 = x/l_2$$

$$\alpha_2 = \frac{l_2}{H} (\nu H k_m \tanh k_m)^{1/2} = \pi m b_c / B$$

β, η は三角形領域と同様と置くと (2-4) 式は

$$P_0 + iQ_0 = \frac{1}{2} p_c b_c l_1 \int_0^1 d\xi_1 \cdot \int_{(\xi_1-1)}^{-(\xi_1-1)} \exp\{i(\alpha_1 \xi_1 + \beta \eta)\} d\eta + \frac{1}{2} p_c b_c l_2 \int_{-1}^0 d\xi_2 \cdot \int_{-1}^1 \exp\{i(\alpha_2 \xi_2 + \beta \eta)\} d\eta$$

よって

$$\left. \begin{aligned} P_0 &= p_c b_c \left\{ \frac{l_1}{\beta^2 - \alpha_1^2} (\cos \alpha_1 - \cos \beta) + \frac{l_2}{\alpha_2 \beta} \sin \beta \sin \alpha_2 \right\} \\ Q_0 &= p_c b_c \left\{ \frac{l_1}{\beta^2 - \alpha_1^2} (\sin \alpha_1 - \frac{\alpha_1}{\beta} \sin \beta) - \frac{l_2}{\alpha_2 \beta} \sin \beta (1 - \cos \alpha_2) \right\} \end{aligned} \right\} \quad (2-8)$$

相当矩形圧力分布の場合は (2-8) 式において $l_2 = 1, l_1 = 0$ とおき、(2-8) 式を (2-3) 式に代入すると (2-2) 式になる。(2-8) 式の P_0, Q_0 を (2-3) 式に代入すると水路幅と水深を考慮に入れた V 型船首 ACV の造波抵抗式が求まる。

三角形圧力分布の場合は V 型船首で $l_2 = 0$ (後部矩形なし) という特別の場合である。 $l_1 = 1$ とおくと、

$$\left. \begin{aligned} P_0 &= p_c b_c l_c \frac{1}{\beta^2 - \alpha^2} (\cos \alpha - \cos \beta) \\ Q_0 &= p_c b_c l_c \frac{1}{\beta^2 - \alpha^2} (\sin \alpha - \frac{\alpha}{\beta} \sin \beta) \end{aligned} \right\} \quad (2-9)$$

ここで、

$$\alpha = \frac{l_c}{H} (\nu H k_m \tanh k_m)^{1/2}$$

$$\beta = \pi m b_c / B$$

(2-9) 式の P_0, Q_0 を (2-3) 式に代入すると水路幅、水深を考慮に入れた三角形 ACV の造波抵抗 D_w が求まる。続いて楕円船首をもつ ACV について考えると半楕円領域、すなわち、

$$\frac{4x^2}{l_1^2} + \frac{4z^2}{b_c^2} \leq 1, \quad 0 < x \leq l_1/2 \text{ において}$$

$$p(x, z) = p_c$$

矩形領域、すなわち

$$-l_2 \leq x \leq 0, |z| \leq b_c/2 \text{ において } p(x, z) = p_c$$

上記以外の領域において $p(x, z) = 0$ とおく。従つて半楕円領域に対して

$$\begin{aligned} \xi_1 &= 2x/l_1 & \eta &= 2z/bc \\ \alpha_1 &= \frac{l_1}{2H} (\nu H k_m \tanh k_m)^{1/2} = \frac{l_1}{2H} \left(\frac{H}{F_n^2} k_m \tanh k_m \right)^{1/2} \\ \beta &= \frac{bc}{2H} (k_m^2 - \nu H k_m \tanh k_m)^{1/2} = \pi mbc/B \end{aligned}$$

矩形領域に対して、

$$\begin{aligned} \xi_2 &= 2x/l_2 \\ \alpha_2 &= \frac{l_2}{2H} (\nu H k_m \tanh k_m)^{1/2} = \frac{l_2}{2H} \left(\frac{H}{F_n^2} k_m \tanh k_m \right)^{1/2} \\ \beta, \eta &\text{は半楕円領域と同様におくと, (2-4) 式は} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} P_o + iQ_o &= \frac{1}{4} p_c b c l_2 \int_{-2}^0 d\xi_2 \int_{-1}^1 d\eta e^{i(\alpha_2 \xi_2 + \beta \eta)} \\ &\quad + \frac{1}{4} p_c b c l_1 \int_0^1 d\xi_1 \int_{-\sqrt{1-\xi_1^2}}^{\sqrt{1-\xi_1^2}} d\eta e^{i(\alpha_1 \xi_1 + \beta \eta)} \\ &= \frac{1}{2} p_c b c l_2 \frac{1}{\alpha_2 \beta} \sin \beta \{ \sin 2\alpha_2 - i(1 - \cos 2\alpha_2) \} \\ &\quad + \frac{1}{2} p_c b c l_1 \frac{1}{\beta} \int_0^1 \sin(\beta \sqrt{1-\xi_1^2}) \\ &\quad \cdot (\cos \alpha_1 \xi_1 + i \sin \alpha_1 \xi_1) d\xi_1 \end{aligned}$$

前式第二項の積分の実部

$$\int_0^1 \sin(\beta \sqrt{1-\xi_1^2}) \cos \alpha_1 \xi_1 d\xi_1$$

は $\xi_1 = \cos \varphi$ とおくと、

$$\int_0^{\pi/2} \cos(\alpha_1 \cos \varphi) \sin(\beta \sin \varphi) \sin \varphi d\varphi$$

ここで

$$\cos \varphi = \left(\frac{\pi \varphi}{2} \right)^{1/2} J_{-1/2}(\varphi)$$

$$\sin \varphi = \left(\frac{\pi \varphi}{2} \right) J_{1/2}(\varphi)$$

とおくと

$$\begin{aligned} &\int_0^1 \sin(\beta \sqrt{1-\xi_1^2}) \cos \alpha_1 \xi_1 d\xi_1 \\ &= \frac{\pi}{2} \sqrt{\alpha_1 \beta} \int_0^{\pi/2} J_{-1/2}(\alpha_1 \cos \varphi) J_{1/2}(\beta \sin \varphi) \\ &\quad \cdot \cos^{1/2} \varphi \sin^{3/2} \varphi d\varphi \end{aligned}$$

上式に Sonine の第二積分

$$\begin{aligned} &\int_0^{\pi/2} \sin^{\mu+1} \varphi \cos^{\nu+1} \varphi J_\mu(a \sin \varphi) J_\nu(b \cos \varphi) d\varphi \\ &= \frac{a^\mu b^\nu}{(a^2 + b^2)^{(\mu+\nu+1)/2}} J_{\mu+\nu+1}(\sqrt{a^2 + b^2}) \end{aligned}$$

を使うと

$$\begin{aligned} &\int_0^1 \sin(\beta \sqrt{1-\xi_1^2}) \cos \alpha_1 \xi_1 d\xi_1 \\ &= \frac{\pi}{2} \frac{\beta}{\sqrt{\alpha_1^2 + \beta^2}} J_1(\sqrt{\alpha_1^2 + \beta^2}) \end{aligned}$$

よつて

$$\begin{aligned} P_o &= \frac{1}{2} p_c b c l_2 \frac{1}{\alpha_2 \beta} \sin 2\alpha_2 \sin \beta \\ &\quad + \frac{1}{4} p_c b c l_1 \frac{\beta}{\sqrt{\alpha_1^2 + \beta^2}} J_1(\sqrt{\alpha_1^2 + \beta^2}) \\ Q_o &= -\frac{1}{2} p_c b c l_2 \frac{1}{\alpha_2 \beta} \sin \beta (1 - \cos 2\alpha_2) \\ &\quad + \frac{1}{2} p_c b c l_1 \frac{1}{\beta} \\ &\quad \cdot \int_0^1 \sin \alpha_1 \xi_1 \sin \beta \sqrt{1-\xi_1^2} d\xi_1 \end{aligned} \quad (2-10)$$

Q_o の第二項は解析的に積分できないので数値積分を行う。ここで、

$$\alpha_1^2 + \beta^2 = \frac{l_1^2 - bc^2}{4H^2} \nu H \tanh k_m + \frac{bc^2 k_m^2}{4H^2}$$

(2-10) 式の P_o, Q_o を (2-3) 式に代入すると水槽幅、水深を考慮した楕円船首をもつ ACV の造波抵抗 D_w が求まる。

(2) 計算結果及び考察

図2-2に Barratt の理論 (2-1) 式によつて計算した矩形平面形をもつ ACV の、深水の場合の造波抵抗係数 C_w に及ぼすアスペクト比 (bc/lc) の影響を示す。ほぼ同じフルード数 F_n で極大、極小値を示している。第一ハンプは $F_n = 0.6$ 付近にあり、これを超える速度では滑走状態となり、次第に波は消失する。

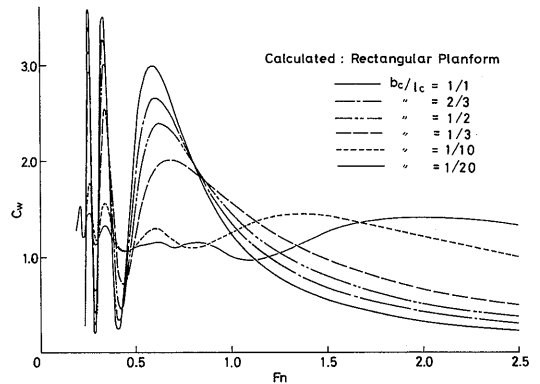


図2-2 矩形压力分布の造波抵抗係数

b_c/l_c が小さくなると第一ハンプフルード数は次第に増加し、ハンプ抵抗は減少する。第二ハンプは $F_n = 0.35$ 付近で、 b_c/l_c によってほとんど変化しない。同一の b_c/l_c については、第一ハンプから次第に次数が高くなる程、ハンプ抵抗値は増大している。 b_c/l_c が極めて小さい場合には造波抵抗は全般に減少し、ハンプ、ホロウに関する以上の特性は次第に不明瞭になる。

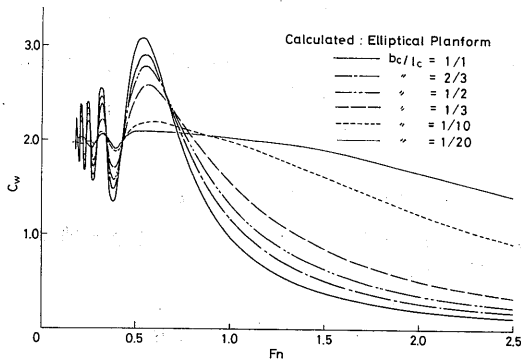


図 2-3 楕円圧力分布の造波抵抗係数

図2-3にBarrattの理論(2-2)式によって計算した楕円平面形をもつACVの、深水の場合の C_w に及ぼす b_c/l_c の影響を示す。ほぼ同じフルード数で極大、極小値を示していることは矩形の場合と同じである。 b_c/l_c が変わっても第一ハンプフルード数はほとんど変わらず、 b_c/l_c が小さくなるとハンプ抵抗は減少する。第二ハンプは $F_n = 0.32$ 付近で、 b_c/l_c によってほとんど変化しない。同一の b_c/l_c については、第一ハンプから次第に次数が高くなる程、ハンプ抵抗値が減少することは矩形の場合と逆の関係にある。 b_c/l_c が極めて小さい場合は矩形の傾向と同じである。矩形圧力分布と楕円圧力分布の最大の相違点は、第一ハンプ速度より小さいフルード数ではフルード数を下げるほど、矩形圧力分布では造波抵抗の振れが益々増大するのに反して、楕円圧力分布では益々減少し、一定値に近づくことである。

水槽実験における水槽幅と水深の影響を検討するため、NewmanとPooleの理論(2-6)式によって水槽模型を相当矩形で近似した場合($b_c/l_c = 0.481$)の数値計算を行い、Barrattの深水、無限水槽幅の計算と比較した。その結果、相当矩形圧力分布に対する水槽次元($B/l_{ceq} = 8.66$, $H/l_{ceq} = 3.85$)を用いて計算した水槽幅、水深の影響を含む造波抵抗計算は、ほぼ完全

に深水の無限水槽幅の計算と一致することが確かめられた。本実験において造波抵抗解析上の水槽幅と水深の影響は、ほぼ無視して差し支えないと推定される。

相当矩形平面形とV型船首をもつ平面形、楕円船首をもつ平面形、三角形平面形、楕円平面形の造波抵抗を計算、比較したものを図2-4に示す。第一ハンプ

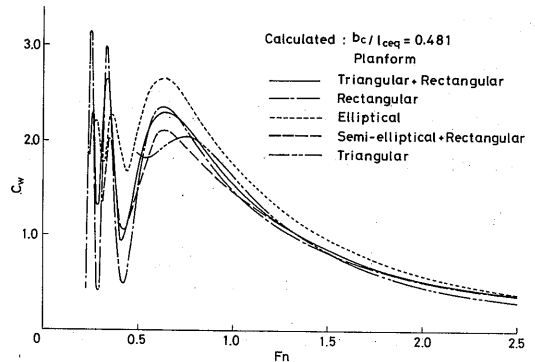


図 2-4 造波抵抗係数に及ぼすクッション平面形の影響 ($b_c/l_{ceq} = 0.481$)

速度より大きなフルード数では総てのモデル圧力分布の差は少なく、特に矩形平面形、V型船首をもつ平面形、楕円船首をもつ平面形と原形圧力分布の造波抵抗値とも大きな差はないものと推定される。

V型船首の相当次元は $l_2/l_{ceq} = 0.743$

$$l_1/l_{ceq} = 0.513$$

楕円船首の相当次元は $l_2/l_{ceq} = 0.702$

$$l_1/(2l_{ceq}) = 0.298$$

2.2.3 エアクッションと側壁の干渉効果

(1) 計算モデル及び基礎式

Plissov⁸⁾は側壁型ACVの造波抵抗を求める理論式を導いた。仮定として、

- i) 総ての造波抵抗は空気クッションと側壁によって生じる。
- ii) 空気クッションは一定の矩形圧力分布とする。
- iii) 側壁は薄く、それらの中心面に対して対称とする。とおく。

側壁型ACVの造波抵抗 D_w を空気クッション(矩形圧力分布)による造波抵抗 D_{wc} 、側壁による造波抵抗 D_{ww} 、側壁と空気クッション系の干渉による造波抵抗 D_{wi} に分離する。空気クッションによる造波抵抗 D_{wc} はBarrattの深水の矩形圧力分布造波抵抗式(1-1)式を使う。造波抵抗は、

$$D_w = D_{wc} + D_{ww} + D_{wi} \quad (2-11)$$

造波抵抗係数は、

$$C_w = C_{wc} + C_{ww} + C_{wi} \quad (2-12)$$

$$C_{ww} = \frac{D_{ww}}{W} / \frac{h_c}{l_c} = \frac{1024}{\pi} \frac{F_n^2 \bar{b}^2}{K_e B \beta^2} \int_0^{\pi/2} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\bar{H}_1}{F_n^2} \cos^2 \theta\right) \right\}^2 \cdot \cos^2\left(\frac{\bar{B} \sin \theta}{2 F_n^2 \cos^2 \theta}\right) \left[F_n^4 \cos \theta \sin\left(\frac{K_e}{2 F_n^2 \cos \theta}\right) - \frac{K_e F_n^2}{2} \right] \cdot \cos\left(\frac{K_e}{2 F_n^2 \cos \theta}\right)^2 \cos^3 \theta d\theta \quad (2-13)$$

$$C_{wi} = \frac{D_{wi}}{W} / \frac{h_c}{l_c} = \frac{256 \bar{b} F_n^2}{\pi B K_e \eta} \int_0^{\pi/2} \cdot \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\bar{H}_1}{F_n^2} \cos^2 \theta\right) \right\} \frac{\cos^3 \theta}{\sin 2\theta} \cdot \sin\left(\frac{\bar{B} \sin \theta}{F_n^2 \cos^2 \theta}\right) \sin\left(\frac{1}{2 F_n^2 \cos \theta}\right) \cdot \left[F_n^4 \cos \theta \sin\left(\frac{K_e}{2 F_n^2 \cos \theta}\right) - \frac{K_e F_n^2}{2} \cos\left(\frac{K_e}{2 F_n^2 \cos \theta}\right) \right] d\theta \quad (2-14)$$

ここで、

$$\begin{aligned} F_n &= V_\infty / (g l_c)^{1/2} && (\text{矩形クッション部基準}) \\ K_e &= l_k / l_c && (\text{側壁長ささと矩形クッション長さ比}) \\ \bar{H} &= h_w / l_c && (\text{側壁の外側の没水深さと矩形クッション長さ比}) \\ \bar{b} &= b_w / l_k && (\text{側壁の厚み長さ比}) \\ \bar{B} &= b_c / l_c && (\text{矩形クッション幅長さ比}) \\ \beta &= p_c / (\rho_w g l_c) \\ \bar{H}_1 &= H_1 / l_c = \bar{H} - (\beta/2) \end{aligned}$$

とする。

(2) 計算結果及び考察

図2-5にNo.1側壁付きACV、重量 $W=97.8\text{kgf}$ 、側壁深さ $h_w=0.065\text{m}$ 、側壁船長 $l_k=1.80\text{m}$ 、側壁排水量(片側) 0.0057m^3 、クッション圧力 $p_c=41.6\text{kgf/m}^2$ 、 $b_c/l_c=0.481$ の計算結果を、図2-6にNo.2側壁付きACV重量 $W=97.8\text{kgf}$ 、側壁没水深さ $h_w=0.060\text{m}$ 、側壁船長 $l_k=1.78\text{m}$ 、側壁排水量(片側) 0.0030m^3 、クッション圧 $p_c=44.2\text{kgf/m}^2$ 、 $b_c/l_c=0.481$ の場合について、

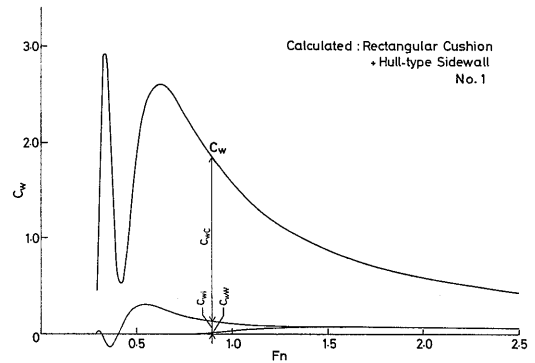


図2-5 側壁型ACVの造波抵抗 (側壁No.1付)

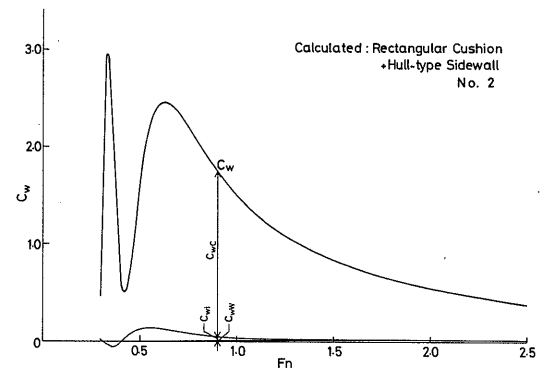


図2-6 側壁型ACVの造波抵抗 (側壁No.2付)

Plissovの造波抵抗式にもとづいて計算した結果を示す。

側壁の造波抵抗 C_{ww} が全抵抗 C_w に占める割合は、 $F_n < 1.5$ では無視できる位に小さいが、傾向としてフルード数と共に増加し $F_n > 1.5$ ではほぼ一定になる。一方側壁と空気クッションの干渉分の造波抵抗 C_{wi} は、 $F_n = 0.36$ 付近で極小値は負となり、 $F_n = 0.55$ 付近で極大値をとる。それ以上の F_n では漸減し、 $F_n = 2.0$ では側壁の造波抵抗と同じくらいとなり、全造波抵抗に占める割合はわずかである。

2.3 静水中の曳航実験

2.3.1 実験装置及び実験方法

(1) 供試模型

実験にはA, B 2台の側壁型ACV模型を使用した。模型Aの概要を図2-7、主要目を表2-1に示す。

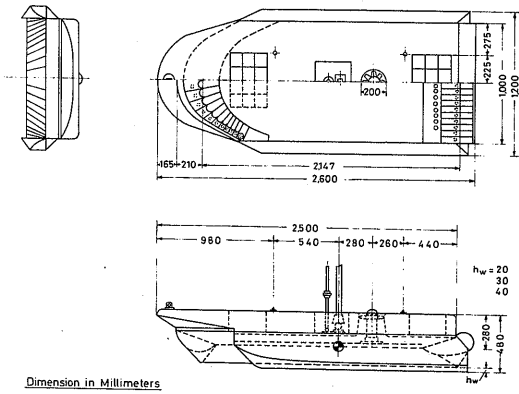


図2-7 側壁型ACV模型Aの概要

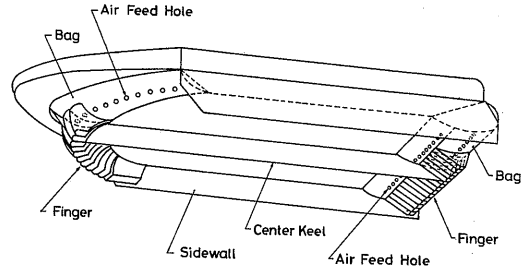


図2-8 フィンガーバッグスカートの概要

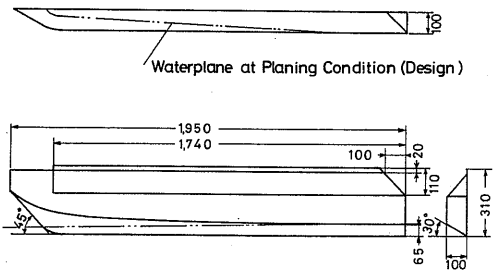
の給気孔からフィンガー内面に沿って噴出し、多少周辺噴流的な機能もあるが、全体としては圧力室型に近いものになっている。クッション室はスカート深さと等しいセンターキール板によって左右に二分割されている。側壁はアルミ平板と船形(図2-9)に交換で

表2-1 側壁型ACV模型の主要目

要 目	Model A	Model B
全 長	2.60 m	(2.11 m)
全 幅	1.00 m (平板)	0.90 m (平板)
	1.20 m (船形)	1.10 m (船形)
スカート深さ	0.16 m	0.15 m
クッション長さ	2.14 m	1.80 m
相当クッション長さ	2.078 m	
クッション幅	1.00 m	0.90 m
クッション面積	2.078 m ²	1.62 m ²
クッション周長	1.50 m (船首)	0.90 m (船首)
	1.00 m (船尾)	0.90 m (船尾)
ジェット吹出口面積	0.0131 m ²	0.0157 m ²
重 量	63.5 kgf	74.7 kgf

模型Aは船首側が円弧状のクッション平面形をしており、模型本体はFRP製である。1.5kW直流電動機で駆動される軸流ファン(直径200mm, 8枚翼)1台でクッション空気を供給する。クッションシールはBHC型フィンガーバッグスカート(図2-8)で、防水綿布(重量0.18kgf/m², 厚さ0.28mm)で作られている。フィンガーは船首、船尾側とも20個で構成されている。船尾側のフィンガーは水のスクープ防止のため、袋状の構造をしている。クッション空気は船首、船尾バッグ

Hull-type Sidewall No. 1



Hull-type Sidewall No. 2

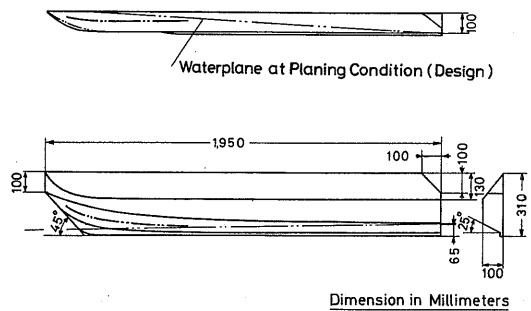


図2-9 側壁の船型 (No.1, No2)

き側壁形状の影響を検討できる。またファイバースコープによりクッション室内波形を観測できる。次に模型Bの概要を図2-10に、主要目を表2-1に示す。

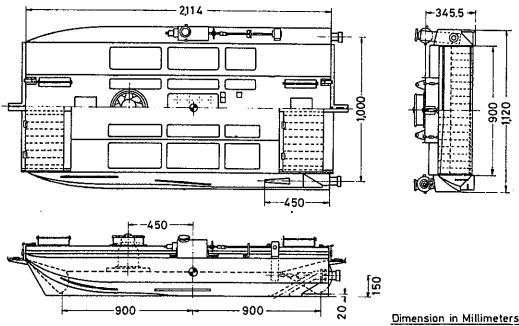


図2-10 側壁型ACV模型Bの概要

模型Bは矩形的クッション平面形をしており、模型本体は木製である。模型Aと同一の軸流ファン1台でクッション空気を供給する。船首、船尾のクッションシール部は板バネを介して船体に吊られており、板バネに貼られたストレインゲージによってクッションシール部に作用する力の計測を試みた。クッションシール部はプラスチックの板で作られたヒンジ型と、合成樹脂コーティングされた合成繊維布製(重量 0.18kgf/m^2 、厚さ 0.17mm)のループセグメント型(図2-11)があり、

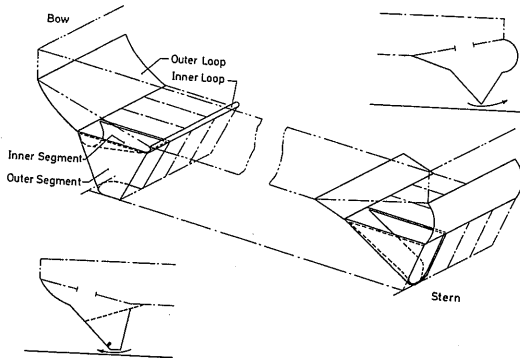


図2-11 ループセグメントスカートの概要

交換できる。またクッション室は単一室になっている。クッション空気はクッション天井の8個所の穴から直接クッション室に入る。浮揚方式は単純な圧力室型に

なっている。側壁はアルミ平板と船形(図2-12)に交換でき、側壁浮力の影響を検討できる。クッション室

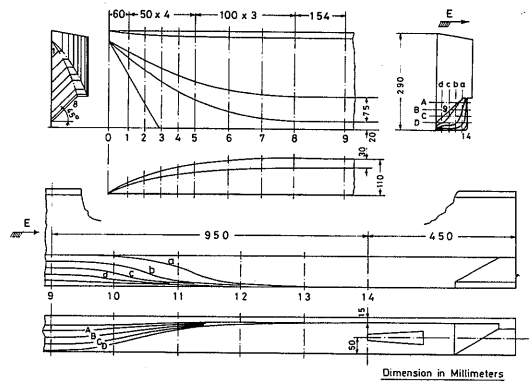


図2-12 側壁の船型 (No.3)

内波形の観測をするため、クッション天井に透明アクリル板の窓を作り、目視観測できるようにした。

(2) 計測装置

ヒープ、トリムおよび抵抗はACV用に製作された三成分および六成分曳航天秤によって計測した。図2-13、図2-14にそれぞれの概要を示す。三成分曳航天秤は、模型の上下動、縦揺を許す曳航腕からL形リンクを介して抵抗測定用の磁歪式ロードセルに抵抗を伝達する。L形リンクは抵抗に比例したピッチングモーメント(頭上げ)を模型に与える働きをしている。L形リンクのアーム長さを変えることによって模型の推力軸線を変化させる効果を与える。ヒープ、トリムはそれぞれポテンシオメーターによって検出する。トリ

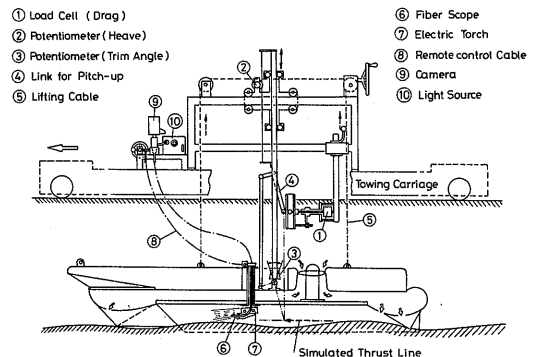


図2-13 三成分曳航天秤の概要

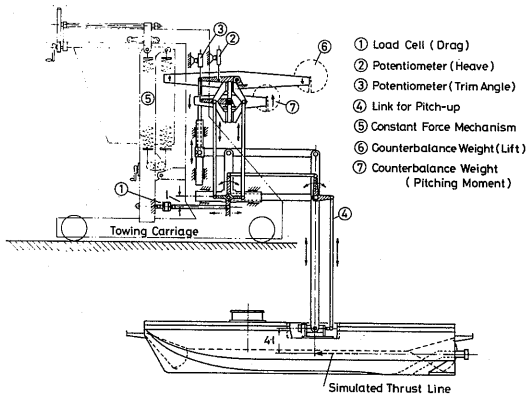


図 2-14 六成分曳航天秤の概要

ム角 γ は水平を零度として、頭上げを正にとる。またヒープ h_m はトリム角零度で船首、船尾のスカート先端が自由水面に接する状態を零として、模型の基準点(R.P.)の上下量で表し、上方を正にとる。R.P.はクッション天井面の設計上のクッション面積中心とする。

六成分曳航天秤は平行四辺形リンク機構を形成する曳航腕、リンク機構により模型の上下動、縦揺れを許し、ストレインゲージ式の板バネ形ロードセルに抵抗を伝達する。また三成分曳航天秤と同様のリンク機構により抵抗に比例する頭上げモーメントを模型に与える事ができる。ヒープ、トリムはリンク機構によって伝えられた模型の動きをそれぞれのポテンショメーターによって検出する。また模型の重量、重心位置は模型自身の重錘によって調整する以外に、天秤装置の重錘とリンクによる調節機構によっても実効重量、重心位置を変えることも可能である。

計測装置のブロック線図を図2-15に示す。抵抗は三成分曳航天秤では磁歪式ロードセル出力を専用アンプ、ローパスフィルターを通して電磁オシロ、デジタルプリンターで記録した。六成分曳航天秤ではストレインゲージ式のロードセル出力を動ひずみ計、ローパスフィルターを通して電磁オシロ、デジタルプリンターで記録した。ヒープ、トリムはポテンショメーター出力を専用アンプを通して電磁オシロで記録した。

模型Bのクッションシール部に作用した力は、取付け用板バネに貼ったストレインゲージの出力として、動ひずみ計を通して電磁オシロで記録した。

ファン出口総圧はゲッチング型マノメーター、そ

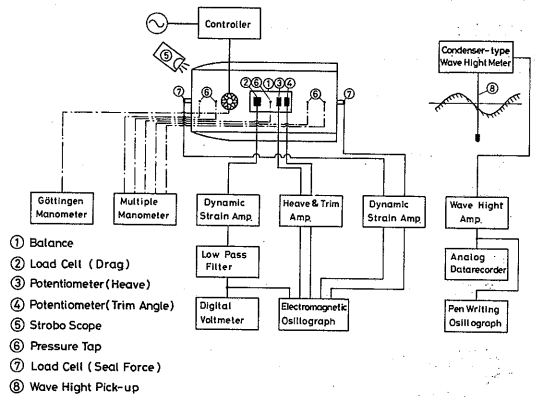


図 2-15 計測装置のブロック線図

のほかのバッグ圧力、クッション圧力等は多管マノメーターに接続し目視計測した。空気流量はファン出口総圧により、事前に検定した回転数-ファン出口総圧-流量の関係から求めた。

後続波形は容量型波高計で計測し、データレコーダに記録した。波高検出器はテフロンコーティングされた金属線を用いた容量型(1線式)で、出力は専用アンプで増幅後データレコーダに記録した。当所三鷹第二船舶試験水槽(水路長さ400m、幅18m、水深8m)では船の進行方向に平行な線上で波形を記録している(Longitudinal Cut法¹⁶⁾)。波高の検定はサーボモータ式の検定装置により、波高検出器を静水面に対して規定量だけ上下させることによって行った。合図マーク装置はクッション先端が波高検出器の位置を通過する時のタイムマークを記録するためのもので、機械式または光電式のものを用いた。ファン回転数はストロボスコープにより設定した。側壁接水状態、スカートの接水、変形状態は目視によるスケッチを主とし35ミリカメラ、8ミリシネ等を併用した。模型Aではクッション室内の観測にファイバースコープを利用して行った。

(3) 実験方法

以上のような実験装置により曳航実験を行った。実験は当所三鷹第二船舶試験水槽において実施した。曳引に先立ち模型を実験状態(重量、重心位置、側壁深さ等)に調整した後、ホバリング状態でファン回転数を設定し曳引した。曳引台車上では、台車速度、ヒープ、トリム、抵抗、ファン出口総圧、クッション圧力、バッグ圧力を計測するとともに、模型の接水状態のスケッチと写真撮影を行った(写真2-2,3)。後続波形の

計測は水槽の行程中央部に波高計を取付けて計測した。

曳航実験において推力によるピッチングモーメントの影響を模擬するため、天秤装置のリンク機構のモーメントの腕の長さを調整し、推力軸線を模型Aでは基準点 (R. P.) の0.12m下方 (スクリュープロペラの推力軸線に相当) を、またBでは0.02m下方 (水ジェットポンプ軸線に相当) を通るようにした。

(4) 実験結果の整理法

ACVの抵抗分離の手法は必ずしも確立しているとは言えないが、著者等はACVの抵抗成分が加算的であると仮定して模型A, Bで異なる分離法を適用し検討してみた。以下に各抵抗成分の算出手順について述べる。

模型Aでは曳引抵抗 D_t を空気形状抵抗 D_o 、浮揚ファンの空気吸込みによる運動量抵抗 D_m 、側壁摩擦抵抗 D_{fw} 、波形造波抵抗 D_{wp} とスカート抵抗 D_{sk} の和¹⁴⁾に分離した。

$$D_t = D_o + D_m + D_{fw} + D_{wp} + D_{sk} \quad (2-14)$$

以下に各抵抗成分の算出方法について述べる。空気形状抵抗 D_o は模型を水面から僅かに離れた状態で走行

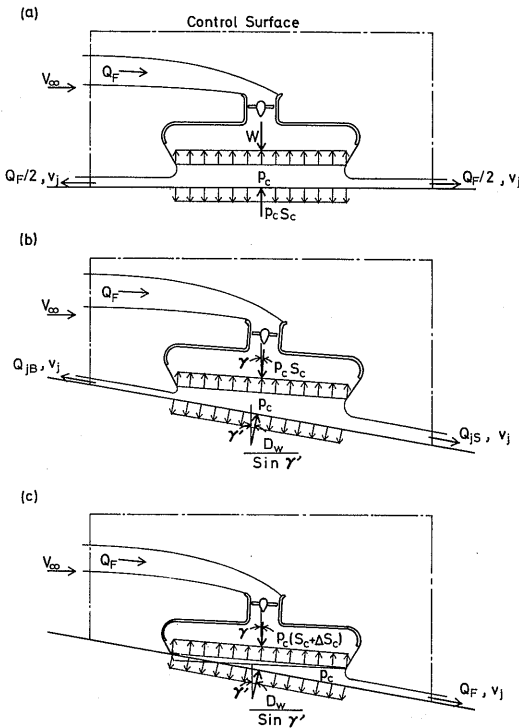


図 2-16 運動量抵抗算出のための検査面

したときの抵抗値として求めた。ただし曳航腕の空気形状抵抗も含まれる。

運動量抵抗 D_m は図2-16 a)のような検査面を考え、船首、船尾側へのクッション空気の流出量が等しいと仮定して、ファン流量 Q_F と曳引速度 V_∞ から次式により算出した。

$$D_m = \rho_a Q_F V_\infty \quad (2-15)$$

側壁摩擦抵抗 D_{fw} は側壁内外面の接水面積の実測値 S_{ww} から平板の摩擦抵抗係数 C_f を用いて次式により算出した。

$$D_{fw} = C_f (\rho_w / 2) V_\infty^2 S_{ww} \quad (2-16)$$

$$C_f = 0.074 R_n^{-1/5} \quad (2-17)$$

$$R_n = V_\infty l_K / \nu_w \quad (2-18)$$

波形造波抵抗 D_{wp} はACVの後続波を波高計により計測して、その波形のフーリエ解析によって波に供給されるエネルギーから計算によって求めた¹⁵⁾この解析手順を図2-17に示す。まず波形記録データを計算機

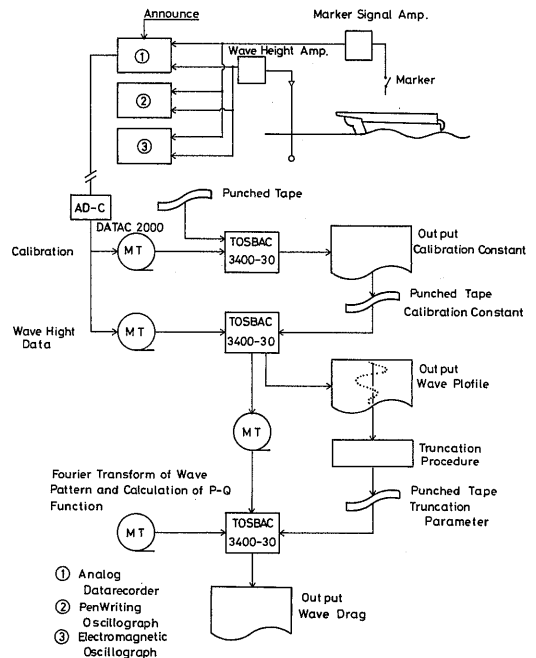


図 2-17 波形解析の手順

処理し、キャリブレーション値にもとづいて実波高に直してラインプリンターに波形を出力する。出力された波形に、水槽壁からの反射波の影響を除くための打ち切り修正を行う。打ち切り点より後方の波形は、打ち切り

点付近の波形を描いて推定する(写真2-1)。打ち切り

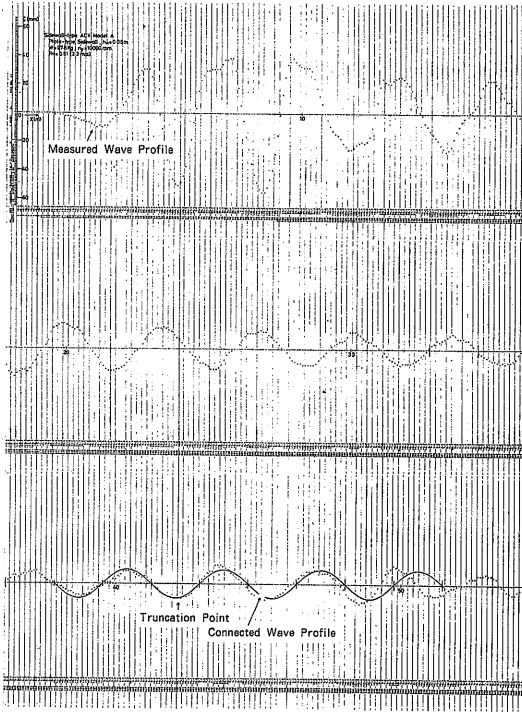


写真2-1 波形記録と打ち切り修正の一例

修正データと波形データをNewman-Sharma法¹⁶⁾にもとづく波形解析プログラムによって計算機処理することにより、波形造波抵抗 D_{wp} が求まる。

スカート抵抗 D_{sk} は実測が困難のため、全抵抗から他の抵抗成分を差し引いた剰余として間接的に推定した。

$$D_{sk} = D_t - (D_o + D_m + D_{fw} + D_{wp}) \quad (2-19)$$

したがって D_{sk} にはスカートの水面接触に伴う抵抗の他、抵抗成分の近似推定に起因する誤差を含んでいる。しかし平板側壁の場合には、水力的な抵抗のうちスカートの水面接触による影響の他は小さいと予想される。また空力抵抗自身が小さく、その干渉項も小さいと予想される。すなわち曳引抵抗から剰余として求めた D_{sk} の大部分は、スカートの水面接触に起因すると考えられるので、これをスカート抵抗と呼ぶことは許容されると思われる。

しかしこの方法ではスカート抵抗とスカートの水面

接触との関係が明確でない。模型Bでは以下のように抵抗分離法を改めた。即ち曳引抵抗 D_t を以下の成分に分けて加算する。空気形状抵抗 D_o 、浮揚ファンの空気吸込みとクッション空気の流出による運動量抵抗 D_m 、側壁摩擦抵抗 D_{fw} 、スカート摩擦抵抗 D_{fs} と剰余抵抗 D_r の和とする。剰余抵抗はクッション、スカート、側壁の接水に伴う圧力抵抗成分と分離誤差よりなる。

$$D_t = D_o + D_m + D_{fw} + D_{fs} + D_r \quad (2-20)$$

空気形状抵抗 D_o は、あらかじめ模型を水面より僅かに離れた状態で曳引し、前面面積基準の空気形状抵抗係数 C_{D0} を求めておき、次式によって算出した。ただし曳引腕の空気抵抗も含まれている。

$$D_o = C_{D0} (\rho_a/2) V_\infty^2 S_f \quad (2-21)$$

C_{D0} の値として箱状で突起物の多い模型Bで0.93であった。

運動量抵抗 D_m はクッション空気の吸込み、吹出しによる運動量変化による力と定義する。模型Aでは船首、船尾へ均等に流出するとして(2-15)式により算出した。しかし模型実験においては図2-16(b), c)のように重心位置により船首側、船尾側へ偏って流出するのが一般的であり、抵抗特性に与える影響が無視できないことが判明したため、流出量も考慮して次式によって算出した。

$$D_m = \rho_a Q_F V_\infty + \rho_a (Q_{j, bow} - Q_{j, stern}) (2p_c / \rho_a)^{1/2} \quad (2-22)$$

流出量を正確に求めることは困難であるが、便宜的に目視観測等によって決めた流出面積に比例するとして船首と船尾側に振分けた。そのため側壁下からの漏洩の発生、船尾すきま形状の複雑さ等の精度を下げる要因も含まれている。側壁摩擦抵抗 D_{fw} は模型Aの場合と同様に(2-16)式により平板摩擦抵抗として算出した。

スカートの接水状態は、ほぼ水面に密着するように平板状に接水していると見なして、近似的に次式によってスカート摩擦抵抗 D_{fs} を算出した。接水面積に基づく摩擦抵抗係数は第1次オーダーとして $C_f = 0.01$ と推定して算出した。

$$D_{fs} = C_f (\rho_w/2) V_\infty^2 S_{ws} \quad (2-23)$$

剰余抵抗 D_r は次式でもとめる。

$$D_r = D_t - (D_o + D_m + D_{fw} + D_{fs}) \quad (2-24)$$

スカートが水面に接しなれば、剰余抵抗はクッションおよび側壁の造波抵抗に等しくなると推察される。

2.3.2 実験結果及び考察

(1) 模型Aの抵抗特性と抵抗分離

曳航実験に先立ち、模型のファン吸込口上に入口流

量計を取付けて、ホバー状態で浮揚ファンの性能を試験した。図2-18にファンの無次元流量-圧力特性曲

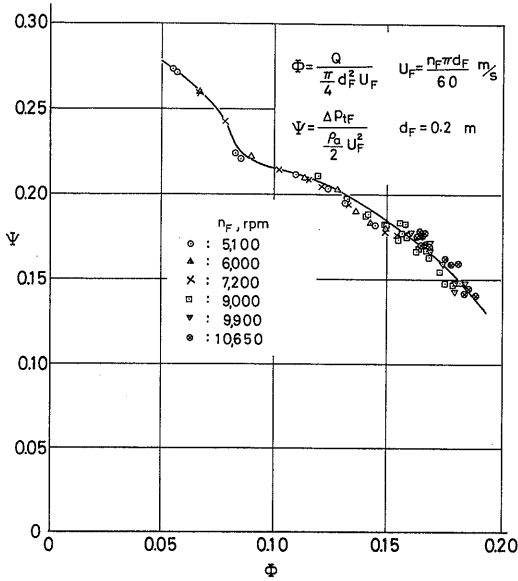


図2-18 模型ファン無次元流量-圧力特性

線を示す。以下の水槽実験に際しては、曳引中のファン回転数とファン後の総圧を計測し、ファン特性曲線から流量を求めた。

模型Aの抵抗特性を調べ、抵抗分離を行った例を示す。実験条件は推力軸線を一定とした。ヒープ量 h_m は h_c で、抵抗は重量 W で無次元化した。

はじめに重量の影響を示す。図2-19にフルード数 Fn と、 h_m/h_c 、トリム角 γ 、抗揚比 D_t/W の相互関係を示す。この抵抗分離結果を図2-20に示す。 h_m/h_c は $W=44.2\text{kgf}$ の例を除くと、 Fn に対してほぼ一定の傾向にまとまっている。 γ は W の増加に従って頭上げ傾向が強まる。 W の増加が D_t/W に与える影響は、 $Fn=1.0$ 付近を境に異なる。高フルード数域では W の増加により D_t/W は減少する。

この傾向は主に W の増加に伴う空気形状抵抗成分 D_o/W 、側壁摩擦抵抗成分 D_{sw}/W 、スカート抵抗成分 D_{sk}/W の減少に起因している。波形成波抵抗成分 D_{wp}/W では、例外的に $W=44.2\text{kgf}$ で第二ハンブが生じている。またスカート抵抗成分 D_{sk}/W は W の増加に伴い、 $Fn=0.45$ 付近で顕著なピークを生じる。これについては初期モーメント M_o の影響の項で詳しく触れる。

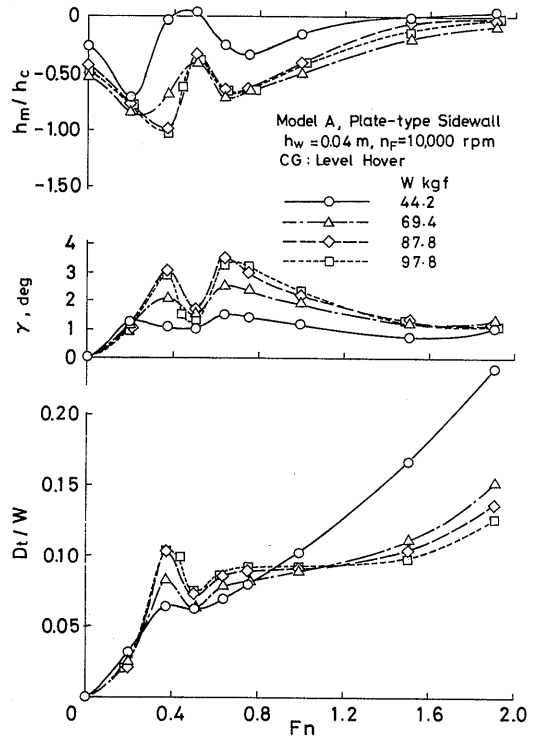


図2-19 模型Aの姿勢、抵抗特性 (重量の影響)

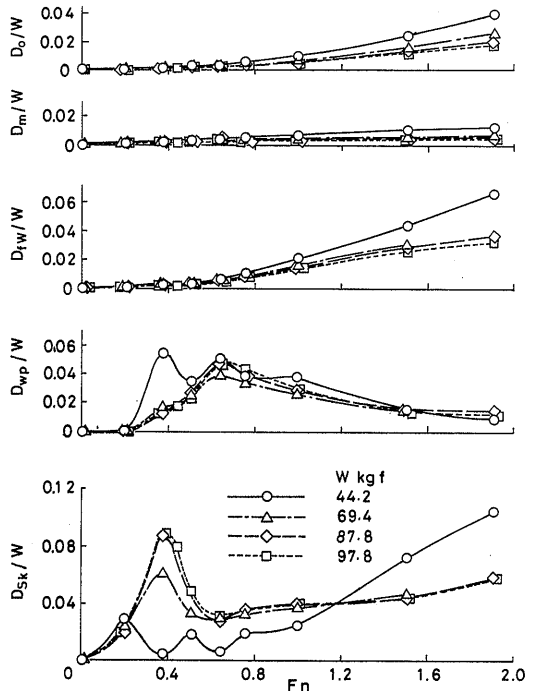


図2-20 模型Aの抵抗成分 (重量の影響)

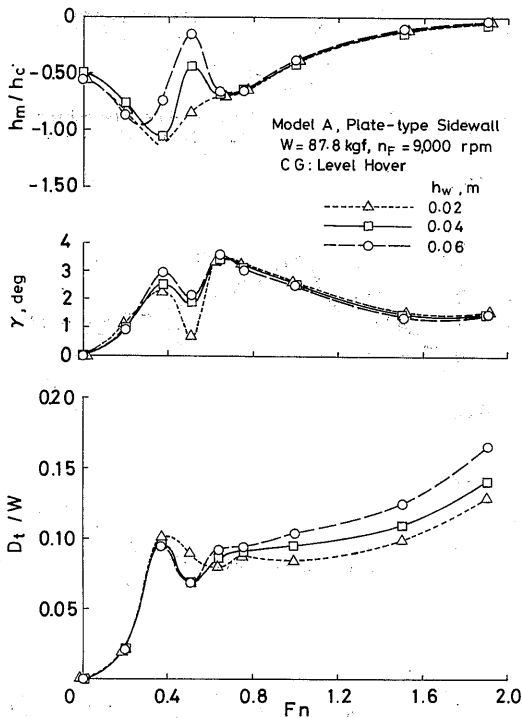


図 2-21 模型Aの姿勢, 抵抗特性 (側壁深さの影響)

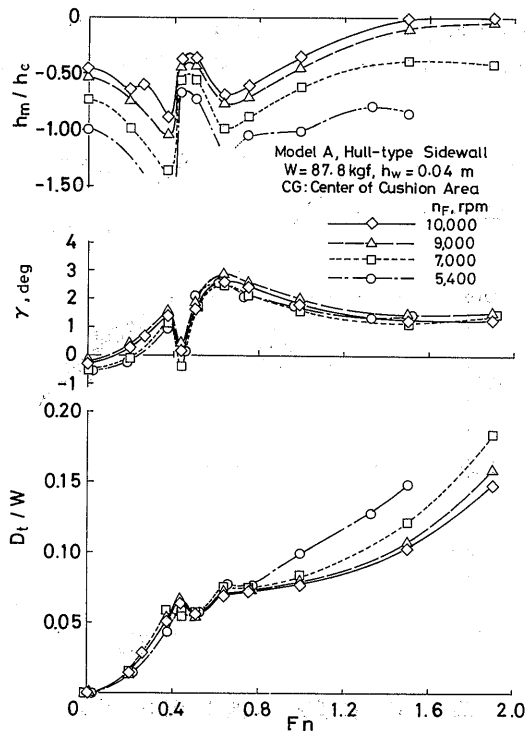


図 2-23 模型Aの姿勢, 抵抗特性 (ファン回転数の影響)

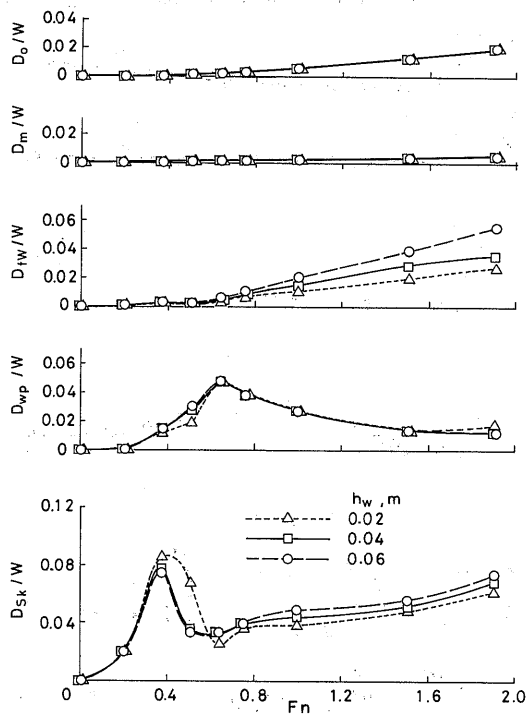


図 2-22 模型Aの抵抗成分 (側壁深さの影響)

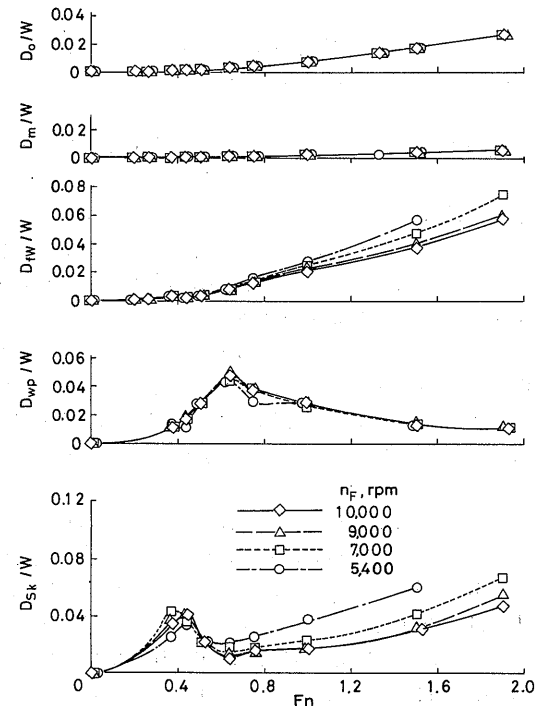


図 2-24 模型Aの抵抗成分 (ファン回転数の影響)

同様に側壁深さの影響を図2-21, 22に示す。 $Fn=0.2\sim 0.6$ を除いて側壁深さ h_w が、 h_m/h_c 、 γ に与える影響は少ないが、 $Fn=0.2\sim 0.6$ では h_w が小さい程、沈みが大きく頭下げ姿勢となる。 D_t/W に見られる傾向は主に側壁摩擦抵抗成分 D_{fw}/W に起因している。 $n=0.2\sim 0.6$ での D_{sk}/W に見られる傾向は、接水状態の観察結果(図2-31, 32参照)によれば、 h_w が小さい場合クッションによって生じる波の谷の部分で側壁下からクッション空気が漏洩するため、ホバー間隙が減少してスカートの接水が生じるためであることが判った。

次にファン回転数変化の影響を図2-23, 24に示す。回転数の低下に伴い、ほぼ全フルード数域で h_m/h_c は沈込む。 γ はやや頭下げになるものの、それほど回転数の影響は受けない。 D_t/W に見られる傾向は主に側壁摩擦抵抗成分 D_{fw}/W 、スカート抵抗成分 D_{sk}/W に起因している。回転数の低下に伴い、スカートの接水が増すことによる D_{sk}/W の増加のほうがより影響が大きい。

次に側壁浮力の影響を図2-25, 26に示す。全フルード数域において船形側壁のほうが γ が小さく、 h_m/h_c の沈みも小さい。 D_t/W に見られる傾向は主にスカート抵抗成分 D_{sk}/W に起因している。 D_{sk}/W は船形側壁の方が全フルード数域で少ない。これは側壁浮力が船体中心より後方に作用するため、頭下げモーメントが生じ、船尾スカートの接水を少なくしていることになっていることが、接水状態の観測結果から判った。

次に初期モーメント M_o ($M_o = \text{重量} \times \text{重心}$ と $R.P.$ 間の距離、頭上げを正とする)の影響を図2-27, 28に示す。また図2-29にトリム角 γ に対する抵抗変化を示した。フルード数ごとに抵抗が最小になるトリム角がある。 M_o は主に波形造波抵抗成分 D_{wp}/W とスカート抵抗成分 D_{sk}/W に影響を及ぼす。この二成分の関係に着目して、両者を γ に対して表現したものを図2-30に示す。それぞれのフルード数において抵抗を最小にする条件は、主として D_{sk}/W に関連している事が認められる。 D_{wp}/W に対する γ の影響は余り大きくないが、 $Fn=0.38$ (第二ハンプ速度)では例外的に γ に強く依存している。図2-31に $Fn=0.38$ における側壁部の波形とスカートの水面接触の状況を示す。 γ が零に近い

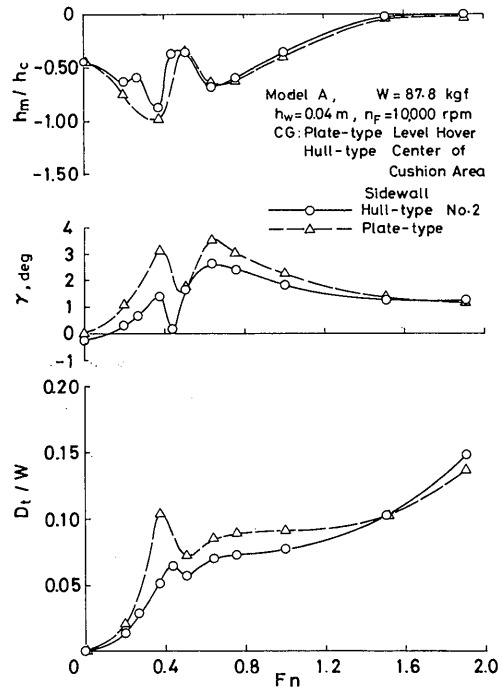


図2-25 模型Aの姿勢, 抵抗特性 (側壁浮力の影響)

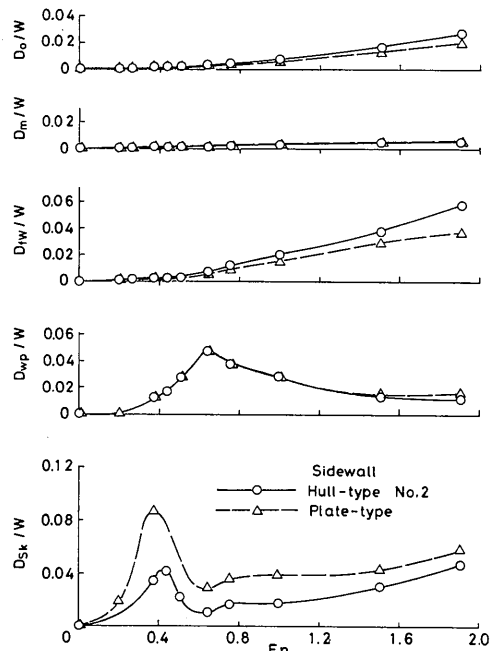


図2-26 模型Aの抵抗成分 (側壁浮力の影響)

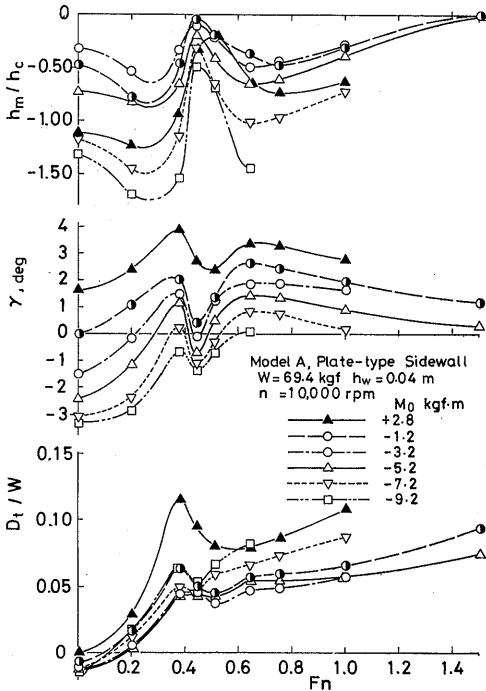


図 2-27 模型Aの姿勢, 抵抗特性 (初期モーメントの影響)

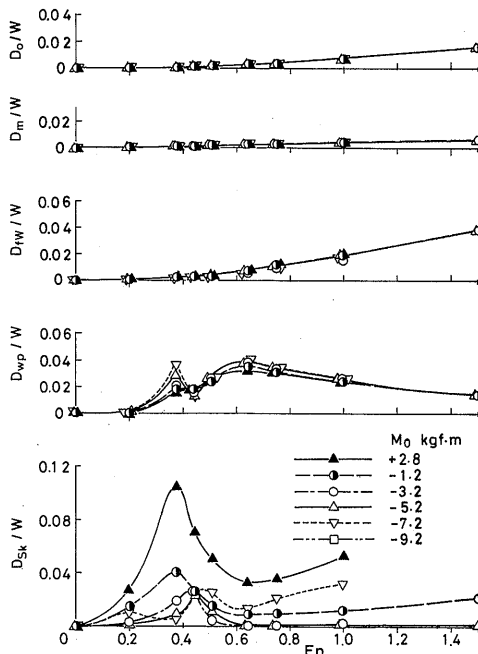


図 2-28 模型Aの抵抗成分 (初期モーメントの影響)

ときは船尾スカートと波の接触はほとんどみられないが、頭上げが増すと、第二ハンプ速度 ($Fn=0.38$) で最大になる船尾付近の波とスカートが接触して、スクープ状態になる。 $Fn=0.44$ (ホロー速度) における波面とスカートの水面接触の状況を図 2-32 に示す。 $Fn=0.44$ においては、山はちょうどスカートの下に形成されるため、頭下げ姿勢においても後部スカートの水面接触がある。予想されるように抵抗の最小値は、前後部のスカートの水面接触が全体として減少する姿勢で得られている。スカートの水面接触が抵抗増加に及ぼす影響は、観測によれば前部スカートよりも内圧がかかって硬い後部スカートの袋状のフィンガーのスクープに強く依存していることが判った。

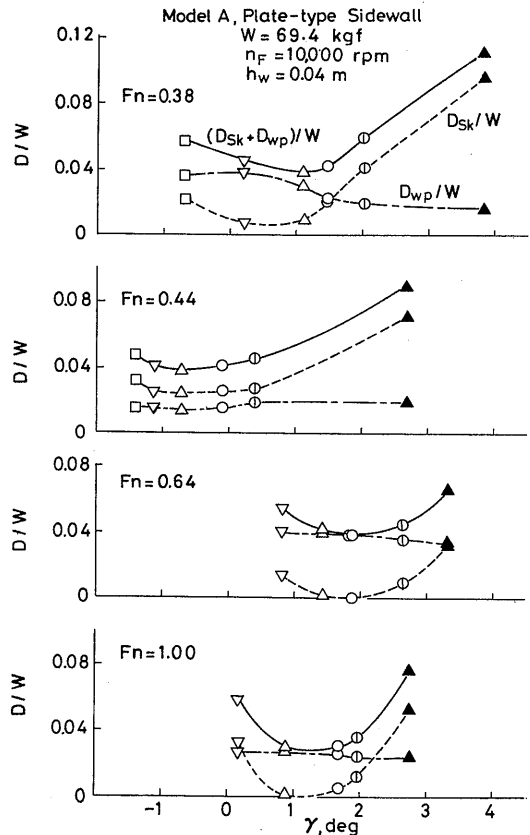


図 2-30 波形造波抵抗とスカート抵抗の関連

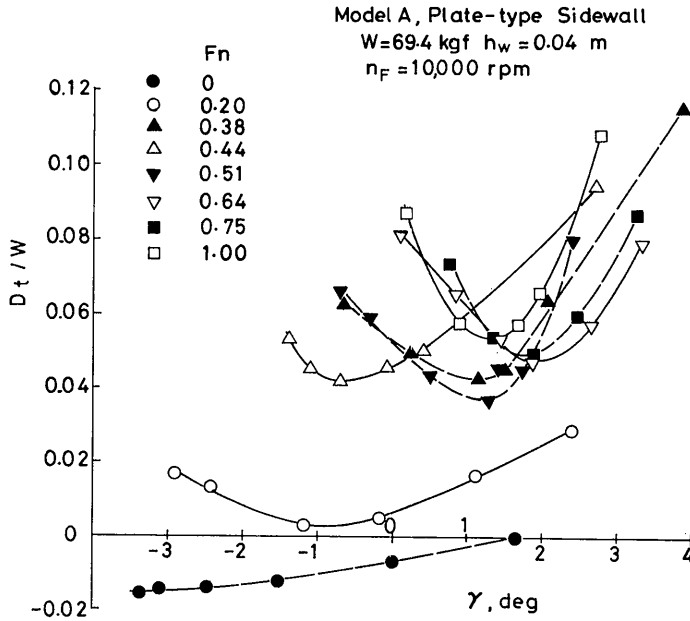


図2-29 トリム角と抵抗 (初期モーメントの影響)

$W=69.4 \text{ Kgf}$, $h_w=0.04 \text{ m}$, $n_F=10,000 \text{ rpm}$

$F_n=0.38$

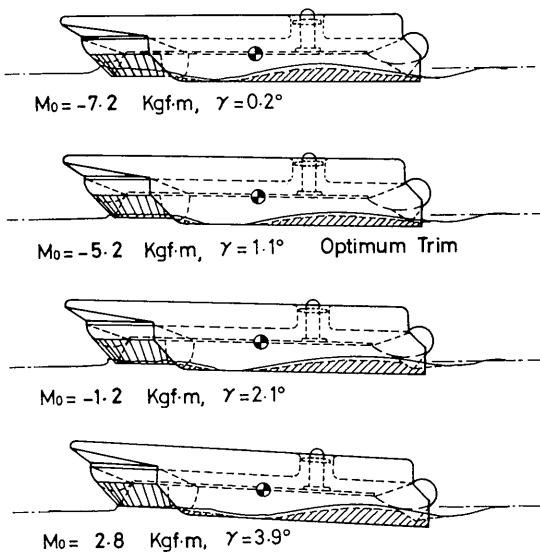


図2-31 姿勢と側壁内外面の波形 (実線外, 点線内) のトリムによる変化 ($F_n=0.38$)

$W=69.4 \text{ Kgf}$, $h_w=0.04 \text{ m}$, $n_F=10,000 \text{ rpm}$

$F_n=0.44$

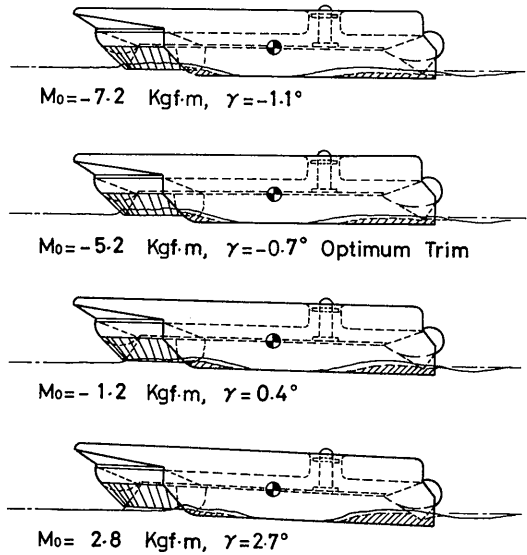


図2-32 姿勢と側壁内外面の波形 (実線外, 点線内) のトリムによる変化 ($F_n=0.44$)

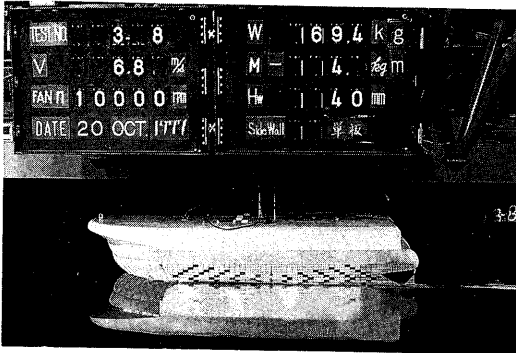


写真 2-2 曳航実験
(A模型 $M_0 = -5.2 \text{ kgfm}$ $V_\infty = 6.8 \text{ m/s}$)

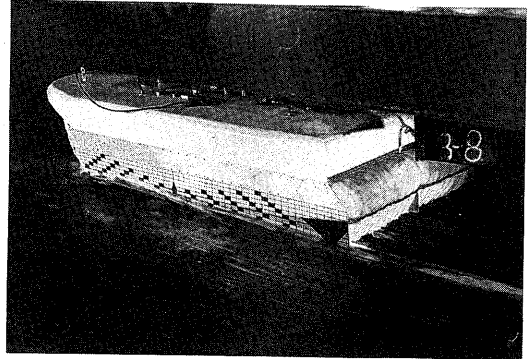


写真 2-3 曳航実験 (後部スカート接水状態)

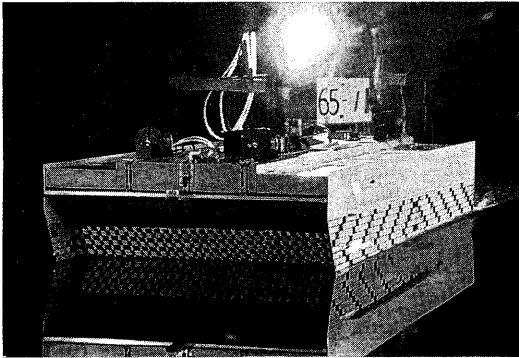


写真 2-4 最適トリムにおける船首スカートの様子
(B模型, C.G. : $48.7\%lc$, $V_\infty = 5.88 \text{ m/s}$)

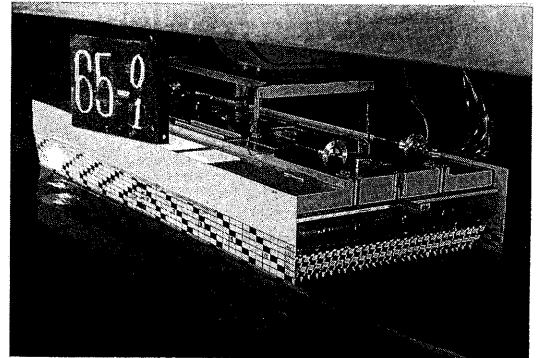


写真 2-5 最適トリムにおける船尾スカートの様子
(B模型, C.G. : $48.7\%lc$, $V_\infty = 5.88 \text{ m/s}$)

(2) 模型Bの抵抗特性と抵抗分離

つぎに模型Bの抵抗特性を調べ、抵抗分離を行った例を示す。実験条件は推力軸線一定とし、現象の単純化のため最適トリムについて実験した。最適トリムは各速度でスカートの接水が最小か、または曳引抵抗が最小になるトリムとした(写真2-4, 5)。ヒープ量 h_m は h_c で、抵抗は W で無次元化して示した。

重量の影響を示す。図2-33にフルード数 Fn と、 h_m/h_c 、トリム角 γ 、抗揚比 D_t/W の相互関係を示す。この抵抗分離結果を図2-34に示す。 h_m/h_c は全フルード数域で重量 W の影響をあまり受けないが、 γ は W の大きいほうが大きくなる。 $Fn < 1.0$ では W が大きいと D_t/W が大きくなるが、 $Fn > 1.0$ では逆に W が大きいほど D_t/W は小さくなる。高フルード数域の増加は主に側壁摩擦抵抗成分 D_{fw}/W に起因している。側壁の接水面積は h_c/l_c に比例する項と定数項(側壁深さ相当部分)から成る(2・3・2(5)参照)。したがって h_w 一定の条件下で W を増すと、相対的に側壁深さに起因する摩擦抵抗の影響が減少することになる。このため D_{fw}/W は W が大きいほど小さくなるものと考えられる。また低フルード数域の D_t/W の増加は剰余抵抗成分 D_r/W に起因しており、重量の増加に従って大きくなる。この関係は Barratt の理論(2-1)式にもとづいた造波抵抗の計算結果¹⁾と良く合っている。

同様に側壁深さ h_w の影響を図2-35, 36に示す。 h_w が小さいものは全フルード数域で沈込み、頭下げになる傾向があり、特に $Fn = 0.3 \sim 0.45$ では著しい。 D_t/W に見られる傾向は主に側壁摩擦抵抗成分 D_{fw}/W に起因している。ただし $h_w = 0$ m のばあいは例外的で、高フルード数域でも側壁下からのクッション空気の漏洩を生じて沈込み、 h_w の減少量は D_{fw}/W が減少しておらず、スカート摩擦抵抗成分 D_{fs}/W の増加も見られる。剰余抵抗成分 D_r/W は $Fn \geq 0.45$ で計算値と良く合っている。

次に側壁浮力の影響を図2-37, 38に示す。ここではクッション圧力 p_c を平板と船形側壁について等しくなるようにして実験した。そのため重量 W は、船形側壁の方が側壁の浮力分だけ大きくなっている。 h_m/h_c 、 γ は側壁浮力に関係なくほぼ等しい。 D_t/W に見られる傾向は主に側壁摩擦抵抗成分 D_{fw}/W 、剰余抵抗成分 D_r/W に起因している。 D_{fw}/W は、船底部及びスプレーの接水面積増分があるため、高フルード数になる程、

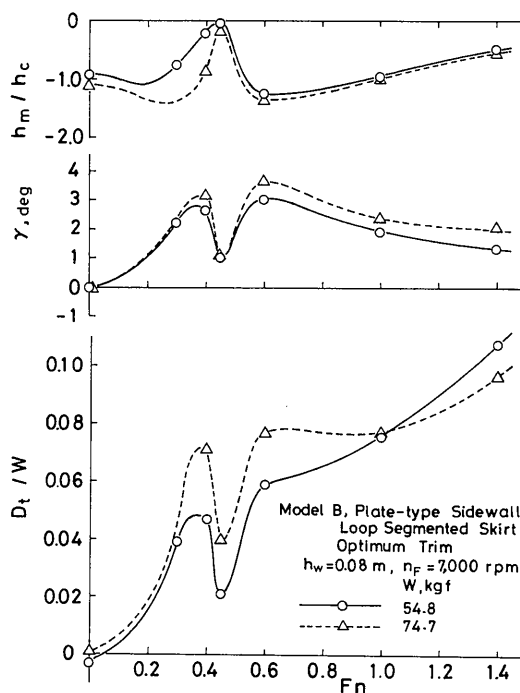


図2-33 模型Bの姿勢, 抵抗特性(重量の影響)

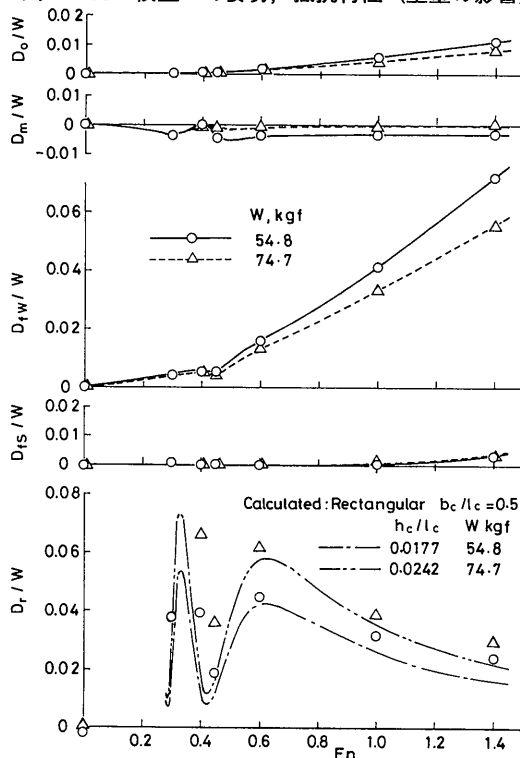


図2-34 模型Bの抵抗成分(重量の影響)

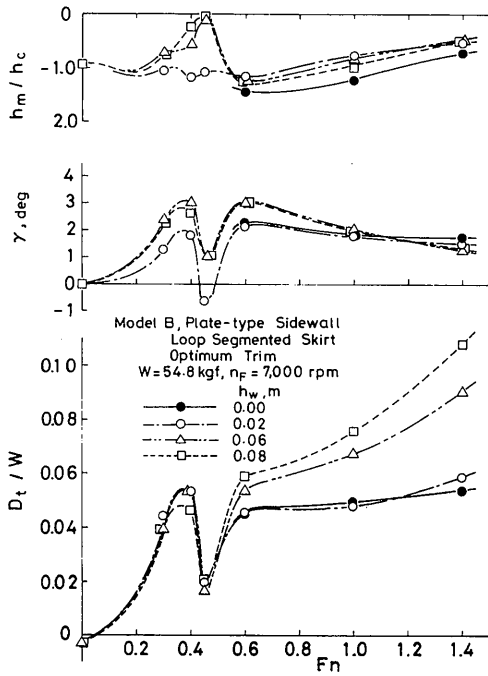


図 2-35 模型Bの姿勢, 抵抗特性 (側壁深さの影響)

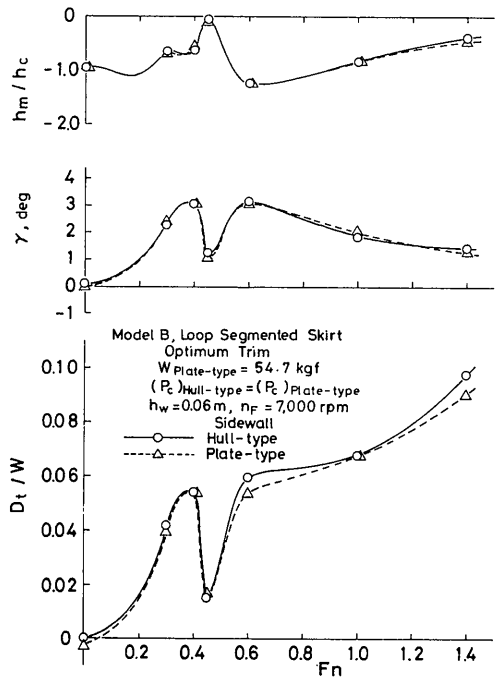


図 2-37 模型Bの姿勢, 抵抗特性 (側壁浮力の影響)

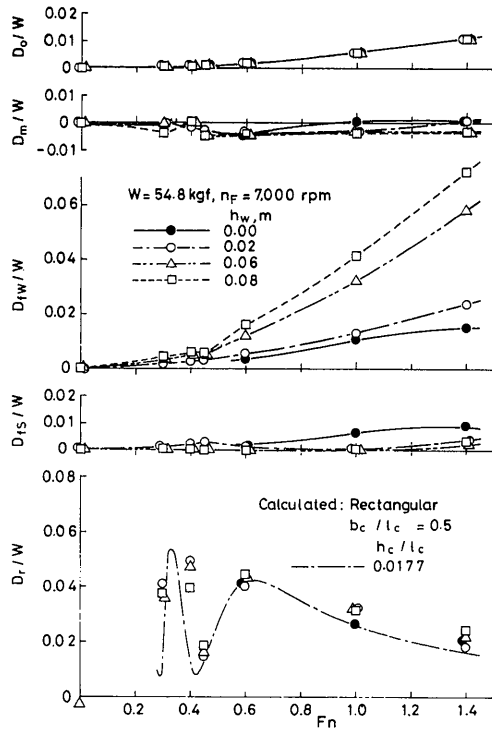


図 2-36 模型Bの抵抗成分 (側壁深さの影響)

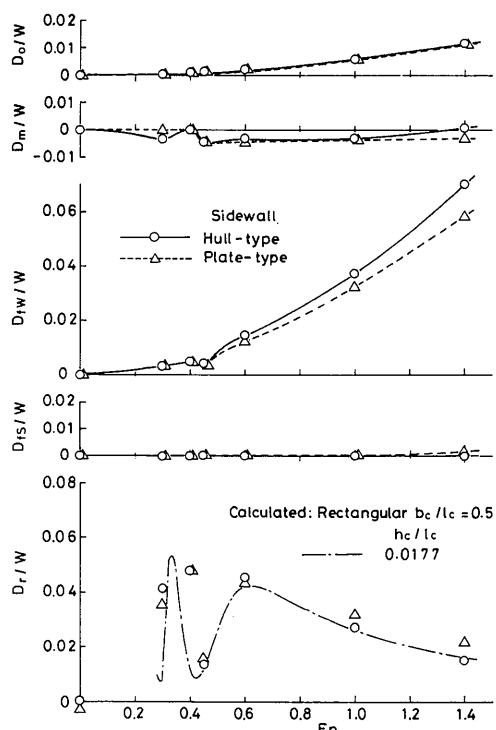


図 2-38 模型Bの抵抗成分 (側壁浮力の影響)

船形側壁のほうが大きくなる。 D_r/W は高フルード数域でやや平板のほうが大きくなる傾向があるものの、計算値とほぼ合っている。船形側壁と平板側壁の抵抗特性に見られる差は、主に側壁の接水面積の増加に起因していると言える。

以上のような抵抗分離結果について剰余抵抗と造波抵抗の計算値を比べると、 $Fn > 0.45$ ではほぼ両者の傾向は一致しており、第一近似的にはこの抵抗分離で言う剰余抵抗は造波抵抗と見なす事ができ、計算による推定も可能であることが明らかになった。しかし $Fn = 0.33$ (第二ハンプ速度)付近では、ほぼハンプに等しい抵抗のピークを生じるものの、対応する速度はずれており第二ハンプ速度以下では一致しない。定量的な面での問題は残されているが、模型Bの全抵抗は抵抗を生じると考えられる現象の面で、ほぼ妥当な抵抗成分に分離されたと考えられる。

(3) 波形造波抵抗

模型Aについて後続波形を解析して波形造波抵抗 D_{wp} を求め、模型Aの相当圧力分布モデル (V形船首+矩形)の造波抵抗の計算値と比較した例を図2-39に示す。実験は平板側壁、推力軸線一定、ホバー水平条件

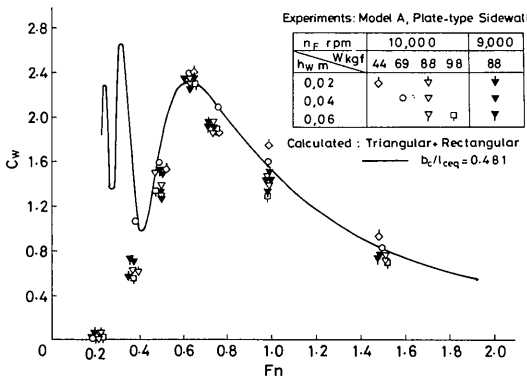


図2-39 波形造波抵抗と理論計算値の比較 (平板側壁付, ホバー水平)

で行った。ホバー間隙、クッション圧力などの実験条件の相異にもかかわらず、実験値にはややばらつきはあるが、フルード数 Fn で決まる一定の傾向を示している。実験値と計算値の比較によると $Fn \geq 0.5$ では両者は良く一致している。しかし $Fn < 0.5$ では、実験値は理論で予想されるハンプ抵抗を示さず単調に減少している。

次に $Fn < 0.5$ での実験値と計算値の差を明らかにす

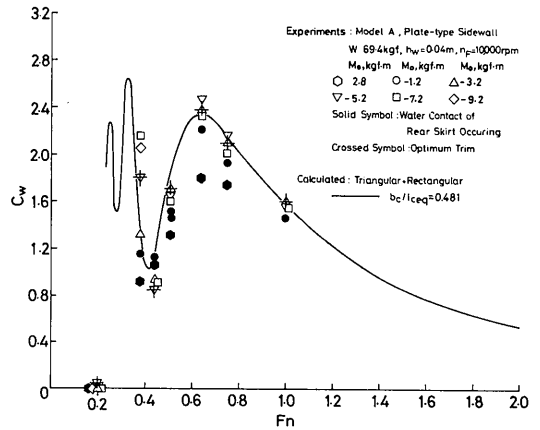


図2-40 波型造波抵抗と理論計算値の比較 (平板側壁付, トリムの影響, $W=69.4kgf$)

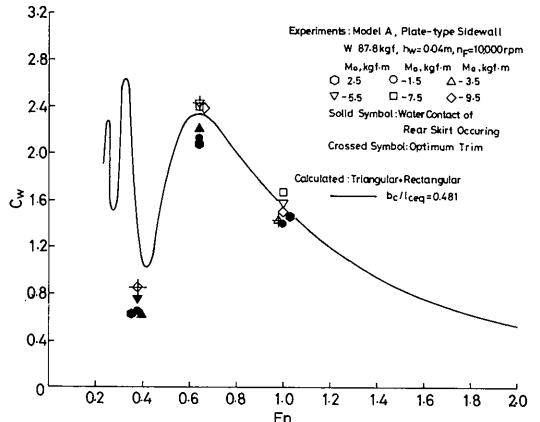


図2-41 波形造波抵抗と理論計算値の比較 (平板側壁付, トリムの影響, $W=87.8kgf$)

るため、初期モーメントを変えて比較した例を図2-40に示す。これによれば最適トリムでは、実験値は計算値とほぼ一致しており、第二ハンプ近くで抵抗が増加する傾向が見られる。クッション室内の波形観測結果 (図2-31, -32参照)によれば、トリム変化による船尾スカートの接水がクッションによって生じた波を崩し、結果的に波形造波抵抗の第二ハンプを顕在化させない一つの原因であることが実験的に明らかになった。

ただし図2-41に示すようにクッション圧を過大にした実験では、トリム変更によっても第二ハンプは顕在化しない。この現象や更に低速のハンプに関しては、線形造波理論の適用限界に関するHogben¹⁸⁾の指摘が

一つの示唆を与えているように思われる（付録—1 参照）。これにもとづいて、ハンプ抵抗に関する線形理論の適用限界を示す次の無次元関係式が得られる。

$$h_c/l_c < (\pi/28) Fn^2 \quad (2-25)$$

図2—42は二次元線形造波理論の成立範囲を(2—25)式によって表現したものである。理論の適用範囲外では波が崩れるので、理論計算で予想される抵抗のハンプは生じないとしている。造波抵抗のハンプの上限を示す次の関係式も同様に得られる。

$$[(D_w/W)/(h_c/l_c)]_{hump} < [(\pi^2/196)/(h_c/l_c)^2] Fn^4 \quad (2-26)$$

$W=69.4 \text{ kgf}$ のトリムの変更を含む実験では第二ハンプ近くまでの対応が得られている。しかし重量を増した $W=87.8 \text{ kgf}$ の場合には、トリム変更にもかかわらず第二ハンプは出現しなかった。本実験結果は、クッション圧力が過大なときには低フルード数で船尾自由波の波高/波長が物理的に存在しうる値を超えるため、理論で予想されるハンプ抵抗が顕在化しないと言うHogbenの指摘と定性的に一致している。波形造波抵抗や、別項で述べる波形の観測結果によれば、図2—42の h_c/l_c

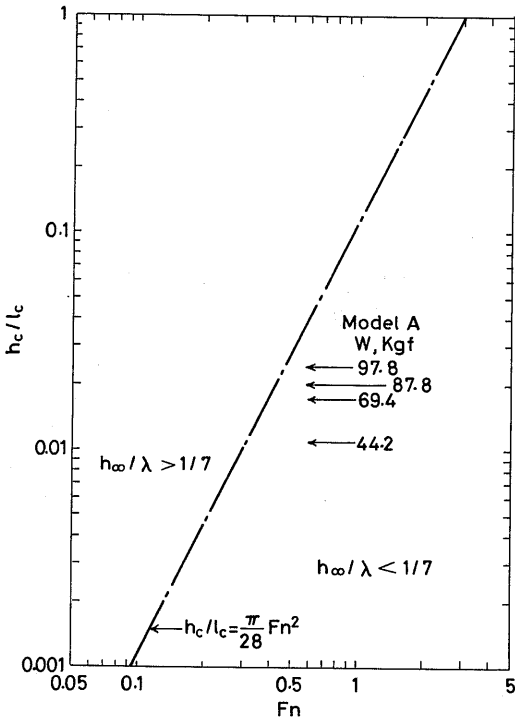


図2—42 A C V造波抵抗理論の成立範囲

$= (\pi/28) Fn^2$ を境にその下方で線形理論にもとづく造波抵抗と実験値がほぼ一致し、クッション圧力増加に伴う波形の線形性が満足されているように見える。Hogbenの指摘自体、二次元線形理論にもとづいており、三次元性の効果は無視されている。またクッション内で生じると見られる波の崩れを無限後方の波によって推定しているため、現象面で必ずしも対応していないが、定性的に実験結果を支持しているように見えるのは興味深い。

次に側壁形状の影響を側壁No.1, No.2についてそれぞれ図2—43, —44に示す。図中の計算値はPlissoの理論式にもとづいて計算した値である。計算条件を以下に示す。

	側壁No.1	側壁No.2
全備重量, kgf	97.8	97.8
側壁深さ, m	0.065	0.060
側壁長さ, m	1.80	1.78
側壁排水量, m^3	0.0057	0.0030
クッション圧力, kgf/m^2	41.6	44.2

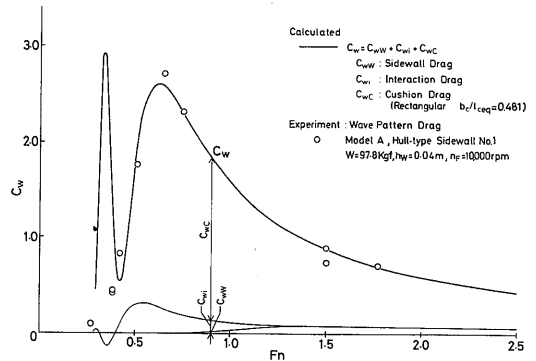


図2—43 波形造波抵抗と理論計算値の比較 (側壁No.1付)

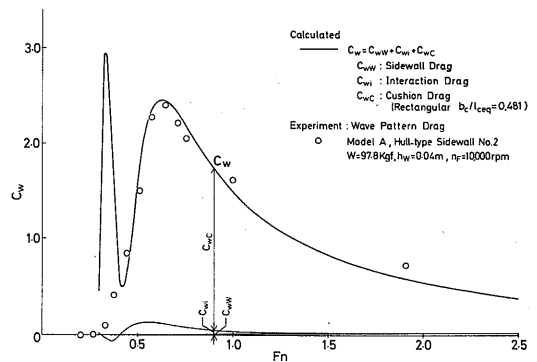


図2—44 波形造波抵抗と理論計算値の比較 (側壁No.2付)

ただし側壁排水量は片側，ホバー時の値とする。
 C_{wc} はクッション（矩形圧力分布）による造波抵抗，
 C_{ww} は側壁による造波抵抗， C_{wi} は側壁とクッションの
 干渉造波抵抗を示す。両側壁とも $Fn \geq 0.5$ ではほぼ理
 論計算値と一致しているが第二ハンパ以下では実験値
 と計算値は大きく食違っている。これは先の平板側壁
 の例と同様の現象と考えられる。

(4) 波 形

側壁のクッション側と外側の波形のフルード数 Fn に
 対する変化を図2-45に示す。定性的な比較のため，
 Lamb¹⁹⁾の理論により計算した線形二次元クッション波
 形も示した（付録-2参照）。 $Fn=0.3$ の例に見られる
 ように，低速域では二次元理論で予想されるような波
 高/波長の大きな波は生じておらず，波形観測結果で
 見るかぎりクッション内で波の崩れが生じているよう
 である。 $Fn \geq 0.4$ ではクッション側波形は定性的に二
 次元波形と似ている。さらに観測結果に見るかぎりでは
 側壁内外の波形を重ね合わせたものがクッション側
 だけよりも，より二次元波形に近いという結果が得られ
 た。また船首付近では二次元波形に比べて実際の波形
 のほうが対応する位置がやや前方にずれる傾向が見ら
 れる。

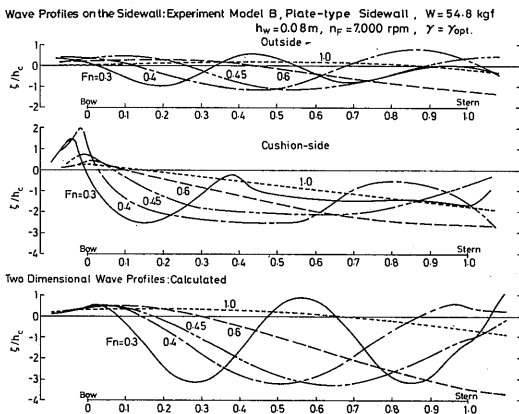


図2-45 側壁内外面の波形とフルード数の関係

つぎにクッション圧力を高くして波形に対する影響
 を見た例を図2-46に示す。 $Fn \geq 0.6$ では波形はクッ
 ション圧力にほぼ比例するのに対して， $Fn \leq 0.45$ の例
 ではクッション圧力に比例しない。 $Fn=0.45$ の例では
 側壁上で見るとかぎり大差はないが，船尾スカート位置
 で見た波形は大きく異っている。クッションによる波

は二次元波形から類推されるように，低フルード数に
 なるに従って波高/波長が大きくなる。クッション圧
 力が増せばこの傾向はいつそう強くなり，波の崩れを
 生じ易くなると考えられる。この現象のため低フルー
 ド数域では，線形造波理論で予想されるハンパ，ホロ
 ーが生じなくなるものと推察される。

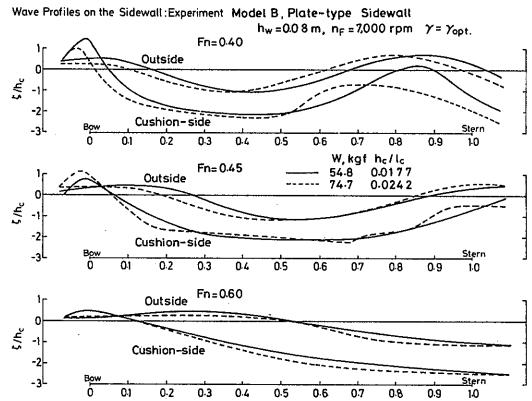


図2-46 側壁内外面の波形とクッション圧力の関係

次に側壁が厚さを持った場合の影響について調べた。
 その一例を図2-47に示す。模型Bでは側壁浮力分
 率が20%以下で，側壁の長さ/厚さが20程度で，波形
 に及ぼす影響はクッションが支配的であり，波形（外
 側のスプレー部は除く）は平板と大差なかった。従っ
 てこの程度の側壁では接水面積に及ぼす側壁厚さの影
 響は，スプレーによる接水面積の増加及び船底面積あ
 るいはデッドライズ角による面積の増加として表され
 ることが推察される。

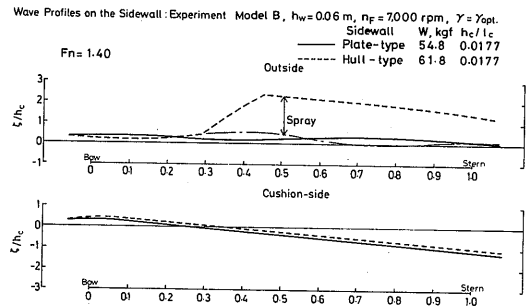


図2-47 側壁内外面の波形と側壁厚さの関係

(5) 側壁接水面積

現象の単純化のため最適トリム（スカートの接水又は曳引抵抗が最小）に限って検討した。接水面積はクッションによって生じる波の自由水面に対する変化と、自由水面に対する船体のヒープ、トリム変化で表される。最適トリムに限れば前者はフルード数、クッション圧力、クッション平面形の関数、また後者はフルード数、クッション圧力、クッション平面形とホバー間隙の関数であると推察される。以上の考え方にもとづいて接水面積 S_{ww} を図2-48に示すような成分に分けて考える。 S_{ww1} は外側の波形による接水面積の増減、 S_{ww2} はクッション側の波形による増減、 S_{ww3} は側壁深さによる増分（一定）、 S_{ww4} はヒープ、トリム変化による増減である。ホバー間隙は十分小さくしたので、この影響は分離していない。

$$S_{ww}/(2h_c l_c) = S_{ww1}/(2h_c l_c) + S_{ww2}/(2h_c l_c) + S_{ww3}/(2h_c l_c) + S_{ww4}/(2h_c l_c) \quad (2-27)$$

図2-49に接水面積に対する重心位置の影響を示す。重心位置は S_{ww4} に影響するのみで、これによって最小接水面積が決まる。この状態はほぼ最適トリムに対応している。図2-50に側壁深さ h_w の影響を示す。 h_w は $Fn=0.4, 0.45$ を除けば S_{ww3} に影響するのみである。 $Fn=0.4, 0.45$ では、 h_w が小さいと側壁下からクッション空気が漏れ、スカートが接水して変形する。そのため機体が沈込み、 S_{ww4} 項の増加を生じる。

図2-51に側壁厚さの影響を示す。船形側壁接水面積からスプレー及び船底面積分を差引けば、平板側壁の場合と大差ない。波形の影響 $S_{ww1} + S_{ww2}$ について

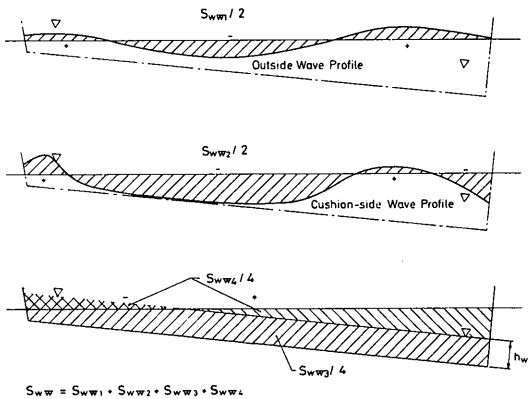


図2-48 側壁接水面積の成分

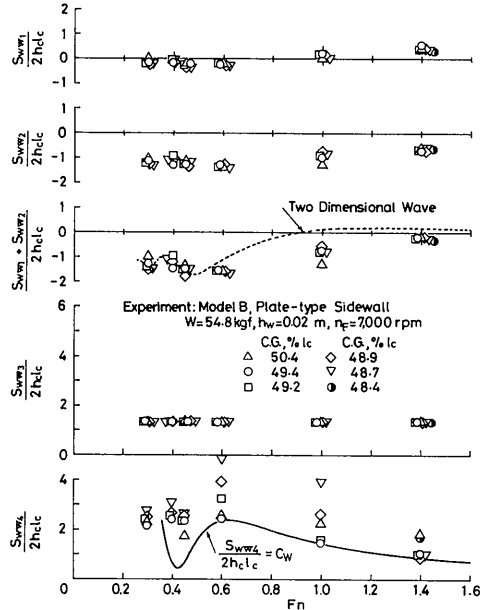


図2-49 側壁接水面積とフルード数の関係 (重心位置の影響)

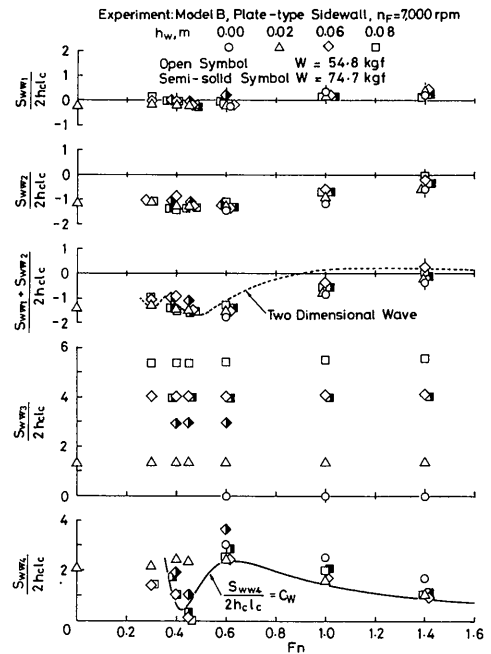


図2-50 側壁接水面積とフルード数の関係 (側壁深さの影響)

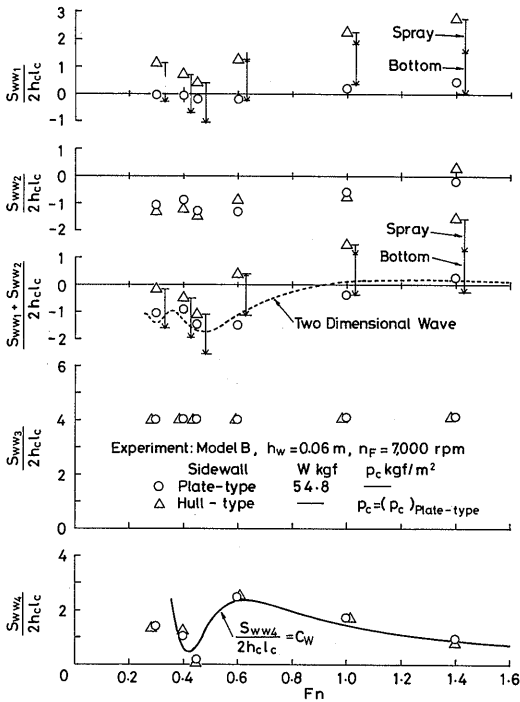


図 2-51 側壁接水面積とフルード数の関係 (側壁厚さの影響)

は側壁上の波形の観測結果，第一近似的には二次元波形で表されることを考慮して(図2-45参照)，クッション室内に二次元波形ができ，外側は自由水面のままであると仮定して求めた接水面積変化(図中に点線で示す)で側壁の接水面積の波形による影響が表される。次に船体ヒープ，トリムの影響 S_{ww4} は船体中央部のヒープ量で代表させられる。滑走域では船首スカート先端がほぼ自由水面にあるためヒープ量は近似的にトリム角のみで推定できる(図中に実線で示す)。

$$\begin{aligned} S_{ww4}/(2h_c l_c) &\cong 2l_c^2 \sin\gamma/(2h_c l_c) \\ &\cong (D_w/W)/(h_c/l_c) = C_w \quad (2-28) \end{aligned}$$

これらの関係を実験値と比較した。低速域では速度の低下に伴い船首スカートの先端位置が自由水面より下がる影響があるので，滑走状態のような単純な扱いはできない。しかし低速域では側壁摩擦抵抗の全抵抗に占める割合が小さいため，単純な近似でも実用上は十分であると考えられる。

以上の方法により最適トリムでの側壁接水面積(最小)は，ホバー間隙 (h_{eq}/h_c) が一定なら側壁深さ (h_w/h_c) と図中に示すフルード数の関数で表されることが

判った。スプレーによる影響はこれまでに得た実験結果だけでは不十分である。しかし本実験に用いた側壁程度のものでは，側壁周辺の波形に与える影響はクッションが主であり，スプレー発生時においても波形はほぼ平板のそれに等しい。したがって実用上はスプレーレール，チェーン等が配置されるため，スプレーによる接水面積の増分はただかスプレーレール，チェーンまでと考えられ，面積推定上はスプレーの発生位置とスプレーの前縁形状の推定の問題になる。

(6) スカート抵抗係数

スカート抵抗の特性を一次的に表現するためにスカート抵抗係数 C_{sk} を

$$C_{sk} = D_{sk}/[h_c b_c (\rho_w/2) V_\infty^2] \quad (2-29)$$

で定義した²⁰⁾これはスカート抵抗に及ぼすクッション圧力の影響に着目し，水面接触面積の変化を C_{sk} のフルード数依存性に含ませて表現したものである。模型Aの一定推力軸，ホバー水平及び最適トリムにおける実験値を図2-52に示す。スカート抵抗におけるクッション圧力の影響がほぼ表現されている。スカート抵抗はトリムに強く依存しているため，表現は複雑であるが，スカート抵抗を最小にするトリムを常に選ばば F_n だけで表現される。 C_{sk} は $F_n=0.44$ に大きなピーク

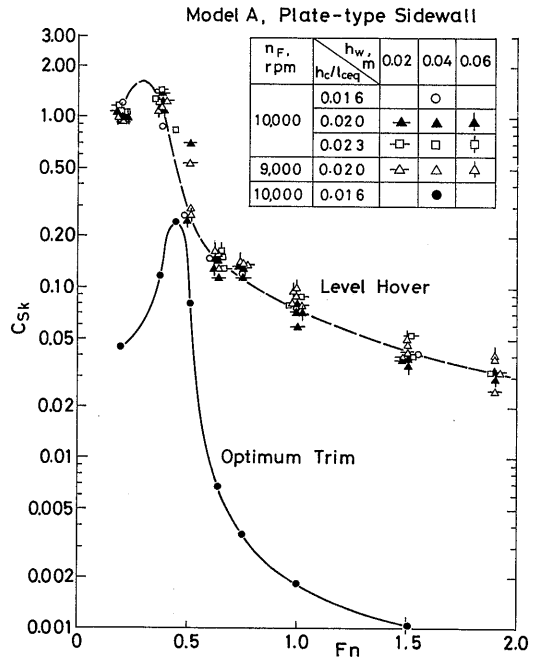


図 2-52 スカート抵抗係数

を持つ。この F_n では最適トリムにおいても前後スカートの水面同時接触が避けにくいというスカート接水状態の観測はこの結果をうらづけているといえよう。航行中のトリムはクッション自身が作る波形に強く依存しているが、縦揺れモーメントの付加によって抵抗を最小にするように最適化することができる。トリムはスカート抵抗に対して支配的要因の一つであるが、第二ハンプ速度においてはスカートの水面接触を介して間接的に波形造波抵抗にも影響を及ぼす。トリムによる抵抗減少のメカニズムはこれらの要因の複合作用として説明ができる。

(7) スカートの接水面積

模型Bに用いたスカートは柔軟で、滑走域ではスカートが接水すると水面に密着するように変形する。最適トリムでのスカートの接水面積に及ぼすフルード数、側壁深さの影響について調べた。その結果を図2-53に示す。滑走域では波面が比較的平坦になるため接水面積は少ないが、側壁深さが零の場合にはクッション空気の側方への漏洩によりギャップを維持できなくなり、接水面積が増している。同様の現象はホロー速度でも起こるが、クッション室内波形に大きな谷を生じるため、側壁深さが相当大きい場合でも接水を生じる。次にフルード数、ホバー間隙とスカート接水面積の関係の一例を図2-54に示す。相当ホバー間隙の影響を見ると、 h_{eq}/h_c の増加に比例して接水面積は減少し、 h_{eq}/h_c が0.10程度で接水面積はほぼ零になった。最適トリムに限ればホバー間隙が一定であるなら、フルード数に対して最小接水面積が決定できる。フルード数によって差があるのは、三次元のクッション波形では船幅方向に間隙が一定でないことによる。

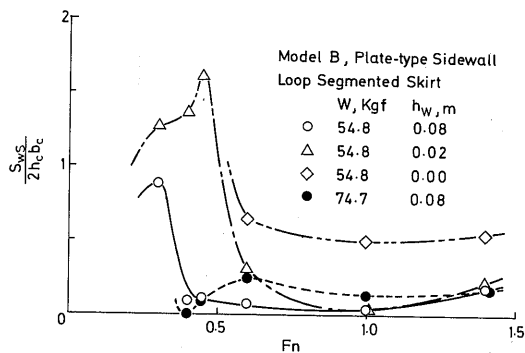


図2-53 スカートの接水面積 (フルード数, 側壁深さの影響)

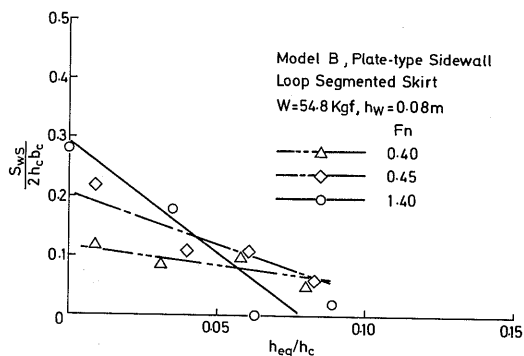


図2-54 スカートの接水面積 (相当ホバー間隙の影響)

2.4 結論

側壁型ACVの抵抗特性を明らかにするため、造波抵抗に関する理論解析を行った。さらにこの結果をふまえて、全機模型による水槽曳航実験によって抵抗成分の分離を行い、種々のパラメータが抵抗特性に及ぼす影響を実験的に調べた。これらの一連の理論解析、模型実験により次のような結果を得た。

- 1) V型船首をもつACV, 三角形ACV及び楕円船首をもつACVの造波抵抗計算式を導いた。
- 2) NewmanとPoole, Barratt, 本論文及びPlissovの理論式にもとづいて, ACVの造波抵抗に及ぼすフルード数, クッション平面形, クッション圧力及び側壁の影響を計算した。フルード数がおよそ0.5より高速域では理論計算値と実験値がほぼ一致することが確かめられ, 理論の有効性が確認された。しかしそれ以下では線形仮定にもとづく理論計算値は実験値と一致せず, 問題が残された。
- 3) 側壁接水面積に影響する要因を分析し, 実験結果にもとづく側壁接水面積の表現式を得た。その各項は現象面から定性的に説明でき, より一般的で定量的な表現式への手掛かりが得られた。
- 4) スカートの接水抵抗は間接的に分離したに止どまったが, トリムに強く依存し, 全抵抗の最小化の上で影響の大きい要因の一つであることが判った。スカートの接水面積を観測し, ファン流量, フルード数等の影響を実験的に明らかにした。
- 5) 側壁型ACVの抵抗特性を分析し, 抵抗を生じる現象面でほぼ妥当な抵抗分離法を示した。また, これによって抵抗特性に及ぼす種々のパラメータの影響が個々の抵抗成分への影響から説明できる。模型実験と理論解析を併用した実機の抵抗特性の推定が可能になった。

3. 水ジェットの推進特性

3.1 研究のねらい

水ジェットはスクリュープロペラと異なり、その構造のため推力の分離計測が実験技術上困難である。そのため推力と抵抗の干渉効果や吸込口の性能等、推進性能推定上の重要な問題も必ずしも明らかにされているとは言えない。

運動量保存則によって定義された水ジェットの総推力と曳引時の船体抵抗の実測値にもとづいて、吸込干渉抵抗を定義し、作動条件の影響を調べた。同時に水ジェット吸込口、管路系の損失を求め、水ジェット推進の動力特性に及ぼす作動条件設定の最適化を評価した。また自航実験を行い、側壁型ACVと水ジェットの適合性について実験的に確かめた。水槽実験においては、実験技術的に吸込口近傍の流れを詳細に計測することが困難であるため、吸込口部分の二次元風洞模型を使って、主に吸込み作用が吸込口周辺から管路部にかけての静圧、速度分布にどのような影響を与えるか、また吸込口近傍での流れの運動量、損失がどのように影響を受けるかを調べ、水槽実験結果と比較検討した。

3.2 水ジェットの水槽実験

3.2.1 実験装置及び実験方法

(1) 供試模型

本実験に使用した水ジェットの模型を図3-1に示

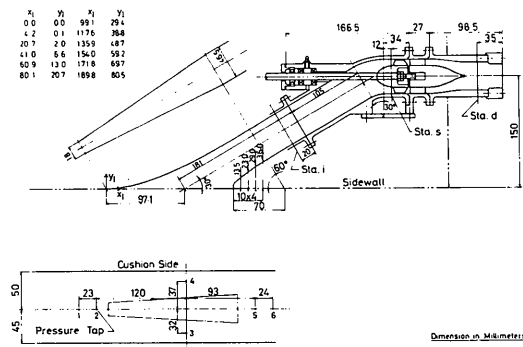


図3-1 水ジェット模型の概要

す。この模型は側壁型ACV模型B (図2-10参照)の自航実験用に製作したもので、ポンプ部は単段軸流型である。吸込口はフラッシュ型で、入口での損失を防ぐため図に示すような整形を施している。吸込口形

状は固定で、ノズル径は変更できる。管路の静圧を求めるためポンプ入り口s、出口d及び吸込管路途中iの3断面に各4点の静圧孔がある。また吸込口周辺の船底圧力変化を調べるため、6個所の静圧孔をあけた。水ジェットポンプは回転数の制御された1.5kW直流電動機によって駆動される。

(2) 計測装置

水ジェット単体の性能試験は三成分曳航天秤 (図2-13参照) を用いて行った。自航試験は六成分曳航天秤 (図2-14参照) を用いて行った。

次に計測システムのブロック線図を図3-2に示す。

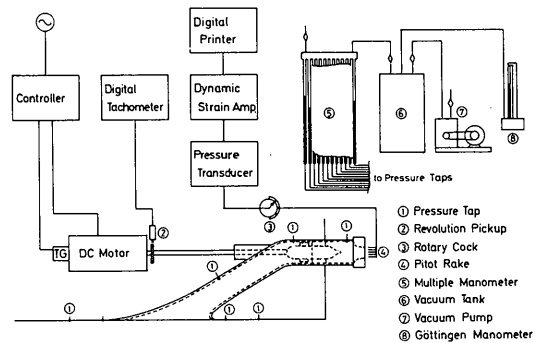


図3-2 計測装置のブロック線図

ポンプ回転数は電磁式回転検出器を用いたデジタル回転計によって監視した。船底、管路等の静圧は真空タンクに接続した多管マンオメーターを用いて計測した。ノズル出口総圧分布は、楕型ピトー管を切替えコックを介して圧力変換器に接続し、動ひずみ計を通してデジタルプリンターで記録した。圧力計測にあたっては、圧力計と圧力計測孔の間の位置ヘッド分 (ヒープ、トリム角の影響も含む) の修正を行った。ポンプ流量はノズルを流量計として計測した。

(3) 実験方法

水ジェット模型を側壁に組込み、作動条件として吸込速度比 v_i/V_∞ 、側壁トリム角が推進装置の単独性能に与える影響について調べた。実験は当所、三鷹第三船舶試験水槽 (水路長さ150m、幅7.5m、水深3.5m)で行った。側壁のヒープ、トリムは固定し、曳引台車の速度とポンプ回転数の組み合わせにより吸込速度比を変えた。

水ジェットの性能試験条件

- 側壁没水深さ, m 0.04
- トリム, deg 0.0, 1.0, 2.0

速度, m/s	1.5, 2.0, 2.5, 3.0
ポンプ回転数, rpm	5000, 7000, 9000
吸込速度比	0.55~1.97

自航実験は側壁型ACV模型Bに前述の水ジェット模型を組込んで行った。自航実験は三鷹第二船舶試験水槽(水路長さ400m, 幅18m, 水深8m)で行った。自航実験に先だつて曳引抵抗 D_t を求めた。以下の条件によれば曳航時の姿勢はほぼ自航時のそれに等しくできた。

- i) 推力軸線(曳航軸線)をポンプ軸線として行う。
- ii) 吸込口は薄板で閉鎖する。
- iii) 水を含む推進機重量を相当位置に負荷する。

自航点はガイド用に用いた六成分曳航天秤の抵抗出力値が零となるようにポンプ回転数を調節して求めた。

自航実験条件

模型	B
重量	54.7kgf
クッションシール	ヒンジシール(固定)
吸込口面積	0.00205m ² × 2
S_i/S_j	2.453及び3.079

(4) 実験結果の整理法

船体と推進装置は図3-3のように分けるものとする。正味の船体抵抗 D_n , 正味の推力 T_n , ガイド用の曳航天秤の不平衡分抵抗出力値 D_b とすれば平衡条件から,

$$2T_n = D_n - D_b \tag{3-1}$$

自航時には $D_b = 0$ より $D_n = T_n \times 2$ となる。

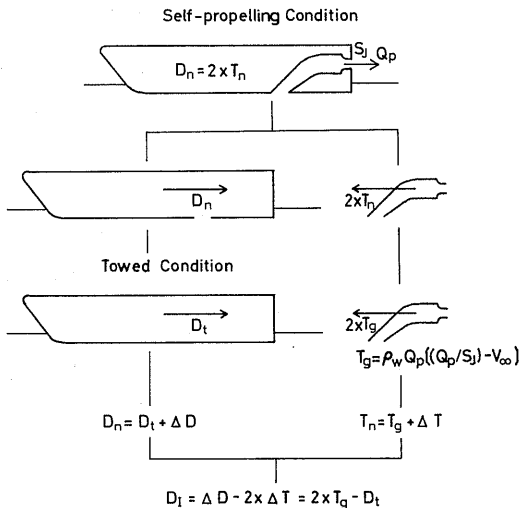


図3-3 干渉抵抗解析の概念図

ここで総推力 T_g をポンプ流量 Q_p と航行速度 V_∞ より,

$$T_g = \rho_w Q_p [(Q_p/S_j) - V_\infty] \tag{3-2}$$

と定義し, 推力の干渉項を ΔT と表して

$$2T_n = 2T_g + 2\Delta T \tag{3-3}$$

とする。

曳引抵抗 D_t は吸込口を閉鎖した船体が, 自航時と同じ姿勢で航行するときの船体抵抗とする。抵抗の干渉項を ΔD と表して,

$$D_n = D_t + \Delta D \tag{3-4}$$

とする。以上によって吸込干渉抵抗 D_i を次式のように定義する。

$$D_i = \Delta D - 2\Delta T = 2T_g - D_t \tag{3-5}$$

吸込口での運動量変化に着目して吸込干渉抵抗係数 C_i を次のように定義した。

$$C_i = D_i / (2\rho_w Q_p V_\infty) \tag{3-6}$$

つぎに全損失 E はポンプ圧力上昇 Δp_{tp} , ノズル高さ h_j として,

$$E = 2Q_p \left(\frac{\rho_w}{2}\right) V_\infty^2 \left\{ 1 - \left[\Delta p_{tp} + \left(\frac{\rho_w}{2}\right) \left(\frac{Q_p}{S_j}\right)^2 \right] / \left[\left(\frac{\rho_w}{2}\right) V_\infty^2 + \frac{2gh_j}{V_\infty^2} \right] \right\} \tag{3-7}$$

のように算出した。また吸込口部と管路部の損失 E_i , E_p はそれぞれ

$$E_i = 2Q_p \left(\frac{\rho_w}{2}\right) V_\infty^2 \left\{ 1 - \left[p_i + \left(\frac{\rho_w}{2}\right) \left(\frac{Q_p}{S_i}\right)^2 \right] / \left[\left(\frac{\rho_w}{2}\right) V_\infty^2 + \frac{2gh_i}{V_\infty^2} \right] \right\} \tag{3-8}$$

$$E_p = E - E_i \tag{3-9}$$

として算出した。

ここでポンプ流量 Q_p はノズル前平均静圧 p_a , ノズル流出係数 α , ノズル前流路断面積 S_a , 出口面積 S_j として,

$$Q_p = \alpha S_j \{ (2p_a/\rho_w) / [1 - (S_j/S_a)^2] \}^{1/2} \tag{3-10}$$

によって算出した。 α はあらかじめ容積法で求めた Q_p と p_a の値を(3-10)式の関係によって検定した値を用いた。ポンプ圧力上昇 Δp_{tp} は断面 $s-d$ 間の総圧差とし, $S_s = S_a$ より速度分布の違いを無視して, 断面 $s-d$ 間の静圧差として求めた。

損失要因の分析のため管摩擦の影響を次のように推定して図中に示した。水ジェットの管路は, 断面形状が場所によって変わる。そこで水ジェットの内容積が

約 $8.00 \times 10^{-4} \text{m}^3$ 、中心線長さ 0.473m (内ポンプ部 0.113m)より、平均流路断面積 $1.61 \times 10^{-3} \text{m}^2$ となる。これより平均的な相当円管径 d_* を 0.0464m とした。吸込口は 0.161m 、その他の管路は 0.200m となっている。管路を構成する各部分の平均的な相当円管径 d_* 、中心線長 l 、平均流速 v_* 、管摩擦係数 λ として次式によって算出した。

$$E_f = 2\lambda \left(\frac{l}{d_*} \right) v_{uct} \left(\frac{\rho_w}{2} \right) v_*^2 Q_p \quad (3-11)$$

ここで λ は次のように決めた。実験範囲が $Q_p = 0.0034 \sim 0.0063 \text{m}^3/\text{s}$ より d_* に関するレイノルズ数は 10^5 程度になる。また管壁粗度を $0.0005 \sim 0.00005$ と推定し、ムーディ線図より $\lambda = 0.02$ と推定した。このように摩擦損失分を推定した。各損失は $(\rho_w/2) V_\infty^2 Q_p \times 2$ で無次元化して、

全損失係数

$$\xi = E/[2Q_p (\rho_w/2) V_\infty^2] \quad (3-12)$$

吸込口損失係数

$$\xi_i = E_i/[2Q_p (\rho_w/2) V_\infty^2] \quad (3-13)$$

管路損失係数

$$\xi_D = E_D/[2Q_p (\rho_w/2) V_\infty^2] \quad (3-14)$$

とした。

また吸込口周辺の船底圧力 $p_1 \sim p_6$ は動圧 $(\rho_w/2) V_\infty^2$ で無次元化した。

$$C_{p1 \sim 6} = p_{1 \sim 6}/[(\rho_w/2) V_\infty^2] \quad (3-15)$$

自航中のファン空気動力 P_i' 、ポンプ水動力 P_p' は、

$$P_i' = \Delta p_{if} Q_f \quad (3-16)$$

$$P_p' = 2 \Delta p_{if} Q_p \quad (3-17)$$

として、推進効率(ただしポンプ水動力にもとづく) η_{pc}' は

$$\eta_{pc}' = D_i V_\infty / P_p \quad (3-18)$$

また有効抗揚比(ただしファン空気動力とポンプ水動力にもとづく)の形で

$$P_i'/(WV_\infty) = P_i'/(WV_\infty) + P_p'/(WV_\infty) \quad (3-19)$$

と表して全体的な性能を調べた。

3.2.2 実験結果及び考察

(1) 推進装置単独性能

初期の実験で空気吸込みによる著しい推力低下を経験した。それは側壁フェアリング部分の流れの剝離によるもので、推力が著しく低下し自航不能になった。滑走域では側壁形状や吸込口の没水深さが適切でない、空気を吸込み易くなる。また低フルード数域ではクッション室内の波面にくぼみを生じるが、特定のフルード数のとき吸込口に近づき、クッション空気を吸

込み易くなるので、抵抗の面からだけでなく空気吸込み防止の観点を含めて側壁の形状、深さを決める必要がある。空気吸込みによる性能低下は著しく、設計にあたって空気吸込み防止は最優先しなければならない事項の一つである。側壁No.3はこのような結果にもとづいて改善した船形である。

水ジェットの実験に先立ってヒープ、トリム固定状態で側壁No.3(図2-12参照)の抵抗試験を行った。こ

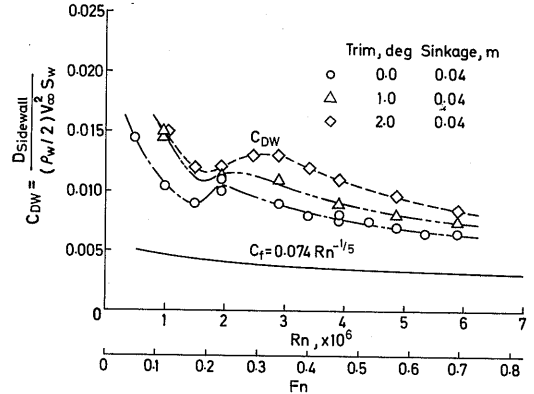


図3-4 側壁No.3の抵抗特性

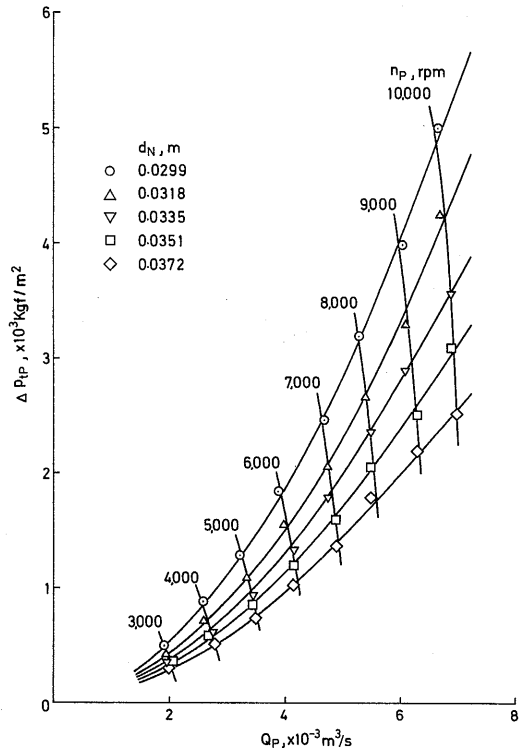


図3-5 水ジェットポンプの流量—圧力特性

の結果を図3-4に示す。水ジェットの模型の流量-圧力特性を図3-5に示す。以上のような側壁に水ジェットを組み込み、その推進特性を調べた。

静止時の吸込口周辺の船底圧力分布に及ぼす吸込みの影響を図3-6に示す。静止状態では吸込みが強くなるに従って、方向に関係なく圧力が低下している。次に航行時の静圧変化を図3-7に示す。航行状態では吸込みが強くなると、前方及び側方では圧力は低下するものの後方では逆に上昇しており、静止状態とは明らかに異なる。航行状態の静圧変化の傾向は吸込速度比 v_i/V_∞ によって表される。

次に吸込口管路系の損失を示す。図3-8に吸込速度比 v_i/V_∞ に対する吸込口損失係数 ξ_i の変化を示す。 ξ_i は v_i/V_∞ に対して最小値をもつ。 $v_i/V_\infty < 1$ では管摩擦による影響は小さく、入口付近での剥離も生じにくく

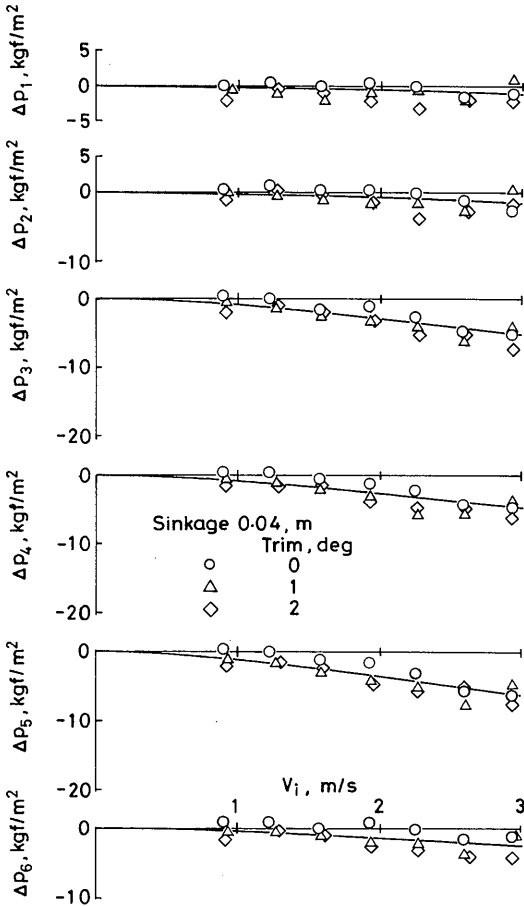


図3-6 吸込口周辺の静圧変化 (停止時)

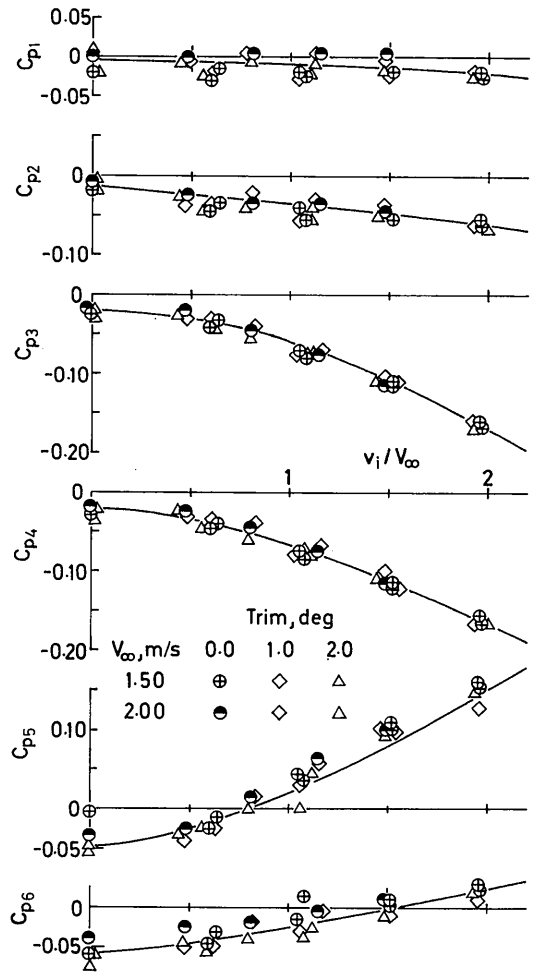


図3-7 吸込口周辺の静圧変化 (曳引時)

いため、損失係数が増加する要因は側壁の境界層を吸込むためと推察される。

次に図3-9に吸込速度比 v_i/V_∞ に対する管路損失係数 ξ_d の変化を示す。 ξ_d は管摩擦の影響を大幅に上回っている。これは曲がり及び断面形状変化(正方形から円形)とポンプ軸に起因する損失増加と推察される。

以上の結果を合わせて、図3-10に吸込速度比 v_i/V_∞ に対する全損失係数 ξ の変化を示す。これによれば v_i/V_∞ が1を越える領域では管摩擦及び曲がり、ポンプ軸による影響が大きなウエートを占め、反面 v_i/V_∞ が1より小さくなるに従って船体境界層の影響が大きくなると定性的に言える。

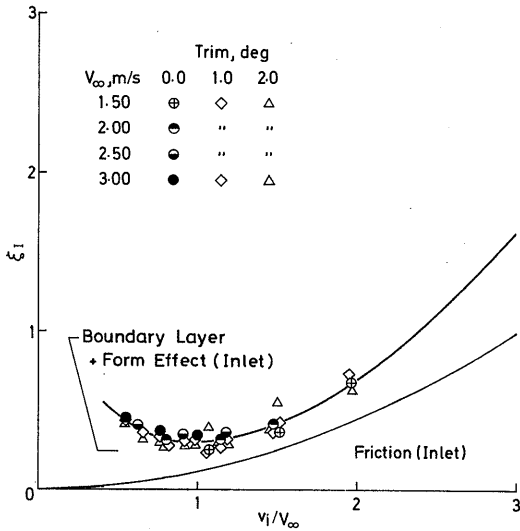


図3-8 吸込口損失係数と吸込速度比の関係

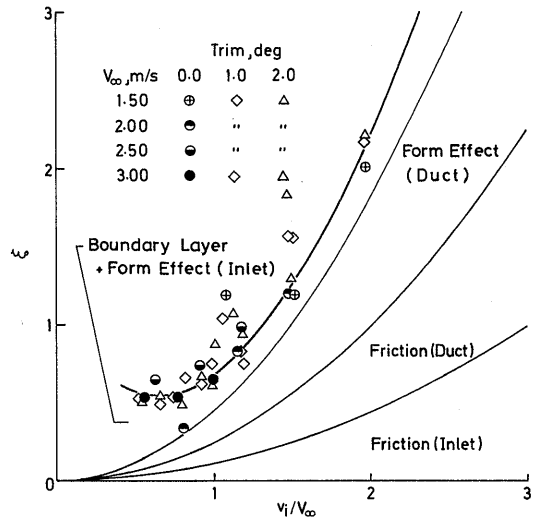


図3-10 全損失係数と吸込速度比の関係

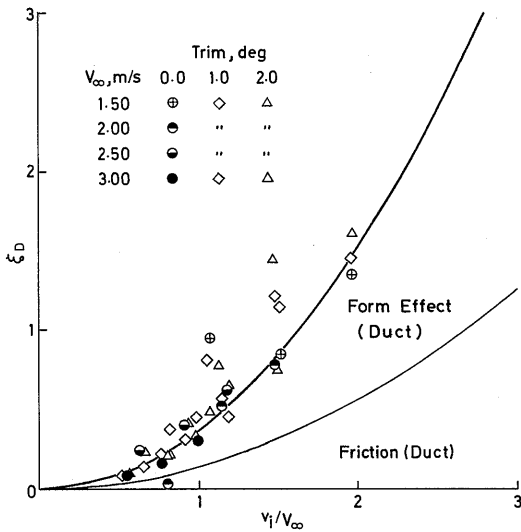


図3-9 管路損失係数と吸込速度比の関係

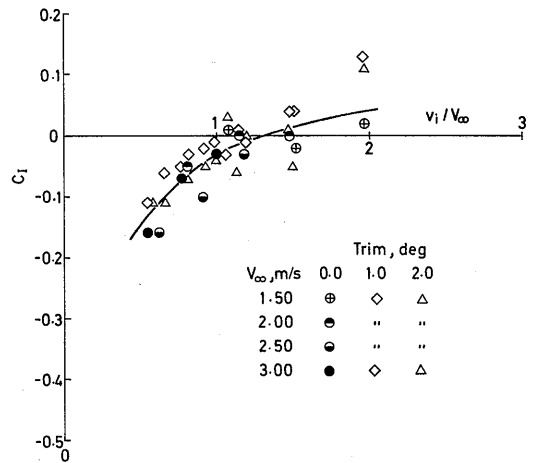


図3-11 吸込干渉抵抗係数と吸込速度比の関係

つぎに図3-11に吸込速度比 v_i/V_∞ に対する吸込干渉抵抗係数 C_I の変化を示す。ばらつきが多いが、 C_I は v_i/V_∞ が減少するに従って減少する。 $v_i/V_\infty < 1.2$ では負の値となった。推力-抵抗間の干渉効果は、吸込みによる摩擦応力、圧力変化と吸込み流れの運動量変化の総合効果と考えられる。前者は v_i/V_∞ が小さくなる

に従って、曳引状態に近づくことから、定性的に本図の主要因とは考えにくい。一方、 v_i/V_∞ が小さくなるに従って、境界層のより低速領域を吸込むため、吸込運動量抵抗は(3-2)式の定義より少なくなると思われる。そのため負の吸込干渉抵抗を生じたものと推察される。図3-11に見られる傾向は、主に境界層が ΔT に及ぼす効果によることがこの結果から推察される。

(2) 自航特性

実験に用いた側壁型ACVの抵抗特性を図3-12に示す。クッションシールはヒンジ型であるが単純化の

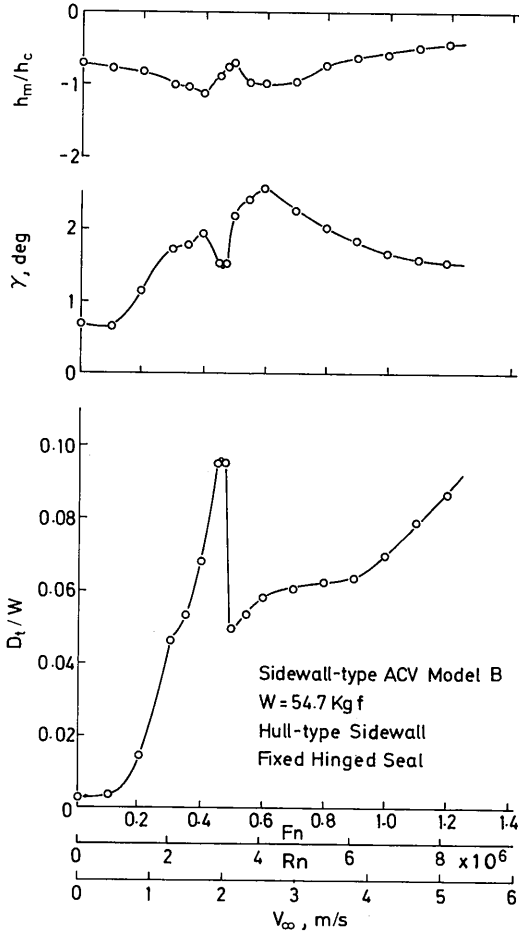


図3-12 側壁型ACVの抵抗特性、姿勢

ため固定したので、図に見られるように、 $F_n=0.45$ 付近でクッションシールの接水に伴う大きな抵抗のピークが見られる。

図3-13に抵抗特性及びノズルの絞りが水ジェットの作動点に与える影響をポンプ特性曲線上で示す。動圧の回復のため同一ノズル径で停止時に比べて全体にポンプ圧力上昇は低くなっている。低速域の抵抗曲線のハンプの存在により、ポンプ作動点は滑走域に比べて高圧側へずれており、ポンプ効率の観点から問題になる。しかしハンプ域を除けば、側壁型ACVの抵抗

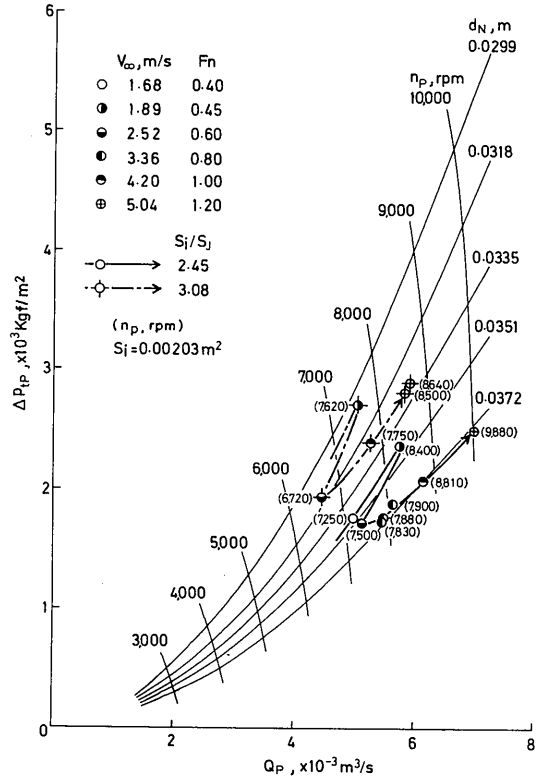


図3-13 自航時のポンプ作動点

特性とポンプの流量-圧力特性は比較的適合性が良い。自航実験の様子を写真3-1, 3-2に示す。

水ジェットの作動状態を決める重要なパラメータである噴射速度比 v_j/V_∞ 、吸込速度比 v_i/V_∞ の変化を図3-14に示す。抵抗のハンプに相当する速度で v_j/V_∞ 、 v_i/V_∞ もも最大となり、滑走状態では速度の上昇に伴って低下し、ほぼ一定値に漸近する傾向がみられる。

図3-15に推進効率(ただし動力はポンプ水動力による) η_{PC}' を示す。図中の曲線は損失が管路損失のみによるとして、次式によって求めた。

$$\eta_{PC}' = \frac{2\rho_w Q_P (v_j - V_\infty)}{2Q_P [(\rho_w/2)v_j^2 - (\rho_w/2)V_\infty^2] + 2\xi_D Q_P (\rho_w/2)v_i^2} = \frac{2[(v_j/V_\infty) - 1]}{[1 + \xi_D (S_j/S_i)^2](v_j/V_\infty)^2 - 1} \quad (3-20)$$

本模型の結果は、 $\xi_D (S_j/S_i)^2$ が0.1~0.3にあり、 v_i/V_∞ が小さいところでやや η_{PC} が良くなる傾向が見られる。

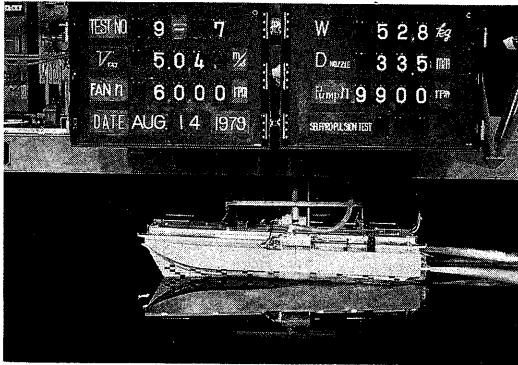


写真3-1 自航実験(I)
(B模型, $W=52.7\text{kgf}$, $V_\infty=5.04\text{m/s}$)

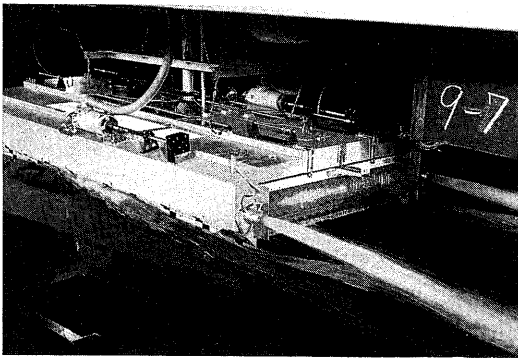


写真3-2 自航実験(II)
(B模型, $W=52.7\text{kgf}$, $V_\infty=5.04\text{m/s}$)

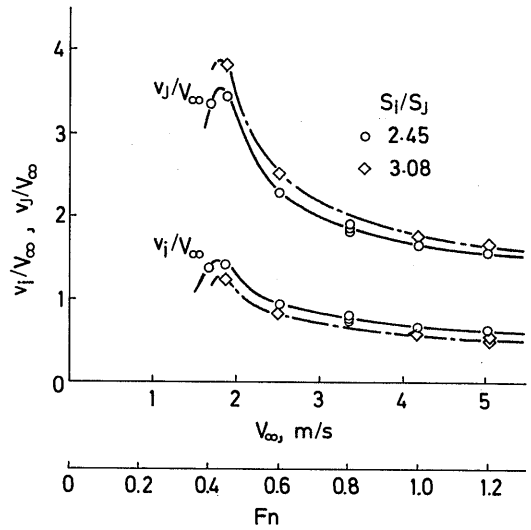


図3-14 吸込速度比, 噴射速度比とフルード数の関係

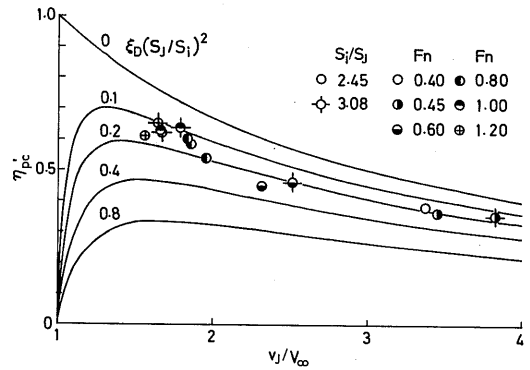


図3-15 自航模型の推進効率 η_{pc}

図3-16にポンプ水動力, ファン空気動力にもとづいた有効抗揚比を示す。速度に対して最小値を持つACV特有の性質がうかがえる。

3.3. 吸込口の風洞実験

3.3.1 実験装置及び実験方法

(1) 供試模型

図3-17に実験装置の概要を示す。1m×1mの風洞の吹出部を更に絞って高さ1m, 幅0.3m, 長さ1.6mの長方形断面の主流管路を形成する。更に広がり角24度の拡大管路を介して1m×1mの排気胴へ主流を導く。主流管路の奥行き0.3mの壁面の一つを船底とみためて

壁面と30度の角度をなす吸込口を付設した。船底とみためた壁面の境界層を船底に発達する境界層と考えると、境界層, 吸込速度比が吸込口の性能に及ぼす影響を検討した。測定部側面は上下にスライド可能な透明アクリル板を用いた壁とした。そしてアクリル板には風向風速計を水平方向にトラバースするためのスリットがあけてある。この二方向の移動によって風向風速計を吸込口近傍及び吸込管路入口付近でトラバースできる。次に実験に用いた吸込口の模型を図3-18に示す。

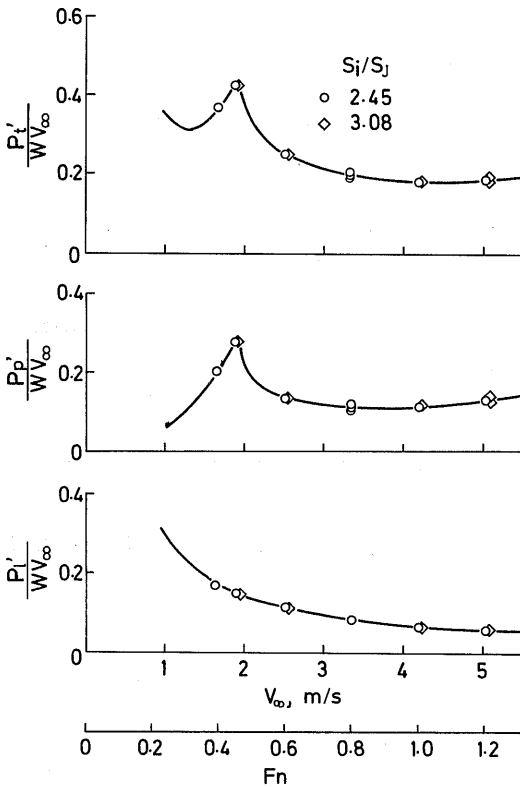


図3-16 自航模型の有効抗揚比 $P'_p / (W \cdot V_\infty)$

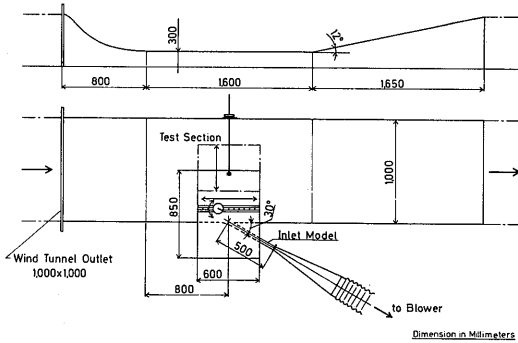


図3-17 吸込口の風洞実験装置概要

吸込口はフラッシュ型で壁面に対して30度の傾斜角をなす。吸込口の整形は上流側では対数螺旋曲線、下流側は円弧に整形した。

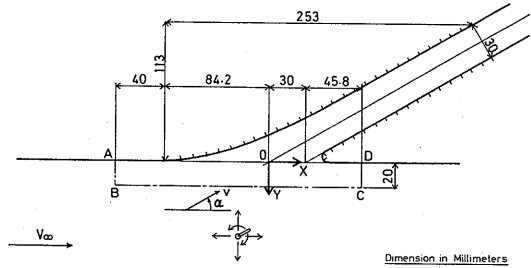


図3-18 吸込口の模型概要

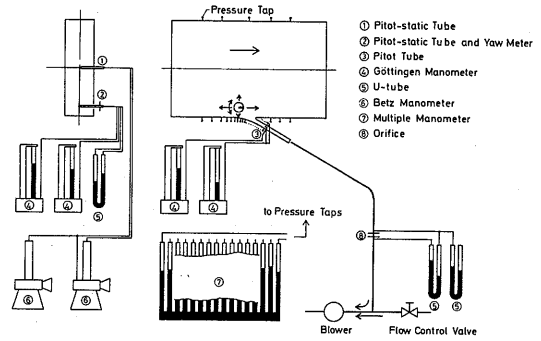


図3-19 計測装置の概要

(2) 計測装置

計測装置の概要を図3-19に示す。主流風速の計測はゲッチングン型標準ピトー管をベツツマンメータに接続して計測した。吸込口近傍の速度ベクトル、静圧の分布の計測はアローヘッド型のアングルメータ（先端角60度）を組込んだピトー静圧管をそれぞれU字管マンメータとゲッチングンマンメータに接続して計測した。管路内の総圧分布は総圧管をゲッチングンマンメータに接続して計測した。主流路、吸込管路壁面静圧分布は多管マンメータによって計測した。オリフィス流量計の差圧はU字管マンメータによって計測した。

(3) 実験方法

吸込口前方の境界層の条件を一定にするため主流速度は25m/s一定として、吸込流量の増減により吸込速度比を設定した。吸込んだ空気は内径200mmのフレキシブルホースによって内径200mmの鋼管を通してオリフィス流量計に導かれ、ブロワーによって排気される。吸込流量の調整はオリフィスとブロワーの間に設けたバイパス弁によって行う。

(4) 実験結果の整理法

主流速度 V_∞ は主流路断面中央における値で代表させた。本実験装置では吸込用ブロワーの容量の制約から、十分な流路幅が取れなかった。そのため壁面境界層の影響があってオリフィスによる流量は必ずしも吸込流量を代表させるのは適当でない。そこで流路中央で検査面 ABCD (図3-18参照) に質量保存則を適用して次式によって算出した。AB, BC, CD 上の値を、それぞれ添字 1, 2, 3 で表すと、

$$Q = V_\infty \left\{ \int_{Y_A}^{Y_B} (v_1/V_\infty) \cos \alpha_1 dY + \int_{X_B}^{X_C} (v_2/V_\infty) \sin \alpha_2 dX - \int_{Y_D}^{Y_C} (v_3/V_\infty) \cos \alpha_3 dY \right\} \quad (3-21)$$

ここで v は流速, α は速度ベクトルと壁面とのなす角度である。

船体境界層による外部損失 E_{IBL} は以下の式により推定した。

$$E_{IBL} = (\rho_a/2) V_\infty^2 Q - \int_0^{Y_Q} p_2 v dY \quad (3-22)$$

ここで Y_Q は

$$Q = \int_0^{Y_Q} v dY \quad (3-23)$$

となるように決める。損失を $(\rho_a/2) V_\infty^2 Q$ で無次元化して、

$$\xi_{IBL} = E_{IBL} / [(\rho_a/2) V_\infty^2 Q] \quad (3-24)$$

また吸込口での流れの持つ運動量 m_{x1} は、検査面 ABCD に運動量保存則を適用して、次式によって推定した。

$$m_{x1} = \rho_a V_\infty^2 \left\{ \int_{Y_A}^{Y_B} [(v_1/V_\infty)^2 \cos^2 \alpha_1 - (v_3/V_\infty)^2 \cos^2 \alpha_3] dY + \int_{X_B}^{X_C} (v_2/V_\infty)^2 \sin \alpha_2 \cos \alpha_2 dX \right\} - \int_{Y_D}^{Y_C} p_3 dY + \int_{Y_A}^{Y_B} p_1 dY \quad (3-25)$$

これから無限遠で持っていた運動量 $\rho_a Q V_\infty$ を差引き、さらにそれで無次元化して

$$C_{IBL} = (m_{x1} - \rho_a Q V_\infty) / (\rho_a Q V_\infty) \quad (3-26)$$

とする。

3.3.2 実験結果及び考察

(1) 静圧, 流速分布に及ぼす吸込速度比の影響

主流速度 V_∞ をほぼ 25m/s に保ち、吸込速度比 v_i/V_∞ を 0.54~1.70 の範囲で変えて、吸込速度比と外部境界層が、吸込口周辺及び管路の静圧, 流速分布, 吸込運動量, 損失等に及ぼす影響について調べた。

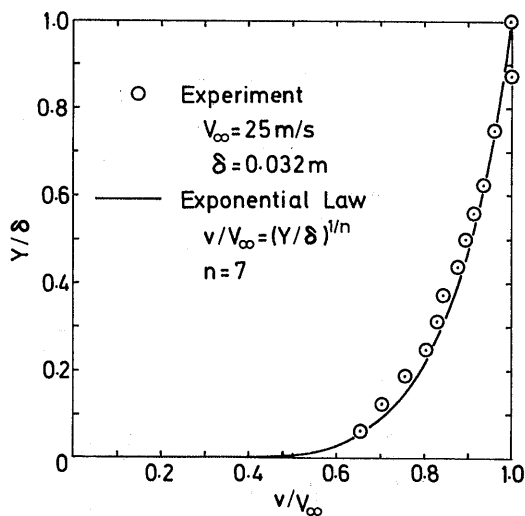


図3-20 境界層速度分布形

図3-20に吸込みが無い場合の吸込口直前の境界層速度分布を示す。境界層厚さは約32mmでほぼ1/7乗法則速度分布に乗っている。風洞吹出口から吸込口までの距離1.6mにもとづく主流レイノルズ数は約 2.5×10^6 であった。次に図3-21に吸込口前方の、図3-22

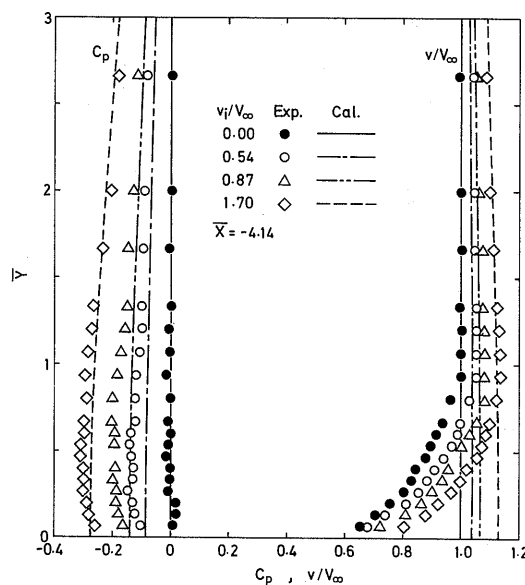


図3-21 吸込口前方の流速, 静圧分布と吸込速度比の関係

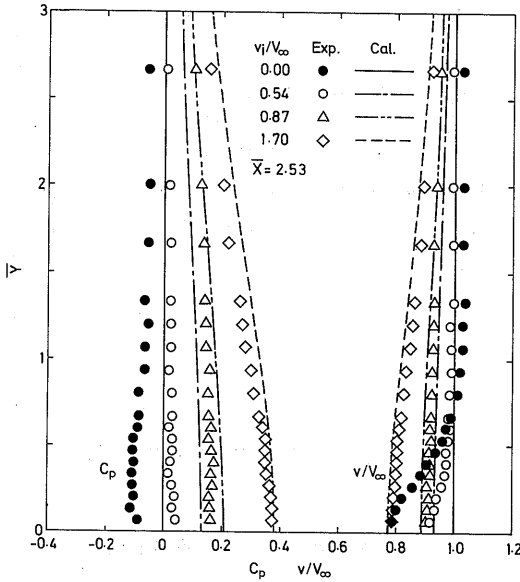


図3-22 吸込口後方の流速，静圧分布と吸込速度比の関係

に後方の静圧，速度分布に対する吸込速度比 v_i/V_∞ の影響を示す。 v_i/V_∞ の上昇に伴い前方では静圧が低下し，流速が増している。後方では反対に静圧は上昇し，減速している。さらに前方で見られた境界層が v_i/V_∞ の上昇に伴って無くなっている。静圧変化に見られる定性的傾向は水槽実験結果(図3-7参照)と同じであった。図中に定性的検討のため理想流体を仮定して点(0, 0)に吸込流量を集中した場合の相当位置での静圧，流速変化の計算結果を参考に示した。吸込流れは，複素ポテンシャル w として次式で表される。

$$w = -V_\infty Z + (b_i v_i / \pi) \log Z \quad (3-27)$$

ここで $Z = X + Yi$ である。

流速 v の X, Y 方向成分を v_x, v_y とすれば，

$$\frac{dw}{dZ} = -v_x + i v_y \quad (3-28)$$

より

$$v_x = V_\infty - \frac{b_i v_i}{\pi} \frac{Y}{X^2 + Y^2} \quad (3-29)$$

$$v_y = -\frac{b_i v_i}{\pi} \frac{X}{X^2 + Y^2} \quad (3-30)$$

V_∞ で無次元化し， $\bar{X} = X/b_i, \bar{Y} = Y/b_i$ とすれば，

$$\frac{v_x}{V_\infty} = 1 - \frac{1}{\pi} \frac{v_i}{V_\infty} \frac{\bar{X}}{\bar{X}^2 + \bar{Y}^2} \quad (3-31)$$

$$\frac{v_y}{V_\infty} = -\frac{1}{\pi} \frac{v_i}{V_\infty} \frac{\bar{Y}}{\bar{X}^2 + \bar{Y}^2} \quad (3-32)$$

$$\frac{v}{V_\infty} = \left[1 + \frac{1}{\pi} \frac{v_i}{V_\infty} \left(2\bar{X} - \frac{1}{\pi} \frac{v_i}{V_\infty} \right) \frac{1}{\bar{X}^2 + \bar{Y}^2} \right]^{1/2} \quad (3-33)$$

となる。

$$p + (\rho_a/2)v^2 = p_\infty + (\rho_a/2)V_\infty^2 \quad (3-34)$$

より，静圧係数 C_p を

$$C_p = (p - p_\infty) / [(\rho_a/2)V_\infty^2] \quad (3-35)$$

とすれば，

$$C_p = \frac{2}{\pi} \frac{v_i}{V_\infty} \frac{\bar{X} - \frac{1}{\pi^2} \left(\frac{v_i}{V_\infty} \right)^2}{\bar{X}^2 + \bar{Y}^2} \quad (3-36)$$

となる。(3-35)式を変形すると，等 C_p 線は

$$\left(\bar{X} - \frac{1}{\pi C_p} \frac{v_i}{V_\infty} \right)^2 + \bar{Y}^2 = \frac{1}{\pi^2} \left(\frac{v_i}{V_\infty} \right)^2 \left(\frac{1}{C_p^2} - \frac{1}{C_p} \right) \quad (3-37)$$

と表される。等 C_p 線は $\left(\frac{1}{\pi C_p} \frac{v_i}{V_\infty}, 0 \right)$ に中心を持つ，半径 $\frac{1}{\pi} \frac{v_i}{V_\infty} \left(\frac{1}{C_p^2} - \frac{1}{C_p} \right)^{1/2}$ の円になる。(3-33)式，

(3-36)式の関係は境界層の部分を除いて，実験値の傾向を良く表している。

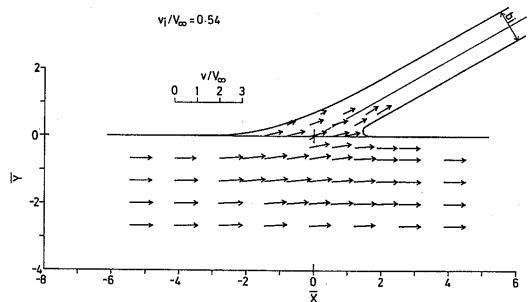


図3-23 吸込口近傍の流速分布 ($v_i/V_\infty = 0.54$)

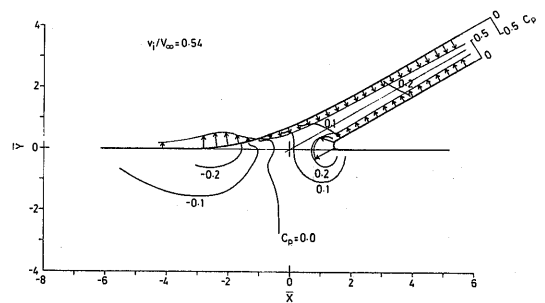


図3-24 吸込口近傍の静圧分布 ($v_i/V_\infty = 0.54$)

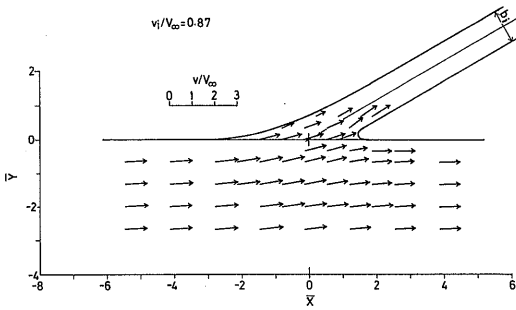


図 3-25 吸込口近傍の流速分布 ($v_i/V_\infty = 0.87$)

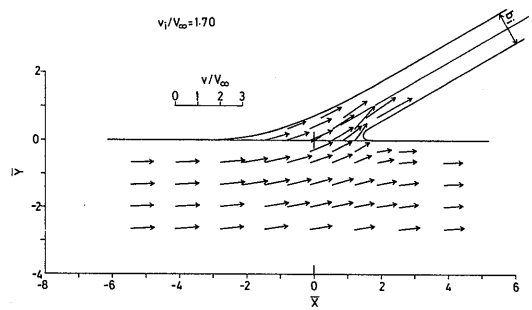


図 3-27 吸込口近傍の流速分布 ($v_i/V_\infty = 1.70$)

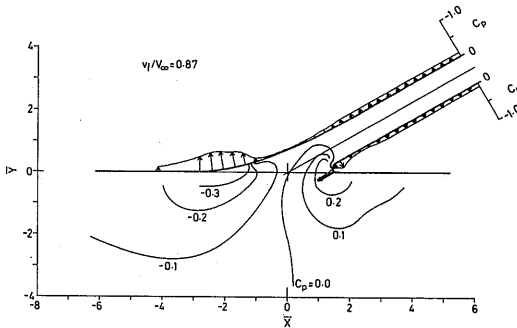


図 3-26 吸込口近傍の静圧分布 ($v_i/V_\infty = 0.87$)

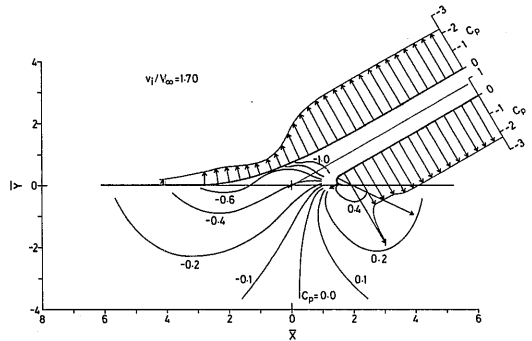


図 3-28 吸込口近傍の静圧分布 ($v_i/V_\infty = 1.70$)

図 3-23に $v_i/V_\infty = 0.54$ の吸込口近傍の流速分布を示す。流れは吸込口後縁でスムーズに分岐している。前縁付近は外部境界層による低速域になっている。図 3-24に吸込口近傍の静圧分布を示す。静圧は (3-37) 式で定性的に示されたように、前縁付近に低圧領域、後縁付近に高圧領域が生じており、近似計算式は v_i/V_∞ の吸込口近傍の流速、静圧力分布に対する影響を定性的に良く表している。 $v_i/V_\infty = 0.87, 1.70$ の流速、静圧分布をそれぞれ図 3-25, -26 と図 3-27, -28 に示す。吸込速度比の上昇に伴って、 $v_i/V_\infty = 0.54$ に見られた傾向が一層顕著になっている。

(2) 損失, 吸込運動量に及ぼす外部境界層の影響

次に吸込みに伴う外部損失係数 ξ_{BL} を図 3-29 に示す。 v_i/V_∞ の増加に伴い ξ_{BL} は減少する傾向が見られ、定性的に水槽実験結果 (図 3-8 参照) と対応している。

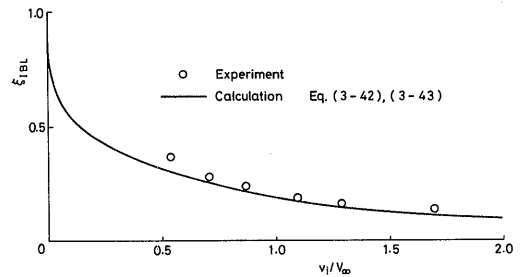


図 3-29 外部損失係数 (v_i/V_∞ の影響)

図中の実線は吸込みによって外部境界層が変わらないとして、境界層による損失を推定したものである。外部境界層の速度分布形は簡単のため、指数則速度分布 $v/V_\infty = (Y/\delta)^{1/n}$ とした。境界層内を流れる流量 Q_σ は

$$Q_\sigma = \int_0^\delta v dY = [n/(n+1)] \delta V_\infty \quad (3-38)$$

となる。吸込流量が Q_0 となるときの吸込速度比は

$$(v_i/V_\infty)_{Q=Q_0} = [n/(n+1)](b_i/\delta)^{-1} \quad (3-39)$$

となる。境界層による外部損失係数 ξ_{IBL} は $(v_i/V_\infty) < [n/(n+1)](b_i/\delta)^{-1}$ のとき

$$\xi_{IBL} = \frac{\int_0^{Y_0} [(\rho_a/2) V_\infty^2 - (\rho_a/2) v^2] v dY}{[(\rho_a/2) V_\infty^2 Q]} \quad (3-40)$$

$$Q = \int_0^{Y_0} V_\infty^2 (Y/\delta)^{1/n} dY \quad (3-41)$$

より

$$\xi_{IBL} = 1 - (n+3)^{-1} \{[(n+1)/n] \cdot (b_i/\delta)(v_i/V_\infty)\}^{2/(n+1)} \quad (3-42)$$

また $(v_i/V_\infty) \geq [n/(n+1)](b_i/\delta)^{-1}$ のとき

$$\begin{aligned} \xi_{IBL} &= \frac{\int_0^\sigma [(\rho_a/2) V_\infty^2 - (\rho_a/2) v^2] v dY}{[(\rho_a/2) V_\infty^2 Q]} \\ &= [n/(n+1) - n/(n+3)] \cdot [(b_i/\delta)(v_i/V_\infty)]^{-1} \end{aligned} \quad (3-43)$$

となる。図中の実線は(3-42)式、(3-43)式にもとづく計算結果 ($n=7$, $b_i/\delta=0.94$) で、実験値とほぼ対応している。

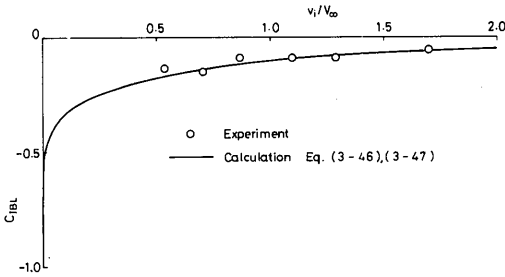


図3-30 運動量変化係数 (v_i/V_∞ の影響)

次に境界層が運動量変化係数 C_{IBL} に及ぼす影響を図3-30に示す。 C_{IBL} は負で吸込速度比大きくなるに従って、零に近づく傾向が見られ、定性的に水槽実験結果(図3-11参照)と対応している。図中に吸込みによる干渉効果を無視して境界層速度分布に運動量保存則を適用し、吸込口での X 方向の運動量から C_{IBL} を推定し、実験値と比較した。

$(v_i/V_\infty) < [n/(n+1)](b_i/\delta)$ のとき、

$$C_{IBL} = - \int_0^{Y_0} \rho_a (V_\infty - v) dY / (\rho_a Q V_\infty) \quad (3-44)$$

$$Q = \int_0^{Y_0} V_\infty (Y/\delta)^{1/n} dY \quad (3-45)$$

より

$$C_{IBL} = -1 + [(n+1)/(n+2)] \{[(n+1)/n] \cdot (b_i/\delta)(v_i/V_\infty)\}^{1/(n+1)} \quad (3-46)$$

また $(v_i/V_\infty) \geq [n/(n+1)](b_i/\delta)^{-1}$ のとき

$$\begin{aligned} C_{IBL} &= - \int_0^\sigma \rho_a (V_\infty - v) v dY / (\rho_a Q V_\infty) \\ &= - [n/(n+1) - n/(n+2)] \cdot [(b_i/\delta)(v_i/V_\infty)]^{-1} \end{aligned} \quad (3-47)$$

図中の実線は(3-46)式、(3-47)式にもとづく計算結果 ($n=7$, $b_i/\delta=0.94$) で、実験値はほぼこれに対応している。

ξ_{IBL} , C_{IBL} に見られる傾向は水槽実験での ξ_i , C_i の $v_i/V_\infty < 1.0$ の傾向と定性的に同じであった。この結果から吸込口の性能に及ぼす、外部境界層と吸込速度比の影響が定性的に確かめられた。

3.4 結 論

フラッシュ型吸込口を持つ水ジェットの推進特性について、吸込口の性能を中心に、水槽での推進装置の性能試験、及び水ジェット推進側壁型ACVの自航実験を行った。さらに吸込口の二次元模型による風洞実験を行い、次のような結果を得た。

1) 高フルード数域での側壁からの水流の剥離や、低フルード数域のクッション室内波面のくぼみによる空気吸込みが起こることがある。その時の水ジェットの推力低下は著しいため、設計にあたって空気吸込み防止は最優先すべき事項の一つである。その防止のためには十分な側壁深さと、流れ方向の断面変化の緩やかなフェアリングを付けることが重要であることが判った。

2) 吸込口の性能は損失係数と吸込干渉抵抗係数によって表され、共に吸込速度比 v_i/V_∞ の関数である。損失を大きくする主な要因としては船体境界層、管路摩擦、入口部の剥離と考えられ、このうち船体境界層による成分は v_i/V_∞ が小さくなると、ほぼ v_i/V_∞ に逆比例するように増す。その他の要因による影響はほぼ $(v_i/V_\infty)^2$ に比例して増す。このような損失要因の特性から、損失は v_i/V_∞ に対して最低値を持つ。相対的に後者の比重が少ないほど損失を最小にする v_i/V_∞ は大きくなる。

3) 二次元吸込口の実験結果によれば、外部境界層による損失係数 ξ_{BL} 及び運動量変化係数 C_{IBL} は、吸込口直前での吸込みの影響のない境界層速度分布をもとに、

吸込作用が速度分布に与える影響を無視して算出した値にほぼ等しい。

4. 水ジェット推進側壁型 ACV の動力特性

4.1 計算要領

海上用 ACV は浮揚方式、推進方式によってさまざまな形態が考えられる。ここでは海上輸送機関として水ジェット推進側壁型 ACV を例にして、動力推定とそれにもとづいた最適化の問題を、これまでに得た研究結果^{21) 22) 23)} にもとづいて考える。

ACV は浮揚にも動力を必要とするため、抵抗特性だけではその性能を評価できない。全動力で評価するのが望ましいが、そのためには浮揚系、推進系の数多くのパラメータが関与し複雑でもある。そこで第一に浮揚系、推進系の性能をごく近似的に表現し、抵抗特性に大きな影響を及ぼすクッションの二つのパラメータ bc/lc 、 hc/lc が抵抗特性を通じて動力特性にどのように影響するかを計算した。またこの結果を使って、動力特性の観点から各種交通機関の中でどの領域に位置づけられるかを見るため、側壁型 ACV の有効抗揚比と速度との関係の計算結果と、実用化されている各種交通機関のそれとを比較、検討した。

次に水ジェットについて吸込速度比 v_i/V_∞ 、噴射速度比 v_j/V_∞ 等が推進性能にどのように影響するかを計

算した。さらにこの結果にもとづいて、一次オーダーの推進システム重量の推定を行ってみた。実際の重量推定には複雑な設計と選択の過程を必要とするが、ここでは単純なモデルを考えて推定してみた。

これによって設計速力に応じたクッションパラメータ bc/lc 、 hc/lc の選択及び水ジェット作動条件と、水ジェット推進側壁型 ACV の所要動力を評価できる。

4.2 側壁型 ACV の動力特性

4.2.1 計算モデル及び基礎式

(1) 計算モデル

側壁型 ACV の所要動力の構成要因の分離は必ずしも確立されているとは言えないが、便宜的に加算的要因に分離できると仮定する。図 4-1 は動力推定上の要因の関連を表したもので、最右列は動力構成要因にそれぞれ対応する影響因子を示している。ここではクッションの主要な無次元パラメータである bc/lc 、 hc/lc が、抵抗特性を通じて動力性能にどのような影響を及ぼすかを明らかにするため、単純化したモデル(図 4-2) を考えて動力特性を計算した。計算にあたっては、次のような仮定を置いた。

- i) クッション平面形は矩形である。
- ii) 側壁はくさび形で、長さはクッション長さに等しく、その最大幅はクッション幅に比べて十分小さいとする。
- iii) 側壁浮力はホバー時の値で代表させ、速度の変化によらず一定とする。

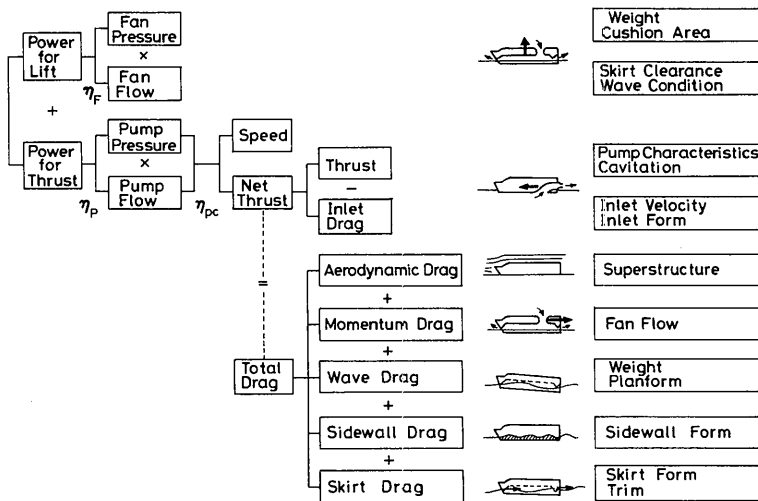


図 4-1 側壁型 ACV の動力構成要因

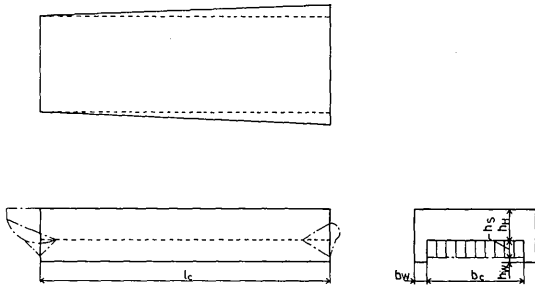


図4-2 計算モデル概要

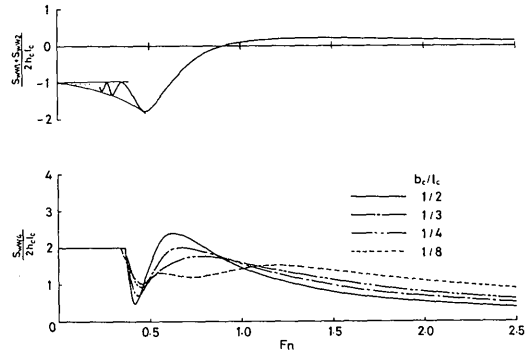


図4-3 接水面積の成分

- IV) 静水中、最適トリム状態で航行する。
- V) 浮揚系、推進系の性能は、次のような効率により代表させる。

浮揚系

ダクト効率 η_D = クッション圧力 / ファン総圧上昇
 ファン効率 η_F = ファン空気動力 / ファン伝達動力
 伝達効率 η_{Ti} = ファン伝達動力 / 浮揚動力

推進系

推進効率 η_{Pc} = 正味推力 × 速力 / 推進装置伝達動力
 伝達効率 η_{Tp} = 推進装置伝達動力 / 推進動力

(2) 基礎式

所要動力 P_t を浮揚用 P_i と推進用 P_p に分けて表現すると、次の関係式が得られる。

$$P_t = P_i + P_p \quad (4-1)$$

$$P_i = \Delta p_{if} Q_F / (\eta_F \eta_{Ti}) = p_c Q_F / (\eta_D \eta_F \eta_{Ti}) \quad (4-2)$$

$$P_p = D_t V_w / (\eta_{Pc} \eta_{Tp}) \quad (4-3)$$

ファン流量 Q_F は相当ホバー間隙 h_{eq} を与えれば次式で求まる。

$$Q_F = 2b_c h_{eq} [(2/\rho_a) p_c]^{1/2} \quad (4-4)$$

そして全抵抗 D_t は実験結果 (2・3 参照) にもとづいて次のような成分で構成されるものと考える。

$$D_t = D_o + D_m + D_{fw} + D_{fs} + D_w \quad (4-5)$$

$$D_o = C_{Do} (\rho_a / 2) V_w^2 S_f \quad (4-6)$$

$$D_m = \rho_a Q_F V_w \quad (4-7)$$

$$D_{fw} = C_f (\rho_a / 2) V_w^2 S_{ww} \quad (4-8)$$

$$D_{fs} = C_f (\rho_a / 2) V_w^2 S_{ws} \quad (4-9)$$

$$D_w = C_{wc} (h_c / l_c) [W / (p_c S_c)] W \quad (4-10)$$

船体前面面積 S_f は次式のように表す。

$$S_f = (h_w + h_s) (b_c + 2b_w) \quad (4-11)$$

側壁接水面積 S_{ww} は、著者等の実験結果 (2・3・2 (5) 参照) にもとづいて下記のような表現を用いた。

$$\frac{S_{ww}}{2hc l_c} = \frac{S_{ww1} + S_{ww2}}{2hc l_c} + \frac{S_{ww4}}{2hc l_c} + 2 \frac{h_w}{h_c} + \frac{1}{2} \cdot \frac{b_w}{b_c} \cdot \frac{b_c}{l_c} / \frac{h_c}{l_c} - \frac{2}{C_c} \frac{h_{eq}}{h_c} \quad (4-12)$$

右辺第一項及び第二項は、実験結果から求めたもので図4-3に示す。右辺第一項は波形の影響を、第二項は波形による船体のヒープの影響を、第三項は側壁深さ h_w の影響を、第四項は側壁底面積の影響を、第五項は相当ホバー間隙 h_{eq} の影響を表している。ここではスプレーによる接水面積の増加については、スプレーレール、チェーン等によって他の接水面積に比べて十分小さくできるものとして無視した。

スカート接水面積 S_{ws} は、著者等の実験によれば、 $b_c/l_c=0.5$ の例で最適トリムについてみれば、実用上十分小さい相当ホバー間隙 ($h_{eq}/h_c=0.1$) で、側壁のそれに比べて無視できる程度にすることが可能であることが判った (2・3・2 (7) 参照)。従って実験結果から $h_{eq}/h_c=0.1$ で最適トリムであるとして、スカート接水面積は $S_{ws}/(2hc b_c)=0.05$ によって算出した。

造波抵抗については実験の結果、側壁の浮力分担が小さく、最適トリムでスカートの接水も無いものとするれば、側壁+クッションの造波抵抗特性はクッションのみのそれと大差なく、クッションの造波抵抗を側壁の影響の第一近似として $W/p_c S_c$ 倍することによって表せる。ただし第二ハンプ以下の低フルード数域では線形仮定にもとづいたクッションの理論造波抵抗は実験値と一致しないため、実験値にもとづいて修正した (2・3・2 参照)。これを図4-4に示す。クッション揚力が全揚力の大部分を占める場合には、このような近似が許容されると考えられる。ここで、摩擦抵抗係

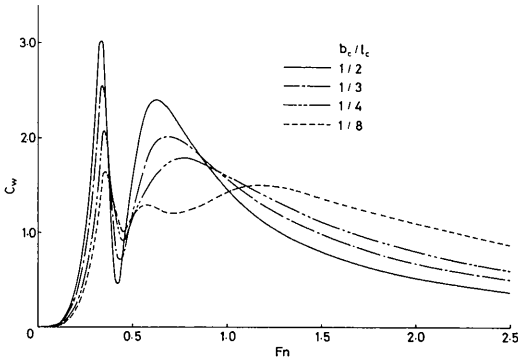


図 4-4 造波抵抗

数 $C_r^{24)}$ は

$$C_r = 0.455 (\log R_n)^{-2.58} \times 1.5$$

$$R_n = V_\infty l_k / \nu_w \quad \text{側壁}$$

$$R_n = V_\infty S_{ws} / (2b_c \nu_w) \quad \text{スカート}$$

とする。

これらの関係を無次元化して整理すれば、次のような基礎式が得られる。

$$P_t / (W V_\infty) = P_i / (W V_\infty) + P_p / (W V_\infty) \quad (4-13)$$

$$P_i / (W V_\infty) = 2 (h_{eq} / h_c) (h_c / l_c) (q_\infty / p_c)^{-1/2} / \{ [W / (p_c S_c)] \eta_o \eta_F \eta_{Ti} \} \quad (4-14)$$

$$P_p / (W V_\infty) = (D_t / W) / (\eta_{PC} \eta_{TP}) \quad (4-15)$$

ここで、

$$D_t / W = C_{Do} (q_\infty / p_c) (S_f / S_c) / [W / (p_c S_c)] + 4 (h_{eq} / h_c) (h_c / l_c) (q_\infty / p_c)^{1/2} / [W / (p_c S_c)] + 2 C_r (\rho_w / \rho_a) (q_\infty / p_c) (h_c / l_c) \cdot [S_{ww} / (2h_c l_c)] / \{ (b_c / l_c) [W / (p_c S_c)] \} + 2 C_r (\rho_w / \rho_a) (q_\infty / p_c) (h_c / l_c) \cdot [S_{ws} / (2h_c b_c)] / [W / (p_c S_c)] + C_{wc} (h_c / l_c) [W / (p_c S_c)] \quad (4-16)$$

$$W / (p_c S_c) = 1 + (b_w / b_c) (l_k / l_c) [1 + (h_w / h_c) - (h_{eq} / h_c) / C_c] \quad (4-17)$$

$$S_f / S_c = [1 + 2 (b_w / b_c)] [(h_s / b_c) (b_c / l_c) + (h_H / h_c) (h_c / l_c)] \quad (4-18)$$

$$q_\infty / p_c = (1/2) (\rho_a / \rho_w) F_n^2 / (h_c / l_c) \quad (4-19)$$

4.2.2 計算結果及び考察

重量、速度に対応するクッションの最適条件を評価するため b_c/l_c 、 h_c/l_c が抵抗特性を通じて動力特性にどのような影響を与えるかを計算した。計算に当たって以下の値は一定とした。

$b_w/b_c=0.10$ $h_w/h_c=0.25$ $h_{eq}/h_c=0.10$
 $h_s/b_c=0.15$ $h_H/h_c=15$ $l_k/l_c=1$
 $C_{Do}=0.45$ $C_c=0.61$ $S_{ws}/(2h_c b_c)=0.05$
 $\eta_{PC}=0.65$ $\eta_{TP}=0.98$ $\eta_F=0.80$
 $\eta_{Ti}=0.98$ $\eta_o=0.65$ $\rho_w=104.5 \text{ kgf s}^2/\text{m}^4$
 $\rho_a/\rho_w=0.0012$ $g=9.807 \text{ m/s}^2$
 重量1,000トンを例に b_c/l_c の抵抗特性への影響を、

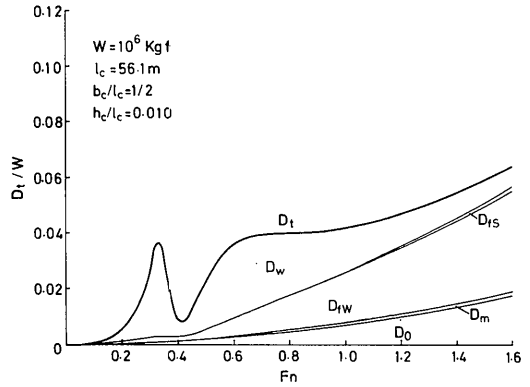


図 4-5 抵抗成分

($W=10^6 \text{ kgf}$, $b_c/l_c=1/2$, $h_c/l_c=0.010$)

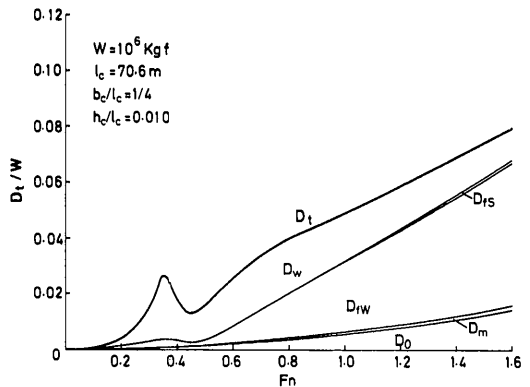


図 4-6 抵抗成分

($W=10^6 \text{ kgf}$, $b_c/l_c=1/4$, $h_c/l_c=0.010$)

図 4-5, -6, -7 に示す。 b_c/l_c を大きくすると、造波抵抗成分 D_w/W に見られるハンプは大きくなるが、高速域では側壁が短くなるため側壁摩擦抵抗成分 D_{rw}/W が小さくなる。反対に b_c/l_c を小さくすると、 D_w/W のハンプが小さくなり低速域の抵抗特性が改善されるが、高速域では D_{rw}/W の増加を招き、抵抗特性が悪化

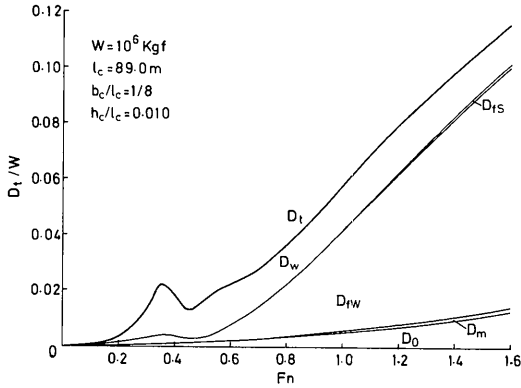


図 4-7 抵抗成分
($W=10^6 \text{kgf}$, $bc/lc=1/8$, $hc/lc=0.010$)

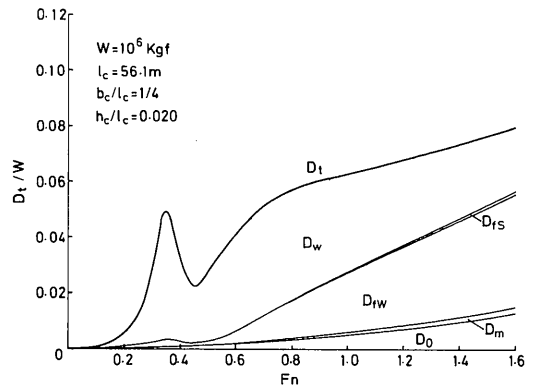


図 4-10 抵抗成分
($W=10^6 \text{kgf}$, $bc/lc=1/4$, $hc/lc=0.020$)

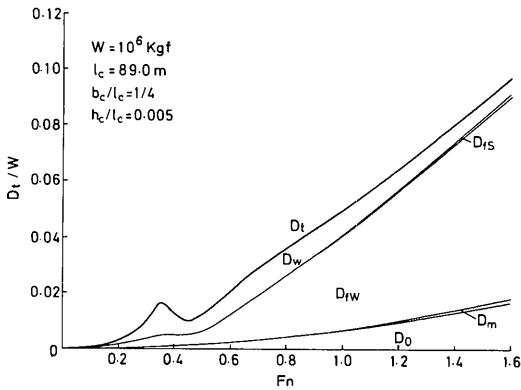


図 4-8 抵抗成分
($W=10^6 \text{kgf}$, $bc/lc=1/4$, $hc/lc=0.005$)

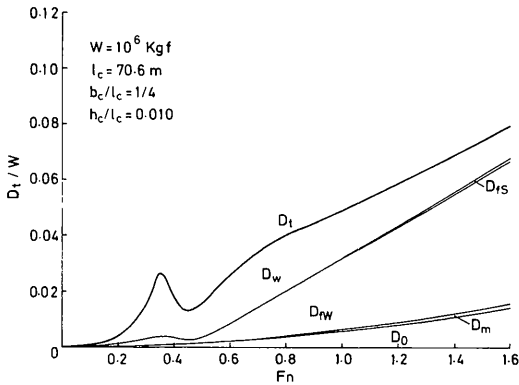


図 4-9 抵抗成分
($W=10^6 \text{kgf}$, $bc/lc=1/4$, $hc/lc=0.010$)

する。

つぎに hc/lc の影響を図 4-8, -9, -10 に示す。
 hc/lc を大きくすると、船体が小さくなるため、 D_{fw}/W 、
空気形状抵抗成分 D_0/W 共に減少する。特に高速域での
 D_{fw}/W の減少効果は大きい。しかし、ハンプ域では
 hc/lc を大きくすると、 D_w/W が増し、抵抗特性が悪化
する主要因になっている。

以上の計算結果から、抵抗特性の面では、高フルード
数で航行するものは bc/lc 、 hc/lc が大きい方が良く、
クッションは高圧、幅広となる傾向を持つ。低フルード
数用はこれと反対になる。

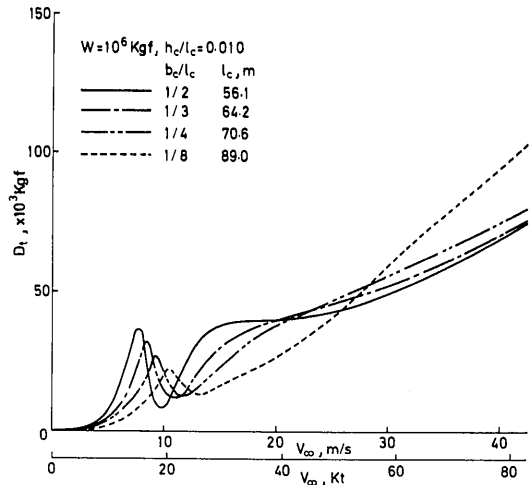


図 4-11 抵抗特性に及ぼす bc/lc の影響

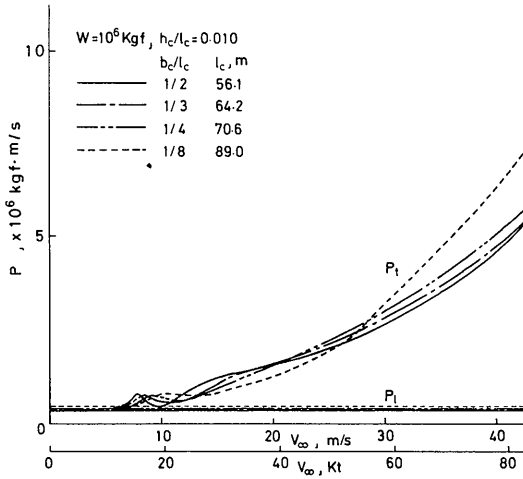


図 4-12 動力特性に及ぼす b_c/l_c の影響

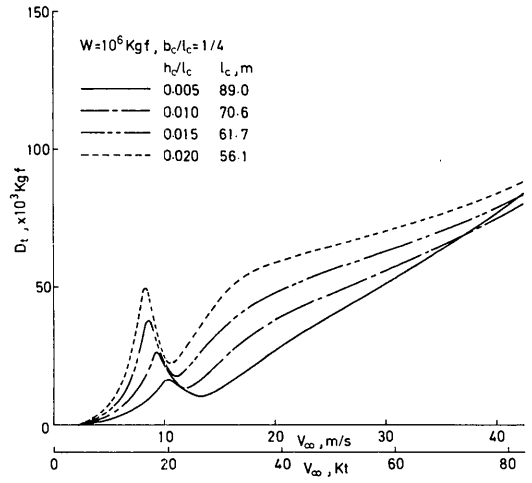


図 4-14 抵抗特性に及ぼす h_c/l_c の影響

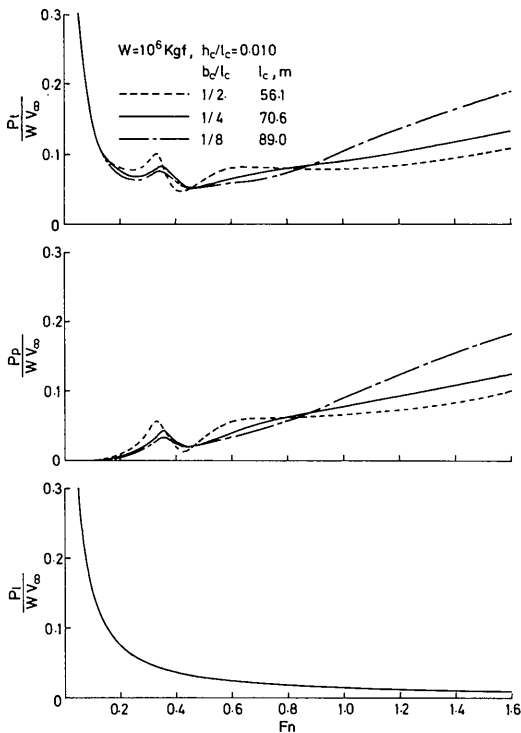


図 4-13 有効抗揚比に及ぼす b_c/l_c の影響

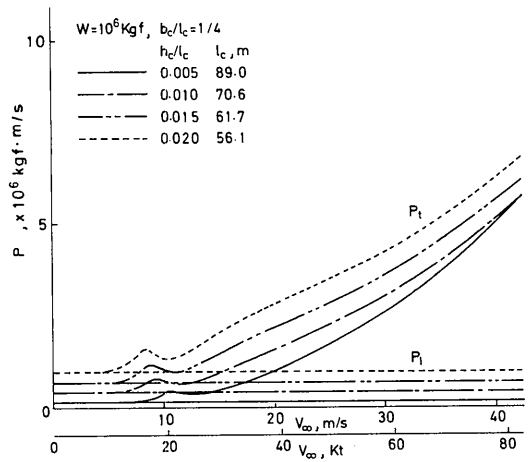


図 4-15 動力特性に及ぼす h_c/l_c の影響

次に $b_c/l_c, h_c/l_c$ が抵抗特性、動力特性を通じて、有効抗揚比にどのような影響を及ぼすかをそれぞれ図 4-11, -12, -13 と図 4-14, -15, -16 に示す。図から明らかなように、速力に対して抵抗、動力、有効抗揚比を最小にする $b_c/l_c, h_c/l_c$ の値があることが判る。側壁型 ACV は排水型船舶と異って、有効抗揚比を最小にする速度があるのが特徴である。図から幅広型、高圧クッションが高速に、細長型、低圧クッションが低速に適していることが判る。前者が低速に不向

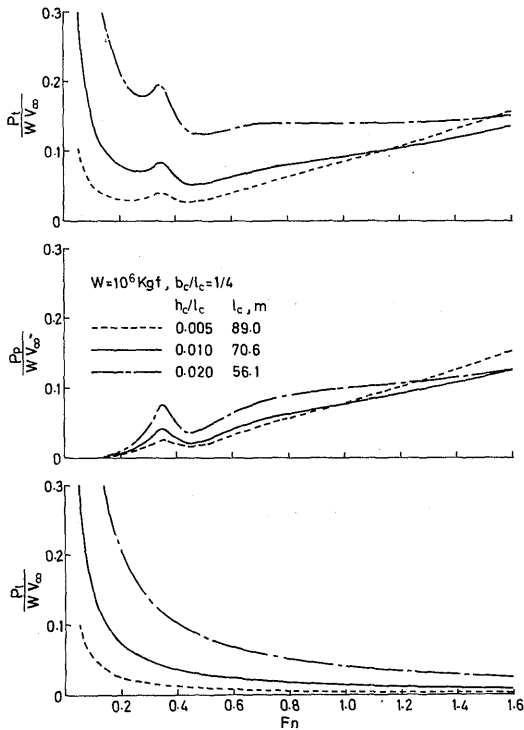


図 4-16 有効抗揚比に及ぼす hc/lc の影響

きな理由は、主として造波抵抗による推進動力の増加に、後者が高速に不向きな理由は、側壁摩擦抵抗による推進動力の増加に起因している。フルード数 $F_n = 0.8 \sim 1.0$ を境に速度域はほぼ二分されており、この傾向は造波抵抗特性と強く関係している。

総重量1,000トンについて、 hc/lc が0.005, 0.010, 0.015, 0.020, b_c/l_c が1/2, 1/3, 1/4, 1/8 について、有効抗揚比を最小にするように選んだ場合の例を図4-17に、そのときの F_n と b_c/l_c , hc/lc の関係を図4-18に示す。また図4-19, -20には総重量を変えた影響 (F_n に対応するレイノルズ数 R_n の違いの影響) を示す。このように F_n に対して b_c/l_c , hc/lc は一定の傾向を持ち、 F_n の低いものほどクッションが細長、低圧になっている。

また図4-19, -20には20~200トンの側壁型ACVの実機の値を比較のため示した。実機の有効抗揚比は最大連続定格出力、最高速度、全備重量にもとづいている。実機では b_c/l_c , hc/lc が不明のためそれぞれ B/L , $W/(\rho_w BL^2)$ で、また F_n は $V_w/(gL)^{1/2}$ で近似

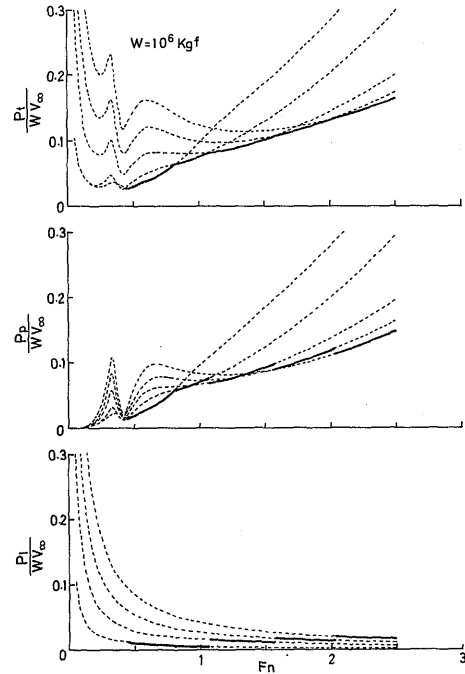


図 4-17 最小有効抗揚比とフルード数の関係 ($W=10^6 \text{kgf}$)

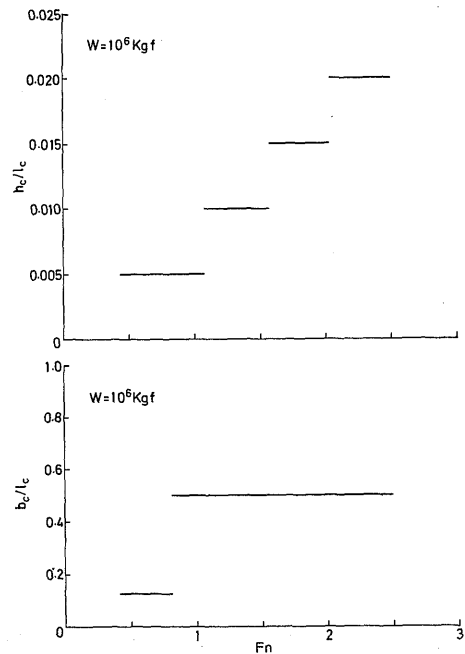


図 4-18 最適クッション条件 (b_c/l_c , h_c/l_c) とフルード数の関係 ($W=10^6 \text{kgf}$)

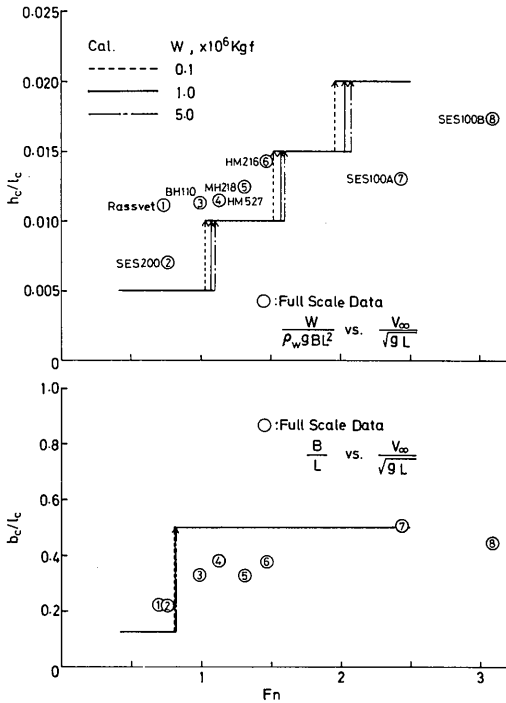


図 4-19 最小有効抗揚比に及ぼす重量の影響

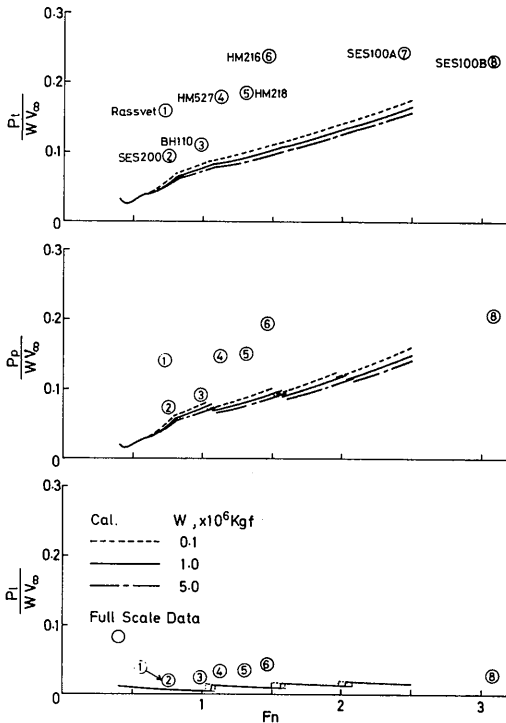


図 4-20 最適クッション条件 ($b_c/l_c, h_c/l_c$) とフルード数の関係

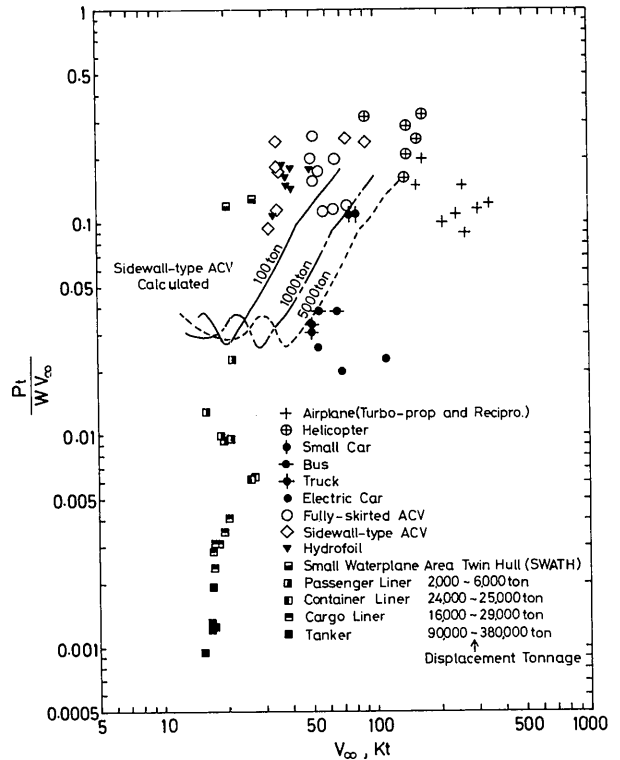


図 4-21 各種輸送機関の有効抗揚比と速度の関係

した。本計算結果はほぼ実機の有効抗揚比の最低線を表しており、 $b_c/l_c, h_c/l_c$ の F_n に対する定性的傾向を表している。本計算で求めた100トン、1,000トン、5,000トンの側壁型ACVについて $b_c/l_c, h_c/l_c$ を最適化した場合の速度と有効抗揚比の関係を図 4-21に示す。また図中には各種交通機関の有効抗揚比と速度の関係²⁵⁾も示した。側壁型ACVは大型化によって動力特性が向上する傾向を持つものの、ほぼ同じ速度範囲を占める陸上交通機関(自動車)に比べて1,000トン級で同程度、100トン級では少し劣る。大きさも関係するが、非排水型船舶の中では30~60ktの範囲で有効抗揚比が最も小さく、動力性能が良い。数百トン級では60kt付近で全周スカート型ACV(SRN 4 Mk 3, N500)と同程度の動力性能になっている。全周スカート型ACVでは摩擦抵抗が少なく、高速域の有効抗揚比の上昇が側壁型に比べて小さいと推察されることから、60kt付近が数百トン級の側壁型と全周スカート型のクロスオーバースピードと推察される。

4.3 水ジェットの推進効率

4.3.1 基礎式

水ジェットの作動条件(v_j/V_∞ , v_i/V_∞ , b_i/δ)が推進効率に与える定性的影響を計算してみる。水ジェットの推進効率 η_{PC} を次式で定義する。

$$\eta_{PC} = D_i V_\infty / P_p = [D_i / (2T_g)] [2T_g V_\infty / P_p] \quad (4-20)$$

ここで総推力 T_g (ポンプ一台当たりで定義、二台のポンプで推進する) は、

$$T_g = \rho_w Q_p V_\infty [(v_j/V_\infty) - 1] \quad (4-21)$$

吸込干渉抵抗係数 C_i を考慮すれば、

$$D_i / (2T_g) = (2T_g - D_i) / (2T_g) = 1 - C_i / [(v_j/V_\infty) - 1] \quad (4-22)$$

吸込口、管路系損失係数を船体境界層の影響と吸込管路系の影響に大別し、それぞれ ξ_{BL} , ξ_{ID} で表すと、

$$\frac{2T_g V_\infty}{P_p} = \frac{2\rho_w Q_p V_\infty^2 [(v_j/V_\infty) - 1] \eta_p \eta_{TP}}{2Q_p (\rho_w/2) V_\infty^2 [(v_j/V_\infty)^2 - 1 + \xi_{BL} + \xi_{ID} (v_i/V_\infty)^2 + (2gh_j/V_\infty^2)]} \quad (4-23)$$

推進効率 η_{PC} は、

$$\eta_{PC} = \left[1 - \frac{C_i}{(v_j/V_\infty) - 1} \right] \frac{2[(v_j/V_\infty) - 1] \eta_p \eta_{TP}}{[1 + \xi_{ID} (S_j/S_i)^2] (v_j/V_\infty)^2 + 1 + \xi_{BL} + (2gh_j/V_\infty^2)} \quad (4-24)$$

上式において $C_i = \xi_{BL} = \xi_{ID} = h_j = 0$, $\eta_p = \eta_{TP} = 1$ とすれば、

$$\eta_{PC} = 2 / [(v_j/V_\infty) + 1] \quad (4-25)$$

となり、理想効率を表す。ここで(4-24)式にもとづいて計算する。船体境界層の影響は、境界層速度分布を $v/V_\infty = (Y/\delta)^{1/n}$, $n=9$ と仮定し、簡単のため二次元吸込口を考えて(3-42)式、(3-43)式により ξ_{BL} を、(3-46)式、(3-47)式より C_i を算出した。

4.3.2 計算結果及び考察

管路損失の影響 $C_i = \xi_{BL} = 2gh_j/V_\infty^2 = 0$, $\eta_p = \eta_{TP} = 1$ として、 $\xi_D (S_i/S_j)^2$ を 0, 0.05, 0.10, 0.20, 0.40 に変えてその影響を見た。

図4-22に推進効率に及ぼす、管路損失の影響を示す。管路の損失が増すほど、推進効率は低下する。特に v_j/V_∞ が小さいほど影響が大きくなる。このため η_{PC} を最高にする v_j/V_∞ は、管路の損失が大きいくほど高くなる。

吸込速度比の影響 $2gh_j/V_\infty^2 = 0$, $\eta_p = \eta_{TP} = 1$, $b_i/\delta = 1$ とする。 C_i は(3-45)式、(3-46)式に、 ξ_{BL} は(3-41)式、(3-42)式によった。 v_i/V_∞ を 0.5, 1.0,

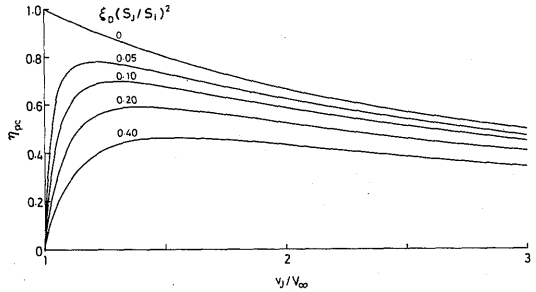


図4-22 推進効率と噴射速度比の関係 (管路損失の影響)

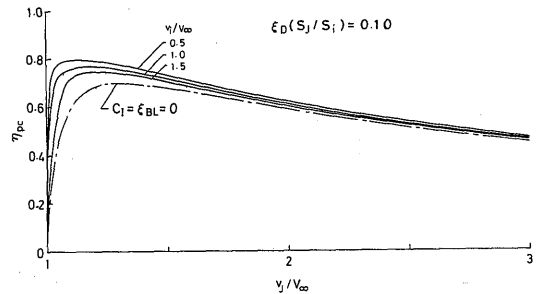


図4-23 推進効率と噴射速度比の関係 (吸込速度比の影響)

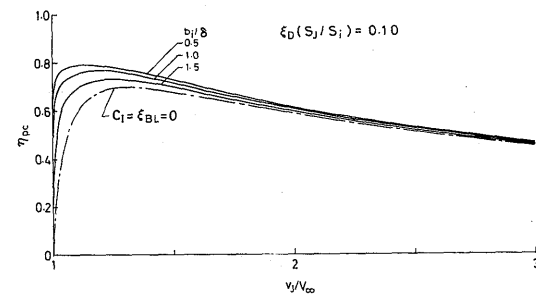


図4-24 推進効率と噴射速度比の関係 (境界層厚さの影響)

1.5に変えてその影響を見た。

図4-23に吸込速度比の影響を示す。 v_i/V_∞ が小さくなるほど、 η_{PC} が高くなる傾向を持っている。この影響は v_j/V_∞ が小さくなると、逆に大きくなるため、 η_{PC} を最高にする v_j/V_∞ は小さくなる。しかし $v_j/V_\infty > 1.5$ では v_i/V_∞ が η_{PC} に与える影響は小さい。

船体境界層の厚さの影響 $2gh_j/V_\infty^2=0$, $\eta_p=\eta_{rp}=1$, $v_i/V_\infty=1$ とする。 C_l は(5-45)式, (5-46)式に, ξ_{BL} は(5-41)式, (5-42)式によった。 b_i/δ を0.5, 1.0, 1.5に変えてその影響を見た。

図4-24に境界層の厚さの影響を示す。 b_i/δ が小さいほうが η_{pc} が高くなる。ただしこの効果は, v_j/V_∞ が小さいところではなければ小さい。

境界層吸込みに関するこのような影響は, 基本的には流体を加速するのに必要な動力がその速度の自乗の差に, 流体の加速によって生じる推力が速度の差に比例することに起因していると考えられ, 吸込速度が小さいほど発生推力当たりの動力が小さくて済むことによるものと推察される。

4.4 水ジェット推進システムの重量

4.4.1 計算モデル及び基礎式

(1) 計算モデル

推進装置の性能を評価するためには, 単に推進効率という見方からだけでなく, さまざまの面からの検討を必要とする。特にACVのように高速の交通機関では, 重量に対して敏感であり注意を払う必要がある。推進システムの評価の方法の一つとして, たとえば与えられた総重量, 速度, 航続距離に対してペイロード最大の条件を満足させることが考えられる。これは推進装置に関して言えば, 他の部分と独立であるとすれば, 燃料を含む推進装置全体の重量の最少化と等価である。ここではこの考え方にもとづいて, 重量を含めて, 水ジェット推進装置の定性的な性能を検討した。

水ジェットの性能推定法は必ずしも確立されているとは言えないし, 実際の性能, 重量の見積もりには複雑な設計と選択の過程を必要とする。ここでは一次オーダーの性能を把握するため, 以下に述べるような仮定を置いた単純なモデル(図4-25)を考えて推定を行ってみた。この中で噴射速度比 v_j/V_∞ 吸込速度比 v_i/V_∞

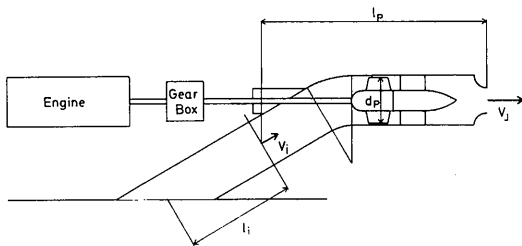


図4-25 水ジェット計算モデル

等のパラメータが水ジェットの性能や重量にどのような影響を与えるかを見た。計算に当たって次のような仮定を置いた。

- i) 吸込口はフラッシュ型とする。
- ii) 吸込口の性能は二次元で考える。また吸込口干渉抵抗は運動量の差のみによるものとする。
- iii) 船底に発達する境界層は平板のそれとして推定する。
- iv) 浮揚系との干渉は無視する。
- v) 水ジェットポンプは側壁にそれぞれ一台の単段ポンプで代表させる。
- vi) 船体抵抗特性はあらかじめ与え, 推力との干渉は吸込干渉抵抗で表されるものとする。

(2) 基礎式

推進装置には V_∞ , D_t の条件が与えられる。与えられた航続距離 R に対して, 最少重量の推進装置の推定の一例を以下に示す。推力は著者等の実験結果を参考に,

$$2T_n = 2T_g - D_t = 2\rho_w Q_p V_\infty [(v_j/V_\infty) - 1 - C_l] \quad (4-26)$$

ここで吸込干渉抵抗係数 C_l は, 指数則速度分布 $v/V_\infty = (Y/\delta)^{1/n}$, $n=9$ を仮定して(3-46)式, (3-47)式によった。また船底に発達する境界層の厚さは,

$$\delta = 4.17 (\log_{10} Rn)^{-2.58} l_i \quad (4-27)$$

によって推定する。ここで $Rn = V_\infty l_i / \nu_w$ とする。推力 T_n と抵抗のつり合い条件により流量 Q_p は,

$$Q_p = D_t / \{2\rho_w V_\infty [(v_j/V_\infty) - 1 - C_l]\} \quad (4-28)$$

ポンプの圧力上昇 Δp_{tp} は,

$$\Delta p_{tp} = (\rho_w/2) V_\infty^2 [(v_j/V_\infty)^2 - 1 + \xi_{BL} + \xi_{ID} (v_i/V_\infty)^2 + (2gh_j/V_\infty^2)] \quad (4-29)$$

ここで ξ_{BL} は, (3-42)式, (3-43)式による。ポンプ効率, 伝達効率を与えれば推進効率は,

$$P_p = 2Q_p \Delta p_{tp} / (\eta_p \eta_{rp}) \quad (4-31)$$

$$\eta_{pc} = D_t V_\infty / P_p \quad (4-32)$$

必要な流量, 圧力上昇に対してポンプの台数, 段数をどうするかを選択しなければならないが, ここでは第一近似的にあつかうとして, 単段, 各側壁に一台で代表させる。

次に水ジェットの重量を見積もるため, その代表寸法であるポンプインペラ径 d_p を推定する。

ポンプのNPSHは,

$$NPSH = [V_\infty^2 / (2g)] (1 - \xi_{BL} - \xi_{ID}) - h_j \quad (4-33)$$

ここでポンプの吸込比速度 S を仮定すれば, キャピテーションによる性能低下無く回せる最大の回転数は,

$$n_p = S (NPSH)^{3/4} Q_p^{1/2} \quad (4-34)$$

したがってポンプの比速度 n_s は、

$$n_s = n_p Q_p^{1/2} [\Delta p_{tp} / (\rho_w g)]^{-3/4} \quad (4-35)$$

と決まる。

$$u_p = K_u (2 \Delta p_{tp} / \rho_w)^{1/2} \quad (4-36)$$

$$d_p = 60 u_p / (\pi n_p) \quad (4-37)$$

ポンプ周速 u_p を決める設計定数 K_u は産業用ポンプの値²⁶⁾ を水ジェット実機の値を用いて修正すれば、近似的に

$$K_u = 0.00065(n_s - 200) + 0.9 \quad (4-38)$$

と表される(図4-26)。

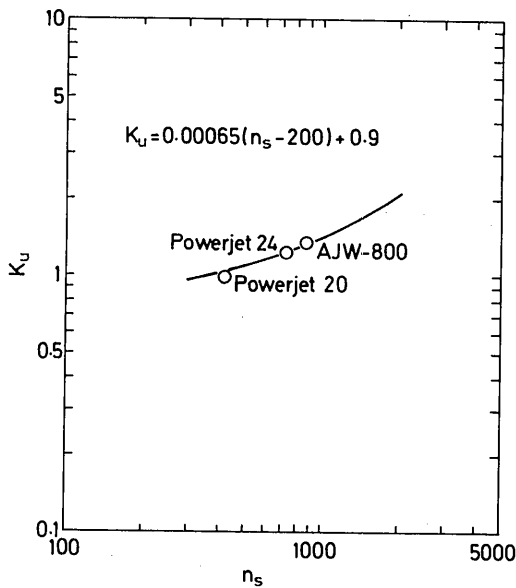


図4-26 K_u と比速度の関係

以上の手順で推定した推進動力 P_p 、ポンプインペラ径 d_p によって推進システムの重量を推定する。

一般にエンジンは動力だけでなく燃料消費率、価格、重量、回転数などを考慮して採用されるが、ここでは第一近似的に扱うものとして、エンジンの重量、燃料消費率によって選択する。

K_E = エンジン重量/エンジン出力, $kgf/(kgf \cdot m/s)$ とすれば、エンジン重量 W_E は、

$$W_E = K_E P_p \quad (4-39)$$

伝達装置重量は減速方式、減速比、伝達動力、伝達距離等によって決まると考えられるが、ここでは単純化のため伝達動力によって決まるとし、

K_T = 伝達装置重量/伝達動力, $kgf/(kgf \cdot m/s)$ とすれば、伝達装置重量 W_T は、

$$W_T = K_T P_p \quad (4-40)$$

燃料重量は W_f 、燃料消費率を SFC , $kgf/(kgf \cdot m/s)/hr$ として、

$$W_f = SFC \cdot P_p R / (3600 V_\infty) \quad (4-41)$$

水ジェットの重量 W_p (内部の水の重量も含む) は、ポンプ径、管路長、段数、材質等複雑な要因で決まるため、正確な推定は困難である。しかし代表寸法 d_p , l_p より実機の K_p

$$K_p = W_p / [(\pi/4) d_p^3 (l_p/d_p)] \quad (4-42)$$

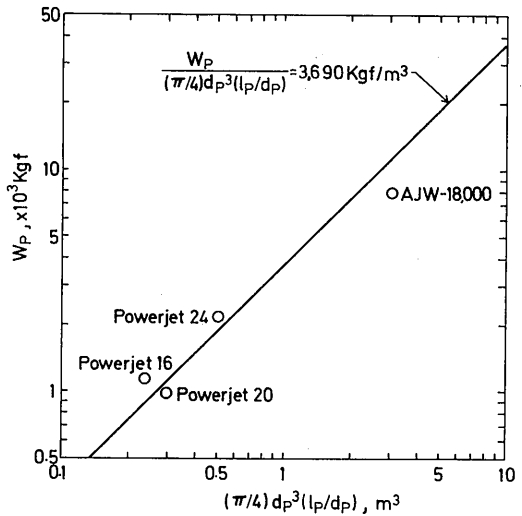


図4-27 K_p

を求めたところ、図4-27のようになった。この例を参考にし、

$$W_p = K_p (\pi/4) d_p^3 (l_p/d_p) \quad (4-43)$$

によって水ジェットポンプの重量を推定した。

水ジェットの吸込口部分の重量 W_i については資料がないので、送水用配管の例を参考にして、次式の K_i を推定し、重量を見積もった。

$$W_i = K_i \{Q_p / [V_\infty (v_i/V_\infty)]\}^{1.5} [l_i / (S_i)^{1/2}] \quad (4-44)$$

以上によって全推進システム重量 W_i は、

$$W_i = W_E + W_T + 2 \times (W_p + W_i) + W_f \quad (4-45)$$

と算出される。

4.4.2 計算結果及び考察

ここで推進する側壁型ACVは動力特性の計算例の中から、 $W=1000t$ 、 $b_c/l_c=0.250$ 、 $h_c/l_c=0.010$ とし、 $F_n=1.0(26.3m/s, 51.2kt)$ で航行する場合を例にして計算した。その抵抗特性を図4-12に示す。そのときの全抵抗は $49.5t$ である。計算にあたって、以下の値は一定とした。

$$\begin{aligned} \xi_{ID} &= 0.28 & l_p/d_p &= 8 \\ l_i/(S_i)^{1/2} &= 8 & 2gh_i/V_\infty^2 &= 0 \\ K_E &= 0.0093 \text{ kgf}/(\text{kgf}\cdot\text{m}/\text{s}) & K_T &= 0.02 \text{ kgf}/(\text{kgf}\cdot\text{m}/\text{s}) \\ K_P &= 3690 \text{ kgf}/\text{m}^3 & K_I &= 1300 \text{ kgf}/\text{m}^3 \\ W_{hull}/W &= 0.55 & S &= 3000 (\text{rpm}, \text{m}, \text{m}^3/\text{min}) \\ SFC &= 0.00267 \text{ kgf}/(\text{kgf}\cdot\text{m}/\text{s})/\text{hr} \\ \nu_w &= 1.19 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s} & g &= 9.807 \text{ m}/\text{s}^2 \\ \rho_w &= 104.5 \text{ kgf}\cdot\text{s}^2/\text{m}^4 \end{aligned}$$

図4-28に推進効率 η_{PC} を示す。 η_{PC} は噴射速度比下がるに従って上昇する傾向がある。図4-29に噴射

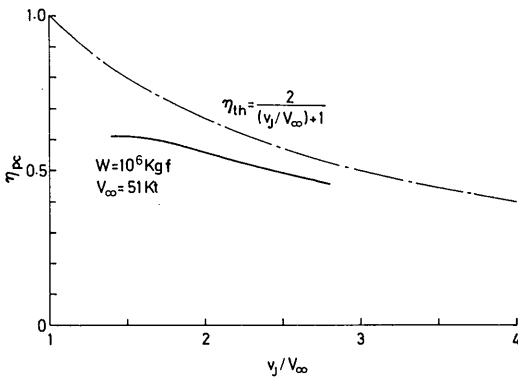


図4-28 推進効率と噴射速度比の関係

速度比 v_j/V_∞ と推進システム重量の関係及び浮揚システムを含む船殻重量を一定にしたときのペイロード率と v_j/V_∞ の関係を示す。エンジン、伝達装置、燃料の重量は η_{PC} を最高にするとき最も小さくなる。これに対して、水ジェット推進機の重量は v_j/V_∞ が小さくなるほど形状が大きく、重量が増すため、ペイロード率は η_{PC} を最高にする v_j/V_∞ より高いところで最大となる。このように水ジェットでは v_j/V_∞ が推進効率だけでなく、ペイロード率に及ぼす影響も無視できない。

図4-30に推進システムの性能を表す指標(推進ワ/ペイロード×速度)と v_j/V_∞ の関係を示す。この

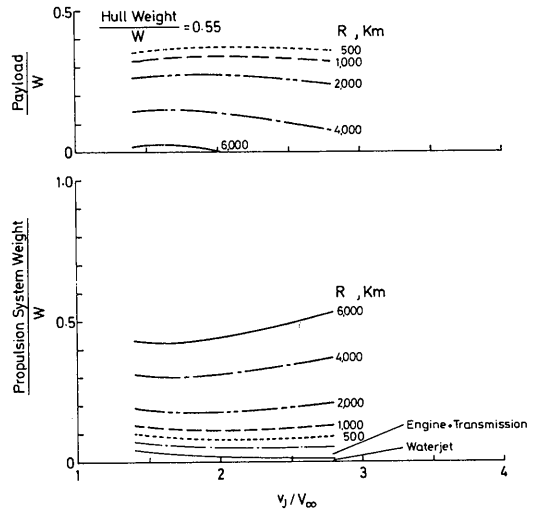


図4-29 推進システム重量、ペイロードと噴射速度比の関係

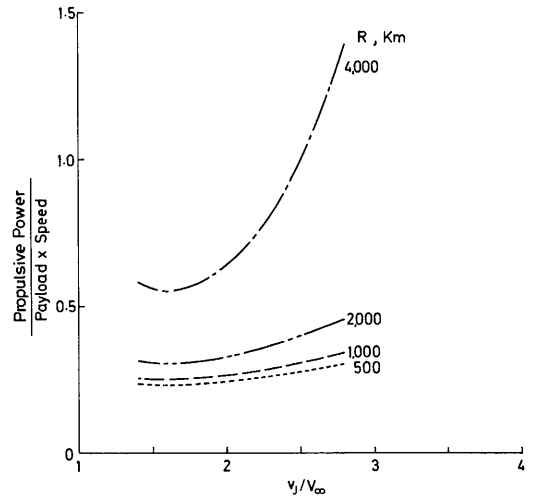


図4-30 推進システムの最適化

指標によれば、航続距離に対して最適水ジェットの作動条件が決まる。このように、航続距離が長いほど v_j/V_∞ の影響が顕著になる。水ジェットはスクュープロペラと異なり、推進機等の重量がかさむため、側壁型ACV等の高速艇のように重量によって性能が影響され易いものでは、この影響を考慮する必要がある。

4.5 結 論

側壁型ACVの所要動力を提案し、著者等の実験データにもとづいて推定、評価した結果、次のような結論が得られた。

1) 速度と有効抗揚比に関して、本性能推定法による計算結果は、実機の動力特性を良く表現している。本計算手法が、側壁型ACVの基本計画において、動力性能の評価に使えることが確かめられた。

2) 側壁型ACVは、重量、速度に対して、クッションの最適条件(b_c/l_c , h_c/l_c)を持ち、高フルード数で航行するものほど b_c/l_c , h_c/l_c が大きくなる傾向がある。これは造波抵抗、側壁摩擦抵抗を介して推進動力と浮揚動力へ影響を及ぼすためである。

3) ホジェット推進側壁型ACVは一定の航続距離について、推進システム重量(燃料も含む)を最小にする噴射速度比(ジェット速度/船速)をもつ。この値は推進効率を最高にする噴射速度比より大きい。また一定の航続距離について有効抗揚比/ペイロード率を最小にする噴射速度比があり、航続距離が長いものほど(燃料重量の占める割合が大きい)、そのときの噴射速度比は小さくなる。

4) 実用化されている各種交通機関の速度と有効抗揚比を側壁型ACVの計算値と比較した。その結果、1000トン級の側壁型ACVの動力性能は自動車と同程度であり、動力性能から見た適合速度領域はおおよそ30~60ktであることが確かめられた。

5. 結 言

側壁型ACVの抵抗成分とその要因の影響を明らかにし、これにもとづいて動力特性の推定法を提案した。また水ジェット推進法について、水ジェット推進機単体及び水ジェット推進側壁型ACVモデルの自航実験を行い、吸込口の性能、推進特性に関する知見を得た。

本研究は、水ジェット推進側壁型ACVの推進特性、動力特性に関する基本計画に利用することができる。また、新形式船舶として、水ジェット推進側壁型ACVが各種輸送機関の中で、どの領域に位置づけられるかを評価するときに利用できる。

計算例によれば、側壁型ACVは海上輸送の分野に陸上輸送機関並の速度をもたらすが、動力性能の面では陸上輸送機関と同程度かやや悪い。そのため輸送機関としては、近距離海上航路の高速化か、海路による距離、時間の短縮効果がある場合の補完的輸送機関と

して利用することが考えられる。

6. 謝 辞

水槽実験に際しまして、推進性能部の田中 拓室長、川上善郎課長には実験企画の段階から御指導と助言を頂きました。また、波高解析による造波抵抗の算出にあたっては、当時の推進性能部、足達宏之技官(現海洋開発工学部)及び尾股貞夫技官(現共通工学部)に多大の技術的援助を受けました。そのほか曳航実験では小出達成技官(故人)、塩沢政夫技官始め業務課の方々に多年にわたり大変お世話になりました。研究を終えるにあたり、これらの方々の御好意に対して心よりお礼申し上げます。

本報告は1960年以來の長期的総合的研究の一環をなすものであり、成果は本報告に含まれていない研究の蓄積にも依存しております。それらの研究を分担され、現在は転退職された方の氏名を以下に載せて、感謝の意を表します(敬称略)。

中村俊郎(宮崎大学) 安東武夫(船研—交通研—退職)
久津見 都(自動車技術会) 大屋修司(埼玉県庁)
池田英正(青山学院大学)

風洞実験、水槽実験には東海大学、慶應義塾大学、青山学院大学の卒業研究生諸氏の御協力を得ました。深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 村尾麟一: Air-Cushion Vehicle(ACV)の展望(上), 造船協会誌第454号(1967), pp 1~9
- 2) Jane's Surface Skimmers, Jane's Yearbooks.
- 3) 立木正昭, 森 浩一: 側壁型ホバークラフト HM2MkIIIについて, 日本航空宇宙学会, 第15回飛行機シンポジウム講演集(1977), pp186~191
- 4) Chaplin, J.B.: SES Technology Developments, AIAA Paper No.78-743(1978)
- 5) Arcand, L., Comolli, C.R.: Waterjet Propulsion for High-speed Ships, AIAA Paper No.67-350(1967)
- 6) Barratt, M.J.: The Wave Drag of a Hovercraft, J.Fluid Mech. Vol.22, Part 1, 1965
- 7) Newman, J.N. & F.A.P.Poole: The Wave Resistance of a Moving Pressure Distribution in a Channel, Schiffstechnik Bd 9, Heft 45, 1962
- 8) N.Plissov: Theoretical Study of Wave Resistance of Sidewall-hovercrafts, Ship Hydrodynamics

- Report No.51, Chalmers Univ. of Tech., 1972
- 9) Havelock, T.H.: The Theory of Wave Resistance, Proc. Roy. Soc. Vol.138, Series A, 1932
- 10) Murthy, T. S. K.: The Wave Resistance of a Drifting Hovercraft, Hovering Craft & Hydrofoil, Vol. 9 No. 4, Jan. 1970
- 11) Everest, J.T. & Hogben, N.: A Theoretical and Experimental Study of The Wave making of Hovercraft of Arbitrary Planform and Angle of Yaw, Q. Trans. Roy. Inst. Nav. Arch., Vol. 111 No.3, July 1969
- 12) Huang, T.T. & Wong, K.K.: Disturbance Induced by a Pressure Distribution Moving over a Free Surface, J. Ship Research, Sep. 1970, pp195~203
- 13) Doctors, L.J. & Sharma, S.D.: The Wave Resistance of an Air Cushion Vehicle in Steady and Accelerated Motion, J. Ship Research, Dec. 1972, pp248~260
- 14) 村尾麟一, 佐藤 義: 側壁型 ACV の水上推進性能について 第1報, 日本航空宇宙学会誌24巻, 268号(1976), pp.16~23
- 15) 田中 拓, 足達宏之, 尾股貞夫: 造波抵抗直接計測の研究(第1報)—解析プログラムおよび計測例, 第12回 船研研究発表会講演概要(1968) pp. 5~8
- 16) Newman, J.N.: The Determination of Wave Resistance from Wave Measurements along a Parallel Cut, Proc. Intn. Seminar on Theoretical Wave Resistance, Univ. Michigan, Aug. 1963
- 17) 村尾麟一, 青木修一: ACV の造波抵抗について, 日本航空宇宙学会誌24巻268号(1976), pp.24~29
- 18) Hogben, N.: Wave Steepness Limitation on Hovercraft Wave Resistance, NPL Ship T.M.30, (1963)
- 19) Lamb, H.: Hydrodynamics, Cambridge Univ. Press, 6th Edition (1932)
- 20) 佐藤 義, 村尾麟一, 井亀 優, 北村文俊: 側壁型 ACV の水上推進性能について(第2報), 日本航空宇宙学会誌27巻301号(1979), pp.47~53
- 21) 村尾麟一, 井亀 優: 水ジェット推進側壁型エアクッション船の動力推定, 日本航空宇宙学会誌27巻301号(1979), pp.19~26
- 22) 村尾麟一: 水ジェット推進側壁型エアクッション船の性能推定について, 日本航空宇宙学会, 第19回飛行機シンポジウム講演集(1981) pp. 342~345
- 23) Rinichi MURAO, Tadashi SATO, Masaru IKAME,

Fumitoshi KITAMURA: On the Performance of Sidewall Air Cushion Vehicle Propelled by Water Jet, Proc. Third International Hovercraft Conference, Southampton (1981)

- 24) 大串雅信: 理論船舶工学(下巻), 海文堂, pp.102~104
- 25) 赤木新介: 交通機関論, コロナ社, 初版(1971)
- 26) 日本機械学会編: 機械図集 ポンプ, pp. 6~11

付録—1 ホーバークラフトの造波抵抗に関する波の傾斜による制限

Hogben は, 波の(波高/波長)比をパラメータ $S=h/\lambda$ で表し, 二次元クッションによる波に適用し, ACV の造波抵抗に関する線形仮定の適用限界が生じるとしている。

線形二次元理論によれば, ACV の造波抵抗 R_w は

$$R_w = \rho_w g h^2 / 16 \quad (1)$$

ρ_w : 水の密度

g : 重力加速度

h : クッションによる無限後方の波高

S を考慮すれば,

$$R_w = \rho_w g (S\lambda)^2 / 16 \quad (2)$$

重力波の波長と速度の関係

$$\lambda = 2\pi V_w^2 / g = 2\pi L F_n^2 \quad (3)$$

L : 船長

F_n : フルード数

を用いれば,

$$R_{wmax} = \rho_w g \pi^2 L^2 F_n^4 S_{max}^2 / 4 \quad (4)$$

S_{max} : 深水波に対する S の最大値

の関係が得られる。 $S_{max}=1/7$ と近似すれば, 深水に対する次の関係が得られる。

$$R_{wmax} = \rho_w g \pi^2 L^2 F_n^4 / 196 \quad (5)$$

実際には波の崩れ, 浅水影響のため結果は複雑になるだろうが, 上限値は次のように表される。

$$R_{wmax} < \rho_w g \pi^2 L^2 F_n^4 S_m^2 / 4 \quad (6)$$

ここで S_m は水深の関数であり, 実験的に求める。この式からハンブ抵抗の上限値はフルード数の4乗に比例し, 低速で小さくなることが判る。

一方, このような制限が問題となる速度はクッション圧力によっている。二次元線形理論によれば, ACV の造波抵抗 R_w は,

$$R_w = \frac{4\rho_w c^2}{\rho_w \cdot g} \sin^2 \frac{1}{2} \frac{g \cdot L}{V_w^2} \quad (7)$$

と表され, (4)式の関係のを合わせると,

$$R_w = \frac{4p_c^2}{\rho_w \cdot g} \sin^2 \frac{1}{2} \frac{gL}{V_\infty^2} < \frac{\rho_w g \pi^2 L^2 Fn^4 \times S_m^2}{4} \quad (8)$$

従って

$$p_c < \rho_w g \pi L F n^2 S_m / 4 \quad (9)$$

が得られる。ここでハンプリュード数は、

$$Fn = [2(n+1/2)\pi]^{-1/2} \quad (10)$$

で与えられる。以上をまとめると、

$$(R_w/L) < M_r, \quad (p_c/L) < M_p \quad (11)$$

ここで $S_m = 1/7$ とすれば、

$$M_r = (\rho_w g \pi^2 / 4) F n^4 (1/7)^2 \quad (12)$$

$$M_p = (\rho_w g \pi / 4) F n^2 (1/7) \quad (13)$$

となる。

参 考 文 献

Hogben, N.: Wave Steepness Limitation on Hovercraft Wave Resistance, NPL Ship T.M.30, (1963)

付録-2 二次元エアクッションによる波形

二次元エアクッションの移動による波は *Lamb* によればつぎのように求められる。速度 V_∞ で圧力段差と共に動く座標系 (x, y) で考える。自由水面を x 軸とし、船首 $x = 0$ とする。 $x \leq 0$ で $p = 0$, $x > 0$ で $p = p_c$ の圧力段差による船首波形 ζ_B は、次のように与えられる。

$$x \leq 0 \text{ で } \zeta_B = \zeta_{B1}$$

$$x > 0 \text{ で } \zeta_B = \zeta_{B3} - \zeta_{B2} - \zeta_{B1}$$

ただし

$$\zeta_{B1} = \frac{p_c}{\rho_w g \pi} \left[\left(\frac{\pi}{2} - S_i k_0 x \right) \cos k_0 x + C_i k_0 x \sin k_0 x \right]$$

$$\zeta_{B2} = \frac{p_c}{\rho_w g}$$

$$\zeta_{B3} = \frac{2p_c}{\rho_w g} \cos k_0 x$$

ここで

$$S_i U = \int_0^U \frac{\sin U}{U} dU, \quad C_i U = \int_0^\infty \frac{\cos U}{U} dU$$

$$k_0 = g/V_\infty^2, \quad Fn = V_\infty / \sqrt{g \cdot l_c}$$

これと同様に $x = l_c$ で $-p_c$ の圧力段差による船尾波形 ζ_S は

$$x \leq l_c \text{ で } \zeta_S = \zeta_{S1}$$

$$x > l_c \text{ で } \zeta_S = \zeta_{S3} - \zeta_{S2} - \zeta_{S1}$$

ただし

$$\zeta_{S1} = -\frac{p_c}{\rho_w g} \frac{1}{\pi} \left\{ \left[\frac{\pi}{2} - S_i k_0 (x - l_c) \right] \cos k_0 x + C_i k_0 (x - l_c) \sin k_0 (x - l_c) \right\}$$

$$\zeta_{S2} = -\frac{p_c}{\rho_w g}$$

$$\zeta_{S3} = -\frac{2p_c}{\rho_w g} \cos k_0 (x - l_c)$$

となる。ここで x を l_c で、 ζ を $hc = p_c / (\rho_w g)$ で無次元化して、

$$X = \frac{x}{l_c}, \quad \bar{\zeta} = \frac{\zeta}{hc}$$

とおくと、波形の要素は次のようになる。

$$\bar{\zeta}_{B1} = \frac{1}{\pi} \left[\left(\frac{\pi}{2} - S_i \frac{X}{Fn^2} \right) \cos \frac{X}{Fn^2} + C_i \frac{X}{Fn^2} \sin \frac{X}{Fn^2} \right]$$

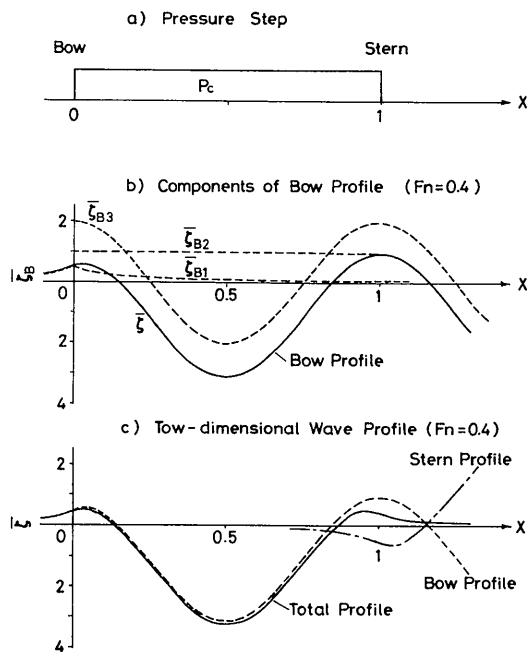
$$\bar{\zeta}_{B2} = 1$$

$$\bar{\zeta}_{B3} = 2 \cos \left(\frac{X}{Fn^2} \right)$$

$$\bar{\zeta}_{S1} = -\frac{1}{\pi} \left[\left(\frac{\pi}{2} - S_i \left| \frac{X-1}{Fn^2} \right| \right) \cos \left| \frac{X-1}{Fn^2} \right| + C_i \left| \frac{X-1}{Fn^2} \right| \sin \left| \frac{X-1}{Fn^2} \right| \right]$$

$$\bar{\zeta}_{S2} = -1$$

$$\bar{\zeta}_{S3} = -2 \cos \left| \frac{X-1}{Fn^2} \right|$$



付図2-1 二次元クッション波形

これらの波形の要素を付図2-1に示すように重ねると、二次元エアクションによる波形は

$$\begin{aligned}\bar{\xi} &= \bar{\xi}_{B1} + \bar{\xi}_{S1} & x < 0 \\ \bar{\xi} &= \bar{\xi}_{B3} - \bar{\xi}_{B2} - \bar{\xi}_{B1} + \bar{\xi}_{S1} & 0 \leq x \leq 1 \\ \bar{\xi} &= \xi_{B2} + \xi_{B3} - \xi_{B1} - \xi_{S1}\end{aligned}$$

と表される。付図2-1 c) にフルード数0.4の波形を例として示す。

参 考 文 献

Lamb, H.: Hydrodynamics, Cambridge Univ. Press, 6th Edition (1932)

付録—3 周辺噴流型ACVの風洞実験

1. 実験目的

走行中のACVの空力抵抗について、現在までに明確な基礎付けは行なわれていない。従来行なわれてきた風洞実験においても、抵抗の要因分析にまで及ぶものは殆ど見受けられない。本実験はACVの空力抵抗とその要因分析に関して、実験的に寄与することを目的としたものである。

ACVの空力特性に関する実験は、実験技術と要因分析の便のため、次のような方法が考えられる。

- 1) 二次元 外部空気供給 固定地面板 風洞実験
 - 2) 三次元 外部空気供給 固定地面板 風洞実験
 - 3) 三次元 内蔵ファン 固定地面板 風洞実験
 - 4) 三次元 外部空気供給 移動地面板 風洞実験
 - 5) 三次元 内蔵ファン 曳航実験 or 自航試験
- 全抵抗を求めるためには5)の方法が最も直接的であるが、抵抗の要因分析を行なうため、本実験では2)、4)の方法を採用した。本実験に使用した模型の1.5倍の相似模型を用いた3)の方法による実験は、既に発表されている^{1)~4)}双方の実験結果を用いれば、次式によって抵抗の分離が可能となる。

$$C_D(\text{with fan}) = C_{Db}(\text{body}) + C_{Di}(\text{intake}) + C_{Dj}(\text{jet curtain}) \quad (\text{付3-1})$$

$$C_D(\text{pipe fed}) = C_{Db} + C_{Dj} \quad (\text{付3-2})$$

$$\therefore C_{Di} = C_D(\text{with fan}) - C_D(\text{pipe fed}) \quad (\text{付3-3})$$

$$C_{Dj} = C_D(\text{pipe fed}) - C_{Db} \quad (\text{付3-4})$$

すなわち2)~4)の結果から、 C_{Di} (空気取り入れによる運動量抵抗係数)と C_{Dj} (ジェット吹き出しによる運動量抵抗係数)が求められる。

2. 実験要領

実験は付表3-1のようなパラメータのもとで実施した。

さらに、実験の実施点は以下の付表-2~6による。(○印が実施点)

なお、本実験の前に次に示す予備実験を実施した。

イ) エアベアリングのリーク量の影響テスト

外部空気供給による実験の場合、空気供給用のダクト類が模型を拘束し、正確な各分力が得られなくなる。そのため本実験では外部空気供給装置にエアベアリングを用いて、模型とダクト類を分離させ、ダクト類に働く力が模型に及ばないようにした。しかし、模型に供給される空気の一部がエアベアリングから漏れるため、その影響がないか予めそのリーク量を測定した。

ロ) 移動地面板の振動振幅テスト

稼動中に移動地面板のバタツキが大きいとホバー高さに影響を与えるために、実験精度に問題が生じる。そのために予め、稼動中の移動地面板の振動の振幅を測定した。

ハ) 移動地面板の境界層吸い込みテスト

移動地面板の存在により風洞の主流に乱れが生じるために、地面板前後部の断面形状にフェアリングを施した。しかしフェアリング形状は固定のために前部フェアリング部から境界層の剥離が発生する。この境界層が模型のジェット部に影響を及ぼすために、本実験ではB.L.C.(Boundary Layer Control)として前部フェアリング部にスリットを設けて、エアサクションを行った。このB.L.C.を正常に作動させるのに必要なサクション流量の値を求めるために、予めテストを実施した。

ニ) 周辺ジェットの整流テスト

周辺ジェットノズルの形状が長方形であり、ジェット用の空気が模型内部のチャンパー内で急拡がりになるために、ジェットの圧力分布は不均一になりやすい。ジェットの圧力分布を均一にするためには整流器、網、ベーン等が考えられるが、損失をなるべく少なくする必要がある。そのために、本実験に用いた模型のチャンパーと相似の透明プラスチックチャンパー内に空気泡を含んだ水を流して観察し、各種の整流装置の特性を調べた。

付表 3-1 実験パラメータ

	主流流速	ジェット流量	地面板	ホバー高さ	
1	Variable	Off	Off	Variable	ボディ抵抗 (固定地面板)
2	Variable	Off	On	Variable	ボディ抵抗 (移動地面板)
3	Off	Variable	Off	Variable	ホバリング特性
4	Variable	Variable	Off	Variable	走行時抵抗 (固定地面板)
5	Variable	Variable	On	Variable	走行時抵抗 (移動地面板)

付表 3-2 ボディ抵抗 (固定地面板)

$V_{\infty} m/s$	h/t_j	0	0.3	0.5	1.0 ^{*1}	2.0	10
14 ^{*2}		—	—	—	○	—	—
20		○	○	○	○	○	○
35		—	—	—	○	—	—

付表 3-5 推進時抵抗 (固定地面板)

q_{∞}/p_{t_j}	h/t_j	0.3	0.5	1.0	2.0	4.0	10
<i>min</i>		○	○	○	○	○	○
0.2		○	○	○	○	—	—
0.4		○	○	○	○	○	○
0.7		—	—	○	○	○	—
1.0		○	○	○	○	○	—
2.0		○	○	○	○	—	○

付表 3-3 ボディ抵抗 (移動地面板)

$V_{\infty} m/s$	h/t_j	0.3	0.5	1.0 ^{*1}	2.0	10
14 ^{*2}		—	—	○	—	—
20		○	○	○	○	○

付表 3-6 推進時抵抗 (移動地面板)

q_{∞}/p_{t_j}	h/t_j	0.3	0.5	1.0	2.0	4.0	10
<i>min</i>		—	○	○	○	○	○
0.2		○	○	○	○	—	—
0.4		○	○	○	○	○	○
0.7		—	—	○	○	○	—
1.0		○	○	○	○	○	—
2.0		○	○	○	○	—	○

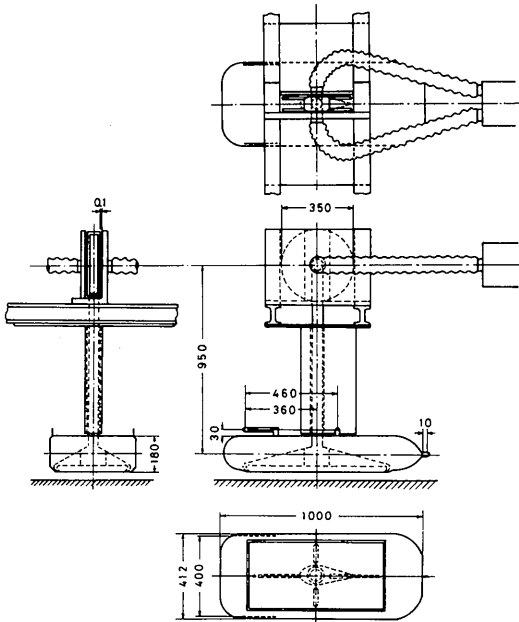
付表 3-4 ホバリング特性

$p_{t_j} mm Aq$	h/t_j	0.3	0.5	1.0	2.0	4.0	10
<i>max</i>		○	○	○	○	○	○
125		○	○	—	—	—	—
63		○	○	○	○	—	—
37		—	—	○	○	○	—
25		○	○	○	○	○	—
13		○	○	○	○	—	○

* 1 : Re , No の影響 * 2 : ホバー高さの影響

3. 実験装置及び実験法

1) 模 型 (付図3-1)



付図3-1 模 型

(材 質) 木 製

(型 式) 周辺噴流型 外部空気供給

(総重量) 約99kg(バランスウェイト+
エアベアリング円盤)

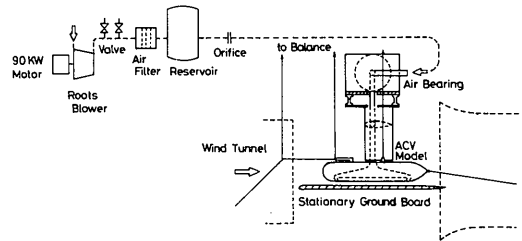
(主要寸法)

巾	412mm
長さ	1,000mm
高さ	180mm
周辺ジェットノズル縦の長さ(中心線上)	676.1mm
周辺ジェットノズル横の長さ(中心線上)	342.5mm
周辺ジェットノズル巾	6.7mm
周辺ジェットノズル内向角	45°
周辺ジェットノズル周長(中心線上)	2,036.3mm
周辺ジェットノズル面積 S_j	0.0136m ²
模型底面積 S_c	0.2218m ²

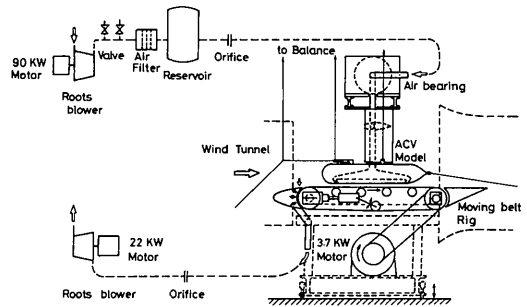
模型には外部空気供給用のパイプダクト(内径50mm)を取り付け、このパイプはエアベアリングに結合されている。また、パイプが模型上部の空気の流れを乱

さないように周囲にフェアリング用のカバーを設けている。模型内部には前部翼型部17点、後部翼型部21点、クッション圧力31点の静圧孔、およびジェットノズルの16ヶ所に静圧孔と総圧管を設けている。なお、この模型は村尾がスイスのETHにおいて実験に用いた模型の2/3相似模型である。

2) 実験装置(付図3-2 固定地面板の場合の全体図) (付図3-3 移動地面板の場合の全体図)



付図3-2 実験装置全体図(固定地面板)



付図3-3 実験装置全体図(移動地面板)

イ) 風 洞

使用した風洞は計測部1.5m×1.0mの楕円型断面を持つゲッチングン型であって、4個の電動機により駆動される。風速の範囲は15m~40m/secである。

ロ) エアジェット用空気供給装置

ルーツブローア：出力89.5kw、最大吐出圧力0.8kgf/cm² gage、流量は大小2個のバイパス弁を遠隔操作により調節する。

エアベアリング：空気軸受部は350mmφ、80mm厚の円盤とその円盤を挟む2枚の板で構成されている。円盤

には中心に50mmφの穴がT字状に施されており、両側の板と各々0.1mmの間隔を保っている。空気はフレキシブルホース、両側の板、円盤の空気流路を通して模型に供給されるが、模型と一体に取り付けられた円盤部は空気力によって両側の板から浮遊する。

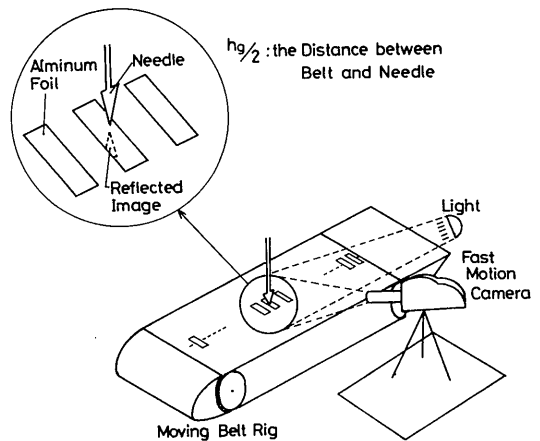
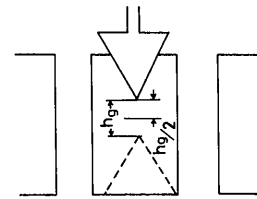
ハ) 地面板装置

固定地面板：地面板は先端及び後端部を翼型に整形した巾1.4m長さ1.7m厚さ30mmのアルミニウム板を使用した。この地面板を三脚3本で支持して、風洞測定部内に取り付けた。この三脚を上下調節ネジで移動することにより、ホバー高さを2～170mmの範囲で自由に变化させることができる。

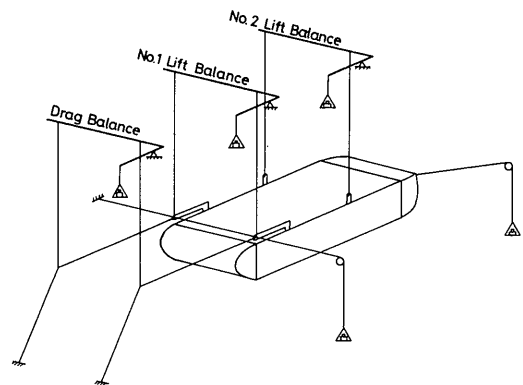
移動地面板：本装置の主要寸法は全長2,065mm、ベルト巾1,000mm、メインローラー軸間距離1,215mmである。ベルトは2プライのゴムベルトで厚さは6mmである。前部メインローラーは前部フェアリングと共に前後に可動であって、油圧機構を用いて、イニシャルテンションをかけられる。ベルトの蛇行を防ぐためには制御用のテンションローラーを用いる。このテンションローラーは左右独立にベルトの張力を制御出来るため、ベルトを中央位置に設定することができる。後部メインローラーは駆動用モーターとベルトで連結されている。ベルト面の平面度は、メインローラー間に置かれた4つの補助ローラーによって保たれている。地面板上の主流の乱れを少なくするために、前後部にフェアリングが装着してあるが、前部フェアリングは翼型に整形すると共に、巾1.5mmのスリットを設けて境界層吸い込みを行った。

4. 計測法及びデータ整理法

- 1) 主流流速：ピトー管、ベッツマンメーター
- 2) ホバー高さ：ホバーゲージ
- 3) 模型ジェット流量：オリフィスまたはノズル、U字管式マンメーター
- 4) 模型前後翼型部圧力：連通管マンメーター
- 5) 模型内クッション圧力およびジェット圧力（静圧及び総圧）：スキャニバルブ（48点）及び精密圧力計
- 6) 固定地面板クッション圧力：連通管式マンメーター
- 7) 移動地面板の振動振幅（付図3-4）：高速度カメラ（1500コマ/sec）、フィルムアナライザ
- 8) 移動地面板速度：光電管式回転計
- 9) 移動地面板境界層サクシオン流量：オリフィス、U字管式マンメーター
- 10) 主流風速分布：クシ型総圧管



付図3-4 移動地面板の振動 テスト概略図



付図3-5 三分力機械式天秤

- 11) 境界層風速分布：トラバース総圧管
 - 12) 三分力（揚力、抗力、縦揺力）：機械式天秤（付図3-5）
 - 13) 流れ観察：タフト
- 各種無次元数は次のとおりである。

1) 抵抗係数 $C_D = \frac{D_o}{q_\infty S_c} - C_{DW}$

吊線抵抗係数 C_{DW} はダミーにて事前に計測

2) 揚力係数 $C_L = \frac{L}{q_\infty S_c}$

3) 圧力係数 $C_\mu = \frac{m_j \cdot V_j}{q_\infty \cdot S_c} = 2 \frac{\bar{q}_j}{q_\infty} \cdot \frac{S_j}{S_c}$

4) レイノルズ NO. $Re = \frac{v_\infty \cdot l_b o}{\nu}$

また、各測定データは次式により整理した。

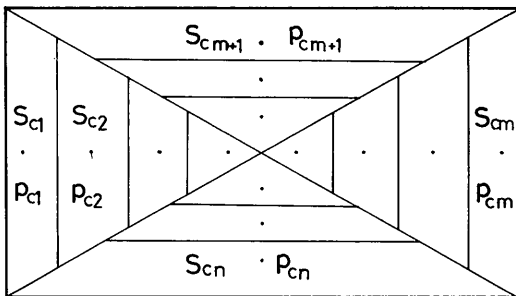
1) 主流流速

$$V_\infty = \sqrt{\frac{2}{\rho_\infty} q_\infty} \quad \rho_\infty = \rho_o \cdot \frac{p_a}{760} \cdot \frac{273}{273 + \theta_\infty}$$

2) 模型ジェット流量

$$Q_j = \alpha_j \cdot \epsilon_j \cdot \frac{\pi}{4} \cdot m_j D_j^2 \cdot \sqrt{\frac{2g}{\gamma_j} \cdot \Delta_j p_q}$$

3) 平均クッション圧力算出法 (付図3-6 参照)



付図3-6 平均クッション圧力算出法

$$\bar{p}_c = \frac{\sum P_{ci} \cdot S_{ci}}{S_c} \quad S_c = \sum S_{ci}$$

4) 平均ジェットノズル動圧算出法

$$\bar{q}_j = \frac{\rho_j}{2} \cdot \bar{V}_j^2 \quad \bar{V}_j = \frac{p_a + p_{qj}}{p_a + p_j} \cdot \frac{Q_j}{S_j}$$

5) 移動地面板速度

$$V_b = \frac{l_b}{T_b} \quad \text{ベルト周長 } l_b = l_{b0} + \Delta l_b (\text{伸び})$$

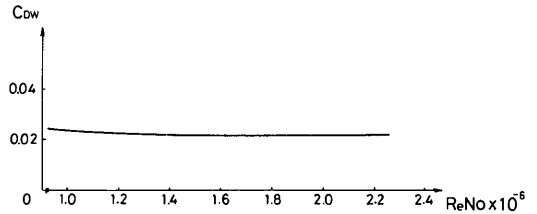
6) 移動地面板境界層サクシオン流量

$$Q_s = \alpha_s \cdot \epsilon_s \cdot \frac{\pi}{4} \cdot m_s \cdot D_s^2 \cdot \sqrt{\frac{2g}{\gamma_s} \cdot \Delta p_s}$$

5. 実験結果

1) 予備実験

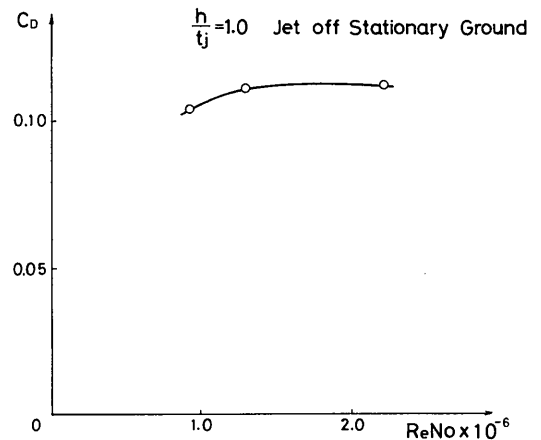
イ) 吊線抵抗 (付図3-7)



付図3-7 吊線抵抗

本実験の全領域において吊線抵抗係数 C_{DW} は約0.02と一定であった。

ロ) Re, N_o の影響 (付図3-8)

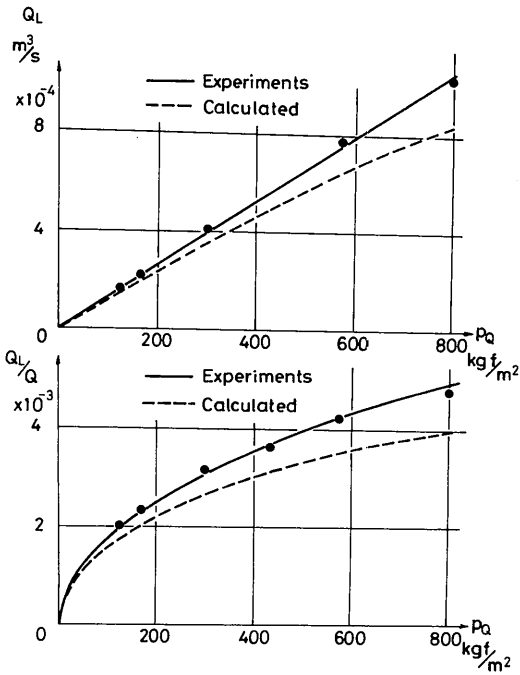


付図3-8 レイノルズ数の影響

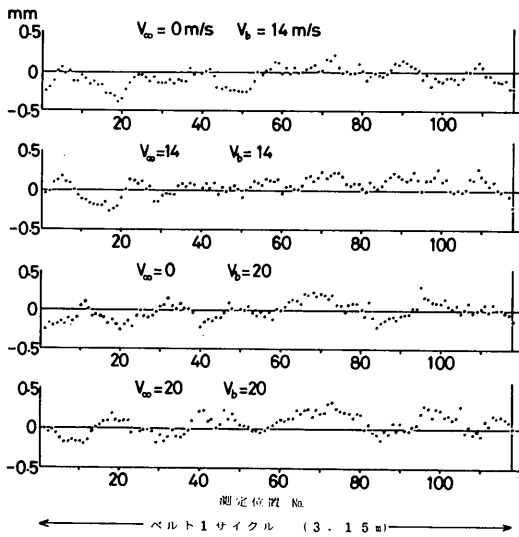
Re, N_o が 1.3×10^6 以上の所では乱流域になり、抵抗係数 C_D は一定であり、実験はこの範囲(風速 $V_\infty = 20\text{m/sec}$, 主流動圧 $q = 25\text{kgf/m}^2$ 以上)で実施した。

ハ) エアベアリングのリーク流量 (付図3-9)

リーク流量は総流量の1%以下であり、本実験に於ては、実験精度からみて流量測定値に対してリーク流量を補正する必要はないと言える。一般に実測値の方



付図 3-9 空気軸受式空気供給装置によるリーク流量



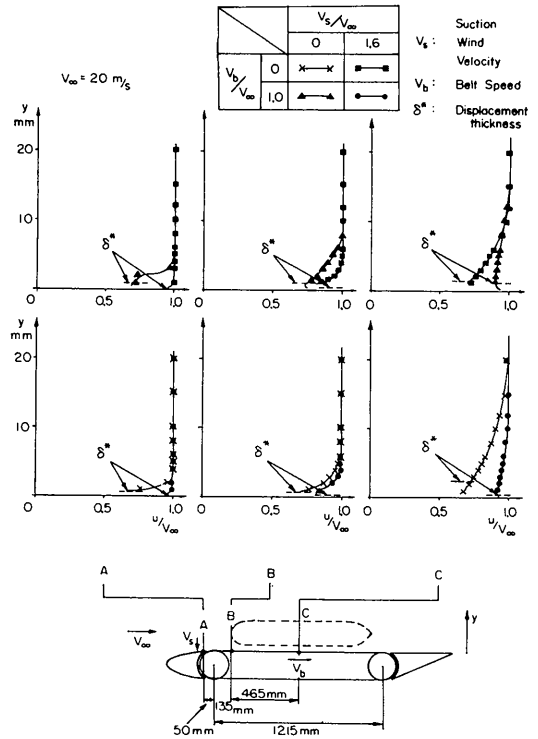
付図 3-10 移動地面板の振動振幅

が理論値よりもやや大きい値であるが、傾向は類似している。この図における計算結果とは萩原の理論⁵⁾によるものである。

ニ) 移動地面板の振動振幅 (付図 3-10)

ベルトの振幅(バタツキ)は実験範囲では約±0.5mm以内であり、主流の有無、ベルトの速度変化などには殆ど影響されないようである。

ヘ) 移動地面板の境界層吸い込み装置の効果 (付図 3-11)



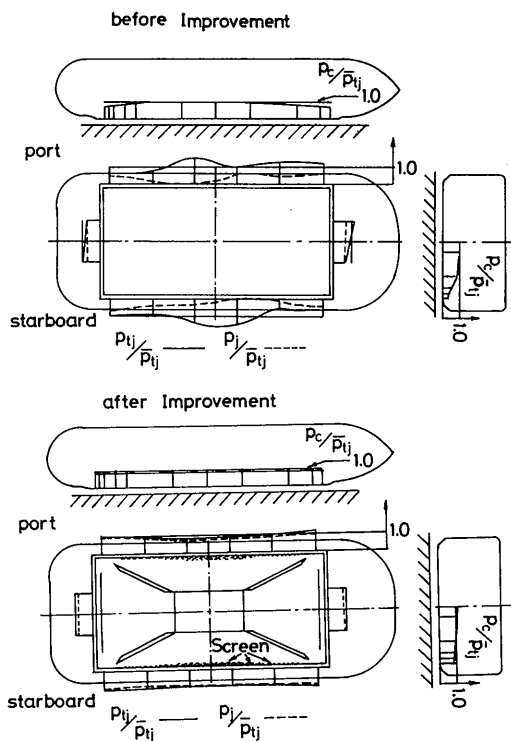
付図 3-11 移動地面板の境界層吸い込み装置の効果

図中で左列は前部フェアリングの後端部、中列はA CV 風洞模型が吊下げられた場合の模型の先端部、右列は同模型の中心部での計測結果を示す。下3図が主流のみの場合と、ベルト及びフェアリングのサクシオンを作動させた場合についての比較を示している。上3図はベルトのみ及びサクシオンのみを作動させた場合を示している。ベルト及びフェアリングのサクシオンを作動させた場合は、いずれも作動しない場合に比

べて境界層排除厚さが減少しており、模型中心部では約1/5に減少している。ベルトのみを作動させた場合は、後流部ではかなりの境界層制御効果が得られるが、上流部ではあまり効果がみられない。また、サクシヨンのみを作動した場合は、上流部では非常に効果があるが、後流に行くに従って効果が減少する。

ト) 周辺ジェット整流試験

予備実験の結果、最適と思われたベーンと網をチャンパー内ジェットノズル付近に装着した。改良前後の模型ジェット圧力分布を付図3-12に示す。本図はホ



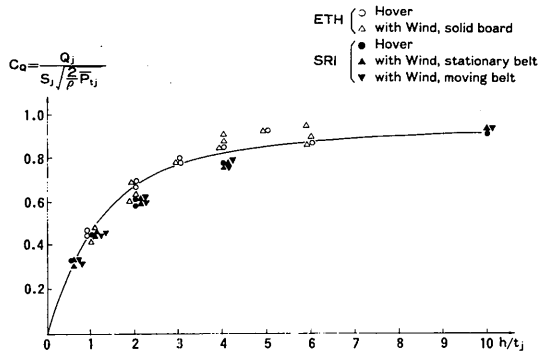
付図3-12 ジェット圧力分布

バリング時の圧力分布であるが、平面図はジェット圧力分布であり、正面図と側面図は中心線上でのクッション圧力の分布である。上図は改良前の圧力分布であり、極めて不均一な分布である。下図はベーンと網を装着したときの圧力分布であるが、改良によって分布の均一性はかなり向上した。

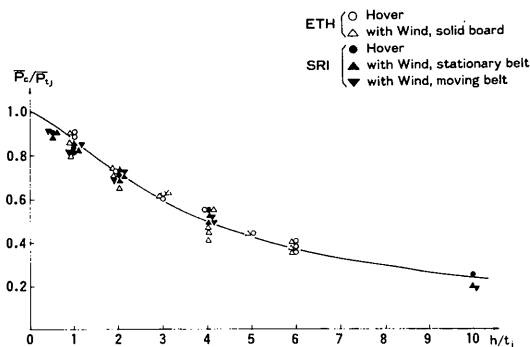
2) 本実験

イ) ホバリング特性

付図3-13に流量特性、付図3-14にクッション圧



付図3-13 流量特性



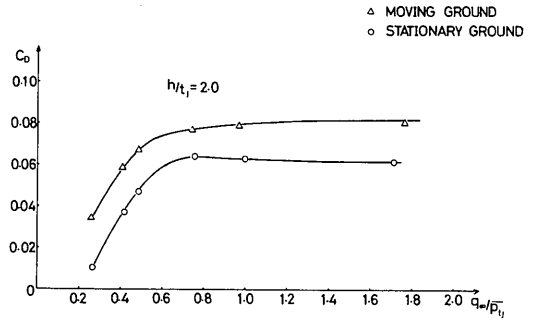
付図3-14 圧力特性

特性を示す。村尾による内蔵ファンの実験結果も比較のために併記した。また、推進中に於ける両特性についても記載した。内蔵ファンの場合と外部空気供給の場合の両特性についての実験結果を比較すると、その差異は特に認められない。これは模型の相似性が良好であったことを示している。なお、推進中に於ける流量特性、クッション圧特性は本実験の範囲ではホバー時と殆ど変わらないことが示された。

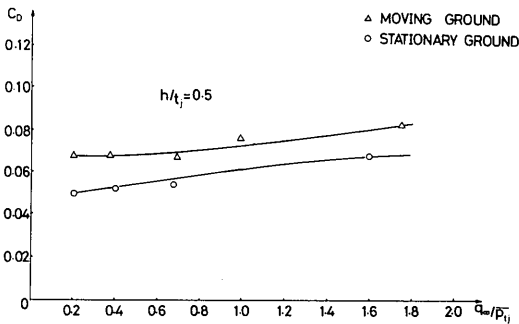
ロ) 推進特性

A 抵抗

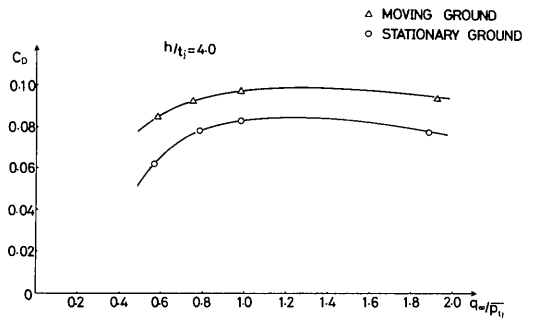
付図3-15~19に各ホバー高さに於ける抵抗係数 C_D と q_∞/p_{t1} の関係を示す。固定地面板と移動地面板双方を



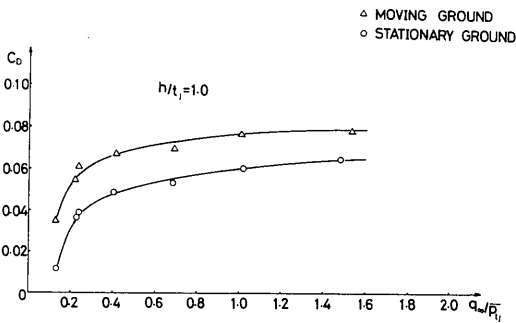
付図3-17 ホバー高さに於ける抵抗係数 C_D と q_∞/p_{t1} の関係(3)



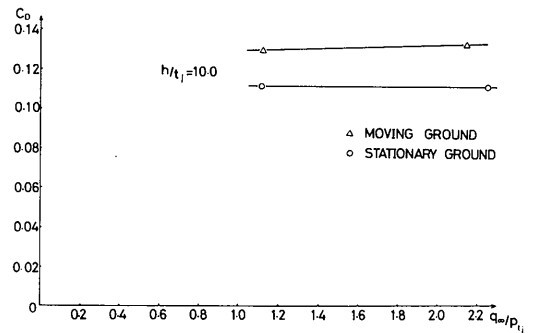
付図3-15 ホバー高さに於ける抵抗係数 C_D と q_∞/p_{t1} の関係(1)



付図3-18 ホバー高さに於ける抵抗係数 C_D と q_∞/p_{t1} の関係(4)

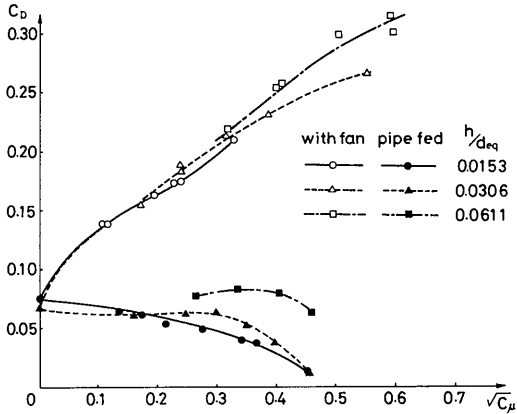


付図3-16 ホバー高さに於ける抵抗係数 C_D と q_∞/p_{t1} の関係(2)



付図3-19 ホバー高さに於ける抵抗係数 C_D と q_∞/p_{t1} の関係(5)

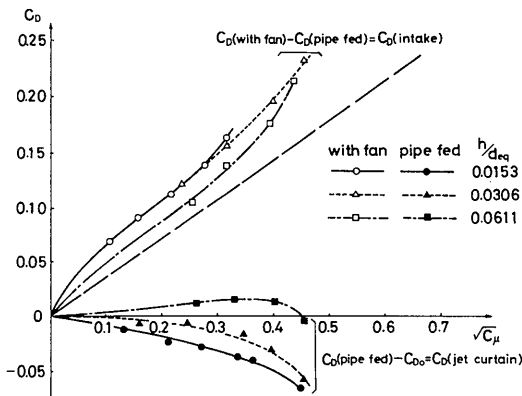
比較のために記載した。 C_D は実験計測値 C_{Di} から吊線抵抗 C_{Dw} を差し引いたものである。



付図 3-20 C_D (with fan)と C_D (pipe fed)の比較

付図 3-20 に C_D (with fan) と C_D (pipe fed) の比較を示す。横軸に $\sqrt{C_\mu}$ をとったが、この C_μ は推進速度を一定とした場合、ジェットを強くするに従い大きくなる値である。なお、 $C_\mu=0$ の点はジェット無しの模型単体の抵抗である。

(付 3-1)～(付 3-4) 式の抵抗分離の定義により、空気取り入れによる運動量抵抗係数 C_{Di} と、ジェット吹き出しによる運動量抵抗係数 C_{Dj} とを付図 3-21 に

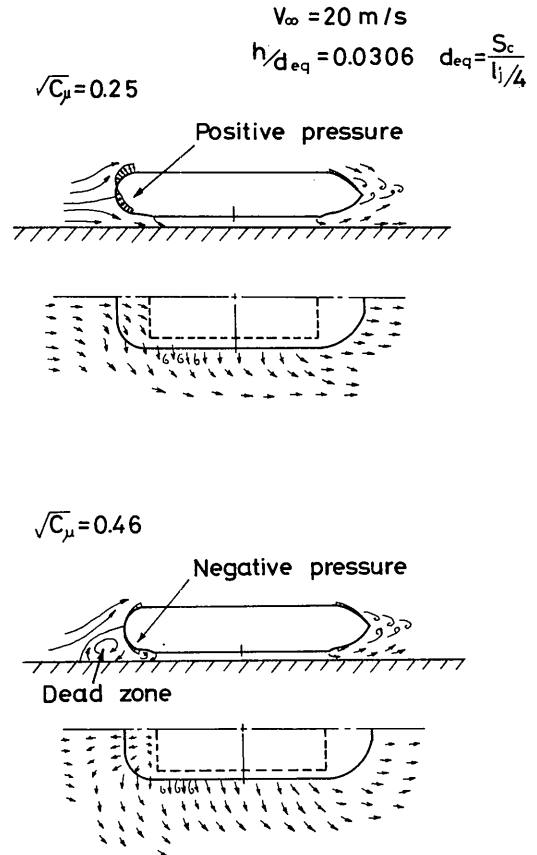


付図 3-21 ジェット吹き出しによる運動量抵抗係数

示す。 C_{Di} はジェットの強さに比例して増大するが、 C_{Dj} はジェットを強めるに従い負の方向に増大する。即ちジェットを強くすると抵抗が減少し、その分だけ空気取り入れによる抵抗増加分を回復させることが理解できる。よって C_D (with fan) はジェットを強めるに従い増大するが、 C_D (pipe fed) の場合はジェットを強めるに従い、減少する傾向がある。

図中の破線による直線は空気取り入れによる運動量抵抗係数の計算値であるが、実験値は計算値よりやや大きい値を示している。

ジェット吹き出しによる運動量抵抗の回復を実証するために、模型周りの流れ模様をタフトにより観察したが、その結果を付図 3-22 に示す。ジェット吹き出

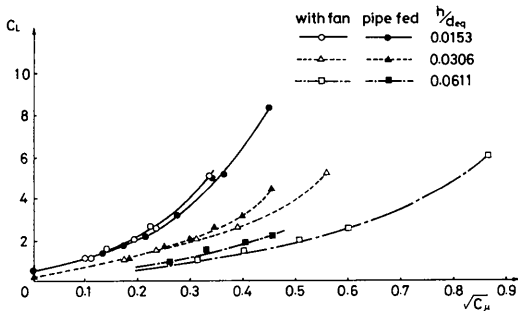


付図 3-22 模型周りの流れ模様

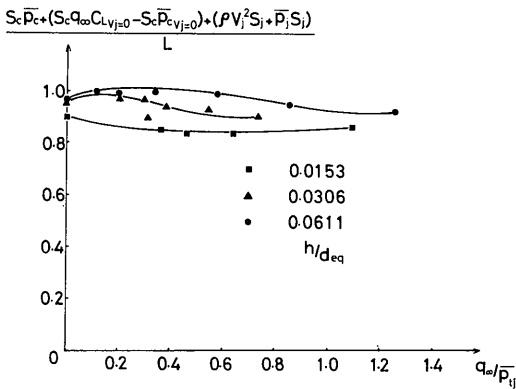
しが強い場合、模型の前面下方にジェットが逆流して渦流を伴う死水領域が形成される。そのために模型前面の圧力抵抗が低下し、推進抵抗が減少することが明らかになった。

B. 揚力

揚力に関して、外部空気供給型とファン内蔵型の実験結果を付図3-23に示す。その差はあまり認められない。



付図3-23 揚力の変化



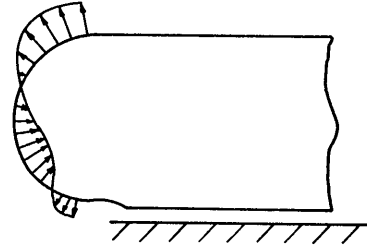
付図3-24 クッション揚力と天秤計測値の比較

揚力の成分は模型形状揚力とクッション圧による揚力、ジェットのモーメントが考えられるが、これらの揚力の和と直接天秤での計測結果との比を付図3-24に示す。揚力成分の和の方が約0~15%位小さい。この理由の一つはジェットを吹き出したとき、模型頭部の形状揚力が増加するためであろう(付図3-25)。

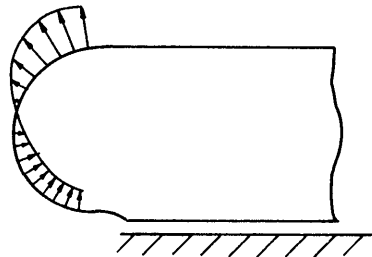
$$V_{\infty} = 20 \text{ m/s}$$

$$h/d_{eq} = 0.0306$$

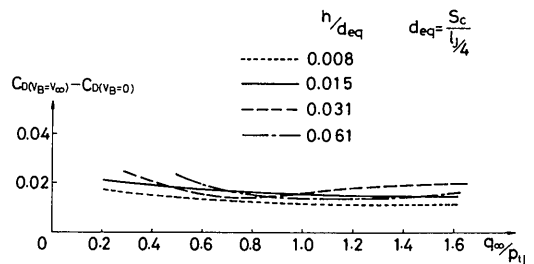
$$\sqrt{C_{\mu}} = 0$$



$$\sqrt{C_{\mu}} = 0.35$$



付図3-25 模型頭部の圧力分布

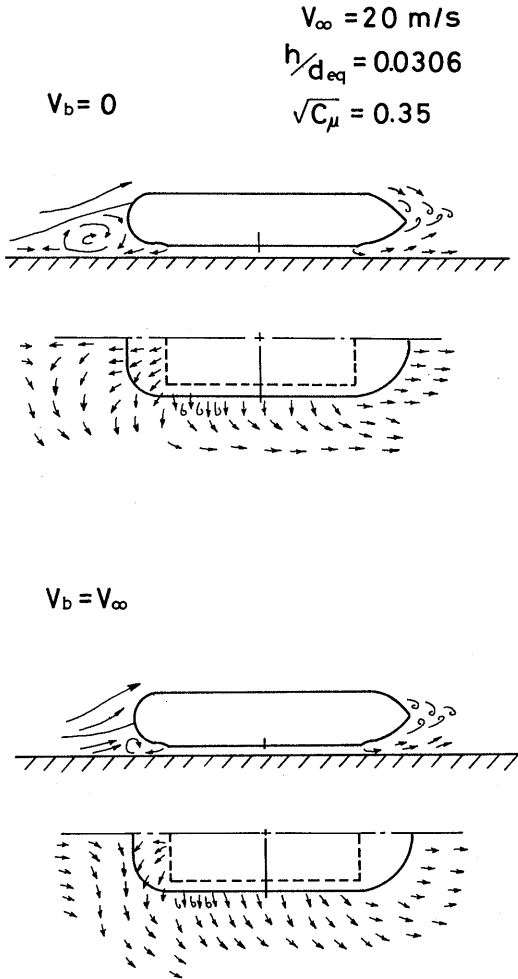


付図3-26 移動地面の影響

C. 移動地面の影響

抵抗係数に対する移動地面の影響を付図3-26に示す。ホバー高さ、ジェット吹き出しの強さに無関係

に、抵抗係数は移動地面板の方が固定地面板よりも大きい。しかし揚力係数には殆ど変化が見られなかった。同一条件下で地面板を移動させた場合と固定の場合の模型周りの流れ模様を付図3-27に示す。地面板を移



付図3-27 模型周りの流れ模様 (移動-固定)

動させると模型前部下方向の渦が後退して、風速が増加した時と似た流れ模様が生ずる。したがって、移動地面板における抵抗増加は主として頭部付近の圧力抵抗の増加に起因するものと推定される。

6. 結 論

以上の実験結果から以下のことが言える。

1) 周辺噴流型ACVの推進時の空力抵抗は機体の形状抵抗、空気取り入れによる運動量抵抗及びジェット吹き出しによる運動量抵抗に大別されるが、村尾による実験と本実験により、それらの抵抗の分離がほぼ可能となった。

2) ジェット吹き出しにより推力が生じ、その推力は吹き出し量を増やすにつれて大きくなる。そのために、ファン空気吸込みの運動量抵抗にいわゆる回復現象が生じることが明らかになった。特に本実験においては、ジェット流量をある値以上に増加させると、ジェット吹き出しによる回復が機体の形状抵抗を相殺する程度にまで達した。

3) 固定地面板を用いた実験値と移動地面板を用いた実験値と比較すると、前者の値の方が後者の値より小さいことが明らかになった。

以上の結果から、周辺噴流型ACVの推進時の空力抵抗を風洞実験によって推定する場合、ファン内蔵形の模型を用いる必要があると認められた。ファン内蔵でない模型では、空気取り入れの影響が大きいため、これを別の実験によって十分に検討しておくべきであろう。また、固定地面板による実験は簡便であるが、実際の走行中の抵抗より小さな値となる可能性がある点に留意すべきである。

本実験は、周辺噴流型ACVの空力抵抗についてより精度の高いデータを得るために実施し、従来どこも用いていない独特な実験装置を工夫し、設計製作した。そのために風洞実験そのものよりも、実験装置を十分に作動させるための予備実験に相当の時間とエネルギーを費やすこととなった。

付録-3 記号表

記 号	単 位
C_D : 抵抗係数	
C_{Dw} : 吊線抵抗係数	
C_L : 揚力係数	
C_Q : 流量係数	
C_{μ} : 圧力係数	
D : 管内径	m
D_0 : 抵 抗	kgf
d_{eq} : 相当直径 = $S_c/(l/4)$	m
g : 重力加速度	m/s ²

h	: ホバー間隙	m
L	: 揚力	kgf
l_j	: ノズル周長	m
m	: 質量流量又はオリフィス開口比	$kgf \cdot s/m$
p	: 静圧	kgf/m^2
p_t	: 総圧	kgf/m^2
Q	: 体積流量	m^3/s
q	: 動圧	kgf/m^2
R_e	: レイノルズ数	
S_j	: 周辺ジェットノズル面積	m^2
S_c	: 模型底面積	m^2
T_b	: ベルト回転周期	sec
t_j	: 周辺ジェットノズル幅	m
V	: 流速	m/s
V_b	: 移動地面板ベルト速度	m/s
ギリシャ文字		
α	: 流量係数	
β	: 周辺ジェット内向角	deg
γ	: 空気比重量	kgf/m^3
δ^*	: 境界層排除厚さ	mm
ε	: 圧縮係数	
θ	: 空気温度	$^{\circ}C$
ν	: 動粘性係数	m^2/s
ξ	: 損失係数	
π	: 円周率	
ρ	: 空気密度	$kgf/s^2/m^4$
添字		
a	: 大気	
B	: エアベアリング前	
bo	: 機体	
i	: 吸込口	
j	: 周辺ジェット	
L	: リーク量	
Q	: 流量計位置	
S	: 境界層吸込部	
∞	: 主流	
o	: 標準状態 ($0^{\circ}C$, $760mmHg$)	
1	: エアベアリング入口	
2	: エアベアリング出口	
Δ	: 差分	
—	: 平均値	

付録—3 参考文献

- 1) Bauman, H., Murao, R.: Windkanalmessungen am Modell eines Luftkissenfahrzeuges, Schweizerische Bauzeitung, 81—11(1963—3), p167
- 2) Murao, R., Bauman, H.: Aerodynamic Characteristics of an Air Cushion Vehicle Model, Proc. 13th Japan Nat. Cong. Appl. Mech., (1963), p210
- 3) 村尾麟一, Bauman, H.: 周辺噴流型 GEM の風洞実験, 日本航空宇宙学会誌12巻125号(1964), p210
- 4) 村尾麟一: GEM の流体力学諸問題, 日本機械学会誌69—570(1966), pp799—808
- 5) 萩原辰弥: 半径流ノズルに関する研究, 日本機械学会論文集28—186(1962)

付録—4 ACV の騒音計測

1967年に我が国にACVが初めて就航したが、港や基地周辺で騒音が高く、しばしば苦情が出た。しかし小型の乗り物であり全国で7航路と少ないため、企業による適当な苦情処理や、蒲郡港における防音壁設置などで済まされてきた。本調査はACVの騒音を評価し、規制や対策に資するものである。

従来ACVの騒音評価量としてA特性が用いられてきたが、これは騒音のおよそのうるさを表現するだけで、運航条件を変化させた場合の考察や、規制値の目安を与えることはできない。一方周辺住民等のアンケートによって騒音評価するには、アンケートの母集団が少なく、統計値とはなりにくい。また被検者を用いた感覚的または心理的な実験によって騒音評価するには、ACV騒音の継続時間が長く、パラメータも少なくないので困難である。

ところで、ISO¹⁾では環境騒音の評価量として、一部 L_{eq} (等価騒音レベル、 $L_{eq}=10\log(1/T)\int 10^{t/10}dt$)を含めていたが、最近 L_{eq} を基準にして改正する方向にある。これは種々の騒音について、 L_{eq} と心理量が比較的良く合うという実験結果が多くなったからである²⁾。

L_{eq} が心理量と若干のずれを生じるのは、レベル変動の大きい音、衝撃音、高レベル長時間の騒音(>90dB, >5sec)であるという報告がある³⁾⁴⁾。ACV騒音はレベル変動の急なものは少ないので、至近距離を除いてうるささと L_{eq} は比較的一致するのではないかと推測される。

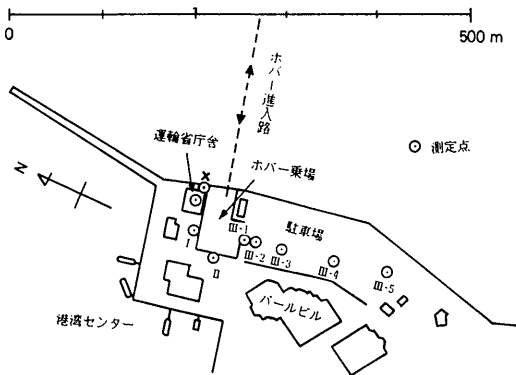
したがって、ACVの騒音評価を L_{eq} によって行うことにした。

1. 測定装置及び測定方法

名鉄海上観光K.K.のACV, MVPP 5(三井造船建造)について, 鳥羽-蒲郡航路の鳥羽港において騒音計測を行った。付表4-1に艇の主要目を, 付図4-1に鳥羽港の測定地点を示す。鳥羽港はスリップウェイ形式

付表4-1 MVPP 5主要目

寸法: 16.0mL×8.6mB×4.4mH
 原動機: IHI製IM-100G. T. 1050HP×1
 プロペラ: 3翼可変ピッチ2.59mφ×2
 ファン: 13翼遠心式2.27mφ×1
 乗客定員: 52人



付図4-1 鳥羽港および測定点

で, 艇は陸上のエプロンで乗客の昇降をする。一日3便である。

- i) 測定日時 1976年3月2日, 3日
- ii) 測定地点 艇停止位置からの距離(m)は, I:16, II:21, III-1:32, III-2:47, III-3:77, III-4:137, III-5:190, X:51(航路への距離は15), 鳥羽海運局支局長室(3階建鉄筋コンクリート製建物のエプロンに面した2階の室, 窓を閉めた), および会議室(同エプロンに面した2階の室, 窓を全開):43, 35(航路への距離は17)である。

iii) 気象 天候薄曇り, 風速3m/s(1~6m/s), 風向WNW~NW, 気圧1021~1018mb, 気温6~8℃

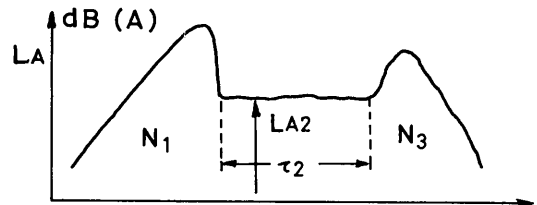
iv) 測定要領 普通騒音計(リオンNA-09) C特性をテープレコーダ(ソニーTC-5550-2)に録音する。入出港1便につき3地点で録音する。

v) 解析要領 テープレコーダ出力を聴感補正アダプタ(リオンNF-13)を通して, 等価騒音レベル計(リオンEQ-04)に入力し, A特性の騒音エネルギーの積分値 $N = \int 10^{L_A/10} dt$ を求める。周波数分析は1/3-1/1オクターブ実時間分析器(リオンSA-24)にテープレコーダ出力を入力する。

2. 測定結果及び考察

(1) 測定結果

ACV騒音を入港時, アイドリング時, 出港時と分けて, 各々のA特性騒音エネルギー積分値を求める



付図4-2 ACVの騒音特性基本量

(付図4-2)。入港時 N_1 , 出港時 N_3 , アイドリング時 $N_2 = 10^{L_A/10} \tau_2$, ただし L_A はdB(A), τ_2 はアイドリング継続時間sec。

付表4-2に基本量 N_1, L_{A2}, τ_2, N_3 および参考のため入港時, 出港時のピーク値 L_{A1}, L_{A3} を示す。距離 x に対して N_1, L_{A2}, N_3 をプロットすると, 付図4-3(a), (b), (c)のようになる。距離の原点は, エプロンの中心点である。艇の停止点は必ずしも0点に一致せず, また停止姿勢も一定しないので, X, I, II地点のデータは距離減衰と指向性を正確に表現していないと考えられるので, 距離減衰の目安としてはIII方向の地点の値をとり, 点線で示した。アイドリング継続時間の平均をとると, $\tau_2 = 298 \text{ sec}$ 。さて等価騒音レベル L_{eq} は,

$$L_{eq} = 10 \log(nN_o/T) \quad (4-1)$$

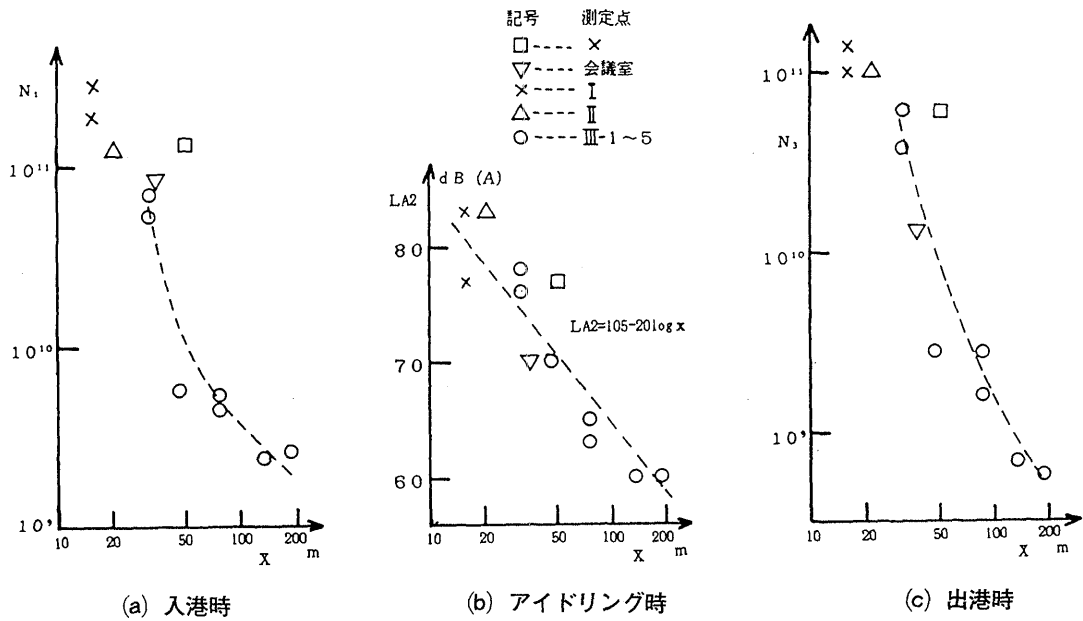
$$N_o = N_1 + N_3 + \tau_2 10^{L_A/10} \quad (4-2)$$

ただし n は便数, $T = 8 \text{ hr} \times 3600$ とする。よって,

付表4-2 測定結果

月/日-便	地点	暗騒音 dB(A)	N_1 sec	L_{A2} dB(A)	τ_2 sec	N_3 sec	L_{A1} dB(A)	L_{A3} dB(A)
3/2-2	X	56	1.3×10^{10}	77	195	6.0×10^{10}	100	99
	I	56	2.9×10^{11}	83	〃	1.4×10^{11}	103	102
3/2-3	I	59	1.9×10^{11}	77	149	1.0×10^{11}	106	99
	II	56	1.2×10^{11}	83	〃	1.0×10^{11}	102	99
	III-1	56	7.0×10^{10}	78	〃	6.1×10^{10}	99	97
3/3-1	III-1	65	5.3×10^{10}	76	480	3.7×10^{10}	98	96
	III-2*	53	5.7×10^9	70	〃	2.8×10^9	87	84
	III-3	54	5.4×10^9	63	〃	2.8×10^9	89	86
3/3-2	III-3	55	4.5×10^9	65	346	1.6×10^9	89	86
	III-4	56	2.4×10^8	60	〃	7.0×10^8	85	80
	III-5	56	2.6×10^8	60	〃	6.0×10^8	88	77
3/3-3	支局長室	40	4.4×10^8	49	137	1.7×10^8	75	73
	会議室	52	8.4×10^{10}	70	〃	1.4×10^{10}	98	93

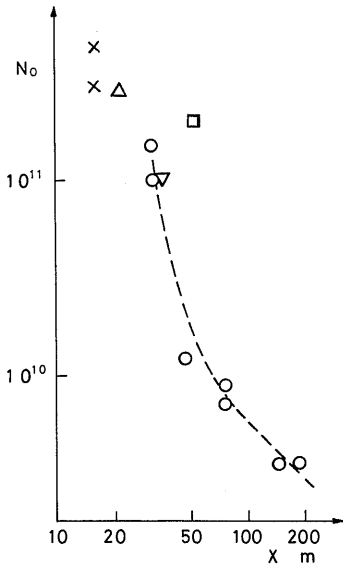
注* N_1 , N_3 のデータは低目にでている(テープレコーダのVUメータがピーク時に制限範囲を超えた)



付図4-3 ACV騒音特性

$$L_{eq} = 10 \log N_0 + 10 \log n - 45 \quad (4-3)$$

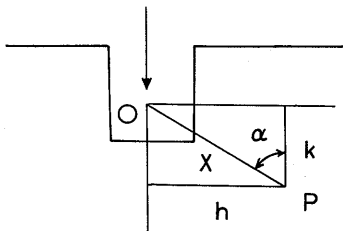
鳥羽港の場合、 $\tau_2 = 298 \text{ sec}$ として N_0 を求めると、付図4-4のようになる。 $n=3$ とすれば、付表4-3に示すように L_{eq} と距離の関係がでる。



付図4-4 騒音エネルギー積分値 N_0

付表4-3 L_{eq} と x

L_{eq}	N_0	x
70dB	1.0×10^{11}	33m
65	3.2×10^{10}	40
60	1.0×10^{10}	64
55	3.2×10^9	180
50	1.0×10^9	(560)



付図4-5 受音点の座標

(2) 考 察

入出港時のACV騒音のパワーが一定で、等方的で距離の自乗減衰をし、かつACVが Vm/s で等速運動しているとすると、

$$L_A = L_0 - 20 \log r \quad (4-4)$$

$$r^2 = h^2 + (k + s)^2 \quad (4-5)$$

$$ds = -V dt \quad (4-6)$$

したがって、

$$N_{1,3} = \int_{-\infty}^{\infty} 10^{L_A/10} dt = 10^{L_0/10} [\alpha / (Vh)] \quad (4-7)$$

ただし、 h, k, α の関係は付図4-5のとうりとする。ここで $h \rightarrow 0$ の場合、 $\alpha/h \rightarrow 1/k$ となる。Ⅲ方向 ($\alpha = \pi/2$) でも $N \sim 1/x$ 、付図4-6より、

$$N_1 + N_3 = 5.2 \times 10^{11} / x \quad (4-8)$$

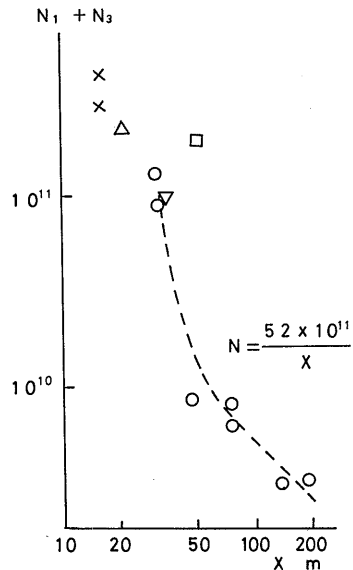
と書ける。一方付図4-3 (b) よりアイドリング時のエネルギー積分値 N_2 は

$$N_2 = \tau_2 10^{L_A/10} = (3.2 \times 10^{10} / x^2) \tau_2 \quad (4-9)$$

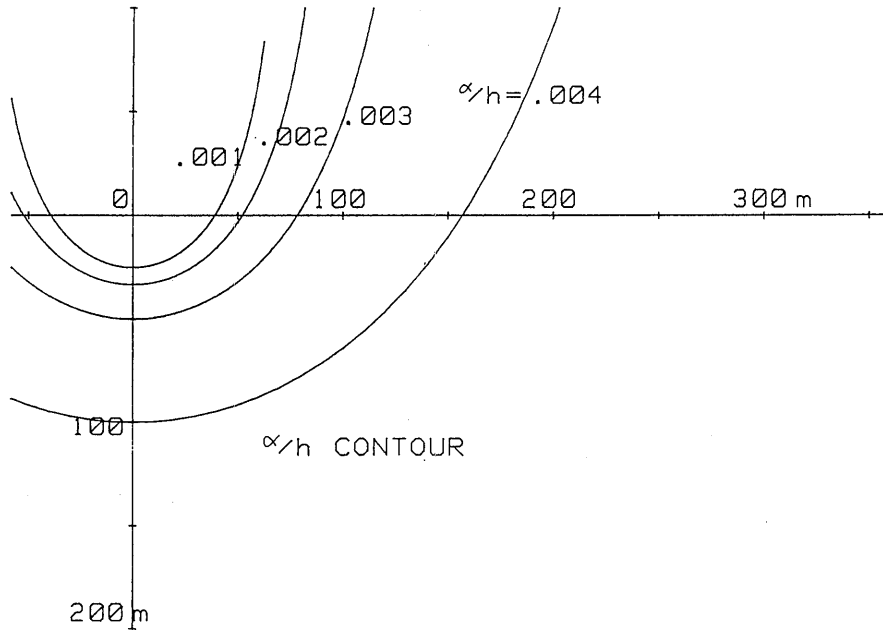
したがって、

$$L_{eq} = 10 \log \left\{ \left[5.2 \times 10^{11} / (\pi/2) \right] \alpha / h + 3.2 \times 10^{10} \tau_2 / (h^2 + k^2) \right\} + 10 \log n - 45 \quad (4-10)$$

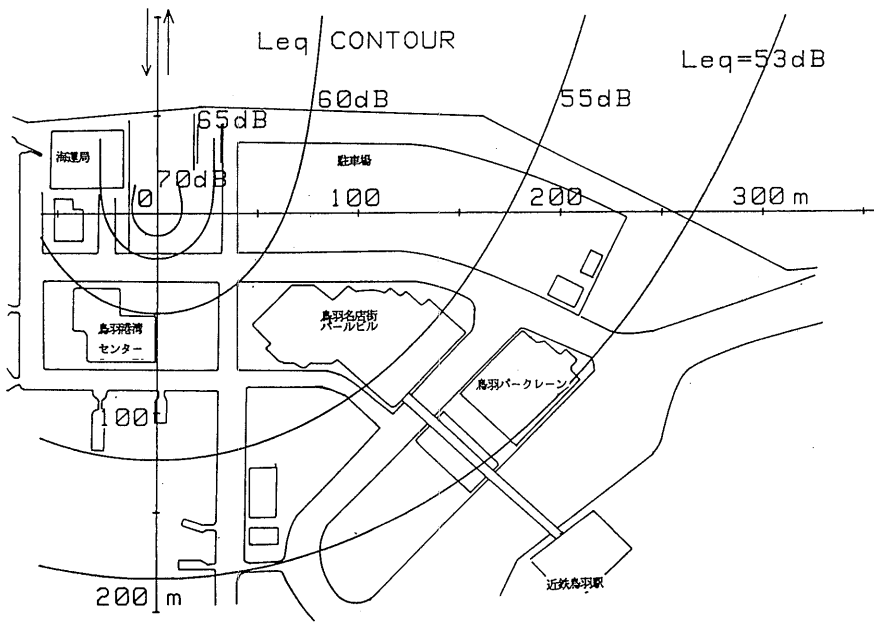
$N_1 + N_3$ の等高線を付図4-7に示す。また N_2 の等高線は原点0を中心とする円である。この二つを合成したものが L_{eq} の等高線となる。付図4-8に鳥羽港の地図上にこれを書いてみた。



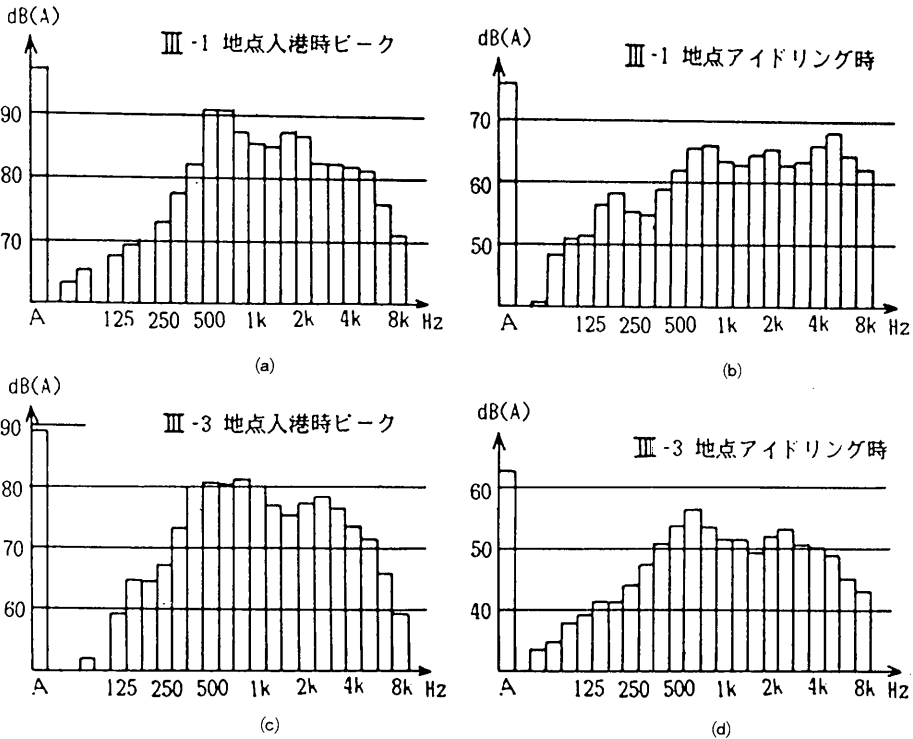
付図4-6 $N_1 + N_3$



付図4-7 α/h 等高線



付図4-8 L_{eq} 等高線



付図 4-9 1/3 オクターブ分析結果

付表 4-4 道路交通騒音の指針 (Leq24)

地 域	良好な環境	好ましくない環境
田園の住宅地及び休養地	< 40dB	> 50dB
効外の住宅地, 都会の休息地, 病院	< 45	> 55
都会商業地, 官庁	< 50	> 60
商工業 (軽) 地域	< 55	> 65
重工業地域	< 70	> 80

現在, 我が国では, 環境への騒音規制としては, 航空機はWECPNL, 新幹線は dB(A)ピーク値, 道路及び環境一般は dB(A)中央値 (L₅₀), 特定工場, 特定建設作業は dB(A)ピーク値などが規制量となっている。これらの諸量を Leq に換算することができるなら, 我が

国での騒音規制レベルと同等な規制レベルを ACV に適用できると考えられる。

Leq による騒音規制に関しては, デンマーク政府が道路環境騒音に対して, 付表 4-4 のような指針を採用している。これを採用すると, 図 7-14 の Leq 等高線において 55 dB のコンター内には商工業地域は入ることが望ましいと言える。

付図 4-9 (a), (b), (c), (d) に III-1 地点と III-3 地点の入港ピーク時とアイドリング時の A 特性の 1/3 オクターブ分析結果を示す。アイドリング時に比べ, 入港時ピークは低周波 (~630 Hz) 側に大きな音が出ている。入港時ピークは III-1 と III-3 では特に大きな違いはみられない。

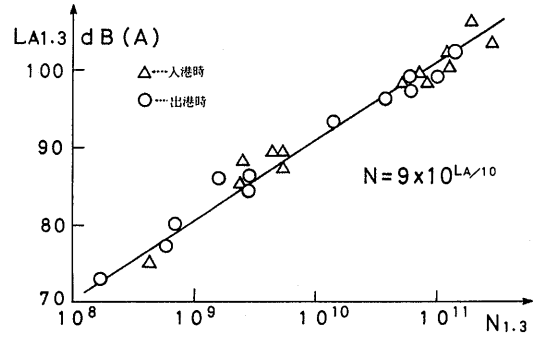
付図4-10に騒音の入出港時ピーク値とエネルギー積分値 N_2 の関係を示す。これから、入出港の騒音はピーク値が9 sec 続いた騒音とほぼ同じであると考えられる。また、従来、入出港騒音はピーク値で表現されていたが、付図4-10から L_{eq} が概算できる。

エプロン傍らの建物の二階で窓を開放した場合 $L_{eq} = 65 \text{ dB}$ 、窓から閉めた場合 $L_{eq} = 43 \text{ dB}$ となり、ここでは窓を開放しておくわけにはいかない。

3. ま と め

L_{eq} を使って A C V 港周辺の騒音分布を示し、騒音の規制方法を提案した。

A C V の騒音はかなりの公害となるおそれがあるため、その港の立地条件を十分考慮する必要がある。A C V の発着便数・時間にもよるが、一般商店街でも基地から約150m以上離れていることが望ましい。



付図4-10 騒音のピーク値とエネルギー積分値

付録-4 参考文献

- 1) ISO/R1996
- 2) 日本音響学会誌34巻2号, 1978, pp94~99
- 3) 日本音響学会誌32巻12号, 1976, pp739~750
- 4) 音響技術No.24, Oct.1978, pp73~79

付録-5 水槽実験データ

本報告に使用した水槽実験のデータを参考として掲げる。

データ表の見方

Exp No. のA・1-0, B・1-0のA, BはそれぞれA模型, B模型を, C. G. %はR. P.(リファレンスポイント)から重心までの距離を, B模型についてのデータは最適状態のみを, それぞれ示している。

D_{1m} は天秤による全抵抗計測値, $Q_{leak1, 2, 3}$ は漏洩空気量で, 添字₁は船首バッグと模型本体間, ₂は船首バッグと模型本体間, ₃は船尾フィンガーからの漏洩空気量を表示している。漏洩空気量は予めバッグ圧力と漏洩

空気量の関係を検定し, 検定曲線を作りそれによって求めた。漏洩空気量による全抵抗の修正について, 本来のホバー間隙から流出する空気以外にスカート構造と取付け方法のため, 上記の漏洩が生じている。この漏洩空気による運動量抵抗も無視できない値のため, これを考慮して全抵抗を修正した。 D_t は修正後の全抵抗値, V_{sw} は側壁没水容積を現している。他は記号表による。

EXP No.	A·1-0	A·1-1	A·1-2	A·1-3	A·1-5	A·1-6	A·1-7	A·1-8	A·2-0	A·2-1	A·2-2	
W	kgf	44.24							69.4			
$C.G.$	$\% \cdot l_c$	-0.27							-0.68			
M_o	kgf·m	-0.25							-0.98			
Sidewall Type		平板							平板			
h_w	m	0.040							0.040			
n_F	rpm	10,000							10,000			
V_∞	m/s	0.	0.90	1.70	2.30	3.40	4.50	6.80	8.60	0.	0.90	1.70
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.	0.20	0.38	0.51	0.75	1.00	1.51	1.91	0.	0.20	0.38
\bar{p}_{1F}	kgf/m ²	113.6	114.1	116.8	117.8	115.8	115.5	111.6	112.5	125.8	125.0	125.3
\bar{p}_c	kgf/m ²	21.3							33.4			
h_m	m	-0.006	-0.015	-0.001	0.001	-0.007	-0.003	-0.000	0.001	-0.018	-0.028	-0.023
γ	deg	0.	1.3	1.1	1.0	1.4	1.2	0.8	1.1	0.	1.1	2.2
D_t	kgf	0.	1.39	2.85	2.78	3.55	4.52	7.40	10.30	0.	1.74	5.70
S_{ww}	m ²	0.203	0.251	0.208	0.146	0.248	0.294	0.286	0.282	0.238	0.293	0.339
S_{wwin}	m ²	0.064	0.085	0.073	0.026	0.087	0.117	0.107	0.105	0.054	0.096	0.110
S_{wwout}	m ²	0.139	0.166	0.135	0.110	0.161	0.177	0.179	0.177	0.184	0.207	0.229
L_B	kgf	0.							0.			
Q_F	m ³ /s	0.545	0.540	0.530	0.525	0.530	0.535	0.553	0.548	0.485	0.488	0.486
D_m	kgf	0.	0.06	0.112	0.15	0.22	0.30	0.47	0.59	0.	0.05	0.10
D_o	kgf	0.	0.02	0.07	0.12	0.27	0.47	1.08	1.73	0.	0.02	0.07
D_{wp}	kgf	0.	0.00	2.40	1.57	1.74	1.71	0.70	0.40	0.	0.00	1.18
D_{fw}	kgf	0.	0.03	0.10	0.12	0.49	0.96	1.96	2.95	0.	0.04	0.16
D_{sk}	kgf	0.	1.28	0.17	0.81	0.83	1.08	3.19	4.63	0.	1.62	4.19
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1243							0.1243			
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.8							101.8			

EXP No.	A·2-3	A·2-4	A·2-5	A·2-6	A·2-7	A·2-8	A·3-0	A·3-1	A·3-2	A·3-3	A·3-4	
W	kgf	69.4					87.8					
$C.G.$	$\% \cdot l_c$	-0.68					-0.95					
M_o	kgf·m	-0.98					-1.73					
Sidewall Type		平板					平板					
h_w	m	0.040					0.040					
n_F	rpm	10,000					10,000					
V_∞	m/s	2.30	2.90	3.40	4.50	6.80	8.60	0.	0.90	1.70	2.30	2.90
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.51	0.64	0.75	1.00	1.57	1.91	0.	0.20	0.38	0.51	0.64
\bar{p}_{1F}	kgf/m ²	129.7	128.0	130.0	129.7	128.6	128.7	—	128.8	129.	133.	129.
\bar{p}_c	kgf/m ²	33.4					42.2					
h_m	m	-0.014	-0.024	-0.022	-0.017	-0.007	-0.003	-0.018	-0.032	-0.042	-0.014	-0.027
γ	deg	1.6	2.5	2.4	1.9	1.2	1.3	0.	1.1	3.1	1.8	3.5
D_t	kgf	4.45	5.42	5.70	6.19	7.72	10.50	0.	1.82	9.12	6.33	7.47
S_{ww}	m ²	0.164	0.281	0.350	0.350	0.307	0.316	—	0.333	0.529	—	0.306
S_{wwin}	m ²	0.422	0.048	0.090	0.112	0.099	0.105	—	0.093	0.231	—	0.064
S_{wwout}	m ²	0.122	0.233	0.260	0.238	0.208	0.211	—	0.240	0.298	—	0.242
L_B	kgf	0.					0.					
Q_F	m ³ /s	0.463	0.473	0.460	0.463	0.468	0.468	—	0.470	0.465	0.445	0.465
D_m	kgf	0.13	0.17	0.19	0.26	0.40	0.50	—	0.05	0.10	0.13	0.17
D_o	kgf	0.12	0.20	0.27	0.47	1.08	1.73	—	0.02	0.07	0.12	0.20
D_{wp}	kgf	1.78	2.67	2.32	1.78	0.93	—	—	0.01	1.11	2.35	4.17
D_{fw}	kgf	0.14	0.37	0.69	1.14	2.11	—	—	0.06	0.25	—	0.40
D_{sk}	kgf	2.28	2.01	2.23	2.54	3.20	—	—	1.68	7.59	—	2.53
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1243					0.1235					
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.8					101.9					

EXP No.	A·3-5	A·3-6	A·3-7	A·3-8	A·4-0	A·4-1	A·4-2	A·4-3	A·4-4	A·4-5	A·4-6	
W	kgf	87.8			97.8							
$C.G.$	$\% \cdot l_c$	-0.95			-0.73							
M_o	kgf·m	-1.73			-1.48							
Sidewall Type	平板				平板							
h_w	m	0.040			0.040							
n_F	rpm	10,000			10,000							
V_∞	m/s	3.40	4.50	6.80	8.60	0.	0.90	1.70	2.00	2.30	2.90	3.40
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.75	1.00	1.51	1.91	0.	0.20	0.38	0.44	0.51	0.64	0.75
\bar{p}_{tF}	kgf/m ²	126.5	129.2	131.4	128.5	133.0	133.1	133.5	132.5	132.0	135.0	134.9
\bar{p}_c	kgf/m ²	42.2				47.1						
h_m	m	-0.028	-0.017	-0.002	-0.002	-0.024	-0.037	-0.048	-0.029	-0.020	-0.031	-0.029
γ	deg	3.0	2.3	1.4	1.1	0.	1.0	2.9	1.5	1.3	3.3	3.3
D_t	kgf	7.81	7.98	9.12	11.97	0.	2.13	10.13	9.70	7.41	8.42	9.01
S_{sw}	m ²	0.376	0.408	0.364	0.304	—	0.358	0.503	0.278	0.157	0.336	0.361
S_{swin}	m ²	0.104	0.166	0.184	0.140	—	0.107	0.197	0.104	0.022	0.061	0.077
S_{swout}	m ²	0.272	0.242	0.180	0.164	—	0.251	0.306	0.174	0.135	0.275	0.284
L_B	kgf	0.				0.						
Q_F	m ³ /s	0.480	0.465	0.455	0.470	0.442	0.442	0.438	0.445	0.445	0.430	0.431
D_m	kgf	0.20	0.26	0.38	0.50	—	0.05	0.09	0.11	0.12	0.15	0.18
D_o	kgf	0.27	0.47	1.08	1.73	—	0.02	0.07	0.09	0.12	0.20	0.27
D_{wp}	kgf	3.43	2.50	1.29	1.44	—	0.01	1.10	1.73	2.28	4.65	(4.20)
D_{fw}	kgf	0.75	1.35	2.58	3.21	—	0.05	0.24	0.18	0.14	0.44	—
D_{sk}	kgf	3.16	3.40	3.79	5.09	—	2.00	8.63	7.59	4.75	2.98	—
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1238				0.1198						
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.9				101.7						

EXP No.	A·4-7	A·4-8	A·4-9	A·5-0	A·5-1	A·5-2	A·5-3	A·5-4	A·5-5	A·5-6	A·5-7	
W	kgf	97.8			87.8							
$C.G.$	$\% \cdot l_c$	-0.73			-0.82							
M_o	kgf·m	-1.48			-1.50							
Sidewall Type	平板				平板							
h_w	m	0.040			0.060							
n_F	rpm	10,000			9,000							
V_∞	m/s	4.50	6.80	8.60	0.	0.90	1.70	2.30	2.90	3.40	4.50	6.80
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		1.00	1.51	1.91	0.	0.20	0.38	0.51	0.64	0.75	1.00	1.51
\bar{p}_{tF}	kgf/m ²	135.4	134.9	137.2	106.0	107.2	107.5	110.	110.2	110.2	111.3	111.5
\bar{p}_c	kgf/m ²	47.1			42.2							
h_m	m	-0.019	-0.006	-0.001	-0.023	-0.037	-0.031	-0.006	-0.028	-0.027	-0.016	-0.004
γ	deg	2.4	1.3	1.1	0.	1.0	3.0	2.2	3.6	3.1	2.5	1.3
D_t	kgf	9.06	9.59	12.31	0.	1.824	8.27	6.10	8.09	8.27	9.12	10.97
S_{sw}	m ²	0.464	0.371	0.296	—	0.432	0.592	0.271	0.440	0.479	0.547	0.490
S_{swin}	m ²	0.169	0.186	0.124	—	0.174	0.222	0.079	0.164	0.207	0.217	0.210
S_{swout}	m ²	0.295	0.185	0.172	—	0.258	0.370	0.192	0.276	0.272	0.331	0.280
L_B	kgf	0.			0.							
Q_F	m ³ /s	0.427	0.431	0.424	0.410	0.405	0.400	0.385	0.385	0.385	0.375	0.370
D_m	kgf	0.32	0.35	0.44	—	0.05	0.08	0.11	0.14	0.16	0.21	0.31
D_o	kgf	0.47	1.08	1.73	—	0.02	0.07	0.12	0.20	0.27	0.47	1.08
D_{wp}	kgf	2.99	1.28	1.23	—	0.01	1.32	2.69	4.22	3.39	2.36	1.29
D_{fw}	kgf	1.52	2.57	3.10	—	0.07	0.28	0.23	0.58	0.96	1.79	3.39
D_{sk}	kgf	3.76	4.31	5.81	—	1.67	6.52	2.95	2.95	3.49	4.29	4.90
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1198			0.1224							
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.8			101.9							

EXP No.	A·5-8	A·6-0	A·6-1	A·6-2	A·6-3	A·6-4	A·6-5	A·6-6	A·6-7	A·6-8	A·7-0
W	kgf	87.8	87.8								87.6
$C. G.$	$\% \cdot l_c$	-0.82	-0.95								-0.93
M_o	kgf·m	-1.50	-1.73								-1.69
Sidewall Type	平板	平板									平板
h_w	m	0.060	0.040								0.020
n_F	rpm	9,000	9,000								9,000
V_∞	m/s	8.60	0.	0.90	1.70	2.30	2.90	3.40	4.50	6.80	8.60
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		1.91	0.	0.20	0.38	0.51	0.64	0.75	1.00	1.51	1.91
\bar{p}_{tF}	kgf/m ²	111.0	102.4	110.0	111.0	113.	113.2	113.8	112.8	112.8	113.2
\bar{p}_c	kgf/m ²	42.2	42.2								42.1
h_m	m	-0.001	-0.020	-0.032	-0.044	-0.019	-0.029	-0.027	-0.017	-0.005	-0.002
γ	deg	1.5	0.	1.0	2.5	1.9	3.4	3.2	2.6	1.5	1.5
D_t	kgf	14.54	0.	2.05	8.55	6.04	7.58	7.98	8.32	9.69	12.37
S_{sw}	m ²	0.457	—	0.365	0.546	0.219	0.352	0.415	0.404	0.363	0.297
S_{swin}	m ²	0.198	—	0.117	0.226	0.041	0.066	0.129	0.137	0.145	0.124
S_{swout}	m ²	0.259	—	0.248	0.320	0.178	0.286	0.286	0.267	0.218	0.173
L_B	kgf	0.	0.								0.
Q_F	m ³ /s	0.375	0.433	0.385	0.375	0.36	0.36	0.35	0.36	0.36	0.36
D_m	kgf	0.39	—	0.04	0.08	0.10	0.13	0.15	0.20	0.30	0.38
D_o	kgf	1.73	—	0.02	0.07	0.12	0.20	0.27	0.47	1.08	1.73
D_{wp}	kgf	1.10	—	0.01	1.24	2.37	3.99	3.36	2.54	1.29	(1.10)
D_{fw}	kgf	4.83	—	0.07	0.26	0.19	0.47	0.83	1.32	2.52	3.13
D_{sk}	kgf	6.49	—	1.91	6.90	3.26	2.79	3.37	3.79	4.50	6.03
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1224	0.1235								0.1241
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.9	101.9								101.9

EXP No.	A·7-1	A·7-2	A·7-3	A·7-4	A·7-5	A·7-6	A·7-7	A·7-8	A·8-0	A·8-1	A·8-2
W	kgf	87.6							87.8		
$C. G.$	$\% \cdot l_c$	-0.93							-0.28		
M_o	kgf·m	-1.69							-0.51		
Sidewall Type	平板								船形2		
h_w	m	0.020							0.040		
n_F	rpm	9,000							10,000		
V_∞	m/s	0.9	1.70	2.30	2.90	3.40	4.50	6.80	8.60	0.	0.90
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.20	0.38	0.51	0.64	0.75	1.00	1.51	1.91	0.	0.20
\bar{p}_{tF}	kgf/m ²	106.6	107.5	111.5	111.6	113.0	113.5	112.3	113.5	131.1	(130.6) 130.6
\bar{p}_c	kgf/m ²	42.1								38.7	(130.9) 129.1
h_m	m	-0.035	(-0.043以下)	-0.036	-0.030	-0.027	-0.016	-0.005	+0.001	-0.017	-0.024
γ	deg	1.1	2.3	0.6	3.4	3.3	2.5	1.5	1.5	-0.29	0.3
D_t	kgf	1.73	8.87	7.90	6.96	7.67	7.39	8.65	11.32	—	1.22
S_{sw}	m ²	0.228	0.456	—	0.208	0.282	(0.273)	0.235	0.226	0.430	0.443
S_{swin}	m ²	0.042	0.188	—	0.052	0.044	0.078	0.092	0.083	0.045	0.049
S_{swout}	m ²	0.186	0.268	—	0.156	0.238	0.195	0.144	0.143	0.386	0.394
L_B	kgf	0.								7.49	7.69
Q_F	m ³ /s	0.405	0.405	0.370	0.370	0.360	0.355	0.360	0.355	0.455	0.458
D_m	kgf	0.045	0.09	0.11	0.13	0.15	0.20	0.30	0.38	—	0.05
D_o	kgf	0.02	0.07	0.12	0.20	0.27	0.47	1.08	1.73	—	0.03
D_{wp}	kgf	0.01	1.01	1.62	4.09	3.41	2.52	1.36	1.53	—	—
D_{fw}	kgf	0.04	0.22	—	0.28	0.57	0.89	1.63	2.39	—	0.06
D_{sk}	kgf	1.62	7.49	—	2.26	3.27	3.31	4.28	5.29	—	—
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1241			0.1225					0.1166	
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.9			101.9					101.8	

EXP No.	A·8-3	A·8-4	A·8-5	A·8-6	A·8-7	A·8-8	A·8-9	A·8-10	A·9-0	A·9-1	A·9-2
<i>W</i> kgf	87.8								87.8		
<i>C. G.</i> %· <i>l_c</i>	-0.28								-0.28		
<i>M₀</i> kgf·m	-0.51								-0.51		
<i>Sidewall Type</i>	船形 2								船形 2		
<i>h_w</i> m	0.040								0.040		
<i>n_F</i> rpm	10,000								9,000		
<i>V_∞</i> m/s	1.70	2.00	2.30	2.90	3.40	4.50	6.80	8.60	0.00	0.90	1.70
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$	0.38	0.44	0.51	0.64	0.75	1.00	1.51	1.91	0.	0.20	0.38
\bar{p}_{tF} kgf/m ²	130.6	131.8	132.7	129.7	127.4	130.4	130.0	130.9	104.9	104.4	103.7
\bar{p}_c kgf/m ²	37.3	38.5	38.6	37.5	36.6	36.0	38.2	38.1	38.0	37.6	34.4
<i>h_m</i> m	-0.033	-0.014	-0.014	-0.026	-0.022	-0.013	-0.001	-0.0000	-0.020	-0.028	-0.036
<i>γ</i> deg	1.4	0.17	1.7	2.6	2.4	1.8	1.3	1.3	-0.2	0.4	1.6
<i>D_t</i> kgf	4.53	5.66	5.01	6.17	6.37	6.79	9.00	13.02	—	1.22	4.75
<i>S_{w_w}</i> m ²	0.463	0.424	0.335	0.498	0.547	0.570	0.492	0.491	0.455	0.539	0.686
<i>S_{w_{w_{in}}}</i> m ²	0.029	0.033	0.014	0.049	0.053	0.095	0.117	0.115	0.067	0.110	0.169
<i>S_{w_{w_{out}}}</i> m ²	0.435	0.392	0.320	0.449	0.494	0.475	0.375	0.376	0.388	0.428	0.516
<i>L_B</i> kgf	10.38	7.89	7.59	9.79	11.68	13.08	8.39	8.59	8.84	9.68	16.32
<i>Q_F</i> m ³ /s	0.458	0.453	0.447	0.463	0.477	0.458	0.461	0.458	0.420	0.422	0.427
<i>D_m</i> kgf	0.09	0.11	0.12	0.16	0.19	0.24	0.36	0.45	0.	0.05	0.09
<i>D₀</i> kgf	0.09	0.13	0.17	0.27	0.37	0.65	1.48	2.36	0.	0.03	0.09
<i>D_{w_p}</i> kgf	1.09	1.52	2.47	4.20	(3.30)	2.52	1.15	(1.02)	0.	—	1.00
<i>D_{f_w}</i> kgf	0.22	0.27	0.28	0.65	1.06	1.83	3.32	5.06	0.	0.07	0.32
<i>D_{s_k}</i> kgf	3.04	3.63	1.97	0.89	1.45	1.55	2.69	4.13	0.		3.26
ρ_a kgf·s ² /m ⁴	0.1166								0.1142		
ρ_w kgf·s ² /m ⁴	101.8								101.8		

EXP No.	A·9-3	A·9-4	A·9-5	A·9-6	A·9-7	A·9-8	A·9-9	A·10-0	A·10-1	A·10-2	A·10-3
<i>W</i> kgf	87.8							87.8			
<i>C. G.</i> %· <i>l_c</i>	-0.28							-0.28			
<i>M₀</i> kgf·m	-0.51							-0.51			
<i>Sidewall Type</i>	船形 2							船形 2			
<i>h_w</i> m	0.040							0.040			
<i>n_F</i> rpm	9,000							7,000			
<i>V_∞</i> m/s	2.00	2.30	2.90	3.40	4.50	6.80	8.60	0.	0.90	1.70	2.00
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$	0.443	0.51	0.64	0.75	1.00	1.51	1.91	0.	0.20	0.38	0.44
\bar{p}_{tF} kgf/m ²	104.1	102.9	104.3	102.8	103.8	104.6	104.1	63.5	63.5	62.5	62.8
\bar{p}_c kgf/m ²	38.3	39.4	37.4	35.9	35.2	37.7	38.0	37.8	38.0	35.8	38.8
<i>h_m</i> m	-0.017	-0.016	-0.028	-0.026	-0.016	-0.004	-0.002	-0.028	-0.037	-0.049	-0.022
<i>γ</i> deg	0.4	2.1	2.8	2.6	2.0	1.4	1.5	-0.5	-0.1	1.2	-0.4
<i>D_t</i> kgf	5.72	4.87	6.31	6.34	6.93	9.34	13.87	—	1.27	5.24	4.81
<i>S_{w_w}</i> m ²	0.457	0.367	0.486	0.634	0.633	0.528	0.509	0.488	0.516	0.663	0.404
<i>S_{w_{w_{in}}}</i> m ²	0.067	0.012	0.051	0.084	0.145	0.143	0.133	0.063	0.104	0.196	0.039
<i>S_{w_{w_{out}}}</i> m ²	0.390	0.355	0.435	0.551	0.488	0.385	0.376	0.424	0.412	0.467	0.365
<i>L_B</i> kgf	8.27	5.93	10.11	13.21	14.73	9.42	8.84	9.16	8.88	13.39	7.26
<i>Q_F</i> m ³ /s	0.424	0.431	0.422	0.431	0.425	0.421	0.423	0.325	0.325	0.332	0.330
<i>D_m</i> kgf	0.10	0.11	0.15	0.18	0.23	0.34	0.42	0.	0.03	0.07	0.08
<i>D₀</i> kgf	0.13	0.17	0.27	0.37	0.65	1.48	2.36	0.	0.03	0.09	0.13
<i>D_{w_p}</i> kgf	1.53	2.59	4.06	3.28	2.52	(1.15)	(1.02)	0.	—	0.99	1.17
<i>D_{f_w}</i> kgf	0.29	0.31	0.64	1.23	2.03	3.56	5.24	0.	0.07	0.31	0.26
<i>D_{s_k}</i> kgf	3.67	1.69	1.19	1.28	1.50	2.81	4.83	0.	—	3.79	3.18
ρ_a kgf·s ² /m ⁴	0.1203							0.1142			
ρ_w kgf·s ² /m ⁴	101.8							101.8			

EXP No.	A·10-4	A·10-5	A·10-6	A·10-7	A·10-8	A·10-9	A·11-0	A·11-1	A·11-2	A·11-3	A·11-4
<i>W</i> <i>kgf</i>	87.8						87.8				
<i>C. G.</i> %· <i>l_c</i>	-0.28						-0.28				
<i>M_o</i> <i>kgf·m</i>	-0.51						-0.51				
<i>Sidewall Type</i>	船形2						船形2				
<i>h_w</i> <i>m</i>	0.040						0.040				
<i>n_F</i> <i>rpm</i>	7,000						5,400				
<i>V_∞</i> <i>m/s</i>	2.30	2.90	3.40	4.50	6.80	8.60	0.	0.90	1.70	2.00	2.30
<i>F_n</i> = <i>V_∞/√l_c·g</i>	0.51	0.64	0.75	1.00	1.51	1.91	0.	0.20	0.38	0.44	0.510
<i>p_{tf}</i> <i>kgf/m²</i>	64.8	63.5	65.5	65.9	65.4	65.3	42.0	41.6	40.9	43.1	43.2
<i>p_c</i> <i>kgf/m²</i>	38.8	36.1	35.7	35.8	38.5	37.9	37.6	37.5	36.2	39.1	39.0
<i>h_m</i> <i>m</i>	-0.022	-0.036	-0.031	-0.022	-0.015	-0.016	-0.037	-0.038	-0.039	-0.026	-0.028
<i>γ</i> <i>deg</i>	1.8	2.5	2.1	1.6	1.2	1.5	-0.6	-0.2	1.0	0.12	2.1
<i>D_t</i> <i>kgf</i>	4.98	6.65	6.51	7.27	10.67	16.13	—	1.33	3.82	4.39	5.09
<i>S_{w_w}</i> <i>m²</i>	0.396	0.575	0.675	0.699	0.621	0.635	0.600	0.598	0.675	0.388	0.402
<i>S_{w_{win}}</i> <i>m²</i>	0.067	0.086	0.135	0.158	0.151	0.151	0.141	0.147	0.200	0.045	0.045
<i>S_{w_{wout}}</i> <i>m²</i>	0.328	0.490	0.541	0.541	0.470	0.484	0.459	0.451	0.475	0.343	0.357
<i>L_B</i> <i>kgf</i>	—	12.69	13.62	13.47	7.73	9.04	9.58	9.84	12.69	6.56	6.86
<i>Q_F</i> <i>m³/s</i>	0.315	0.325	0.310	0.307	0.312	0.313	0.185	0.200	0.215	0.160	0.157
<i>D_m</i> <i>kgf</i>	0.08	0.11	0.12	0.16	0.24	0.31	0.	0.02	0.04	0.04	0.04
<i>D_o</i> <i>kgf</i>	0.17	0.27	0.37	0.65	1.48	2.36	0.	0.03	0.09	0.13	0.17
<i>D_{w_p}</i> <i>kgf</i>	2.52	3.78	3.19	2.27	1.15	1.02	0.	—	1.13	0.98	2.50
<i>D_{F_w}</i> <i>kgf</i>	0.33	0.75	1.31	2.25	4.19	6.54	0.	0.08	0.32	0.25	0.34
<i>D_{sk}</i> <i>kgf</i>	1.88	1.74	1.52	1.94	3.61	5.90	0.	—	2.24	2.99	2.04
<i>ρ_a</i> <i>kgf·s²/m⁴</i>	0.1142						0.1136				
<i>ρ_w</i> <i>kgf·s²/m⁴</i>	101.8						101.8				

EXP No.	A·11-5	A·11-6	A·11-7	A·11-8	A·11-9	A·12-0	A·12-1	A·12-2	A·12-3	A·12-4	A·12-5
<i>W</i> <i>kgf</i>	87.8					69.4					
<i>C. G.</i> %· <i>l_c</i>	-0.28					-0.82					
<i>M_o</i> <i>kgf·m</i>	-0.51					-1.19					
<i>Sidewall Type</i>	船形2					平板					
<i>h_w</i> <i>m</i>	0.040					0.040					
<i>n_F</i> <i>rpm</i>	5,400					10,000					
<i>V_∞</i> <i>m/s</i>	2.90	3.40	4.50	6.00	6.80	0.	0.90	1.70	2.00	2.30	2.90
<i>F_n</i> = <i>V_∞/√l_c·g</i>	0.64	0.75	1.00	1.33	1.51	0.	0.20	0.38	0.44	0.51	0.64
<i>p_{tf}</i> <i>kgf/m²</i>	43.4	39.8	42.6	43.0	44.4	117.3	117.3	118.4	120.1	120.4	119.7
<i>p_c</i> <i>kgf/m²</i>	37.3	35.4	33.5	35.9	34.9	34.9	34.9	34.4	34.3	35.0	35.0
<i>h_m</i> <i>m</i>	-0.041	-0.037	-0.034	-0.028	-0.030	-0.017	-0.027	-0.016	-0.002	-0.006	-0.013
<i>γ</i> <i>deg</i>	2.5	2.1	1.8	1.3	1.4	0.	1.1	2.1	0.4	1.4	2.7
<i>D_t</i> <i>kgf</i>	6.74	6.65	8.77	11.24	13.02	-0.45	1.15	4.43	3.49	3.18	3.97
<i>S_{w_w}</i> <i>m²</i>	0.616	0.723	0.749	—	0.734	0.324	0.420	0.396	0.226	0.224	0.362
<i>S_{w_{win}}</i> <i>m²</i>	0.102	0.154	0.162	—	0.180	0.122	0.172	0.160	0.084	0.050	0.120
<i>S_{w_{wout}}</i> <i>m²</i>	0.514	0.568	0.587	0.537	0.554	0.202	0.248	0.236	0.142	0.174	0.242
<i>L_B</i> <i>kgf</i>	10.31	14.24	18.22	13.11	15.27	0.					
<i>Q_F</i> <i>m³/s</i>	0.155	0.225	0.165	0.160	0.155	0.530	0.530	0.524	0.516	0.513	0.517
<i>D_m</i> <i>kgf</i>	0.05	0.09	0.12	0.16	0.18	0.	0.06	0.11	0.13	0.15	0.18
<i>D_o</i> <i>kgf</i>	0.27	0.37	0.65	1.15	1.48	0.	0.02	0.07	0.09	0.12	0.20
<i>D_{w_p}</i> <i>kgf</i>	3.76	2.58	2.31	—	(1.15)	0.	0.00	1.28	1.25	1.68	2.46
<i>D_{F_w}</i> <i>kgf</i>	0.81	1.40	2.41	—	4.96	0.	0.06	0.19	0.15	0.19	0.47
<i>D_{sk}</i> <i>kgf</i>	1.85	2.21	3.28	—	5.25	—	1.02	2.78	1.87	1.05	0.66
<i>ρ_a</i> <i>kgf·s²/m⁴</i>	0.1136					0.1225					
<i>ρ_w</i> <i>kgf·s²/m⁴</i>	101.8					101.8					

EXP No.	A·12-6	A·12-7	A·12-8	A·13-0	A·13-1	A·13-2	A·13-3	A·13-4	A·13-5	A·13-6	A·13-7	
W	kgf	69.4		69.4								
$C. G.$	$\% \cdot l_c$	-0.82		-2.21								
M_o	kgf·m	-1.19		-3.19								
$Sidewall Type$	平板			平板								
h_w	m	0.040		0.040								
n_f	rpm	10,000		10,000								
V_∞	m/s	3.40	4.50	6.80	0.	0.90	1.70	2.00	2.30	2.90	3.40	4.50
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.75	1.00	1.51	0.	0.20	0.38	0.44	0.51	0.64	0.75	1.00
\bar{p}_{1F}	kgf/m ²	119.4	112.2	121.6	116.2	117.8	120.0	121.6	123.4	123.4	124.1	122.8
\bar{p}_c	kgf/m ²	35.1	34.9	34.1	35.5	35.7	34.9	33.4	34.9	34.9	35.0	35.1
h_m	m	-0.017	-0.011	+0.000	-0.011	-0.019	-0.012	-0.004	-0.008	-0.017	-0.015	-0.010
γ	deg	2.5	2.0	1.2	-1.5	-0.2	1.5	-0.1	1.3	1.9	1.9	1.7
D_t	kgf	4.15	4.58	6.52	-0.81	(0.38) 共振	3.13	3.18	2.59	3.30	3.45	3.98
S_{ww}	m ²	0.432	0.410	0.383	0.285	0.374	0.362	0.219	0.159	0.306	0.351	0.385
S_{wwin}	m ²	0.168	0.156	0.147	0.087	0.133	0.150	0.071	0.037	0.097	0.118	0.119
S_{wwout}	m ²	0.264	0.254	0.236	0.198	0.240	0.212	0.148	0.121	0.209	0.233	0.266
L_B	kgf	0.		0.								
Q_F	m ³ /s	0.518	0.553	0.508	0.535	0.527	0.516	0.508	0.498	0.498	0.495	0.502
D_m	kgf	0.22	0.31	0.42	0.0.	0.06	0.11	0.13	0.14	0.18	0.21	0.28
D_o	kgf	0.27	0.47	1.08	0.	0.02	0.07	0.09	0.12	0.20	0.27	0.47
D_{wp}	kgf	2.15	1.63	0.93	0.	0.	1.47	1.05	1.91	2.67	2.29	1.78
D_{JW}	kgf	0.84	1.34	2.65	0.	0.05	0.17	0.14	0.13	0.40	0.68	1.24
D_{sk}	kgf	0.68	0.84	1.44	0.	(0.25)	1.31	1.78	0.28	0.15	0.00	0.22
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1225		0.1232								
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.8		101.8								

EXP No.	A·14-0	A·14-1	A·14-2	A·14-3	A·14-4	A·14-5	A·14-6	A·14-7	A·14-8	A·15-0	A·15-1	
W	kgf	69.4								69.4		
$C. G.$	$\% \cdot l_c$	-3.60								-4.98		
M_o	kgf·m	-5.19								-7.18		
$Sidewall Type$	平板									平板		
h_w	m	0.040								0.040		
n_f	rpm	10,000								10,000		
V_∞	m/s	0.	0.90	1.70	2.00	2.30	2.90	3.40	4.50	6.80	0.	0.90
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.	0.20	0.38	0.44	0.51	0.64	0.75	1.00	1.51	0.	0.20
\bar{p}_{1F}	kgf/m ²	121.0	119.4	122.8	123.1	123.0	122.4	123.0	124.5	123.3	117.6	120.4
\bar{p}_c	kgf/m ²	34.8	35.3	35.1	33.6	34.7	35.2	35.0	34.9	34.1	33.1	33.7
h_m	m	-0.025	-0.029	-0.023	-0.007	-0.014	-0.023	-0.022	-0.014	-0.001	-0.039	-0.049
γ	deg	-2.5	-1.2	1.1	-0.7	0.5	1.4	1.3	0.9	0.2	-3.1	-2.4
D_t	kgf	-0.95	0.23	2.96	2.92	3.03	3.71	3.75	4.02	5.15	-0.97	0.91
S_{ww}	m ²	0.338	0.382	0.410	0.196	0.192	0.369	0.401	0.413	0.392	0.441	0.474
S_{wwin}	m ²	0.115	0.126	0.154	0.081	0.050	0.134	0.152	0.141	0.145	0.177	0.185
S_{wwout}	m ²	0.222	0.256	0.256	0.115	0.142	0.235	0.249	0.273	0.247	0.264	0.289
L_B	kgf	0.								0.		
Q_F	m ³ /s	0.511	0.518	0.502	0.500	0.501	0.503	0.501	0.493	0.498	0.529	0.514
D_m	kgf	0.	0.06	0.11	0.12	0.14	0.18	0.21	0.27	0.42	0.	0.06
D_o	kgf	0.	0.02	0.07	0.09	0.12	0.20	0.27	0.47	1.08	0.	0.02
D_{wp}	kgf	0.	0.04	2.01	0.94	1.84	2.75	2.42	1.88	(1.01)	0.	0.00
D_{JW}	kgf	0.	0.05	0.19	0.13	0.66	0.48	0.78	1.33	2.65	0.	0.06
D_{sk}	kgf	0.	0.06	0.58	1.64	0.77	0.10	0.07	0.06	0.00	-	0.77
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1232									0.1230	
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.8									101.8	

EXP No.	A·15-2	A·15-3	A·15-4	A·15-5	A·15-6	A·15-7	A·16-0	A·16-1	A·16-2	A·16-3	A·16-4	
W	kgf	69.4					69.4					
$C. G.$	$\% \cdot l_c$	-4.98					-6.36					
M_o	kgf·m	-7.18					-9.19					
$Sidewall Type$		平板					平板					
h_w	m	0.040					0.040					
n_F	rpm	10,000					10,000					
V_∞	m/s	1.70	2.00	2.30	2.90	3.40	4.50	0.	0.90	1.70	2.00	2.30
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.38	0.44	0.51	0.64	0.75	1.00	0.	0.20	0.38	0.44	0.51
\bar{p}_{tr}	kgf/m ²	124.7	125.3	124.7	125.1	124.3	122.9	123.3	120.3	124.7	125.2	124.3
\bar{p}_c	kgf/m ²	34.6	33.0	32.8	33.7	33.7	33.7	32.1	32.6	33.3	32.5	31.8
h_m	m	-0.040	-0.010	-0.021	-0.034	-0.033	-0.025	-0.042	-0.055	-0.051	-0.016	-0.022
γ	deg	0.2	-1.1	-0.3	-0.8	-0.8	-0.2	-3.4	-2.9	-0.7	-1.4	-0.7
D_t	kgf	3.45	3.15	4.12	4.55	5.12	6.06	-1.06	1.17	4.36	3.71	4.59
S_{ww}	m ²	0.471	0.207	0.205	0.310	0.369	0.452	0.446	0.516	0.508	0.276	0.178
S_{wwin}	m ²	0.200	0.075	0.083	0.102	0.137	0.130	0.170	0.203	0.214	0.108	0.065
S_{wwout}	m ²	0.271	0.133	0.123	0.208	0.232	0.322	0.276	0.314	0.294	0.168	0.113
L_B	kgf	0.					0.					
Q_F	m ³ /s	0.492	0.487	0.482	0.488	0.493	0.501	0.498	0.515	0.492	0.487	0.494
D_m	kgf	0.10	0.12	0.14	0.17	0.21	0.28	0.	0.06	0.10	0.12	0.14
D_o	kgf	0.07	0.09	0.12	0.20	0.27	0.47	0.	0.02	0.07	0.09	0.12
D_{wp}	kgf	2.60	1.10	1.92	2.80	2.42	1.87	0.	0.00	2.48	(1.10)	1.92
D_{fw}	kgf	0.22	0.13	0.17	0.41	0.72	1.45	0.	0.07	0.24	0.18	0.18
D_{sk}	kgf	0.46	1.71	1.77	0.97	1.51	1.99	-	1.02	1.47	2.22	2.23
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1230					0.1230					
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.8					101.8					

EXP No.	A·17-0	A·17-1	A·17-2	A·17-3	A·17-4	A·17-5	A·17-6	A·17-7			
W	kgf	69.4									
$C. G.$	$\% \cdot l_c$	1.94									
M_o	kgf·m	2.82									
$Sidewall Type$		平板									
h_w	m	0.040									
n_F	rpm	10,000									
V_∞	m/s	0.	0.90	1.70	2.00	2.30	2.90	3.40	4.50		
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.	0.20	0.38	0.44	0.51	0.64	0.75	1.00		
\bar{p}_{tr}	kgf/m ²	126.2	125.6	124.8	126.5	126.4	124.8	124.9	121.5		
\bar{p}_c	kgf/m ²	32.6	32.2	31.9	32.3	33.6	34.6	32.4	33.4		
h_m	m	-0.036	-0.040	-0.030	-0.011	-0.007	-0.022	-0.024	-0.022		
γ	deg	1.6	2.4	3.9	2.7	2.4	3.3	3.3	2.8		
D_t	kgf	0.	2.01	8.03	6.56	5.57	5.50	6.03	7.54		
S_{ww}	m ²	0.500	0.536	0.524	0.312	0.254	0.442	0.498	0.461		
S_{wwin}	m ²	0.190	0.218	0.216	0.122	0.092	0.182	0.204	0.171		
S_{wwout}	m ²	0.310	0.318	0.308	0.190	0.162	0.256	0.294	0.290		
L_B	kgf	0.									
Q_F	m ³ /s	0.482	0.486	0.491	0.480	0.481	0.491	0.490	0.507		
D_m	kgf	0.	0.05	0.10	0.12	0.14	0.18	0.21	0.28		
D_o	kgf	0.	0.02	0.07	0.09	0.12	0.20	0.27	0.47		
D_{wp}	kgf	0.	0.01	1.08	1.27	1.58	2.22	2.10	1.64		
D_{fw}	kgf	0.	0.07	0.25	0.20	0.21	0.58	0.97	1.48		
D_{sk}	kgf	0.	1.87	6.53	4.88	3.52	2.33	2.49	3.66		
ρ_a	kgf·s ² /m ⁴	0.1230									
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.8									

EXP No.	B·1-0	B·1-1	B·1-2	B·1-3	B·1-4	B·1-5	B·1-6	B·2-4	B·2-5	B·2-6	B·3-0
W	kgf	54.8					54.8	54.8			54.7
C. G.	% l_c	-1.14					-1.89	-1.02	-1.40	-1.89	-0.63
M_o	kgf·m	-1.14	-1.14	-1.14	-1.14	-1.14	-1.39	-1.89	-1.02	-1.39	-0.63
Sidewall Tpe		平板					平板	平板			平板
h_w	m	0.020					0.020	0.00			0.060
n_r	rpm	7,000					7,000	7,000			7,000
V_∞	m/s	0.	1.26	1.68	1.89	2.52	4.20	5.88	2.50	5.88	0.
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.	0.30	0.40	0.45	0.60	1.00	1.40	0.6	1.00	1.40
\bar{p}_{tr}	kgf/m ²	66.0	65.3	63.5	62.7	63.3	63.2	63.0	61.2	63.0	60.9
\bar{p}_c	kgf/m ²	31.5	31.9	31.6	31.5	32.1	31.7	31.0	32.5	32.1	31.6
D_{lm}	kgf	-0.71	1.75	2.29	0.46	1.90	2.11	2.74	1.86	2.21	2.65
Q_F	m ³ /s	0.370	0.372	0.378	0.380	0.378	0.379	0.380	0.382	0.380	0.386
Q_{leak1}	m ³ /s	0.033	0.033	0.032	0.032	0.033	0.032	0.032	0.034	0.033	0.032
Q_{leak2}	m ³ /s	0.025	0.026	0.026	0.026	0.026	0.025	0.025	0.026	0.025	0.026
Q_{leak3}	m ³ /s	0.249	0.254	0.251	0.223	0.251	0.249	0.248	0.241	0.214	0.188
Q_{jbow}	m ³ /s	0.	0.	0.	0.	0.	0.	(0.038)	0.	0.	0.
Q_{jstarn}	m ³ /s	0.063	0.	0.035	0.050	0.068	0.073	0.037	0.08	0.	0.075
S_{win}	m ²	0.132	0.076	0.072	0.068	0.070	0.064	0.072	0.008	0.010	0.034
S_{wout}	m ²	0.276	0.188	0.200	0.192	0.194	0.186	0.178	0.150	0.194	0.126
S_{wbow}	m ²	—	0.073	0.062	0.076	0.018	0.	0.	0.032	0.022	0.006
S_{wstarn}	m ²	—	0.	0.015	0.015	0.	0.003	0.013	0.006	0.019	0.022
h_m	m	-0.048	-0.033	-0.037	-0.034	-0.037	-0.024	-0.016	-0.047	-0.039	-0.026
γ	deg	-1.65	1.28	1.81	-0.6	2.2	1.8	1.5	2.3	1.9	1.8
D_t	kgf	-0.02	2.42	2.94	1.10	2.50	2.64	3.20	2.45	2.74	3.12
D_o	kgf	0.	0.03	0.05	0.06	0.11	0.31	0.61	0.11	0.31	0.61
D_{m1}	kgf	0.	0.01	0.01	0.02	0.02	0.04	0.06	0.02	0.04	0.06
D_{m2}	kgf	-0.18	0.	-0.10	-0.14	-0.19	-0.21	0.00	-0.23	0.	0.
D_{rw}	kgf	0.	0.09	0.15	0.18	0.30	0.71	1.30	0.18	0.58	0.83
D_{rs}	kgf	0.	0.06	0.11	0.17	0.06	0.02	0.22	0.12	0.36	0.49
D_r	kgf	0.16	2.23	2.72	0.81	2.20	1.77	1.01	2.25	1.45	1.13
$\nabla_{sw} \times 10^3$	m ³	0.							0.		0.06
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.9							101.9		101.9

EXP No.	B·3-1	B·3-2	B·3-3	B·3-4	B·3-5	B·3-6	B·4-0	B·4-1	B·4-2	B·4-3	B·4-4
W	kgf	54.7					54.7				
C. G.	% l_c	-0.63					-1.13	-1.88	-0.87	-0.63	
M_o	kgf·m	-0.63					-1.12	-1.87	-0.86	-0.63	
Sidewall Tpe		平板					平板	平板			
h_w	m	0.060					0.080				
n_r	rpm	7,000					7,000				
V_∞	m/s	1.26	1.68	1.89	2.52	4.20	5.88	0.	1.26	1.68	1.89
$F_n = V_\infty / \sqrt{l_c \cdot g}$		0.30	0.40	0.45	0.60	1.00	1.40	0.	0.30	0.40	0.45
\bar{p}_{tr}	kgf/m ²	63.1	63.4	64.3	63.4	61.5	60.5	64.1	63.5	63.0	62.1
\bar{p}_c	kgf/m ²	32.3	32.4	32.4	32.3	31.9	31.6	31.8	32.3	32.4	32.3
D_{lm}	kgf	1.52	2.31	0.30	2.35	3.18	4.51	-0.82	1.53	2.34	0.53
Q_F	m ³ /s	0.379	0.379	0.376	0.379	0.382	0.385	0.375	0.377	0.378	0.381
Q_{leak1}	m ³ /s	0.032	0.032	0.032	0.032	0.032	0.032	0.033	0.032	0.033	0.032
Q_{leak2}	m ³ /s	0.026	0.026	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.025	0.026	0.025
Q_{leak3}	m ³ /s	0.251	0.233	0.231	0.232	0.248	0.247	0.249	0.249	0.243	0.226
Q_{jbow}	m ³ /s	0.035	0.044	0.	0.	0.	0.	0.	0	0.038	0.
Q_{jstarn}	m ³ /s	0.035	0.044	0.088	0.090	0.077	0.079	0.068	0.071	0.038	0.097
S_{win}	m ²	0.198	0.198	0.096	0.230	0.270	0.272	0.390	0.278	0.212	0.162
S_{wout}	m ²	0.318	0.294	0.026	0.364	0.364	0.348	0.528	0.426	0.374	0.296
S_{wbow}	m ²	0.	0.	0.	0.	0.	0.006	—	0.051	0.	0.
S_{wstarn}	m ²	0.	0.009	0.009	0.009	0.002	0.	—	0	0.005	0.006
h_m	m	-0.022	-0.017	-0.003	-0.039	-0.026	-0.015	-0.045	-0.024	-0.018	-0.001
γ	deg	2.4	3.1	1.06	3.1	2.1	1.3	-0.8	2.2	3.2	1.1
D_t	kgf	2.17	2.95	0.92	2.94	3.70	4.95	-0.14	2.17	2.98	1.15
D_o	kgf	0.03	0.05	0.06	0.11	0.31	0.61	0.	0.03	0.05	0.06
D_{m1}	kgf	0.01	0.02	0.02	0.02	0.04	0.06	0.	0.01	0.01	0.02
D_{m2}	kgf	0.	0.	-0.25	-0.26	-0.22	-0.23	-0.19	-0.20	0.	-0.28
D_{rw}	kgf	0.17	0.27	0.22	0.67	1.79	3.21	0.	0.23	0.32	0.31
D_{rs}	kgf	0.	0.01	0.02	0.03	0.02	0.11	0.	0.04	0.01	0.01
D_r	kgf	1.96	2.60	0.85	2.37	1.76	1.19	0.05	2.06	2.59	1.03
$\nabla_{sw} \times 10^3$	m ³	0.							0.		0.06
ρ_w	kgf·s ² /m ⁴	101.9							101.9		101.9

EXP No.	B·4-5	B·4-6	B·5-2	B·5-3	B·5-4	B·6-2	B·6-3	B·6-4	B·6-5	B·6-6	B·7-2
<i>W</i>	kgf		74.7			74.7					54.7
<i>C. G.</i>	% <i>l_c</i>	-1.13	-1.38	-1.19	-1.10	-1.19	-1.01	-0.92	-1.01	-1.19	-0.50
<i>M_o</i>	kgf·m	-1.12	-1.38	-1.62	-1.50	-1.62	-1.38	-1.25	-1.38	-1.62	-0.500
<i>Sidewall Tpe</i>		平板		平板		平板					平板
<i>h_w</i>	m	0.080		0.060		0.080					0.080
<i>n_r</i>	rpm	7,000		7,000		7,000					6,000
<i>V_∞</i>	m/s	4.20	5.88	1.68	1.89	2.52	1.68	1.89	2.52	4.20	5.88
<i>F_n = V_∞/√<i>l_c</i>·g</i>		1.0	1.4	0.40	0.45	0.60	0.40	0.45	0.60	1.00	1.40
<i>p_{TF}</i>	kgf/m ²	62.0	59.0	67.7	67.1	66.6	67.6	68.7	68.6	67.8	66.6
<i>p_c</i>	kgf/m ²	31.7	31.3	44.1	43.4	43.8	44.1	43.9	44.2	43.9	43.4
<i>D_{lm}</i>	kgf	3.64	5.44	4.78	2.37	5.15	4.46	2.11	4.92	5.03	6.56
<i>Q_F</i>	m ³ /s	0.381	0.389	0.363	0.365	0.367	0.369	0.364	0.364	0.367	0.370
<i>Q_{leak1}</i>	m ³ /s	0.032	0.032	0.038	0.037	0.037	0.037	0.037	0.037	0.037	0.037
<i>Q_{leak2}</i>	m ³ /s	0.025	0.025	0.030	0.030	0.030	0.029	0.030	0.030	0.029	0.029
<i>Q_{leak3}</i>	m ³ /s	0.241	0.248	0.293	0.257	0.300	0.289	0.274	0.290	0.289	0.289
<i>Q_{Jbow}</i>	m ³ /s	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	(0.010)
<i>Q_{Jstarn}</i>	m ³ /s	0.083	0.084	0.002	0.041	0.	0.014	0.023	0.007	0.012	0.
<i>S_{wwin}</i>	m ²	0.354	0.372	0.232	0.142	0.330	0.238	0.134	0.340	0.376	0.358
<i>S_{wout}</i>	m ²	0.452	0.392	0.402	0.330	0.492	0.456	0.304	0.540	0.512	0.448
<i>S_{wshow}</i>	m ²	0.	0.	0.073	0.090	0.027	0.	0.	0.018	0.009	0.
<i>S_{wsstarn}</i>	m ²	0.003	0.010	0.019	0.015	0.032	0.	0.008	0.002	0.002	0.014
<i>h_m</i>	m	-0.031	-0.016	-0.042	-0.022	-0.076	-0.038	-0.008	-0.060	-0.044	-0.025
<i>γ</i>	deg	2.0	1.4	3.6	0.9	3.4	3.2	1.1	3.6	2.4	2.0
<i>D_t</i>	kgf	4.15	5.89	5.64	3.23	5.97	5.32	2.97	5.75	5.77	7.23
<i>D_o</i>	kgf	0.31	0.61	0.05	0.06	0.11	0.05	0.06	0.11	0.311	0.61
<i>D_{m1}</i>	kgf	0.04	0.06	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.00	0.01	0.01
<i>D_{mJ}</i>	kgf	-0.23	-0.23	-0.01	-0.14	0.	-0.05	-0.08	-0.02	-0.04	0.
<i>D_{rW}</i>	kgf	2.28	3.95	0.34	0.32	0.93	0.38	0.29	0.99	2.51	4.17
<i>D_{rS}</i>	kgf	0.02	0.18	0.13	0.19	0.19	0.	0.014	0.06	0.10	0.24
<i>D_r</i>	kgf	1.73	1.32	5.13	2.80	4.74	4.94	2.69	4.61	2.88	2.20
<i>∇_{sw} × 10³</i>	m ³	0.		0.			0.				0.
<i>ρ_w</i>	kgf·s ² /m ⁴	101.9		101.9			101.9				101.9

EXP No.	B·7-3	B·7-6	B·8-2	B·8-3	B·8-6	B·9-2	B·9-3	B·9-6	B·10-2	B·10-3	B·10-6
<i>W</i>	kgf	54.7		54.7			54.7		54.7		
<i>C. G.</i>	% <i>l_c</i>	-0.50	-1.12	-0.50	-0.63	-1.38	-0.50	-1.62	-0.500	-0.63	-1.62
<i>M_o</i>	kgf·m	-0.500	-1.12	-0.50	-0.63	-1.38	-0.50	-1.62	-0.500	-0.63	-1.62
<i>Sidewall Tpe</i>		平板		平板			平板		平板		
<i>h_w</i>	m	0.080		0.080			0.080		0.080		
<i>n_r</i>	rpm	6,000		7,000			8,000		9,000		
<i>V_∞</i>	m/s	1.89	5.88	1.68	1.89	5.88	1.68	1.89	5.88	1.68	5.88
<i>F_n = V_∞/√<i>l_c</i>·g</i>		0.45	1.40	0.40	0.45	1.40	0.40	0.45	1.40	0.40	1.40
<i>p_{TF}</i>	kgf/m ²	50.2	49.0	64.5	62.1	59.0	79.5	76.7	95.5	90.8	92.0
<i>p_c</i>	kgf/m ²	32.4	30.9	32.4	32.3	31.3	32.5	32.6	31.6	32.5	31.5
<i>D_{lm}</i>	kgf	0.932	6.36	1.90	0.53	5.44	1.74	0.39	4.96	1.65	4.92
<i>Q_F</i>	m ³ /s	0.309	0.313	0.378	0.381	0.389	0.444	0.445	0.450	0.510	0.513
<i>Q_{leak1}</i>	m ³ /s	0.032	0.032	0.032	0.032	0.032	0.033	0.033	0.033	0.033	0.033
<i>Q_{leak2}</i>	m ³ /s	0.026	0.025	0.026	0.026	0.025	0.026	0.026	0.025	0.027	0.025
<i>Q_{leak3}</i>	m ³ /s	0.227	—	0.242	0.226	0.248	0.244	0.240	0.248	0.254	0.248
<i>Q_{Jbow}</i>	m ³ /s	0.024	—	(0.039)	0.	0.	(0.071)	(0.073)	0.	(0.098)	0.102
<i>Q_{Jstarn}</i>	m ³ /s	0.	—	(0.039)	0.097	0.084	(0.071)	(0.073)	0.144	(0.098)	0.102
<i>S_{wwin}</i>	m ²	0.162	0.380	0.220	0.162	0.372	0.220	0.148	0.358	0.190	0.134
<i>S_{wout}</i>	m ²	0.306	0.458	0.364	0.296	0.392	0.390	0.300	0.426	0.320	0.270
<i>S_{wshow}</i>	m ²	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.
<i>S_{wsstarn}</i>	m ²	0.013	0.016	0.005	0.006	0.010	0.006	0.006	0.	0.003	0.003
<i>h_m</i>	m	-0.003	-0.024	-0.007	-0.001	-0.016	-0.002	-0.001	-0.013	-0.002	+0.002
<i>γ</i>	deg	1.33	1.47	2.7	1.1	1.4	2.9	0.9	1.2	2.7	1.0
<i>D_t</i>	kgf	1.55	6.81	2.55	1.15	5.89	2.41	1.02	5.41	2.35	0.97
<i>D_o</i>	kgf	0.06	0.61	0.05	0.06	0.61	0.05	0.06	0.61	0.05	0.61
<i>D_{m1}</i>	kgf	0.	0.01	0.02	0.02	0.06	0.03	0.03	0.11	0.04	0.05
<i>D_{mJ}</i>	kgf	0.07	0.02	0.	-0.28	-0.23	0.	0.	-0.40	0.	-0.58
<i>D_{rW}</i>	kgf	0.31	4.33	0.32	0.31	3.95	0.33	0.30	4.06	0.28	0.27
<i>D_{rS}</i>	kgf	0.02	0.28	0.01	0.01	0.18	0.01	0.01	0.	0.00	0.01
<i>D_r</i>	kgf	1.09	1.56	2.15	1.03	1.32	1.99	0.62	1.03	1.98	0.58
<i>∇_{sw} × 10³</i>	m ³	0.		0.			0.		0.		0.
<i>ρ_w</i>	kgf·s ² /m ⁴	101.9		101.9			101.9		101.9		101.9

EXP No.	B-11-4	B-11-5	B-11-6	B-12-4	B-12-5	B-12-6	B-13-1	B-13-2	B-13-3	B-13-4	B-14-0
W	kgf	54.8			54.8		54.8		74.8		62.11
C. G.	% lc	-1.02	-1.40	-1.89	-1.02	-1.40	-0.47	-0.55	-0.52	-0.60	1.72
M ₀	kgf·m	-1.02	-1.39	-1.89	-1.02	-1.39	-0.47	-0.55	-0.71	-0.81	1.94
Sidewall Tpe		平板			平板		平板				船形3
h _w	m	0.000			0.		0.040				0.060
n _F	rpm	7,000			9,000		7,000	9,000	7,000	9,000	7,000
V _∞	m/s	2.52	4.20	5.88	2.52	4.20	5.88	0.	0.	0.	0.
F _n = V _∞ / √l _c · g		0.60	1.0	1.40	0.60	1.00	1.40	0.	0.	0.	0.
\bar{P}_{iv}	kgf/m ²	61.2	59.5	60.5	90.0	90.5	89.5	63.0	94.1	68.1	98.5
\bar{P}_c	kgf/m ²	32.5	32.2	32.0	32.7	32.3	32.0	32.4	32.5	44.1	44.3
D _{tm}	kgf	1.86	2.12	2.44	1.86	1.93	2.01	-0.85	-0.84	-0.85	-0.87
Q _F	m ³ /s	0.382	0.387	0.384	0.517	0.516	0.518	0.379	0.511	0.364	0.501
Q _{leak1}	m ³ /s	0.034	0.033	0.032	0.034	0.033	0.033	0.033	0.033	0.038	0.038
Q _{leak2}	m ³ /s	0.026	0.025	0.026	0.026	0.026	0.026	0.026	0.026	0.030	0.030
Q _{leak3}	m ³ /s	0.241	0.250	0.202	0.247	0.253	0.205	0.252	0.253	0.292	0.293
Q _{jobow}	m ³ /s	0.	0.	0.	0.	0.	0.	0.034	0.60	0.002	0.070
Q _{Jstarn}	m ³ /s	0.081	0.079	0.	0.105	0.102	0.	0.034	0.100	0.002	0.070
S _{swin}	m ²	0.008	0.026	0.026	0.018	0.026	0.022	0.144	0.134	0.152	0.144
S _{swout}	m ²	0.150	0.176	0.154	0.154	0.156	0.128	0.254	0.242	0.338	0.316
S _{swbow}	m ²	0.032	0.014	0.006	0.014	0.	0.	—	—	—	—
S _{swstarn}	m ²	0.006	0.015	0.025	0.003	0.001	0.026	—	—	—	—
h _m	m	-0.047	-0.037	-0.023	-0.040	-0.029	-0.019	-0.030	-0.024	-0.050	-0.042
γ	deg	2.3	2.0	1.9	2.50	2.2	2.0	-0.03	+0.03	-0.03	-0.17
D _t	kgf	2.45	2.64	2.91	2.46	2.47	2.50	-0.16	-0.14	0.09	0.07
D ₀	kgf	0.11	0.31	0.61	0.11	0.31	0.61	0.	0.	0.	0.
D _{m1}	kgf	0.02	0.04	0.05	0.06	0.11	0.15	0.	0.	0.	0.
D _{mJ}	kgf	-0.23	-0.22	0.	-0.30	-0.29	0.	0.	0.	0.060	0.
D _{Jw}	kgf	0.18	0.58	0.94	0.20	0.52	0.78	0.	0.	0.	0.
D _{Js}	kgf	0.12	0.26	0.55	0.06	0.01	0.45	0.	0.	0.	0.
D _r	kgf	2.25	1.67	0.76	2.33	1.81	0.51	-0.16	-0.14	0.03	0.07
∇ _{sw} × 10 ³	m ³	0.			0.			0.			8.96
ρ _w	kgf·s ² /m ⁴	101.9			101.9			101.9			101.9

EXP No.	B-14-1	B-14-2	B-14-3	B-14-4	B-14-5	B-14-6				
W	kgf	62.11	62.4	55.8	63.9	64.0	62.5			
C. G.	% lc	1.72	2.58	0.45	1.34	0.92	0.05			
M ₀	kgf·m	1.94	2.93	0.44	1.57	1.07	0.060			
Sidewall Tpe		船形3								
h _w	m	0.060								
n _F	rpm	7,000								
V _∞	m/s	1.26	1.68	1.89	2.52	4.20	5.88			
F _n = V _∞ / √l _c · g		0.30	0.40	0.45	0.60	1.00	1.40			
\bar{P}_{iv}	kgf/m ²	63.3	63.5	62.8	63.6	62.5	60.5			
\bar{P}_c	kgf/m ²	32.8	32.4	32.4	32.3	31.9	31.4			
D _{tm}	kgf	1.96	2.73	0.24	3.24	3.87	5.69			
Q _F	m ³ /s	0.381	0.380	0.382	0.378	0.381	0.386			
Q _{leak1}	m ³ /s	0.032	0.032	0.032	0.032	0.032	0.032			
Q _{leak2}	m ³ /s	0.025	0.026	0.026	0.026	0.025	0.025			
Q _{leak3}	m ³ /s	0.249	0.254	0.235	0.250	0.247	0.246			
Q _{jobow}	m ³ /s	0.	(0.034)	0.	0.	0.	(0.042)			
Q _{Jstarn}	m ³ /s	0.075	(0.034)	0.089	0.070	0.077	(0.042)			
S _{swin}	m ²	0.162	0.166	0.066	0.286	0.252	0.250			
S _{swout}	m ²	0.454	0.400	0.290	0.541	0.600	0.598			
S _{swbow}	m ²	0.	0.	0.	0.	0.	0.			
S _{swstarn}	m ²	0.	0.004	0.010	0.002	0.002	0.			
h _m	m	-0.021	-0.020	-0.002	-0.040	-0.027	-0.012			
γ	deg	2.3	3.1	1.26	3.20	1.9	1.5			
D _t	kgf	2.61	3.38	0.87	3.84	4.37	6.13			
D ₀	kgf	0.03	0.06	0.08	0.14	0.38	0.74			
D _{m1}	kgf	0.01	0.02	0.02	0.02	0.04	0.06			
D _{mJ}	kgf	-0.22	0.	-0.26	-0.20	-0.22	0.			
D _{Jw}	kgf	0.20	0.31	0.24	0.93	2.40	4.39			
D _{Js}	kgf	0.	0.01	0.02	0.01	0.02	0.			
D _r	kgf	2.59	2.98	0.77	2.94	1.75	0.94			
∇ _{sw} × 10 ³	m ³	7.06	8.22	1.4	10.14	12.4	7.68			
ρ _w	kgf·s ² /m ⁴	101.9								

付録-6 発表論文

- 1) 須之部量寛, 村尾麟一, 中村俊郎, 佐藤 義, 久津見都: 環状ジェット型GEMの推進特性, 運研報告, 第12巻第5号(1962) p.417
- 2) 村尾麟一, 中村俊郎, 佐藤 義, 久津見都: 環状ジェット型GEMの浮揚特性, 運研報告, 第12巻第8号(1963) pp.459~479
- 3) 村尾麟一, BAUMANN H: 周辺噴流GEMの風洞実験, 日本航空学会誌, 第12巻第125号(1964) p.210
- 4) 村尾麟一, 久津見都: 試作GEMの浮揚特性について, 自動車技術, 第20巻第5号(1966) p.448
- 5) 村尾麟一, 佐藤 義, 中村俊郎: 空気カーテンの再循環によるAir Cushion Vehicleの性能向上の効果について, 日本航空学会誌, 第16巻第172号(1968) p.138
- 6) 村尾麟一, 佐藤 義, 中村俊郎: A Study on the Tow-Dimensional Peripheral Jet Curtain, Proc, 19th J. N. C. A. M. (1969) p.178
- 7) 村尾麟一, 佐藤 義, 久津見都, : 循環ジェットカーテン流れに関する一考察, 日本航空宇宙学会誌, 第18巻第193号(1970) pp.57~62
- 8) 村尾麟一, 佐藤 義, 中村俊郎: 二次元周辺ジェットカーテンの構造について, 日本航空宇宙学会誌, 第18巻第193号(1970) pp.49~56
- 9) 村尾麟一, 佐藤 義: 側壁型ACVの水上推進性能について(第1報), 日本航空宇宙学会誌, 第24巻第268号(1976) pp.218~225
- 10) 村尾麟一, 青木修一: ACVの造波抵抗について, 日本航空宇宙学会誌, 第24巻第268号(1976) pp.226~231
- 11) 村尾麟一, 井亀 優: 水ジェット推進側壁型エアクッション船の動力推定, 日本航空宇宙学会誌, 第27巻第301号(1979) pp.73~80
- 12) 池田英正, 村尾麟一: 水ジェット推進用吸込口の特性, 日本航空宇宙学会誌, 第27巻第301号(1979) pp.80~92
- 13) 佐藤 義, 村尾麟一, 井亀 優, 北村文俊: 側壁型ACVの水上推進性能について(第2報), 日本航空宇宙学会誌, 第27巻第301号(1979) pp.101~107
- 14) Rinichi MURAO: The Drag of a Sidewall ACV over calm water, Proc, of Second International Hovering Craft, Hydrofoils and Advanced Transit Systems Conference. (1976-5) (Amsterdam)
- 15) Rinichi MURAO: On the Performance of Sidewall Air Cushion Vehicle Propelled by Water Jct, 3rd International Hovercraft Conference.(U. K) (1981-11) (Southampton)

展望解説リスト

- 1) 村尾麟一: GEM (Ground-Effect Machines) の流体力学的諸問題, 日本機械学会誌, 第69巻第570号(1966) pp.3~11
- 2) 村尾麟一: 水中翼船とホーバークラフトの原理(ホーバークラフト), 世界の艦船, 第195号(1973) pp.58~63
- 3) 村尾麟一: エアクッション技術の海上利用について, Ocean Age (1974) pp.69~71
- 4) 村尾麟一: 高速海上輸送機関とACVの展望(解説), 日本航空宇宙学会誌, 第24巻第268号(1976) pp.211~217
- 5) 村尾麟一: 最近の海上用ACVの動向(解説), 日本ガスタービン学会誌, 第4巻第15号(1976) pp.21~29

講演発表

- 1) 村尾麟一, 佐藤 義, 中村俊郎, 久津見都: 環状ジェット型GEMの浮揚特性について, 運研研究発表会講演概要, 第22回(1961) pp.74~76
- 2) 須之部量寛, 村尾麟一, 中村俊郎, 佐藤 義: GEMの推進特性について, 運研研究発表会講演概要, 第22回(1961) pp.76~78
- 3) 村尾麟一, 中村俊郎, 佐藤 義, 久津見都: 二次元周辺ジェットのスプレイ特性, 運研研究発表会講演概要, 第24回(1962) pp.48~49
- 4) 幸尾治朗, 佐藤 義, 檜崎哲二, 中村俊郎, 鎌田幸男: GEMの空力特性について, 運研研究発表会講演概要, 第24回(1962) p.50
- 5) 村尾麟一: 周辺噴流型GEMの風洞実験について, 第1回船研研究発表会講演概要, (1963) pp.60~61
- 6) 村尾麟一, 安東武夫: GEMの輸送機関としての特性について, 第2回船研研究発表会講演概要, (1964) pp.21~23
- 7) 村尾麟一, 安東武夫: GEMの海上旅客輸送における運航採算について, 第3回船研研究発表会講演概要, (1964) pp.91~93
- 8) 村尾麟一: 循環式GEMの構想と問題点, 第3回船研研究発表会講演概要, (1964) pp.93~96
- 9) 村尾麟一, 中村俊郎, 久津見都: 循環式GEMの実験的研究(その1), 第3回船研研究発表会講演概

- 要, (1964) pp. 96~98
- 10) 村尾麟一: エジェクター循環 GEM について (揚力パワー特性の計算), 日本航空学会年会講演集, (1965)
- 11) 村尾麟一: エジェクター循環 GEM の特性計算法, 第 4 回船研研究発表会講演概要, (1965) pp. 12~14
- 12) 村尾麟一, 久津見都: 試作 GEM の浮揚特性について, 自動車技術会講演会講演集, (1965)
- 13) 村尾麟一, 佐藤 義: 循環 GEM の揚力におよぼすジェット吹込部形状の影響, 日本航空学会飛行機シンポジウム講演集, (1965)
- 14) 村尾麟一, 久津見都: 一人乗試作 GEM のホバー性能について, 第 5 回船研研究発表会講演概要, (1965) pp. 67~70
- 15) 村尾麟一, 佐藤 義: 循環 GEM の二次元揚力特性について, 第 5 回船研研究発表会講演概要, (1965) pp. 70~72
- 16) 村尾麟一, 佐藤 義: 二次元周辺噴流 GEM ホバー特性の一計算法, 第 6 回船研研究発表会講演概要, (1966) pp. 61~64
- 17) 村尾麟一, 佐藤 義, 木原 洸: 循環 GEM の二次元揚力特性について (続報), 第 7 回船研研究発表会講演概要, (1966) pp. 57~60
- 18) 村尾麟一, 久津見都, 安東武夫: GEM 用フレキシブルスカートについて, 第 7 回船研研究発表会講演概要, (1966) pp. 61~64
- 19) 村尾麟一: 循環式 GEM の総合性能について, 第 8 回船研研究発表会講演概要, (1967) pp. 160~172
- 20) 中村俊郎, 村尾麟一: 粘性を考慮した二次元周辺ジェットの計算法, 第 9 回船研研究発表会講演概要, (1967) pp. 134~140
- 21) 村尾麟一, 木原 洸, 久津見都: 周辺噴流型 ACV の風洞実験 (その 1), 第 10 回船研研究発表会講演概要, (1968) pp. 82~87
- 22) 村尾麟一: 循環型 ACV の浮揚特性計算法について, 第 10 回船研研究発表会, (1968) pp. 88~94
- 23) 村尾麟一, 佐藤 義: 二次元周辺ジェットのトラバース測定について, 第 12 回船研研究発表会講演概要, (1968) pp. 146~150
- 24) 村尾麟一, 久津見都: 空気気泡による循環ジェット流れの観察について, 第 12 回船研研究発表会講演概要 (1968) pp. 151~154
- 25) 村尾麟一, 中村俊郎, 久津見都: 水槽用 ACV 模型の実験 (その 1, ホバー特性), 第 13 回船研研究発表会講演概要, (1969) pp. 68~73
- 26) 村尾麟一, 佐藤 義, 中村俊郎: 二次元周辺ジェットカーテンの構造について, 第 13 回船研研究発表会講演概要, (1969) pp. 74~77
- 27) 村尾麟一, 木原 洸, 久津見都: ACV 模型風洞実験用移動ベルト装置について, 第 14 回船研研究発表会講演概要, (1969) pp. 1~4
- 28) 村尾麟一, 中村俊郎, 久津見都: 全周スカート付 ACV 模型の水槽実験について, 日本航空宇宙学会飛行機シンポジウム講演集, (1969) pp. 30~35
- 29) 村尾麟一, 久津見都, 中村俊郎: 水槽用 ACV 模型の実験 (その 2 推進特性), 第 15 回船研研究発表会講演概要, (1970) pp. 23~26
- 30) 村尾麟一, 佐藤 義, 青木修一: 側壁型 ACV の水上推進特性 (第 1 報), 日本航空宇宙学会 GEM シンポジウム講演集, (1971) pp. 26~29
- 31) 村尾麟一: 側壁型 ACV について, 第 17 回船研研究発表会講演概要, (1971) pp. 170~173
- 32) 村尾麟一, 佐藤 義, 青木修一: 側壁型 ACV の水上推進特性 (第 1 報), 第 17 回船研研究発表会講演概要, (1971) pp. 174~178
- 33) 村尾麟一, 佐藤 義, 青木修一: ACV の造波抵抗について (第 1 報), 第 17 回船研研究発表会講演概要 (1971), pp. 179~183
- 34) 村尾麟一, 木原 洸, 大屋修司: 側壁型 ACV の風洞実験, 第 18 回船舶研究発表会講演概要, (1971) pp. 30~34
- 35) 村尾麟一, 佐藤 義, 木原 洸: 側壁型 ACV の水上推進特性 (第 2 報), 第 18 回船研研究発表会講演概要, (1971), pp. 35~40
- 36) 村尾麟一, 青木修一: ACV の造波抵抗について (第 2 報), 第 18 回船研研究発表会講演概要, (1971) pp. 41~44
- 37) 村尾麟一, 木原 洸: ACV の偏角に対する影響, 日本航空宇宙学会第 5 回 ACV シンポジウム講演集, (1972) pp. 224~227
- 38) 村尾麟一, 佐藤 義, 青木修一, 木原 洸: 側壁型 ACV の水上推進特性 (第 2 報), 日本航空宇宙学会第 5 回 ACV シンポジウム講演集, (1972), pp. 228~231
- 39) 村尾麟一, 佐藤 義, 木原 洸, 青木修一, 大屋修司: 側壁型 ACV の水上推進特性 (第 3 報), 第 19 回船研研究発表会講演概要, (1972) pp. 151~156
- 40) 村尾麟一, 成合英樹: 大型エアクション船用水

- ジェット推進について、第20回船研研究発表会講演概要、(1972) pp.25~28
- 41) 村尾麟一、木原 洸、大屋修司：周辺噴流型ACVの風洞実験(その2 移動地板実験)、第20回船研研究発表会講演概要、(1972) pp.29~33
- 42) 村尾麟一、木原 洸、大屋修司：周辺ジェットACVの推進性能における遷移特性について、日本航空宇宙学会第6回ACVシンポ講演集、(1973)
- 43) 村尾麟一、佐藤 義、木原 洸、青木修一、大屋修司：側壁型ACVの水上推進特性(第3報)、日本航空宇宙学会第6回ACVシンポ講演集、(1973)
- 44) 村尾麟一、佐藤 義、木原 洸、青木修一、大屋修司：側壁型ACVの水上推進特性(第4報)、第21回船研研究発表会講演概要、(1973) pp.61~64
- 45) 村尾麟一、木原 洸、大屋修司：前進流を伴う二次元ジェットカーテンの遷移特性について、第21回船研研究発表会講演概要、(1973) pp.65~68
- 46) 村尾麟一：新形式高速船舶について(その2 エアクッション船)、創立10周年記念超高速船講演会講演概要、(1973-10) pp.44~53
- 47) 村尾麟一、佐藤 義、木原 洸、青木修一、大屋修司：側壁型ACVの水上推進特性(第5報)、第23回船研研究発表会講演集、(1974) pp.140~144
- 48) 村尾麟一、青木修一：ACVの造波抵抗について(第3報)、第23回船研研究発表会講演集、(1974)、pp.145~148
- 49) 村尾麟一、青木修一：ACVの造波抵抗について(第4報)、第24回船研研究発表会講演集、(1974) pp.69~72
- 50) 村尾麟一、佐藤 義、井亀 優：側壁型ACVの水上推進特性(第4報)、日本航空宇宙学会年会講演集、(1975) pp.199~202
- 51) 村尾麟一、青木修一：ACVの造波抵抗について(第1報)、日本航空宇宙学会年会講演集、(1975) pp.203~206
- 52) 村尾麟一、佐藤 義、井亀 優：側壁型ACVの水上推進特性(第6報)、第25回船研研究発表会講演集、(1975) pp.120~123
- 53) 村尾麟一、池田英正：吸込流れの研究(第1報)、第25回船研研究発表会講演集、(1975) pp.124~129
- 54) 村尾麟一、内田茂男：乱流湾曲ジェットの相似解について、第26回船研研究発表会講演集、(1975) pp.22~25
- 55) 村尾麟一、佐藤 義、井亀 優：水ジェット吸込口の性能に関する研究(第1報)、第26回船研研究発表会講演集、(1975) pp.18~21
- 56) 青木修一、勝原光治郎、木原 洸：高松港におけるACVの騒音について、第26回船研研究発表会講演集、(1975) pp.50~53
- 57) 村尾麟一、佐藤 義、北村文俊、尾崎篤志：ACV曳航実験用定張力装置について、第27回船研研究発表会講演集、(1976) pp.21~24
- 58) 村尾麟一、池田英正：吸込み流れの研究(第2報)、第27回船研研究発表会講演集、(1976) pp.25~29
- 59) 村尾麟一、佐藤 義、井亀 優：水ジェット推進法の研究(第1報)、日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集、(1976-11) pp.64~67
- 60) 村尾麟一、佐藤 義、北村文俊、尾崎篤志：ACV水槽曳航用定張力装置について、日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集、(1976) pp.68~71
- 61) 村尾麟一、池田英正：吸込み流れの研究(第3報)、第29回船研研究発表会講演集、(1977) pp.143~147
- 62) 村尾麟一、佐藤 義、井亀 優、北村文俊：側壁型ACVの水上推進特性(第7報)、第29回船研研究発表会講演集、(1977) pp.148~151
- 63) 村尾麟一、井亀 優、北村文俊：水ジェット推進側壁型ACVの動力推定について、第29回船研研究発表会講演集、(1977) pp.152~155
- 64) 佐藤 義：側壁型ACVの水上推進特性、日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集、(1977) pp.196~199
- 65) 北村文俊：側壁型ACVの波浪中特性、日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集、(1977) pp.202~205
- 66) 井亀 優：水ジェット推進水槽実験について、日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集、(1977) pp.206~209
- 67) 池田英正：水ジェット推進の吸込流れについて、日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集、(1977) pp.210~213
- 68) 村尾麟一：水ジェット推進側壁型ACVの特性について、日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集、(1977) pp.214~217
- 69) 勝原光治郎、木原 洸、青木修一：大分沖におけるACVの衝突事故について、第30回船研研究発表会講演集、(1977) pp.92~98
- 70) 池田英正、村尾麟一：吸込み流れの研究(第4報)、第31回船研研究発表会講演集、(1978) pp.183~186

- 71) 佐藤 義, 井亀 優, 北村文俊, 村尾麟一: 水ジェット吸込口の性能に関する研究(第2報), 船研研究発表会講演集, (1978) pp.187~190
- 72) 青木修一, 村尾麟一: A C V の造波抵抗について(第2報), 日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集, (1978) pp.148~151
- 73) 佐藤 義, 井亀 優, 北村文俊: 水ジェット推進側壁型 A C V の推進特性, 第35回船研研究発表会講演集, (1980) pp.106~110
- 74) 木原 洸, 青木修一, 勝原光治郎, 平岡克英: A C V の騒音評価, 第33回船研研究発表会講演集, (1979) pp.179~182
- 75) 井亀 優, 佐藤 義, 北村文俊: 側壁型 A C V の抵抗特性(シール抵抗について), 日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集, (1981) pp.338~341
- 76) 村尾麟一: 水ジェット推進側壁型エアクション船の性能推定について, 日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集, (1981) pp.342~345
- 77) 井亀 優, 佐藤 義, 北村文俊: 側壁型 A C V の抵抗特性の推定法, 日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集, (1983) pp.278~281
- 78) 井亀 優: 圧力室型エアクションの線形上下振動特性, 日本航空宇宙学会飛行機シンポ講演集, (1983) pp.286~289
- 79) 佐藤 義, 北村文俊, 井亀 優: 側壁型 A C V の抵抗特性, 第37回船研研究発表会講演集, (1981) pp.209~212
- 80) 村尾麟一, 木原 洸, 久津見 都: A C V 模型用風洞実験装置について, 日本航空宇宙学会飛行機シンポジウム講演集, (1969) pp.49~50
- 81) 村尾麟一, 木原 洸, 大屋修司: 移動地面板を用いた周辺噴流型 A C V の風洞実験, 日本航空宇宙学会飛行機シンポジウム講演集, (1972) pp.122~125
- 82) 木原 洸, 勝原光治郎, 青木修一: A C V の騒音について, 日本航空宇宙学会飛行機シンポジウム講演集, (1975) pp.101~104