

工學博士 學位論文

中型級 高速艇의 流體動力學的 特性과
船型設計에 關한 研究

A Study on the Hydrodynamic Characteristics and
Hull Form Design of Medium Sized High Speed Craft

指導教授 朴 命 圭

2006年 12月

韓國海洋大學校 大學院

海洋시스템工學科 申 榮 均

工學博士 學位論文

中型級 高速艇의 流體動力學的 特性과
船型設計에 關한 研究

A Study on the Hydrodynamic Characteristics and
Hull Form Design of Medium Sized High Speed Craft

指導教授 朴 命 圭

2006年 12月

韓國海洋大學校 大學院

海洋시스템工學科 申 榮 均

本 論文을 申榮均의 工學博士 學位論文으로 認准함

委員長 趙 孝 濟 인

委 員 朴 珠 用 인

委 員 姜 秉 潤 인

委 員 李 貴 珠 인

委 員 朴 命 圭 인

2006年 12月 日

韓國海洋大學校 大學院

목 차

목차	i
기호설명	iii
List of Tables	v
List of Figures	vi
Abstract	x
제 1 장 서 론	1
1.1 연구목적	1
1.2 고속정의 개발현황	2
1.3 연구 내용 및 범위	4
제 2 장 활주면의 유동특성	5
2.1 활주면의 유동해석	5
2.2 활주면의 양력	7
제 3 장 고속정의 선형 및 성능	10
3.1 고속선형의 종류 및 특성	10
3.2 고속정의 선형설계	12
3.2.1 속장비 3.0 이하에서의 선형설계	12
3.2.2 속장비 3.0 이상에서의 선형설계	16
3.3 성능특성	18
3.3.1 정수중 성능	18
3.3.2 파랑중 성능	25
제 4장 고속정의 유체동력학적인 특성	31
4.1 연구 및 실험항목	31
4.2 주요 유체동역학적 특성고찰	32
4.2.1 부가물 저항특성	33
4.2.2 트림과 저항과의 관계	45

4.2.3	부가물 캐비테이션 특성	52
4.2.4	선형과 저항과의 관계	71
제 5 장	중형고속정 개발	78
5.1	설계배경	78
5.2	선형설계	79
5.2.1	설계요구사항	79
5.2.2	선형검토	80
5.2.3	선형계수 및 주요치수 검토	81
5.3	부가물 설계	85
5.3.1	웨지(Wedge) 설계	85
5.3.2	스프레이스트립(Spray Strip) 설계	90
5.4	모형실험	92
5.4.1	모형실험 범위	92
5.4.2	모형실험 결과 및 분석	93
5.5	수치해석	126
5.5.1	포텐셜 유동해석	126
5.5.2	수치계산 및 결과	128
5.6	일반배치 설계	134
제 6 장	결론	136
	참고문헌	139
	부록 : 일반배치 설계 보고서	142

Nomenclature

A_P	: Projected area of planing bottom
A_M	: Area of midship section
A_W	: Water plane area
C_A	: Incremental resistance coefficient for model-ship correlations
C_{AA}	: Air or wind resistance coefficient
C_B	: Block coefficient
C_D	: Drag coefficient
C_F	: Frictional resistance coefficient
C_G	: Center of gravity
C_L	: Lift coefficient
C_P	: Prismatic coefficient
C_R	: Specific residuary resistance coefficient
C_T	: Specific total resistance coefficient
C_V	: Specific total viscous resistance coefficient
C_W	: Specific wave making resistance coefficient
EHP	: Effective horse power
F_n	: Froude number
Vol. F_n	: Volume Froude number
g	: Acceleration of gravity
k	: Three-dimensional form factor on flat plate friction
L	: Lift(a force)
L_{CB}	: Longitudinal center of buoyancy from midship
L_{CG}	: Longitudinal center of gravity location
R	: Resistance, in general
R_A	: Model-ship correlation allowance

R_{AA}	: Air or wind resistance
R_{AP}	: Appendage resistance
R_{AR}	: Roughness resistance
R_F	: Frictional resistance
R_{FO}	: Frictional resistance in two-dimensional flow
R_n	: Reynolds number
R_P	: Pressure resistance
R_R	: Residuary resistance
R_S	: Spray resistance
R_T	: Total viscous resistance
R_V	: Viscous resistance
R_W	: Wave making resistance
R_{WB}	: Wave breaking resistance
S	: Area of wetted surface
U	: Velocity of a fluid
V_M	: Model speed, m/sec
V_S	: Ship speed, knots
β	: Deadrise angle of planing bottom in degrees
ρ	: Mass density of water
λ	: Linear ratio, ship to model
τ	: Trim angle of hull with respect to attitude as drawn, degrees
ΔC_F	: Roughness allowance
Δ	: Weight of craft, ton
∇	: Volume of craft, m ³

List of Tables

Table 4.1	Principal dimension of 20m class patrol vessel	41
Table 4.2	Resistance characteristics of powering performance (Bare, full load)	42
Table 4.3	Resistance characteristics of powering performance (With appendage I, full load)	43
Table 4.4	Resistance characteristics of powering performance (With appendage I, min operating load)	44
Table 4.5	Characteristics of model	46
Table 4.6	Principal dimension of parent ship and designed ship	75
Table 5.1	Principal dimension and hull form coefficient	83
Table 5.2	Principal particulars	96
Table 5.2	Model test results	102

List of Figures

Fig 2.1	Flow condition under flat planing surface	5
Fig 2.2	Relation of pressure to velocity through of planing surface	7
Fig 2.3	Velocities in way of a planing surface relative to a fixed observer	8
Fig 3.1	Classification of ships by lifting force	10
Fig 3.2	Wave pattern vs. speed-length ratio	13
Fig 3.3	Typical curves of drag lift ratio vs. speed length ratio	14
Fig 3.4	Speed regimes	16
Fig 3.5a,b	Typical high speed hull forms	17
Fig 3.6	Lift coefficient of a flat planing surface	19
Fig 3.7	Lift coefficient of a deadrise planing surface	19
Fig 3.8	Variation of drag-lift ratio for prismatic planing surface	21
Fig 3.9	Center of pressure of planing surface	22
Fig 3.10	Drag/Lift Ratio and angle of attack versus Froude number for five models of series 62	24
Fig 3.11	Body plan for modern double chine planing hull	28
Fig 3.12	C.G impact acceleration in head seas	28
Fig 3.13	Speed loss in a seaway for typical high L/B planing hull	29
Fig 4.1	Boly plan, bow and stern contours of the vessel	35
Fig 4.2	Curves of resistance coefficients	36
Fig 4.3	Curves of effective power	37
Fig 4.4	Curves of trim angle and vertical displacement of C.G	38

Fig 4.5	Curves of wetted length and wetted surface area	39
Fig 4.6	Curves of wetted length and wetted surface area (Bare, with app. I&II, full&Min, operating load)	40
Fig 4.7	Comparison of C_R for various LCG positions in full load condition	47
Fig 4.8	Comparison of C_R for various LCG positions in trial condition	47
Fig 4.9	Comparison of C_R for each LCG positions in full load condition(25knots)	48
Fig 4.10	Comparison of EHP for various LCG positions in full load condition(25knots)	48
Fig 4.11	Comparison of EHP for various LCG positions in trial condition	49
Fig 4.12	Comparison of trim vs. speed for different LCG positions	49
Fig 4.13	Comparison of heave vs. speed for different LCG positions	50
Fig 4.14	Comparison of LCG vs trim at 25knots	50
Fig 4.15	Observation of wave profile at 25 knots in full load condition	51
Fig 4.16	Comparison of Various strut section	56
Fig 4.17	Definition of strut angle	57
Fig 4.18	The designed strut geometry	63
Fig 4.19	Cavitation sketch and photographs of the 1st designed strut	64
Fig 4.20	Comparison of strut cavitation (with prop and w/o prop)	65
Fig 4.21	Measuring equipment of the strut angle of attack	65
Fig 4.22	Measured angle of strut inflow velocity	66

Fig 4.23	Results of the 2nd, 3rd strut cavitation and erosion tests	67
Fig 4.24	Drawing of the designed rudder	68
Fig 4.25	Comparison of rudder cavitation	68
Fig 4.26	Sketch of rudder cavitation	69
Fig 4.27	Photographs of rudder cavitation	70
Fig 4.28	Interference effect vs. speed	73
Fig 4.29	Comparison of body plan	76
Fig 4.30	Comparison of resistance performance	77
Fig 4.31	Comparison of trim vs. resistance for different F_n	77
Fig 5.1	Various type of planing hull	80
Fig 5.2a,b,c	Body plan, fore and aft body of design ship	84
Fig 5.3	Form definition of stern wedge	86
Fig 5.4	Effect of stern wedge angle	87
Fig 5.5	Wedge shapes	89
Fig 5.6	Various type of spray strip	91
Fig 5.7a,b,c	Photograph of ship model	97
Fig 5.8	Sectional area curve	100
Fig 5.9	Waterline curve	101
Fig 5.10	Resistance test result(R_t-V)	105
Fig 5.11	Resistance test result($R_t/\nabla-F_n$)	106
Fig 5.12	Resistance test result(Trim- F_n)	107
Fig 5.13	Resistance test result(Sinkage at F.P)	108
Fig 5.14	Resistance test result(Sinkage at A.P)	109
Fig 5.15	Resistance test result(Sinkage at S.S5)	110
Fig 5.16	Resistance test result(C_t)	111
Fig 5.17	Resistance test result(C_r)	112
Fig 5.18	Wave pattern($V_s=10.0\text{knot}$)	113
Fig 5.19	Wave pattern($V_s=12.5\text{knot}$)	114

Fig 5.20	Wave pattern($V_s=15.0\text{knot}$)	115
Fig 5.21	Wave pattern($V_s=17.5\text{knot}$)	116
Fig 5.22	Wave pattern($V_s=20.0\text{knot}$)	117
Fig 5.23	Wave pattern($V_s=22.5\text{knot}$)	118
Fig 5.24	Wave pattern($V_s=25.0\text{knot}$)	119
Fig 5.25	Wave pattern($V_s=27.5\text{knot}$)	120
Fig 5.26	Wave pattern($V_s=30.0\text{knot}$)	121
Fig 5.27	Wave pattern($V_s=32.5\text{knot}$)	122
Fig 5.28	Wave pattern($V_s=35.0\text{knot}$)	123
Fig 5.29	Wave pattern($V_s=37.5\text{knot}$)	124
Fig 5.30	Wave pattern($V_s=40.0\text{knot}$)	125
Fig 5.31	Comparison of C_t curves	129
Fig 5.32	Wave pattern at $Fn=0.257$	129
Fig 5.33	Wave pattern at $Fn=0.321$	130
Fig 5.34	Wave pattern at $Fn=0.363$	130
Fig 5.35	Wave pattern at $Fn=0.470$	131
Fig 5.36	Wave pattern at $Fn=0.577$	131
Fig 5.37	Wave pattern at $Fn=0.641$	132
Fig 5.38	Wave pattern at $Fn=0.684$	132
Fig 5.39	Wave pattern at $Fn=0.748$	133
Fig 5.40	Wave pattern at $Fn=0.791$	133
Fig 5.41	General arrangement	135

A Study on the Hydrodynamic Characteristics and Hull Form Design of Medium Sized High Speed Craft

Young Kuwn, Shin

Department of Ocean Systems Engineering, Graduate School
Korea Maritime University

Abstract

The planing hull form is the oldest, simplest and most extensively employed member of the family of modern high speed vessel. Appropriate application of modern technology has resulted in the development of planing hull forms which are devoid of the hydrodynamic problems. Modern planing hulls are designed to avoid the so-called "hump problems", demonstrate good behavior in a seaway, have substantial useful load fractions, and have a potential for growth up to displacements which have established them as effective members of naval units.

In recent years the philosophy in designing planing craft has moved from a preoccupation with high calm water speed to a serious effort to apply modern technology to substantially improve their seakeeping abilities.

The modern planing hull now has surprisingly good seakeeping characteristics with little deterioration in calm water performance. It is expected that the planing hull form will continue to find increasing utilization in military and commercial applications.

This study is aimed at investigating a hydrodynamic characteristics of high speed planing hull form which is based primarily upon experimental data obtained from modal tests. This results demonstrate the Design practice of high speed vessel to find design direction and to establish the actual performance.

Particularly, appendage characteristics, hull form and trim on resistance performance are analyzed.

From these results, medium sized high speed craft having waterjet propulsor was designed, and the design showed good resistance performance through the model test and numerical calculation. And also by the results of these study it provided the design concept for the medium sized high speed craft.

제 1 장 서 론

1.1 연구목적

일반적으로 보통의 선박은 유체정력학적 부력을 제공하는 1개의 선형으로 이루어져 있으며, 선형설계 개념은 아르키메데스 원리에 기초를 두고 있다. 즉, “수면하 선형이 배제한 물의 무게는 선체중량과 같다” 는 것이 선형을 설계하는데 있어서 기본적인 원리이며, 선형설계시 제일먼저 적정 중량을 추정하는 것이 중요하게 된다. 그러나 고속정은 부력뿐만 아니라 양력을 이용하는 선박이기 때문에 설계시에는 유체 동력학적인 문제가 매우 중요한 설계요소로 고려되어진다.

본 논문에서는 고속정 가운데 가장 많이 실용화 되어있고 향후에도 경비함, 고속카페리 등 운용범위가 확대추세에 있는 활주선형을 대상으로 유체동력학적인 특성 및 선형설계 시 특별히 고려해야 할 사항에 대해서 모형실험을 통하여 연구결과를 제시하였다. 또한 고속 활주선형의 실험적 연구결과를 바탕으로 새로운 설계개념의 중형급 고속경비정을 개발하였으며, 본 경비정은 기존 프로펠러 추진 고속정에서 나타나는 유체동역학적인 문제들을 개선하기 위하여 물분사추진기(Water jet)를 채택하였다.

아울러 생존성을 향상시키기 위하여, 스텔스 설계기술을 적용하였으며, 웨지(Wedge)와 스프레이 스트립(Spray strip) 등 부가물 설계 방법도 함께 제시하였다.

1.2 고속정의 개발 현황

활주선형(Planing craft)은 현대화된 고속정 가운데 개발역사가 가장 오래 되고 건조 실적이 가장 많은 선형이며, 첨단 과학기술을 적용함으로써 활주 선형이 가졌던 유체역학적인 문제들이 거의 없는 선형이 개발되기에 이르렀다. 활주선형의 선형개발시에는 속력 증가 시 필연적으로 발생하는 저항의 봉우리(Hump)구역을 피해서 설계를 수행하며, 타 고속선형에 비해서 적재중량을 크게 할 수 있는 장점을 가지고 있다. 고속을 얻기 위한 별도의 부양 시스템이 필요치 않기 때문에 타 고속선형에 비하여 건조비가 저렴한 장점도 보유하고 있다.

이러한 이유로 인해서 레저용 또는 고속경비 함정의 목적으로 전 세계적으로 많은 수의 활주선형이 건조되었는데, 1970년부터 1983년 사이에만 약 327척의 고속공격용 함정(Fast attack craft)과 1,471척의 경비함정이 건조되었다.[1]

우리나라 해군도 이시기에 고속 활주형 경비정(PKM)을 약 30척 이상 건조하였으며, 지금은 선령이 지남에 따라 2007년부터는 신형 고속 미사일 고속정으로 대체 건조할 계획이다.

최근의 활주선형 설계경향은 내항성능을 중시하는 경향으로 바뀌고 있으며, 이러한 설계경향은 활주선형의 응용범위가 평수구역에서 대양으로의 운항범위가 넓어지고 있고 선형도 레저보트, 함정, 고속카페리 등으로 확대되는 추세와 깊은 관계가 있다.

활주선형의 발전단계를 역사적으로 살펴보면, 1차 세계대전 이후 각국의 함정은 빌지 부위가 둥근 형식(Round type)의 소형 경 배수량 급 고속 전투함 및 경비정이 주종을 이루었고, 2차 세계대전 이후에는 빌지 부위가 각이진 하드차인(Hard chine)선형이 많이 건조되었다. 이 시기에 하드차인(Hard chine) 선형의 고속정을 주로 건조한 나라는 미국과 러시아, 영국, 독일 등이며 300톤급 이하의 소형선이 주를 이루었다.

소형고속정이 더욱 주목을 받은 사건은 이집트와 이스라엘이 전쟁 중이던 1967년 10월 21일 발생한 이집트 Komar급 고속정에서 발사한 Styx미사일이 이스라엘 함정을 격침한 사건이었다. 이 사건은 전 세계의 작은 나라 및 신생국가에게 커다란 건조 동기를 부여해서 1970년대 이후에는 전 세계적으로 대량의 소형 고속정이 건조되기 시작했다.

1980년대에 들어와서는 미국, 영국, 독일 등 강대국가를 중심으로 해상방위 개념이 연안방위에서 원양방위 개념으로 바뀌면서 중, 대형 전투함 및 항공모함, 잠수함 등의 전력증강에 집중하였고 상대적으로 소형 고속정은 건조실적이 점차로 줄어들게 되었다.

1980년대에는 우리나라에서도 길이 37m급, 속력 38노트, 배수량 150톤급의 연안 방어용 고속정(PKM)이 수십 척 건조되었으며, 이들 선형이 노후함에 따라 2007년 이후에는 50m급의 미사일을 탑재한 차세대 고속정(PKX)으로 전량 교체될 예정이다. 이와 같이 고속 활주형선은 개발의 역사가 깊고 고속정 가운데 가장 많은 건조실적과 운항실적을 보유하고 있으므로 오늘날의 현대과학기술과 잘 접목을 하면 향후 해상운송 고속화에 크게 기여할 것이라고 판단한다.

1.3 연구내용 및 범위

앞서 언급한 바와 같이 활주형 고속정은 실용적으로 가장 많이 활용되는 고속선형이지만 설계를 수행할 때에는 많은 어려움이 따른다. 이와 같은 어려움은 주로 고속 영역에서 발생하는 유체동력학적인 문제들의 예측 및 해석이 어렵기 때문이며, 구체적으로 살펴보면 트림과 저항과의 관계, 선형과 저항과의 관계, 부가물의 저항특성 및 캐비테이션 특성 등이 설계를 어렵게 한다.

본 문에서는 이러한 유체동력학적인 특성들을 모형실험을 통하여 체계적으로 연구하였고, 기존의 활주선형이 보유하고 있는 근본적인 문제점을 개선한 새로운 개념의 중형급 고속정 설계결과도 제시하였다. 본 논문의 연구내용 및 범위를 요약하면 다음과 같다.

제1장 서론에 이어 제2장, 제3장에서는 고속정의 유동특성 및 선형, 성능에 관한 특성을 기술하였고,

제4장에서는 부가물의 저항특성, 트림과 저항과의 상관관계, 부가물 캐비테이션 특성에 대해서 실험적 연구를 수행한 결과를 제시하였으며, 아울러 선형과 저항과의 관계를 규명하기 위하여 쌍동형 고속정을 대상으로 선형설계 및 모형실험을 수행한 결과를 제시하였다.

제5장에서는 제4장의 연구결과를 바탕으로 문제점을 개선하고 국내외 고속경비정 건조추세와 부합한 새로운 개념의 중형급 고속정을 개발하여 모형실험 및 수치해석을 수행한 연구결과를 제시하였다.

제6장에서는 본 논문의 결론을 정리하였다.

제 2 장 활주면의 유동특성

2.1 활주면의 유동해석

편평한 평판이 고정된 상태에서 유동이 속력 V 로 들어오고 평판과 유동과의 경사각을 τ 로 정의하면 활주면에서 발생하는 유동현상은 Fig. 2.1과 같다.

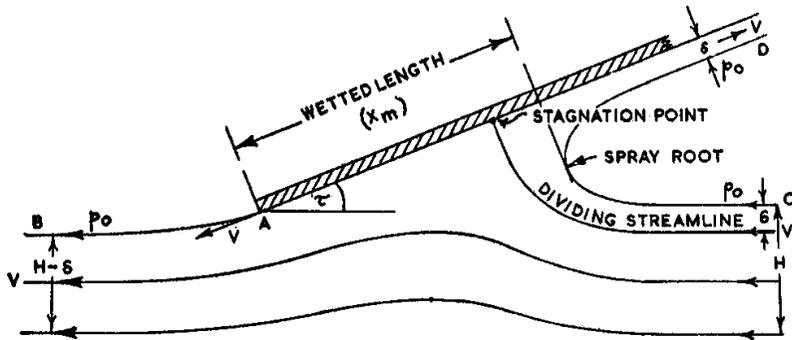


Fig. 2.1 Flow Condition Under Flat Planing Surface

평판의 폭이 무한하며 평판 위의 흐름이 이상유체(Idealized flow)라고 가정하고 마찰과 중력의 효과를 무시하면 평판 주위의 유동현상은 2차원 유동(Two dimensional flow)으로 생각할 수 있다.

Fig. 2.1에서와 같이 평판저면으로 유체가 유입되면 주 흐름은(Main stream) 왼쪽방향으로 흘러나가고 작은 규모의 흐름이 초기 폭 δ 의 두께를 갖고 오른쪽으로 흐름이 이어진다. 또한 이들 두 흐름이 만나는 곳에서는 정체점(Stagnation point)이 형성되며, 이 부분에서 속도는 영(Zero)이며 압력은 최대가 된다.

따라서 속도수두(Velocity head)는 압력수두(Pressure head)로 변하고 이때의 압력은 다음과 같다.

$$\text{정체압(Stagnation pressure)} = \frac{1}{2}\rho V^2 \dots\dots\dots (2.1)$$

여기서, ρ : 유체의 밀도

V : 속력

평판이 고정되고 유동이 유입되는 것을 가정하면 흐름의 특성은 정상운동(Steady motion)이며, 베르누이 방정식(Bernoulli's equation)을 적용할 수 있다. 따라서, 표면 유선(Surface stream line) CD 와 AB 상의 모든 점에 서는 속도는 V 이고 압력은 대기압(Atmospheric pressure)과 동일하게 된다.

이러한 흐름특성을 바탕으로 평저면에 작용하는 속도와 압력과의 관계를 도시하면 Fig. 2.2와 같다.

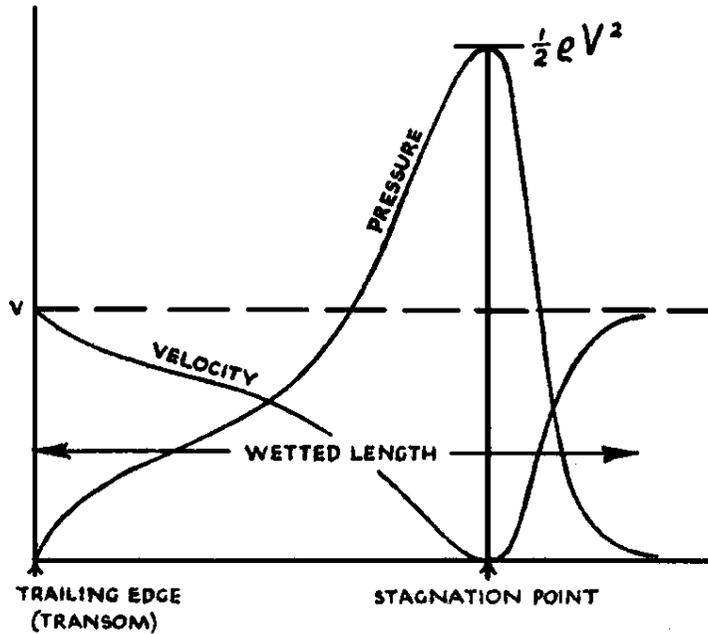


Fig. 2.2 Relation of pressure to velocity through of planing surface

평판저면의 압력분포는 정체점(Stagnation point)에서 가장 크고 유동과의 경사각(τ) 작아질수록 압력분포의 곡선은 가파르게 증가하며, 그 압력은 어디에서나 양의 값이 된다.

2.2 활주면의 양력

평판에 작용하는 전체 힘(F)를 구하기 위하여 평판이 경사각 τ 와 속도 V 로 수면 위를 움직인다고 가정하면, 흐름의 형상은 Fig. 2.3과 같이 되고 평판 A 에서의 상대 속도 V_a 는 움직이는 평판의 속도 V 와 평판의 접선속도 V_{tan} 를 합한 속도가 된다.

즉 Fig. 2.3(a)에서 볼 수 있듯이

$$V_a = V + V_{\tan} = 2V \sin \frac{\tau}{2} \dots \dots \dots (2.2)$$

마찬가지로 D점에서의 속력 V_d 는 $2V \cos \tau/2$ 가 된다.

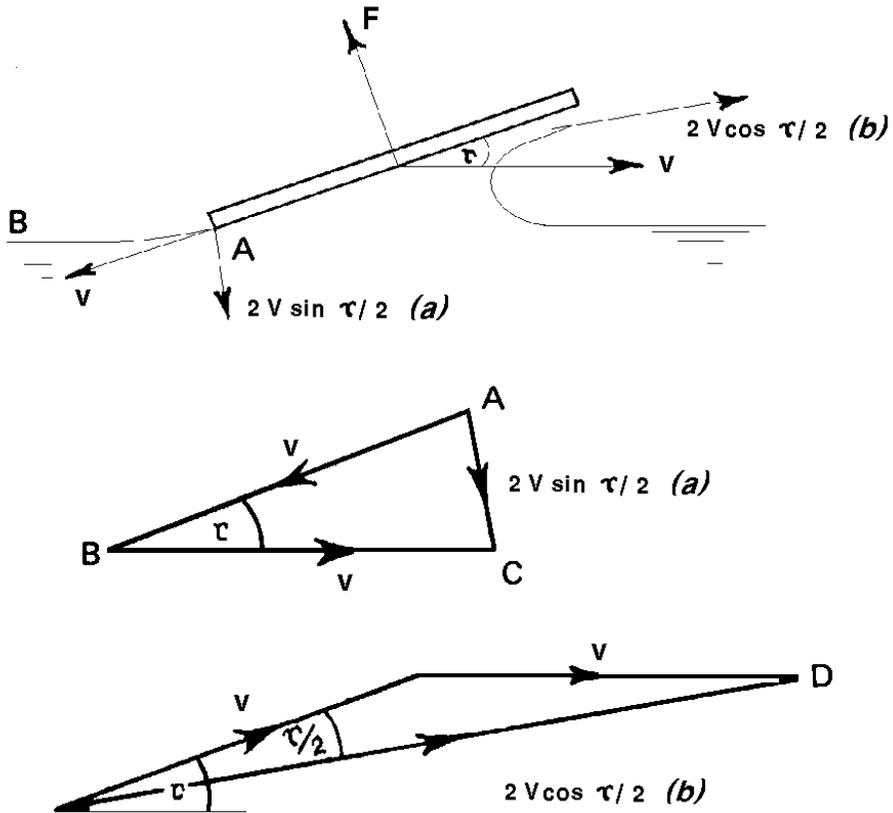


Fig. 2.3 Velocities in way of a planing surface relative to a fixed observer

이때 단위시간동안의 운동방향에 대해서 힘(F)에 의해서 한 일(work)은

$$W = FV\sin\tau \dots\dots\dots (2.3)$$

이며 단위시간동안에 평판 앞부분으로 빠져나가는 유체의 질량은

$$m = \rho\delta V \dots\dots\dots (2.4)$$

따라서 운동에너지(Kinetic energy)는

$$\frac{1}{2}\rho\delta V(2V\cos\tau/2)^2 \dots\dots\dots (2.5)$$

이 된다.

힘에 의해서 이루어진 일의 양 W 는 운동에너지와 같아야 하기 때문에

$$FV\sin\tau = \frac{1}{2}\rho\delta V(2V\cos\tau/2)^2 \dots\dots\dots (2.6)$$

(2.6)식을 정리하면

$$F = \rho\delta V^2 \frac{2\cos^2\tau/2}{\sin\tau} = \rho\delta V^2 \frac{2\cos^2\tau/2}{2\cos\tau/2} \sin\tau/2 \dots\dots\dots (2.7)$$

이고, 평판이 받는 힘(F)는

$$F = \rho\delta V^2 \cot\tau/2 \dots\dots\dots (2.8)$$

이 된다.

식(2.8)에서 볼 수 있는 바와 같이 평판의 힘 F 는 평판의 속도 V 와 평판으로의 입사각(τ)에 따라 변함을 알 수 있다. 그러나 두께 δ 의 물의질량(m)은 평판의 폭이 유한하고 중력과 물의 점성(Viscosity)을 고려하면 평판의 면을 떨어져 나가서 스프레이로 변하게 된다.

제 3 장 고속정의 선형 및 성능

3.1 고속선형의 종류 및 특성

일반적으로 고속을 내기 위해서는 조파저항(Wave making resistance)을 최소화하는 것이 필수적이며, 조파저항 관점에서 새로운 선형개념을 창출하게 된다. 따라서 고속선 설계자는 조파저항을 줄이기 위하여 다양한 선박을 개발하였으며 관련 연구 또한 활발하게 이루어져 왔다.

현존하는 선박은 Fig. 3.1에서 도시한 바와 같이 유체의 부력을 이용하는 유체정력학적(Hydrostatic)지지 선박과 유체의 부력 및 양력을 이용하는 유체동력학적(Hydrodynamic)지지 선박, 공기압을 이용하는 공기정력학적(Aerostatic)지지 선박 등으로 대별 할 수 있다.

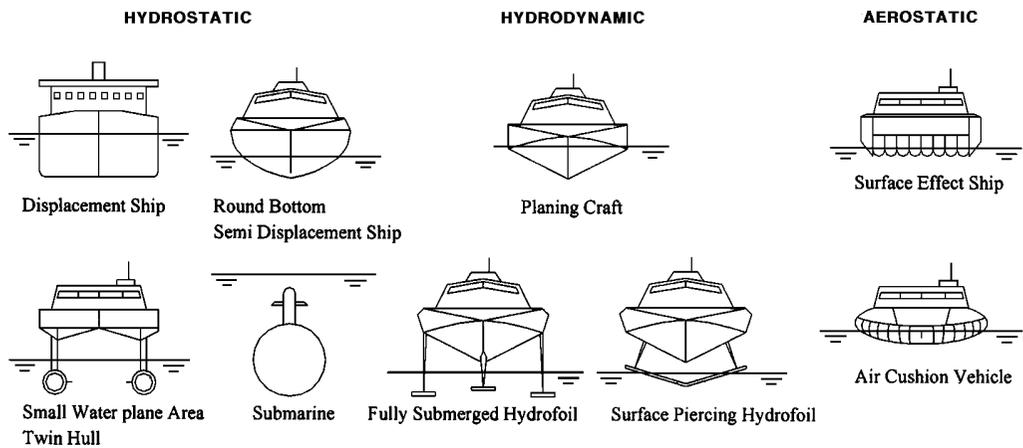


Fig. 3.1 Classification of Ships by Lifting Force

이 가운데 고속선형은 유체동력학적 지지선형인 활주선형 및 하이드로포일선(Hydrofoil craft), 공기정력학적 지지방식을 이용하는 표면효과익선(Surface effect ship) 및 공기부양선(Air cushion vehicle)이며, 이들 선형들은 유체동압 및 공기압력을 이용하여 조파저항 및 마찰저항을 줄여 고속을 내게 된다.

하이드로포일선(Hydrofoil craft)은 수중날개의 양력을 이용하여 선체를 쉽게 부양시킬 수 있고 선체가 수면위로 완전 부양하기 때문에 탁월한 고속성능 및 내항성능을 특징으로 하지만 추진시스템 및 제어시스템 구성이 매우 복잡하기 때문에 선가가 매우 비싸지는 단점이 있다.

표면효과익선(Surface effect ship)은 공기압에 의해서 선체중량을 약 70% 지지하고 선체부력을 약 30%정도 이용하여 선체를 부양하는 선형으로서 약 50노트 이상의 초고속을 달성할 수 있지만 추진시스템 이외에 별도의 공기부양 시스템을 구성해야 하고 선체 앞, 뒤 부분에 스커트 시스템을 장착해야 하기 때문에 설계 및 건조, 수리측면에서 불리하다. 또한 파랑중 내항성능이 급격히 나빠지는 선형특성을 갖고 있으므로 일반 평수구역(Calm sea) 이외에서는 채택되는 예가 드물다.

공기부양선(Air cushion vehicle)은 공기압에 의해서 선체 중량을 100% 부양하는 선박으로서 현존하는 선박 가운데 조파저항 및 마찰저항이 가장 작은 선형이며 약 100노트의 속력을 얻는 것이 가능하다. 그러나 공기부양선은 선체주위가 스커트에 의해서 완전히 둘러싸이고 항공기 추진시스템과 유사한 추진시스템 즉, 디젤 또는 가스터어빈 엔진에 수상 프로펠러(Aero propeller)를 채택하며 선체는 알루미늄 재질을 사용하는 관계로 선가가 매우 비싸지게 된다.

이밖에 별도의 조종시스템을 두어야 하는 등 군사목적의 특수용도 이외에는 거의 실용화 되지 않은 선형이다.

이에 반해 활주선형(Planing hull)은 선체 부력과 동적 양력을 동시에 이용하는 선박으로서 우선 선체구성 시스템이 일반배수량 선박과 다르지 않으며 선체재질도 강재(Steel)나 알루미늄(Aluminum), 강화플라스틱(FRP)등 모두 사용가능하기 때문에 선가가 다른 고속선형에 비해 매우 저렴한 장점을 가지고 있다. 따라서, 향후 해상 고속화 시대를 상정 해 볼 때 활주선형은 고속선형 가운데 가장 큰 관심을 받을 것이며, 선형의 대형화 측면에서도 다른 고속정과 달리 부력과 양력만을 이용함으로 대형화 가능성이 가장 크다고 할 수 있다.

3.2 고속정의 선형설계

3.2.1 속장비 3.0 이하($V/\sqrt{L} < 3.0$)에서의 선형설계

선박의 수선 간 길이와 파장의 관계는 선형설계 시 대단히 중요한 개념으로서 선박이 전진 시 발생하는 파의 파장이 선박길이보다 크게 형성되어 선미부 뒤쪽에서 파정이 발생한다면 이때의 선박은 필연적으로 과도한 선미트림 상태가 되고 상당한 조파저항이 발생하는 이른바 조파저항의 한계구역(Hump area)이 발생하게 된다.

편의상 속장비 1.34를 임계속력(Critical speed)으로 정의할 수 있으며 임계속력 이상이 되면 선박에서 발생하는 파장이 배의길이 보다 길어지기 때문에 선박의 트림(Trim) 및 중량위치, 동적효과(Dynamic effects)등을 적절히 고려해서 선형설계를 수행해야 한다. 따라서, 고속선형은 속장비 1.34 이상에서 운항이 되는 선형이 대부분이기 때문에 초기 선형계획 시 속력과 길이와의 관계를 최우선적으로 고려해야한다.

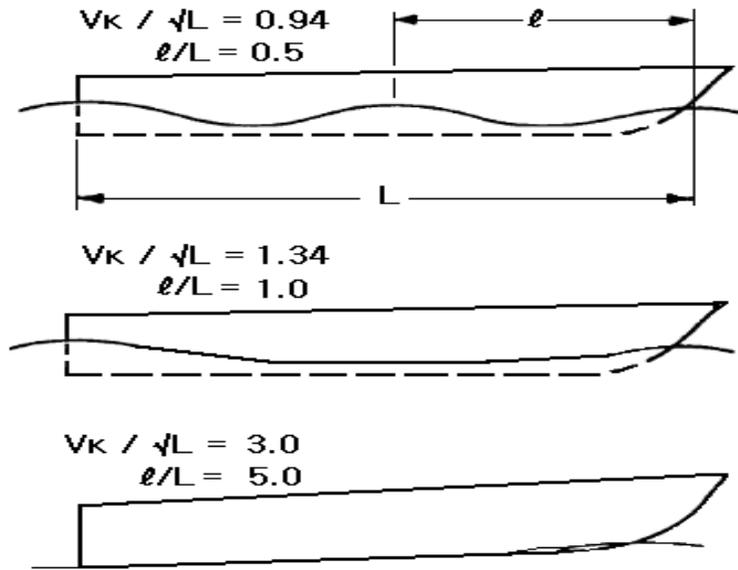


Fig. 3.2 Wave Patterns vs. Speed-Length Ratio

이상에서 설명한 속장비와 파형(Wave pattern)과의 관계를 그림으로 설명하면 Fig. 3.2와 같으며 임계속력 이상에서는 일반 배수량선 설계개념과 완전히 다른 설계 개념을 도입해야 한다.

한편, 속장비 및 푸루드 수(Froude Number)와의 관계는 다음과 같다.

$$V_k / \sqrt{L} = 3.36 Fn \dots \dots \dots (3.1)$$

여기서, V_k : 선박의 속력

L : 선박의 길이

$$Fn : V\sqrt{gL}$$

Fig. 3.2에서 보는바와 같이 속장비 1.0이하에서는 선박길이에 걸쳐 파장이 2~3개가 형성되는 것을 볼 수 있으며, 이때에는 흘수와 트림의 변화가 매우 적고 소요마력도 크게 증가하지 않으며 선박은 완전히 부력에 의해서 떠있게 되며, 선박이 받는 저항은 마찰저항이 주요성분이 된다.

이 구간에서 선형설계 개념은 유체의 흐름분리(Flow separation)현상을 최소화하기 위하여 선미 쪽으로 갈수록 경사를 많이 두게 되고 수선은 부드러운 곡선의 형상을 갖는 것을 기본으로 하고 있다.

임계속도인 속장비 1.34이상에서는 일반 배수량 선형의 경우 속력을 증가시키기 위해서 엔진마력을 증가시켜도 좀처럼 속력이 증가하지 않는 현상을 볼 수 있는데 이것은 선미부분의 과도한 음의압력이 발생하여 선체자세가 과대한 선미트림상태로 되기 때문이다. 그러나 활주선형의 저항성능 특성은 Fig. 3.3에서와 같이 일반 배수량선 저항성능 특성과는 상당히 다른 특성을 갖는 것을 알 수 있다. 즉 저속영역($V/\sqrt{L} < 1.3$)에서는 배수량형의 선박보다 저항성능 특성이 나쁘지만 고속영역($V/\sqrt{L} > 1.3$)에서는 탁월한 저항성능을 보여주고 있음을 알 수 있다.

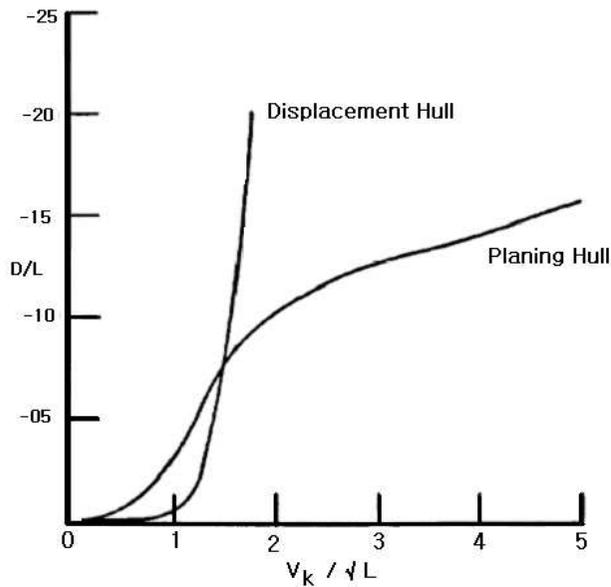


Fig. 3.3 Typical Curves of Drag Lift Ratio vs. Speed Length Ratio

따라서 이러한 유체역학적인 특성을 고려 할 때, 속장비가 1.34이상에서 운항하는 선박을 설계할 때는 선미부분의 형상을 가급적 넓게 하고 선미부분에 버톡라인(Buttock line)을 직선으로 할 필요가 있으며, 트랜섬 형상(Transom stern)의 선미를 가져야만 한다.

이렇게 함으로서 선미 부분에 발생하는 음의 압력을 피할 수 있고 흐름분리 현상을 최소화 하여 선미부위에서의 양력발생 및 부력을 최대화 할 수 있다. 만일 속력을 더 증가 시킬 경우에는 트랜섬 폭을 최대한 넓히고 선미 잠김(Transom immersion)도 더욱 증가시켜야 한다.

이러한 설계개념으로 선형설계를 수행하면 선체의 밑지 부위가 둥근 선형(Round bilge type)의 선형과 밑지부가 각이진 하드차인(Hard chine type)의 선형 개념이 도출되며, 많은 연구결과와 실적선의 운항실적을 종합해보면 속장비가 3.0이하($V/\sqrt{L} < 3$)에서는 밑지부가 둥근 선형과 하드차인 선형의 우열을 확실하게 특징지을 수 없으나, 속장비가 3.0이상에서는 하드차인의 선형이 저항성능이 우수한 것으로 알려져 있다.[2]

Fig. 3.4는 설계속력을 계획할 때 적정 속장비 산정 및 선형설계 개념을 확정지을 때 매우 유용하게 활용할 수 있다. 이와 같이 속장비는 선형의 저항관점에서 매우 중요한 의미를 가지고 있으며 설계속력이 결정되면 제일 먼저 고려해야 할 것이 속장비를 상정해야 하고 이에 따라 적정길이의 선택이 매우 중요하게 된다. 그러나 길이를 결정할 때에는 유체역학적인 문제와 일반 배치 특성을 함께 고려하여 신중하게 결정하여야 한다.

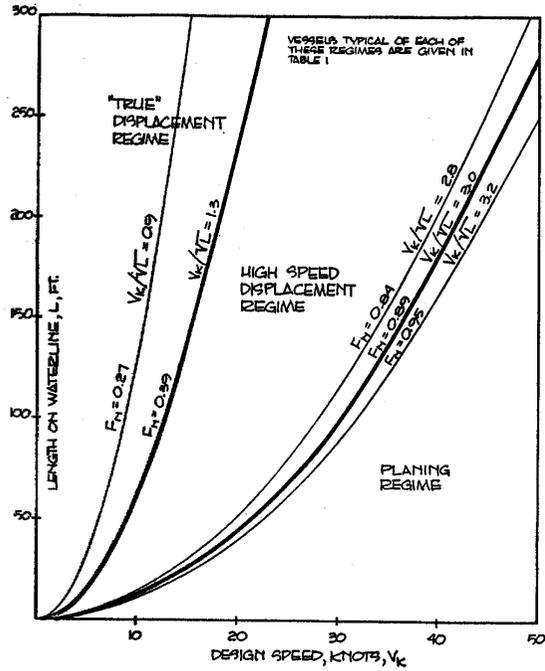


Fig.3.4 Speed Regimes

3.2.2 속장비 3이상($V/\sqrt{L} > 3.0$)에서의 선형설계

속장비 3.0 이상에서의 연구결과는 고속 배수량 선형의 계통 실험 연구결과인 Series-64 연구결과가 대표적이며 Yeh[3]에 의해서 체계적 실험이 이루어 졌다.

Fig. 3.5a.와 Fig. 3.5b는 Series-64 실험의 기준선형(Parent Hull Form)을 보여주고 있다.

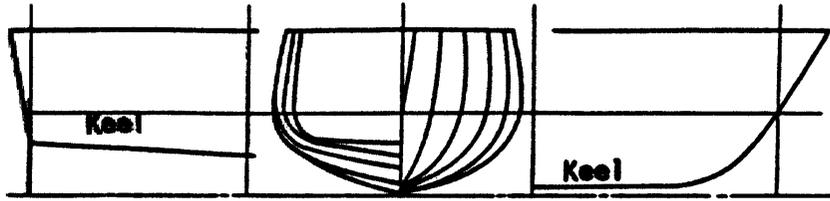


Fig. 3.5a Typical High Speed Hull Forms.(Round bilge Type)

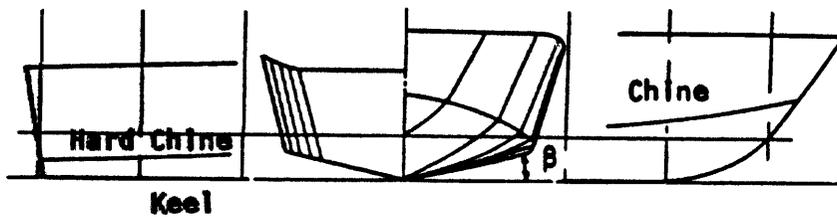


Fig. 3.5b Typical High Speed Hull Forms.(Hard chine Type)

Series-64 실험결과로부터 알 수 있는 중요한 사실은 속장비 3.0이상에서는 선형설계 시 조파저항이 중요한 요소가 아니고 마찰저항을 최소화, 즉 침수표면적을 최소화하는 것이 중요하다는 결론을 얻을 수 있다. 즉 속장비 3.0이상의 선형에서는 Fig. 3.5b와 같이 하드차인 선형으로 설계함으로서 선미부분에서의 양력을 극대화 하고 선수부위의 스프레이 저항을 최소화함으로서 선체의 침수표면적을 효과적으로 줄일 수 있다.

또한 속력이 빨라질수록 선저면의 양력이 증가하고 이로 인하여 선수부의 들림 현상이 발생하기 때문에 선체의 길이보다는 선체 폭이 저항성능의 중요한 변수가 된다. 따라서 선형을 계획할 때, 선체의 종단면 형상(Buttock line)은 선수부에서 선미부 까지 가급적 직선형으로 설계하는 것이 효과적이며, 선미트랜섬 부위는 넓게 하여 양력효과를 최대화 할 수 있도록 하는 것이 중요하다.

3.3 성능 특성

3.3.1. 정수중 성능

활주형선의 유체동역학적인 성능과약은 Savitsky 및 Clement, Blount[4]가 수행한 Series 62의 계열선형시험 데이터가 매우 유용하다. 이러한 실험 결과는 단순화된 통계 식으로 나타내어져서 설계단계에서 쉽게 활용할 수가 있으며, 주요성능은 다음과 같이 계산할 수 있다.

3.3.1.1 유체동역학적 양력

활주면에서의 양력이 발생할 때에는 활주면에 작용하는 유체동역학적인 반작용으로 인한 힘과 흡수와 트림에 상당하는 부력이 작용하게 되며, 저속에서는 선체에 작용하는 유체력이 대부분 부력이지만 고속으로 갈수록 유체 동력학적인 힘이 주요 성분이 된다.

초기 선형설계시 활주면상에서 양력계산은 대단히 복잡한 문제가 따르지만 Savitsky가 제안한 경험식[5]을 활용하면 비교적 쉽게 추정할 수가 있다. Fig. 3.6에서는 선저구배각(Deadrise angle)이 0°인 경우에 대해서 양력계수의 변화를 보여주고 있으며, Fig. 3.7에서는 선저구배각 변화에 따른 양력계수의 수정치를 나타내고 있다.

Savitsky는 유체동력학적 양력을 추정하는 방법으로 선저구배각이 없는 경우에는 다음과 같은 상관관계식을 제시 하였다.

$$C_{LO} = \tau^{11} (0.0120\lambda^{1/2} + 0.0055\lambda^{5/2}/C_V^2) \dots\dots\dots (3.3)$$

$$\text{여기서 } C_{LO} = \Delta / 0.5\rho V^2 b^2$$

$$\tau = \text{트림각(deg)}$$

$$\lambda = \text{평균 침수 길이비, Lm/b}$$

$$C_V = \text{속력계수}, V/\sqrt{gb}$$

$$V = \text{속력, ft/sec}$$

$$b = \text{활주면의 폭, ft}$$

$$g = \text{중력가속도, ft/sec}^2$$

상기 식에서 알 수 있는 바와 같이 양력계수는 평균 침수길이-폭비 가 일정할 경우 속력계수 C_V 가 커질수록 작아지게 되며, 선저구배각이 증가할수록 양력계수는 작아짐을 알 수 있다.

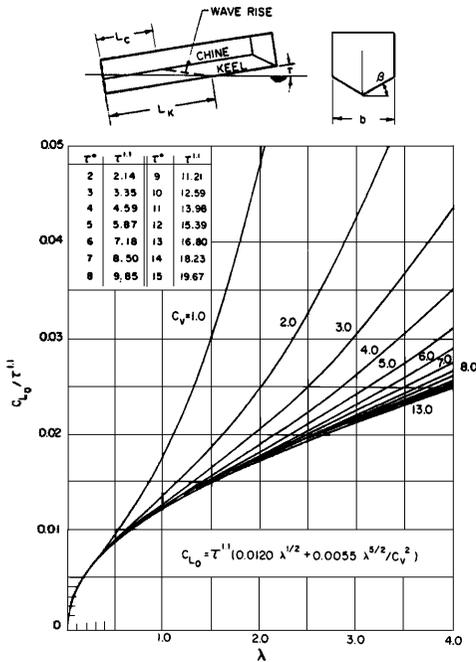


Fig. 3.6 Lift Coefficient of a Flat Planing Surface; $\beta=0''$

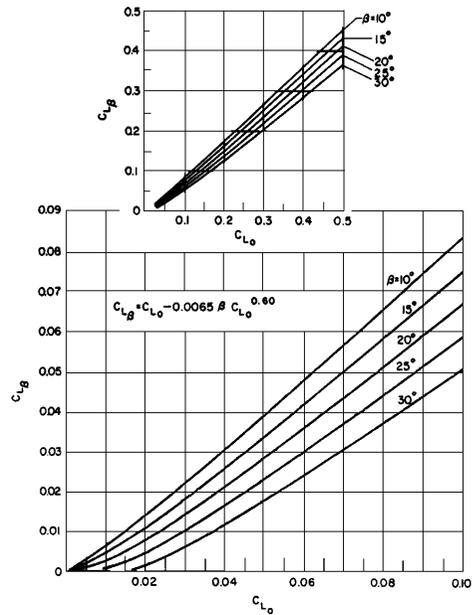


Fig 3.7 Lift Coefficient of a Deadrise Planing Surface.

3.3.1.2 유체동력학적 항력

부가물을 제외한 나선(Bare hull)인 상태에서 유체동력학적인 항력은 선저면에 수직으로 작용하는 양력에 기인한 압력저항과 압력면과 접선방향 및 압력면에 바로 접한 스프레이 영역의 점성항력(Viscous drag) 으로 구성되어진다. Fig. 3.8에서는 이들 항력들의 구성성분을 보여주고 있으며, 양력-항력비는 배의 속력과 평균 침수 길이-폭 비에 따라 변화한다.

유체역학적 특성을 요약하면 항력-양력비는 트림 각 약 4° 근처에서 최적의 값을 주는 경향이 있으며, 트림 각 4° 이하에서는 선저마찰에 기인한 점성항력이 현저해지고, 트림 각이 클수록 양력발생에 기인한 압력저항이 현저해진다. 통상적으로 트림 각이 작게 되면 선수부가 잠기게 되고 이로 인하여 전체저항이 증가하게 되며, 항력-양력비는 선저경사각을 증가시킬수록 빠르게 증가하고 특히 트림 각이 작을수록 그 경향은 현저하다.

또한 Fig. 3.8에서 알 수 있는 중요한 설계착안점은 만약 정수중에서 최소의 저항을 갖는 선형을 개발하려면 편평한 선저에 트림 각 약 4° 를 갖는 선형의 조합이 가장 이상적일 것이다.

그러나 이러한 선형설계는 실질적인 설계단계에서 어려움을 겪는데 편평한 선저일 경우 심한 파랑 충격가속도를 받게 되고 트림 각 4° 이상인 경우 항주자세 불안정(Porpoising) 현상이 발생되기 때문이다. 따라서 파랑충격가속도를 줄이기 위해서는 트림 각 4° 이하의 설계가 일반적이다.

또한 과거의 활주형선은 설계시 대부분 평수중 저항성능을 우선적으로 고려함으로써 선저 구배각은 가급적 작게 하였다.

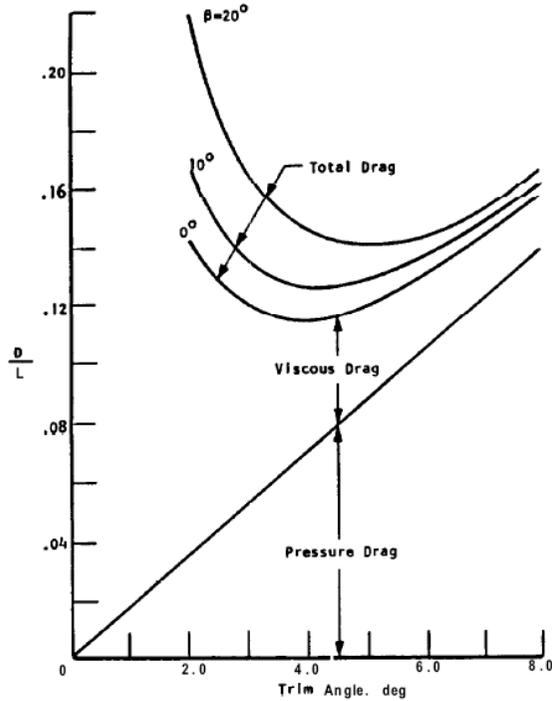


Fig. 3.8 Variation of Drag-Lift Ratio for Prismatic Planing Surface

그러나 최근의 설계경향은 파랑중 내항성능을 중요하게 고려하고 있으며, 이에 따라 선수부에서는 약 50°, 선미부에서는 약 15° 정도의 선저구배각을 갖도록 설계하는 경향이 강하다.

또한 파랑중에서 가급적 작은 트림각을 유지하기 위하여 선수부 탱크구역에 밸러스트나 연료를 이용하여 트림조절을 하고 있다. 만일 이러한 설계고려사항이 불가능할 경우에는 트림각을 조절하기 위하여 트랜섬 플랩(Transom flap)을 설치하기도 하며, 이러한 장치는 정수중 및 파랑중에서 최적의 트림을 조절하기에 매우 효과적이다.

플랩을 설계할 경우에는 플랩의 길이는 수선길이의 약 1.5%를 표준으로 하는 것이 적당하며, 웨지(Wedge)를 부착할 때는 웨지와 플랩을 적당하게 조화시켜야만 원하는 효과를 볼 수 있다.

3.3.1.3 압력중심과 트림

앞에서 설명했듯이 활주선형 요소 가운데 트림각이 매우 중요한 요소이기 때문에 계획된 항주자세를 얻기 위해서 트랜섬 플랩이나 밸러스트 및 연료 유 이송계통의 설계가 필요하다.

트림각이 작을 때는 과량중 선수파에서 과량충격가속도를 최소화 시켜주고 트림각이 크게 되면 추파(Following sea)중 저항성능을 극대화 시켜주기 때문에 적정 항주자세를 유지할 수 있는 장치의 설계는 필수적이며, Fig 3.9 에서와 같이 활주선형의 압력중심은 저속영역에서는 트랜섬 앞쪽의 평균 침수길이의 33%에서 고속영역에서는 75%에 걸쳐 변화함을 알 수 있다.

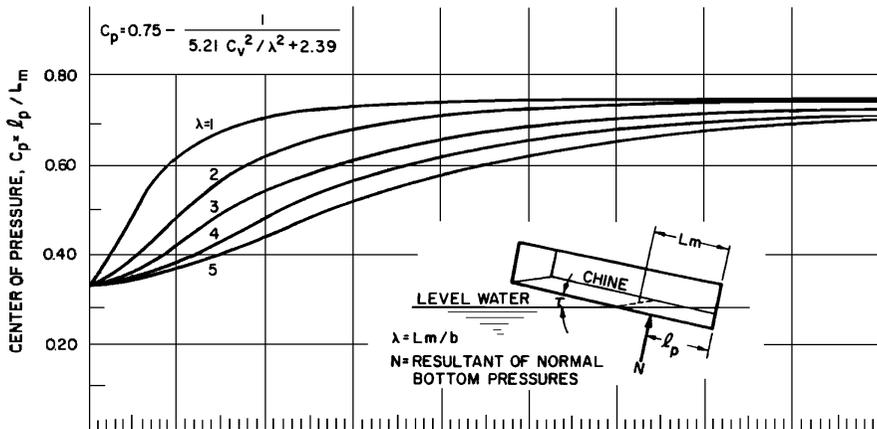


Fig. 3.9 Center of Pressure of Planing Surface

3.3.1.4 평형상태

활주선형의 길이와 폭, 선저구배, 배수량, 중력중심이 정해지게 되면 선체 항주 자세가 평형을 이루는 속력과 항주트림이 있다. 이러한 트림각은 쉽게 계산할 수 있으며 양-항비와 선저구배각이 정해지고 Fig. 3.9와 같이 그래프화 하면 정확하게 알 수 있다.

3.3.1.5 정수중 성능 특성요약

Fig. 3.10은 다양한 길이-폭비에 대하여 속력별 트림 및 저항특성과의 관계를 보여주고 있다.

Fig. 3.10에서 볼 수 있는 바와 같이 속력이 증가함에 따라 조파저항곡선 봉우리(Hump)구역까지는 트림과 저항이 증가되며, 이 구역을 넘어서면 속력이 증가할수록 저항과 트림이 감소하게 된다. 봉우리 구역에서의 트림과 저항은 길이-폭비에 따라 크게 변화하므로 적정 길이-폭비를 선정하지 않을 경우 봉우리구역을 넘지 못함에 따라 요구속력을 내지 못하는 경우가 발생한다.

이러한 현상은 비단 활주선형뿐 아니라 공기부양선, 쌍동선등 고속선형에서 반드시 발생하는 현상이므로 초기 소요마력 및 속력 검토 시 반드시 봉우리 구역에서의 소요마력을 검토할 필요가 있으며, 설치 마력이 그 이상이어야 한다. 일단 봉우리구역을 지나면 길이-폭비에 따라 트림 값과 저항이 크게 변화하지 않음을 알 수 있다.

이상의 결과를 요약하면 설계배수량이 주어질 경우, 설계자는 활주면 형상을 가능하면 길고 좁게 설계하는 것이 저항성능, 내항성능 측면에서 유리함을 알 수 있다. 과거의 설계경향은 길이-폭비가 3~5정도의 선박이 많았으나 최근의 설계경향은 길이-폭비를 약 5.0이상으로 가져감으로서 봉우리(Hump) 구역에서의 과대한 저항을 피하고 반환주 영역(Pre-planning)영역에서 좋은 저항특성을 유지할 수 있도록 하고 있다.

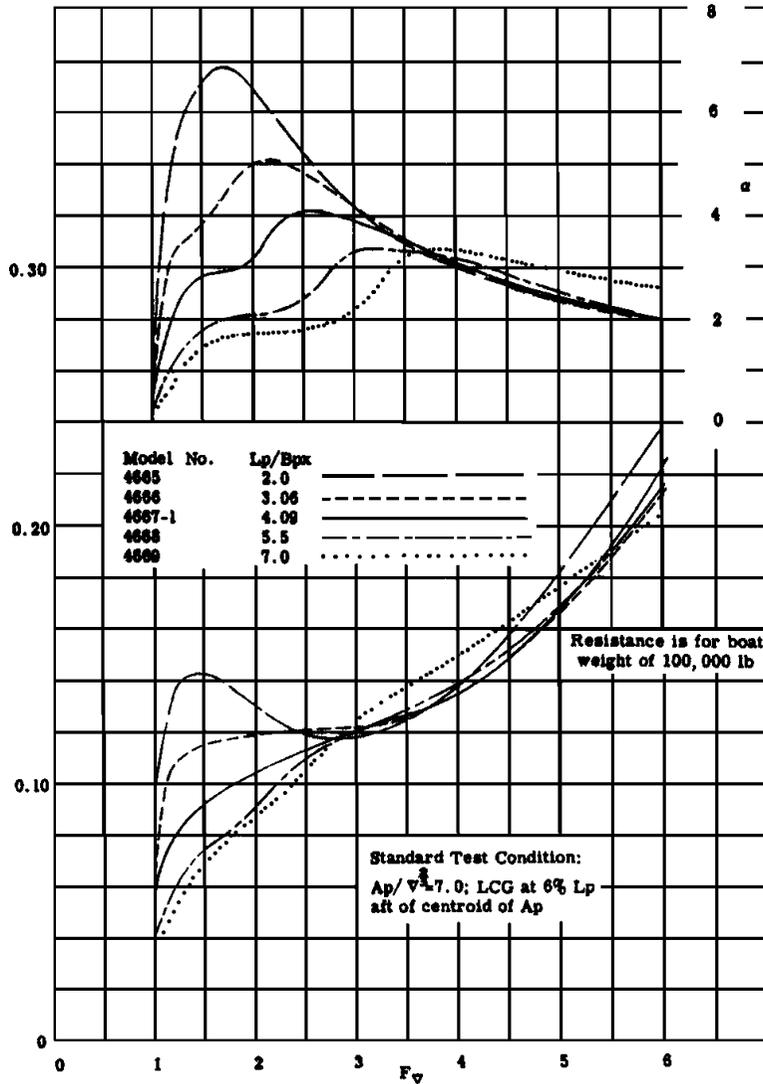


Fig. 3.10 Drag/Lift Ratio and Angle of Attack Versus Froude Number for Five Models of Series 62

3.3.2 파랑중 성능

앞서 언급한 바와 같이 활주선형은 고속에서 적정 내항성능 확보가 설계 관건 이므로 설계자는 파랑중 내항성능이 좋은 선형을 설계하기 위해 많은 노력을 해야 한다.

전통적으로 활주선형은 레저용 보트와 같이 평수 중에서 우수한 속력을 얻기 위해서 고안된 선형이지만 선형의 응용범위가 대양에서 운항하는 고속 경비함 및 여객수송용으로 확대됨에 따라 그 중요성이 더욱 커지고 있다.

내항성능에 영향을 미치는 설계요소로는 주요치수비, 선형의 형상, 적재중량, 속-장비 등이 있으며, 이러한 특성 치와 관련하여 해상상태, 파랑중 부가저항, 운동특성 및 파랑중 가속도와와의 상관관계를 규명하는 연구가 많이 이루어져 왔다. 적정 내항성능을 확보하기 위해서 설계단계에서 중요하게 고려해야 할 주요사항은 다음과 같다.

3.3.2.1 파랑 충격가속도

파랑 충격 가속도는 파고에 비례하지 않는 비선형 특성을 갖고 있으므로 일반적인 배수량선 내항성능 해석 시 적용되는 선형중첩기법은 (Linear superposition techniques) 적용할 수 가 없으며 불규칙파에서의 모형시험에 의존할 수밖에 없다.

Savitsky는 Pierson-Moskowitz Spectrum 과 선수방향 불규칙파중을 항주하는 활주선형의 파랑 충격가속도를 구하는 경험식을 다음과 같이 제시하였으며, 초기설계단계에서 유용하게 사용할 수 가 있다.

$$n_{CG} = 0.0104 (H_{1/3}/b + 0.084) \tau/4 (5/3 - \beta/30) X (V_K/\sqrt{L})^2 (L/b) \dots \dots \dots (3.4)$$

- 여기서, $H_{1/3}$ = 유의파고, ft
 τ = 평형 트림각, deg
 V_K = 속력, knots
 L = 수선길이, ft
 b = 폭, ft
 C_Δ = 폭 하중계수, Δ/wb^3
 w = 물의비중량, lbs/ft³

상기 식에서 알 수 있는 중요한 사항과 선형설계 시 고려해야할 사항을 정리하면 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 파랑충격가속도는 평형트림각과 선형적인 관계에 있으므로 밸러스트 이송 계통이나 트림플랩을 이용하여 트림각을 줄여줌으로서 파랑충격가속도 값을 줄일 수 있다.
- 동일 트림각에 대해서는 선저구배각이 클수록 파랑충격가속도는 작아진다.
- 또한 파랑충격가속도 값은 폭 하중계수(C_Δ)에 반비례하며, 특히 선체 폭 3승에 따라 크게 변화하므로 폭 선정 시에는 신중을 기해야 한다.

Fig. 3.11에서 보여주는 활주선형은 상기에서 기술한 선형설계 개념을 바탕으로 탄생한 선형개념이다. 즉 이중차인(Double chine)을 도입하여 위쪽의 차인은 저속에서 횡요성능상 요구되는 선체 폭을 확보하고 아래쪽 차인은 작은 활주면 폭 및 차인으로 인한 효과적인 흐름분리를 유도할 수가 있다.

Fig. 3.12는 60m급 고속정의 모형시험 결과로서 선형의 평형 트림각이 작을수록 과항중 충격 가속도는 작아지고 동일 평형 트림각에서는 선저구배각이 클수록 가속도 값이 작아짐을 볼 수 있다. 따라서 선형설계자가 과항중 충격가속도 최소화가 설계목적이라면 선저구배각을 크게 하고 선박길이 방향의 중량분포를 조절하며, 가급적 작은 평형 트림각을 갖도록 설계하는 것이 최선의 방법이다.

그러나 이러한 선형설계 결과는 비록 내항성능은 우수하지만 저항성능 측면에서 불리하며 특히 선저구배각의 증가는 선체 체적(Volume)을 감소시키기 때문에 기관실 배치라든지 선저부 탱크배치측면에서 매우 불리하게 된다.

이렇게 되면 필연적으로 주요치수의 재검토가 이루어지므로 만족한 설계 결과를 얻지 못하게 된다. 결론적으로 말하면 선형설계시에는 내항성능과 저항성능, 일반배치측면을 동시에 고려해야 하고 이러한 성능간의 절충(Compromise)기술은 설계자의 몫이다.

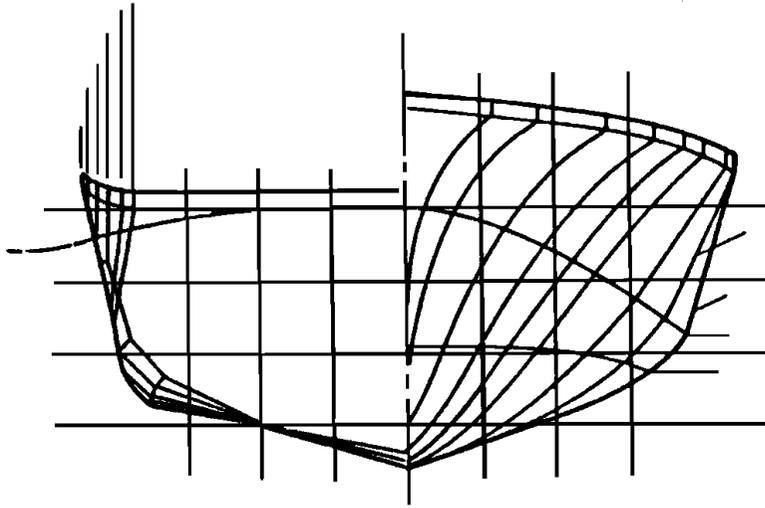


Fig. 3.11 Body Plan for Modern Double-Chine Planing Hull

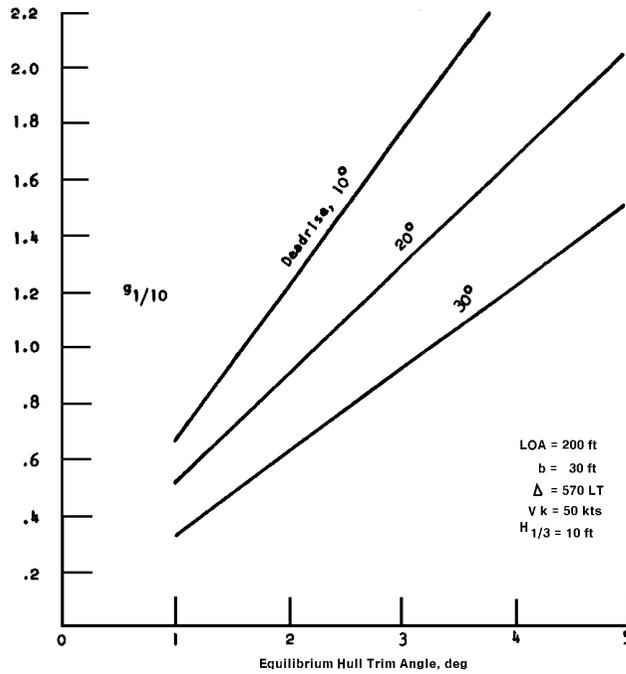


Fig. 3.12 CG Impact Acceleration in Head Seas

3.3.2.2. 파랑중 속도손실

파랑중 내항성능 고려 시 중요하게 고려해야할 요소 중의 하나가 파랑중 속도손실이다. 평수구역이 아닌 대양에서 운용을 목적으로 활주선형을 설계할 때에는 설계해상상태에 따른 파랑중 속도손실을 반드시 고려해야 한다.

Fig. 3.13은 활주형선의 파랑중 속도손실을 계측한 결과로서 Vol. Fn가 2.0이상인 영역에서는 파고가 일정할 경우 속력증가에 따른 파랑중 속도손실은 그리 크지 않으나 파고의 변화에 따른 속도손실은 비교적 큰 차이를 보이고 있다. 따라서 파랑중 운용을 목적으로 설계되는 활주선형은 설계 해상상태 즉 설계파고(Design wave height) 선정에 신중을 기해야 하며, 선형적인 특성으로 인한 영향은 일반적으로 선저구배각 및 트림각이 작을수록 파랑중 속도손실은 증가하는 것으로 알려져 있다.

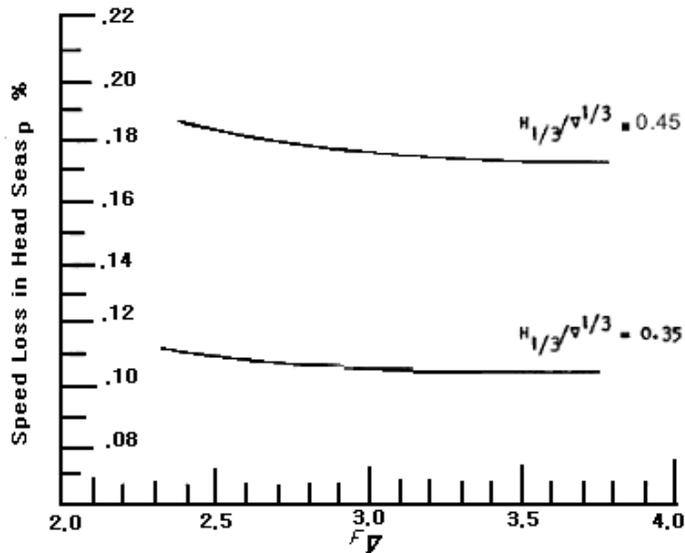


Fig. 3.13 Speed Loss in a Seaway for Typical High L/B Planing Hull(At Constant Power)

3.3.2.3 파랑중 횡요성능

횡요성능은 함정이든 여객선이든 탑재체계의 안정 및 거주성을 향상시키기 위해서 반드시 고려해야 할 중요한 성능이다.

선형자체의 횡요감쇄(Roll damping)를 증가시키는 선형을 개발하는 것이 저항성능 감소 없이 횡요감쇄 목표를 이루는 좋은 방법이지만 하드차인 선형이든 빌지부가 등근 선형이든 횡요감쇄는 선형의 형상과는 관계가 거의 없다. 따라서 가장 좋은 방법은 별도의 횡요감쇄장치를 설치하는 것이 좋은 방법이고 능동형 핀 안정기(Active fin stabilizer)가 가장 효과적인 수단으로 활용되어 진다. 이때 핀 안정기의 면적은 선형 수선면적의 약 1%를 표준으로 하고 있다.

감요수조(ART)도 효과적이긴 하지만 핀 안정기 보다는 횡요감쇄 효과가 덜 하며 핀 안정기를 설치할 경우 핀 안정기가 없는 경우에 비해서 약 2~4 배 까지 횡요를 감소시킬 수 있다.

그러나 능동형 핀 안정기는 가격이 상당히 고가이고 별도의 구동공간을 두어야 하므로 배치측면에서 상당히 불리하게 된다.

제 4장 고속정 유체동역학적 특성

4.1 연구 및 실험항목

본 연구에서 수행한 대상선박의 주요제원과 시험항목을 요약하면 다음과 같다.

연구항목	대상선형	시험항목
부가물 저항특성	Hull Type : 경비정 LBP : 18.6m B : 5.5m Vmax : 34kts	<ul style="list-style-type: none"> ○ 나선저항 시험 ○ 부가물저항 시험 <ul style="list-style-type: none"> - 2 x Rudders - 2 x Shafts - 2 x Struts
트림과 저항과의 상관관계	Hull Type : 경비정 LBP : 15.0m B : 3.5m Vmax : 25.0kts	<ul style="list-style-type: none"> ○ 저항시험 ○ 트림변화 시험 <ul style="list-style-type: none"> - LCG : 2%~10% 변화 ○ 파형관찰 시험
부가물 캐비테이션 특성	Hull Type : 경비정 LBP : 55.4m B : 7.4m Vmx : 27kts	<ul style="list-style-type: none"> ○ Strut 캐비테이션 시험 ○ Rudder 캐비테이션 시험
선형과 저항과의 상관관계	Hull Type : 쌍동선형 LBP : 36.0m B : 9.44m Vmax : 40.0kts	<ul style="list-style-type: none"> ○ 나선저항 시험 ○ 트림변화 시험 <ul style="list-style-type: none"> - 트림 1°, 2°

4.2 주요 유체동역학적 특성고찰

3장에서는 고속선 설계시 요구속력이 정해진 후 선형(Hull form)개념을 설정하는 방법론과 초기성능 예측 방법에 대해서 살펴보았다.

본 장에서는 선형개념이 정해진 후 선형을 구성하는 세부 설계요소들이 고속선의 유체동역학적인 특성에 어떤 영향을 미치며 전체적인 성능과는 어떤 관계가 있는지에 대해서 실험적 연구결과를 제시하였다.

일반적으로 보통의 선박 즉 일반 배수량선은 주요 촌법과 선형이 정해지면 선형을 구성하는 세부 설계요소, 즉 L_{CB} , L_{CG} 위치 및 트림(Trim), 각종 선형계수, 부가물 등의 영향이 선박성능에 절대적인 영향을 주지는 않으나 고속선의 경우에는 이러한 설계요소들의 영향이 매우 크게 나타나므로 설계 개념을 상정할 단계부터 매우 신중한 접근 방법이 필요하다.

예를 들면 일반 배수량선과 달리 고속선의 경우 통상 2축의 추진기를 사용하며, 추진장치를 구성하는 축계 및 스트럿(Strut), 타(Rudder)등의 부가저항을 예측하는 것도 대단한 어려움이 뒤따른다.

속력 및 추진기 회전속도 또한 매우 높기 때문에 타 및 스트럿, 타 등의 캐비테이션 문제도 심각하게 고려되어야 한다. 그리고 앞서 살펴본 바와 같이 선체가 부양하기 때문에 항주 시 선박의 트림 등이 배의 전체적인 성능에 매우 큰 영향을 미치게 된다. 주요 연구결과는 4.2.1항에서 제시하였다.

4.2.1 부가물 저항 특성

앞서 언급한 바와 같이 고속선의 선형개념 및 부가물 저항특성은 일반선과는 완전히 다른 특성을 보인다.

본 연구에 사용된 선형은 20m급 고속경비정으로서 운항 최대속력은 34노트, 운항구역은 평수구역으로서 본선 설계 목표는 최대속력에서 최소저항을 갖는 선형개발을 원칙으로 하였다. 추진장치는 2축의 프로펠러 추진기로서 축계를 구성하는 I-strut, V-strut 으로 구성되어 있고 2개의 타(Rudder)를 설계하였다.

선형설계 개념은 중량 최소화를 위해서 길이-배수량비 를 가급적 작게 하였으며($L/\nabla^{1/3} = 5.274$) 선수부에는 스프레이 스트립 형상을 갖고 선미는 직선형의 트랜섬을 갖는 선형으로 Fig. 4.1과 같이 설계하였다.

실선 및 모형선의 주요치수 특성은 Table 4.1과 같으며 모형실험 중량조건은 만재배수량 45톤과 최소운항조건 40톤에 대해서 모형실험을 수행하였으며 실험은 한국해양연구원 예인수조(Towing tank)에서 실시하였다.

또한 전체 저항 중에서 부가물이 차지하는 저항을 알아보기 위하여 실험은 2가지 조건으로 나누어서 수행하였다. 즉 부가물이 없는 나선(Bare hull) 상태를 먼저 실험을 하고 그다음 부가물을 모두 부착하여 저항실험을 수행하였다.

실험결과는 Table 4.2, 4.3, 4.4에서 나타내었고 Fig. 4.2, 4.3, 4.4, 4.5, 4.6에서는 그 결과를 도표로서 비교하였다.

먼저 부가물 저항실험 결과(Table 4.2, Table 4.3)를 살펴보면 저속구간(14노트)에서는 나선저항 대비 약 18%의 부가물 저항증가량을 보였지만 본선의 최대속력(34노트)부근에서는 약 46%의 부가물 저항증가량을 나타내었다.

이와 같은 현상은 고속으로 갈수록 양력에 의해서 선체가 부양하므로 선체나선저항은 작아지나 수면 하에 있는 부가물은 오히려 속력이 증가할수록 저항이 커지기 때문이다.

본선의 저항특성 곡선은 Fig.4.2에서 보여주고 있으며 Vol. Fn=2.4 부근에서 봉우리(hump)특성을 보인 후 저항계수가 낮아지는 특성을 보이고 있는데 이것은 선체가 효과적으로 부양하기 때문인 것이다.

이러한 결과는 Fig. 4.5에서 보여주는 침수표면적 측정결과로도 알 수 있는데 그림에서 볼 수 있는 것처럼 Vol. Fn = 2.4이상에서 침수표면적이 급격하게 작아지고 있음을 알 수 있다.

본선의 항주트림이 최대속력(34노트) 부근에서 약 4.5° 정도로 평형상태를 이루는 것으로 볼 때(Fig. 4.4) 선형의 특성은 양호한 것으로 판단된다.

본 실험결과로서 알 수 있는 중요한 사실은 고속선 설계시 타 및 스트럿 등 부가물이 차지하는 저항은 나선저항대비 약 46%에 이르는 실험결과를 보였으며, 따라서 선형설계자가 초기 유효마력을 추정시에는 Vol. Fn=3.0 부근에서는 초기 유효마력 추정시 약 50%의 부가저항을 별도로 고려한다. 또한 선미부 부가물로 인하여 약 0.3 ~ 0.5도 정도 선미트림을 더 유발시킴을 알 수 있으며, 초기트림 산정시 부가물 효과를 반드시 고려해야 할 것이다.

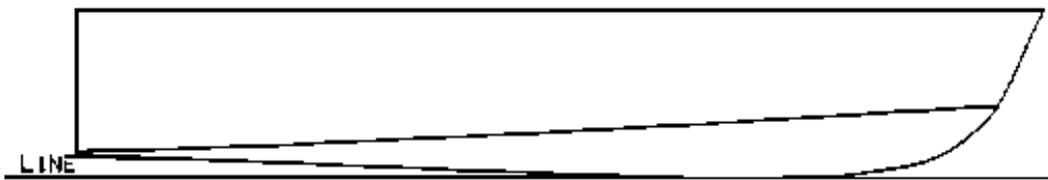
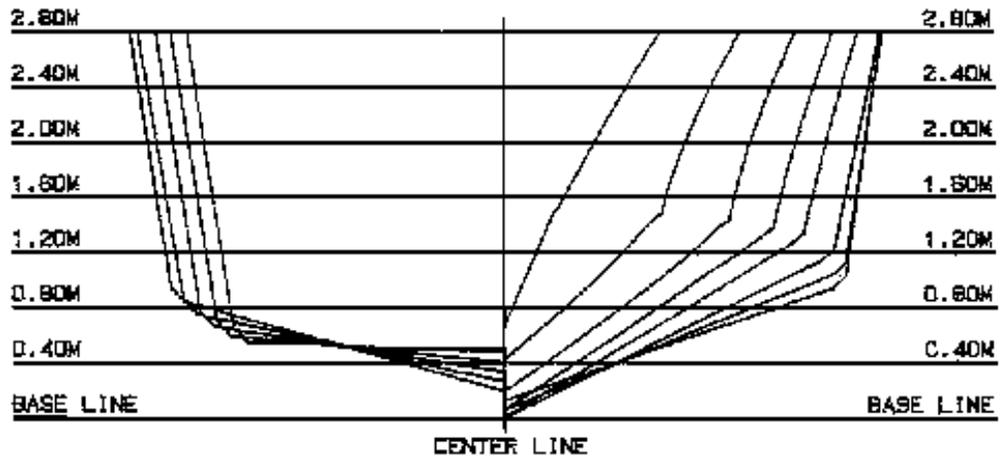


Fig. 4.1 Body Plan, Bow and Stern Contours of the Vessel

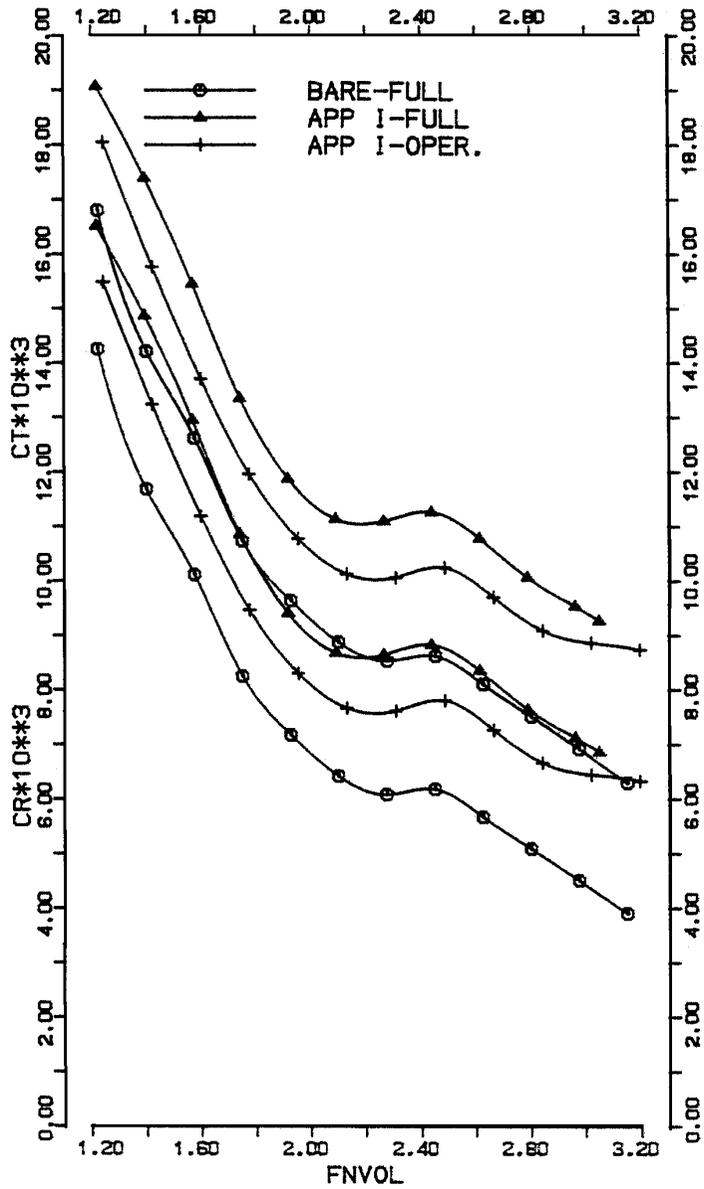


Fig. 4.2 Curves of Resistance Coefficients
(Bare, with App. I, Full & Min. Oper. Load)

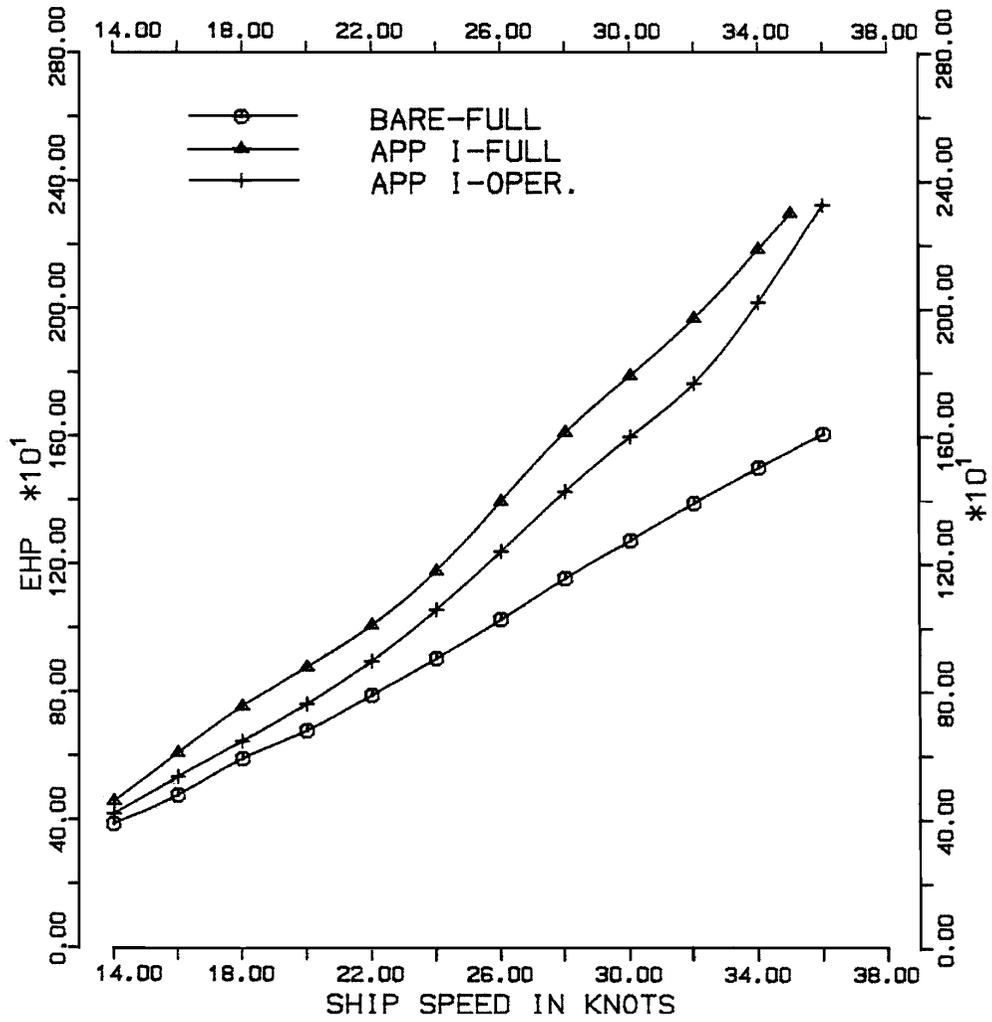


Fig. 4.3 Curves of Effective Power
(Bare, with App. I, Full & Min. Operating Load)

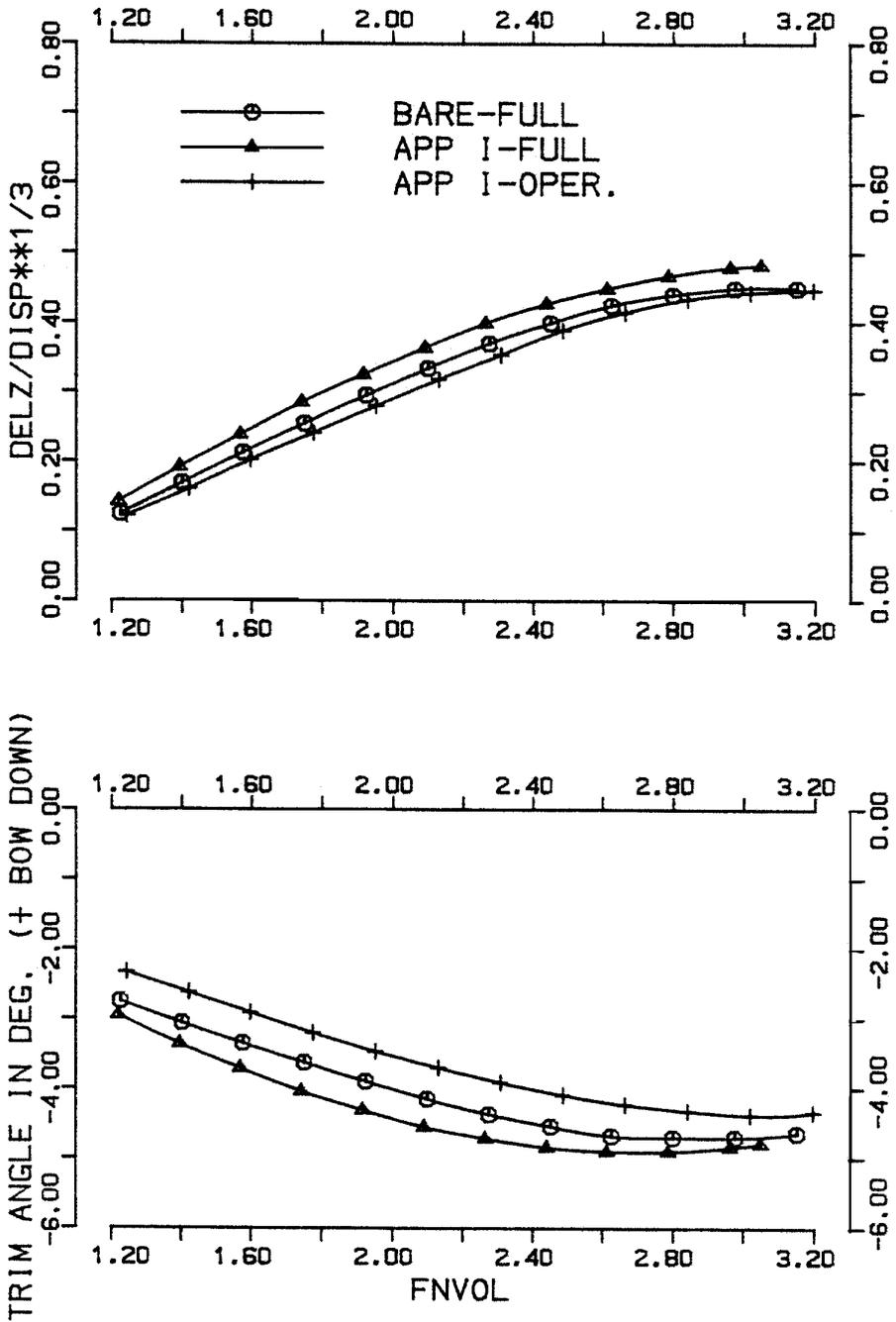


Fig. 4.4 Curves of Trim Angle and Vertical Displacement of C.G (Bare, with App. I, Full & Min. Operating Load)

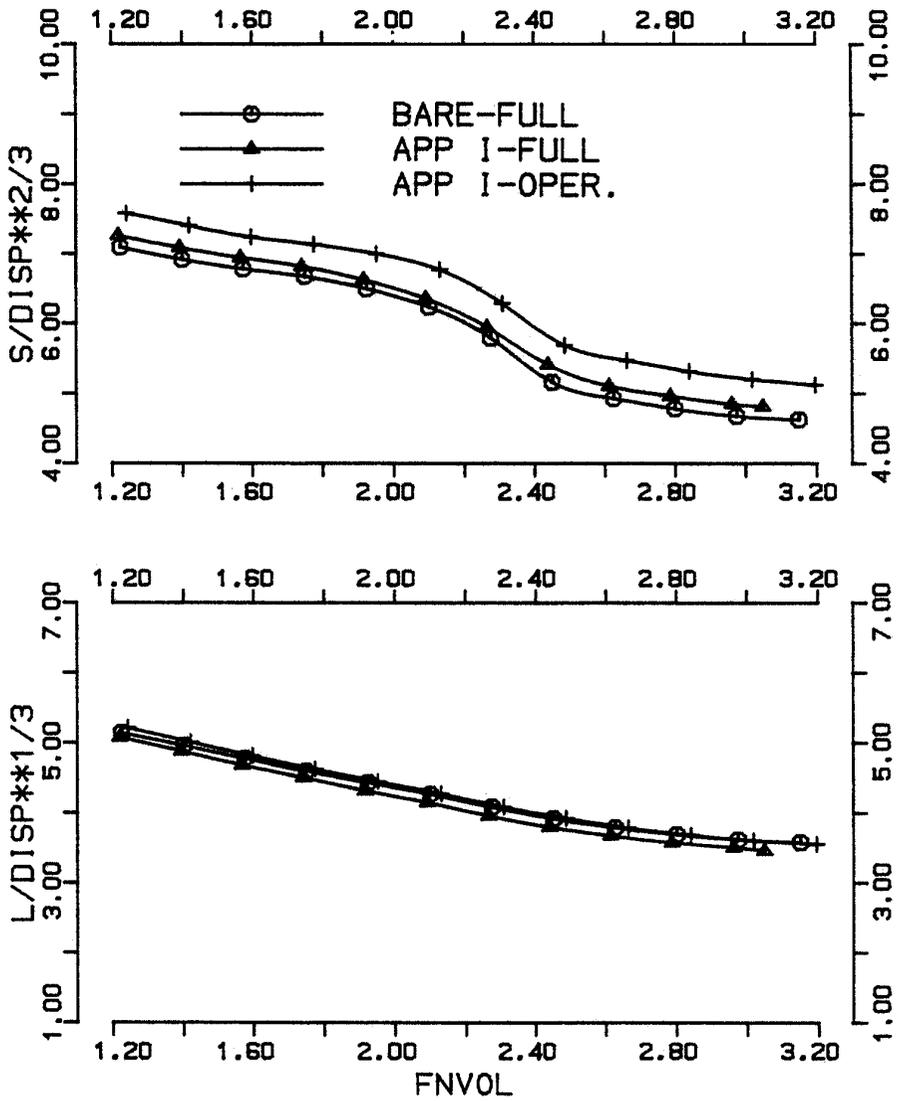


Fig. 4.5 Curves of Wetted Length and Wetted Surface Area (Bare, with App. I, Full & Min. Operating Load)

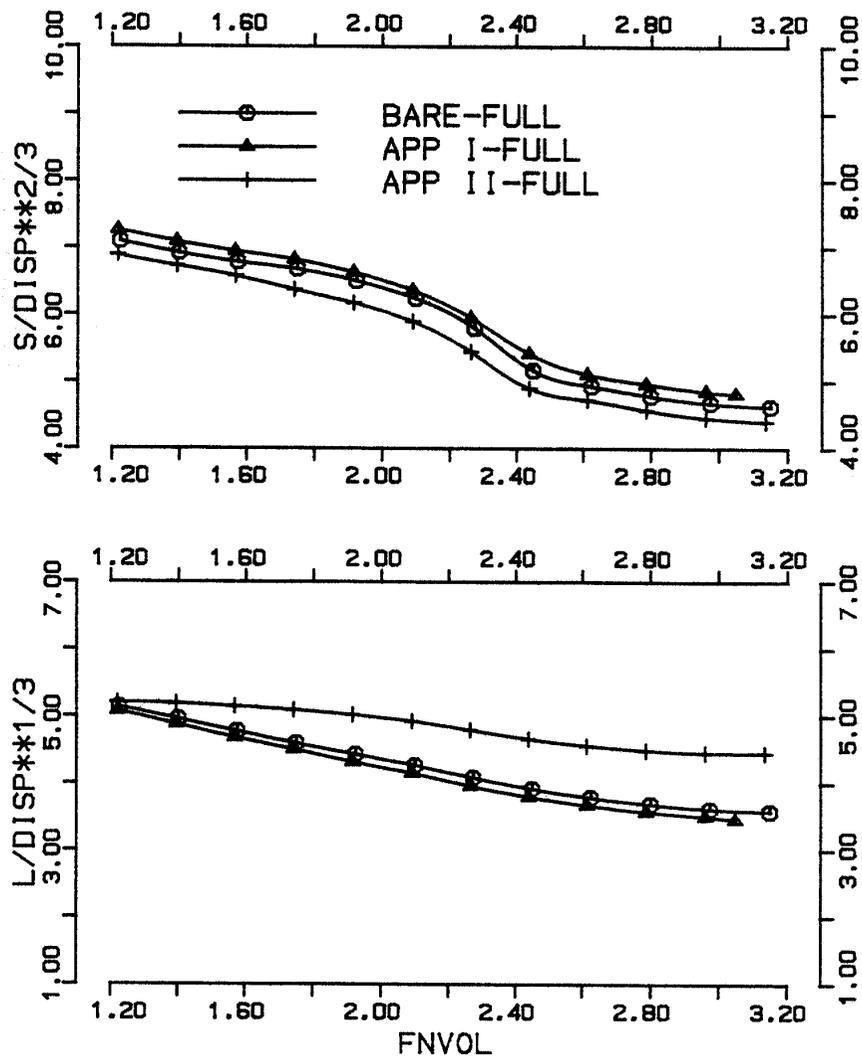


Fig. 4.6 Curves of Wetted Length and Wetted Surface Area (Bare, with App. I & II, Full & Min. Operating Load)

Table 4.1 Principal Dimension of 20M Class Patrol Vessel

DESIGNATION	FILE NO. : S268R01. JEA		S268R03. JEA		
	SYMBOL(UNIT)	ACTUAL	MODEL	ACTUAL	MODEL
Scale ratio	SCALE	11.0000		11.0000	
Length between per.	LPP (m)	18.600	1.6909	18.600	1.6909
Breadth,moulded	B (m)	5.500	.5000	5.500	.5000
Depth ,moulded	D (m)	3.200	.2909	3.200	.2909
Number of propeller	NOPROP	2		2	
Load condition		FULL LOAD		MIN. OPERA.	
Draft, moulded	F.P. TF (m)	1.120	.1018	1.060	.0964
	A.P. TA (m)	1.120	.1018	1.060	.0964
	Mean TMEAN(m)	1.120	.1018	1.060	.0964
Length of waterline	LWL (m)	18.600	1.6909	18.600	1.6909
Wetted surface area	S (m2)	94.3	.7793	90.9	.7512
Wetted s,bilge keel	SBK (m2)	.0	.0000	.0	.0000
Trans.area above WL	AT (m2)	.0	.0000	.0	.0000
Displacement volume	DISV(m3)	43.864	.0330	38.990	.0293
KB above moulded BL	KB (m)	0.789	.0717	0.753	.0685
LCB from midship,f+	LCB (m)	-1.061	-.0965	-1.087	-.0988
LCF from midship,f+	LCF (m)	-0.841	-.0765	-0.938	-.0853
Block coefficient	CB	.3830		.3600	
Midship section c.	CM	.4580		.4330	
Prismatic c.	CP	.8360		.8320	
LPP / B		3.3818		3.3818	
LPP / T		16.6071		17.5472	
B / T		4.9107		5.1887	
LCB % (fwd.+)		-0.0570		-0.0584	

Table 4.2 Resistance Characteristics of Powering Performance
(Bare, Full Load)

CALCULATION OF EFFECTIVE POWER TO ITTC CONSTANTS																				
TEST NO. :		KS268R01		SYMBOLS							INTRODUCED VALUES AND FORMULAS									
SHIP MODEL NO. :		KS268		CA INCREMENTAL RESISTANCE COEF. FOR MODEL-SHIP CORRELATION							TEMPERATURE TANK WATER = 20.0 C									
SCALE RATIO :		11.00		CFM SPECIFIC FRICTIONAL MODEL RESISTANCE COEF.							STANDARD TEMPERATURE = 15.0 C									
MODEL CONDITION				CFS SPECIFIC FRICTIONAL SHIP RESISTANCE COEF.							COEF. OF KINEMATIC VISCOSITY FOR 20.0 C NUM = 1.0036 E-06 M2/SEC									
BOW CONFIGURATION :				CE ADMIRALTY COEFFICIENT							COEF. OF KINEMATIC VISCOSITY FOR 15.0 C NUS = 1.1873 E-06 M2/SEC									
STERN OUTLINE :				CR SPECIFIC RESIDUARY RESISTANCE COEF.							MASS DENSITY FOR 20.0 C RHOM = 101.78 KG*SEC2/M4									
APPENDAGES :				BARE HULL		CTM SPECIFIC TOTAL MODEL RESISTANCE COEF.							MASS DENSITY FOR 15.0 C RHOS = 104.61 KG*SEC2/M4							
DISPLACEMENT VOLUME DISP = 43.86 M3				CTS SPECIFIC TOTAL SHIP RESISTANCE COEF.							CA = .000500									
DRAFT MOULDED ON F.P = 1.120 M ON A.P = 1.120 M MEAN = 1.120 M				FNVOL SPEED-DISPLACEMENT COEF.							RN (MODEL) = $\frac{VM * LM}{NUM}$ RN (SHIP) = $\frac{VS * LS}{NUS}$									
SYMBOLS				PE EFFECTIVE POWER							CTM = CFM + CRM CTS = CFS + CA + CRM									
LS WETTED LENGTH FOR SHIP				RN REYNOLDS NUMBER							CF = $\frac{0.075}{(ALOG10(RN)-2)**2}$ G = 9.80665 M/SEC2									
SS WETTED SURFACE AREA FOR SHIP				RTM TOTAL MODEL RESISTANCE							DELTA = 1.025*DISP									
TRIM TRIM ANGLE				RTS TOTAL SHIP RESISTANCE							CE = $\frac{DELTA**(2/3)*VS**3}{PE}$									
DELZS VERTICAL DISPLACEMENT OF C.G.				VM MODEL SPEED							FNVOL = $\frac{VS}{SQRT(G*DISP**(1/3))}$									
VS	VM	RTM	CTM	RNM	CFM	RNS	CFS+CA	CR	CTS	RTS	PE	LS	SS	TRIM	DELZS	CE	FNVOL			
KNOTS	M/SEC	KG	*E+03	*E+06	*E+03	*E+08	*E+03	*E+03	*E+03	KG-E-03	HP	M	M**2	DEG.	M					
14.00	2.172	3.205	17.889	3.566	3.619	1.100	2.555	14.249	16.804	4.022	386.2	18.13	88.21	-2.75	.440	89.8	1.225			
16.00	2.482	3.487	15.242	3.932	3.553	1.212	2.526	11.890	14.216	4.334	475.6	17.49	86.03	-3.06	.594	108.9	1.400			
18.00	2.792	3.870	13.818	4.259	3.500	1.313	2.503	10.119	12.622	4.774	589.5	16.84	84.34	-3.35	.748	125.1	1.575			
20.00	3.102	4.048	11.710	4.553	3.456	1.404	2.485	8.253	10.756	4.935	677.0	16.20	83.01	-3.63	.896	149.4	1.750			
22.00	3.412	4.320	10.594	4.828	3.419	1.489	2.468	7.176	9.643	5.222	788.0	15.62	80.83	-3.90	1.039	170.9	1.924			
24.00	3.723	4.575	9.813	5.074	3.387	1.565	2.455	6.426	8.661	5.492	904.1	15.06	77.56	-4.15	1.177	193.3	2.099			
26.00	4.033	4.813	9.452	5.264	3.365	1.623	2.445	6.067	8.532	5.757	1026.8	14.41	72.12	-4.37	1.304	216.4	2.274			
28.00	4.343	5.020	9.533	5.440	3.344	1.677	2.436	6.169	8.625	6.014	1155.0	13.83	64.25	-4.54	1.408	240.3	2.449			
30.00	4.653	5.199	9.002	5.634	3.323	1.737	2.426	5.679	8.105	6.195	1274.7	13.37	61.35	-4.68	1.496	267.8	2.624			
32.00	4.964	5.355	8.397	5.851	3.300	1.804	2.416	5.097	7.513	6.340	1391.6	13.01	59.53	-4.70	1.551	297.7	2.799			
34.00	5.274	5.483	7.790	6.096	3.276	1.860	2.405	4.515	6.920	6.445	1503.0	12.76	58.20	-4.70	1.584	330.7	2.974			
36.00	5.584	5.588	7.158	6.368	3.248	1.970	2.393	3.910	6.303	6.513	1608.2	12.63	57.60	-4.64	1.584	366.8	3.149			

Table 4.3 Resistance Characteristics of Powering Performance
(with Appendage I, Full Load)

CALCULATION OF EFFECTIVE POWER TO ITTC CONSTANTS																																	
TEST NO.	SHIP MODEL NO.	SCALE RATIO	MODEL CONDITION	BOW CONFIGURATION :	STERN OUTLINE :	APPENDAGES :	DISPLACEMENT VOLUME	DRAFT MOULDED	SYMBOLS		INTRODUCED VALUES AND FORMULAS																						
KS268R02	KS268	11.00				Appendage 2 Rudders 2 Shafts 2 Struts	DISP = 45.06 M3	ON F.P. = 1.120 M ON A.P. = 1.120 M MEAN = 1.120 M	CA	CFM	CFS	CE	CR	CTM	CTS	CA = .000500	TEMPERATURE TANK WATER = 8.8 C	STANDARD TEMPERATURE = 15.0 C	COEF. OF KINEMATIC VISCOSITY FOR 8.8 C	COEF. OF KINEMATIC VISCOSITY FOR 15.0 C	MASS DENSITY FOR 8.8 C	MASS DENSITY FOR 15.0 C	RHOM = 101.94 KG*SEC2/M4	RHOS = 104.61 KG*SEC2/M4	CA = .000500	RN (MODEL) = $\frac{VM * LM}{NUM}$	RN (SHIP) = $\frac{VS * LS}{NUS}$	CTM = CFM + CRM	CTS = CFS + CA + CRM	CF = 0.075	G = 9.80665 M/SEC2	CE = $\frac{DELTA^{**}(2/3)*VS^{**3}}{PE}$	FNVOL = $\frac{VS}{SQRT(G*DISP^{**}(1/3))}$
VS	VM	RTM	CTM	RNM	CFM	RNS	CFS+CA	CR	CTS	RTS	PE	LS	SS	TRIM	DELZS	CE	FNVOL																
KNOTS	M/SEC	KG	*E+03	*E+06	*E+03	*E+08	*E+03	*E+03	*E+03	KG+E-03	HP	M	M**2	DEG.	M																		
14.00	2.172	3.814	20.348	2.644	3.835	1.096	2.556	16.513	19.069	4.758	456.9	18.06	91.96	-2.95	.506	77.3	1.219																
16.00	2.482	4.461	18.633	2.906	3.765	1.204	2.528	14.868	17.396	5.535	607.4	17.37	89.78	-3.36	.632	86.8	1.393																
18.00	2.792	4.954	16.662	3.137	3.710	1.300	2.506	12.952	16.459	6.099	753.0	16.66	87.97	-3.71	.847	99.7	1.568																
20.00	3.102	5.244	14.526	3.352	3.662	1.389	2.488	10.863	13.351	6.387	876.1	16.03	86.39	-4.04	1.012	117.6	1.742																
22.00	3.412	5.540	13.032	3.535	3.625	1.465	2.473	9.407	11.680	6.684	1008.6	15.37	83.97	-4.31	1.155	135.9	1.916																
24.00	3.723	5.966	12.275	3.707	3.593	1.536	2.460	8.683	11.142	7.159	1178.6	14.77	80.59	-4.55	1.293	151.0	2.090																
26.00	4.033	6.524	12.218	3.834	3.570	1.589	2.450	8.648	11.099	7.829	1396.2	14.10	75.38	-4.71	1.419	162.1	2.264																
28.00	4.343	6.981	12.379	3.961	3.548	1.641	2.442	8.831	11.273	8.393	1612.0	13.53	68.61	-4.84	1.518	175.3	2.438																
30.00	4.653	7.259	11.880	4.103	3.524	1.700	2.432	8.356	10.788	8.700	1790.3	13.05	64.74	-4.90	1.595	194.1	2.613																
32.00	4.964	7.531	11.145	4.259	3.500	1.765	2.422	7.646	10.068	8.979	1970.9	12.73	62.92	-4.90	1.661	214.0	2.787																
34.00	5.274	7.897	10.600	4.435	3.473	1.838	2.411	7.127	9.538	9.382	2187.9	12.47	61.47	-4.84	1.705	231.3	2.961																
35.00	5.429	8.086	10.326	4.509	3.463	1.868	2.407	6.663	9.270	9.587	2301.5	12.32	60.98	-4.79	1.716	239.8	3.048																

Table 4.4 Resistance Characteristics of Powering Performance
(with Appendage I, Main. Operating Load)

CALCULATION OF EFFECTIVE POWER TO ITTC CONSTANTS																	
TEST NO.	:	KS268R03	SYMBOLS					INTRODUCED VALUES AND FORMULAS									
SHIP MODEL NO.	:	KS268	CA	INCREMENTAL RESISTANCE COEF. FOR MODEL-SHIP CORRELATION				TEMPERATURE TANK WATER = 8.8 C									
SCALE RATIO	:	11.00	CFM	SPECIFIC FRICTIONAL MODEL RESISTANCE COEF.				STANDARD TEMPERATURE = 15.0 C									
MODEL CONDITION			CFS	SPECIFIC FRICTIONAL SHIP RESISTANCE COEF.				COEF. OF KINEMATIC VISCOSITY FOR 8.8 C NUM = 1.3485 E-06 M2/SEC									
BOW CONFIGURATION :			CE	ADMIRALTY COEFFICIENT				COEF. OF KINEMATIC VISCOSITY FOR 15.0 C NUS = 1.1873 E-06 M2/SEC									
STERN OUTLINE :			CR	SPECIFIC RESIDUARY RESISTANCE COEF.				MASS DENSITY FOR 8.8 C RHOM = 101.94 KG*SEC2/M4									
APPENDAGES :		Appendage 2 Rudders 2 Shafts 2 Struts	CTM	SPECIFIC TOTAL MODEL RESISTANCE COEF.				MASS DENSITY FOR 15.0 C RHOS = 104.61 KG*SEC2/M4									
DISPLACEMENT VOLUME	DISP =	40.19 M3	CTS	SPECIFIC TOTAL SHIP RESISTANCE COEF.				CA = .000500									
DRAFT MOULDED	ON F.P =	1.060 M	FNVOL	SPEED-DISPLACEMENT COEF.				RN (MODEL) = $\frac{VM * LM}{NUM}$ RN (SHIP) = $\frac{VS * LS}{NUS}$									
	ON A.P =	1.060 M	PE	EFFECTIVE POWER				CTM = CFM + CRM CTS = CFS + CA + CRM									
	NEAN =	1.060 M	RN	REYNOLDS NUMBER				CF = $\frac{0.075}{ALOG10(RN)-2} ** 2$ G = 9.80665 M/SEC2									
SYMBOLS			RTM	TOTAL MODEL RESISTANCE				CE = $\frac{DELTA**(2/3)*VS**3}{PE}$									
LS	WETTED LENGTH FOR SHIP		RTS	TOTAL SHIP RESISTANCE				FNVOL = $\frac{VS}{SQRT(G*DISP**(1/3))}$									
SS	WETTED SURFACE AREA FOR SHIP		VM	MODEL SPEED													
TRIM	TRIM ANGLE		VS	SHIP SPEED													
DELZS	VERTICAL DISPLACEMENT OF C.G.																
VS	VM	RTM	CTM	RNM	CFM	RNS	CFS+CA	CR	CTS	RTS	PE	LS	SS	TRIM	DELZS	CE	FNVOL
KNOTS	M/SEC	KG	*E+03	*E+06	*E+03	*E+08	*E+03	*E+03	*E+03	KG*E-03	HP	M	M**2	DEG.	M		
14.00	2.172	3.496	19.393	2.615	3.843	1.084	2.559	15.489	18.049	4.355	418.2	17.86	86.94	-2.33	.418	78.3	1.243
16.00	2.482	3.929	17.010	2.873	3.773	1.190	2.532	13.236	15.768	4.854	532.8	17.17	86.88	-2.62	.550	91.7	1.420
18.00	2.792	4.268	14.915	3.103	3.717	1.286	2.510	11.198	13.707	5.222	644.7	16.49	84.94	-2.91	.693	107.9	1.598
20.00	3.102	4.582	13.142	3.313	3.671	1.373	2.491	9.471	11.962	5.546	760.8	15.84	83.73	-3.20	.825	125.4	1.775
22.00	3.412	4.947	11.937	3.505	3.631	1.452	2.475	8.306	10.781	5.935	895.5	15.23	82.16	-3.47	.957	141.8	1.953
24.00	3.723	5.383	11.269	3.677	3.596	1.524	2.462	7.671	10.133	6.423	1057.3	14.65	79.50	-3.70	1.089	155.9	2.130
26.00	4.033	5.829	11.189	3.807	3.575	1.577	2.452	7.614	10.067	6.953	1240.0	14.00	73.81	-3.91	1.210	169.1	2.308
28.00	4.343	6.216	11.360	3.939	3.552	1.632	2.443	7.809	10.252	7.431	1427.2	13.45	66.79	-4.09	1.331	183.5	2.485
30.00	4.653	6.531	10.802	4.072	3.529	1.687	2.434	7.273	9.707	7.770	1598.8	12.98	64.25	-4.23	1.419	201.4	2.663
32.00	4.964	6.804	10.174	4.225	3.505	1.751	2.424	6.669	9.094	8.048	1766.5	12.63	62.44	-4.32	1.485	221.3	2.840
34.00	5.274	7.341	9.933	4.392	3.480	1.820	2.414	6.453	8.867	8.670	2022.0	12.35	61.10	-4.38	1.518	231.9	3.018
36.00	5.584	7.978	9.786	4.588	3.451	1.901	2.402	6.334	8.737	9.425	2327.4	12.19	60.14	-4.34	1.529	239.1	3.195

4.2.2 트림과 저항과의 관계

고속선에서 트림은 활주면의 압력중심과 선체무게중심의 종방향위치(L_{CG})와의 상관관계로서 초기 설계단계에서 적정 L_{CG} 의 선정이 필요하게 되며, L_{CG} 는 선박의 일반배치 결과에 중대한 영향을 준다.

본 연구의 대상선형은 15m급의 활주선형으로서 계획속력은 25노트이며, 선체중량은 18톤급이다. 모형실험은 미국 DAVIDSON 연구소의 고속 예인수조에서 수행하였으며, 시험조건은 만재 중량 상태에 대해서 L_{CG} 위치를 중앙부로부터 2% ~ 10%까지 2%의 변화를 주면서 실험을 수행하였다.

시운전 중량상태에서도 만재상태와 똑같은 조건으로 관련실험을 수행하였다.

실선 및 모형선의 조건은 Table 4.5와 같으며, Fig. 4.7에서 Fig. 4.15에 걸쳐 실험결과를 보여주고 있다. Fig. 4.9의 결과에서 볼 수 있는바와 같이 L_{CG} 의 변화에 따라 잉여저항의 변화가 매우 큼을 알 수 있으며, 본선의 경우 L_{CG} 8%에서 최소저항을 갖는 것을 알 수 있다.

잉여저항의 변화결과를 유효마력으로 환산하여 비교해보면(Fig.4.10) 만재중량을 기준할 때 L_{CG} 가 중앙에 위치했을 때와 잉여저항이 최소가 되는 8% L_{CG} 결과를 비교하면 유효마력기준 약 12.4%의 마력 감소를 보여주었다.

시운전 중량 상태에서도 약 10%의 유효마력 차가 남을 알 수 있다.(Fig. 4.11)

트림 및 침하량 계측실험 결과는 Fig. 4.12와 4.13에서 각각 보여주고 있으며, L_{CG} 의 위치가 선체 중앙부에서 뒤로 갈수록 부양이 쉽게 일어나며, (Fig. 4.13), 초기트림이 확정되었을 때는 항주속도에 따른 트림변화는 그리 크지 않은 결과를 보여주고 있다.(Fig. 4.12)

본 연구를 통하여 알 수 있는 중요한 사실은 고속선에서 트림변화에 따라 저항의 변화량은 상당히 크고 따라서 선형설계를 할 때 반드시 최적의 트림을 주는 L_{CG} 의 위치를 고려해야 하며 이러한 설계개념을 적용 시에는 일반배치와의 상관관계가 반드시 선행되어야 한다.

그러나 초기 설계단계에서 방대한 양의 유사선 모형실험 결과가 없는 한 최적의 트림 값을 찾는다는 것은 불가능 하다고 판단되며, 설계 초기단계에서는 3.3.1.2항에서 제시한 바와 같이 트림각 4° 를 기준으로 저항추정 및 L_{CG} 위치를 초기값으로 고려하고, 최종적인 결정은 트림변화 모형실험을 통하여 결정하는 것이 좋은 방법이라고 판단한다.

이때 최종 확정된 트림 값이 부적절한 일반배치결과를 보이면 밸러스트 이송 계통이나 플랩의 부착여부를 고려해야 한다.

Table 4.5 Characteristics of model

Particulars	Trial		Full Load	
	Ship	Model	Ship	Model
Scale	1	1/20	1	1/20
L_{BP} (m)	15.0	0.750	15.0	0.750
L_{WL} (m)	15.02	0.751	15.03	0.752
B (m)	3.5	0.175	3.5	0.175
T (m)	0.63	0.032	0.73	0.037
L_{CB} (m)	-1.17	-0.059	-1.16	-0.058
S (m^3)	48.8	0.122	52.4	0.131
Δ (Ton)	13.5	0.0017	17.5	0.0022
C_B	0.41	0.41	0.45	0.45

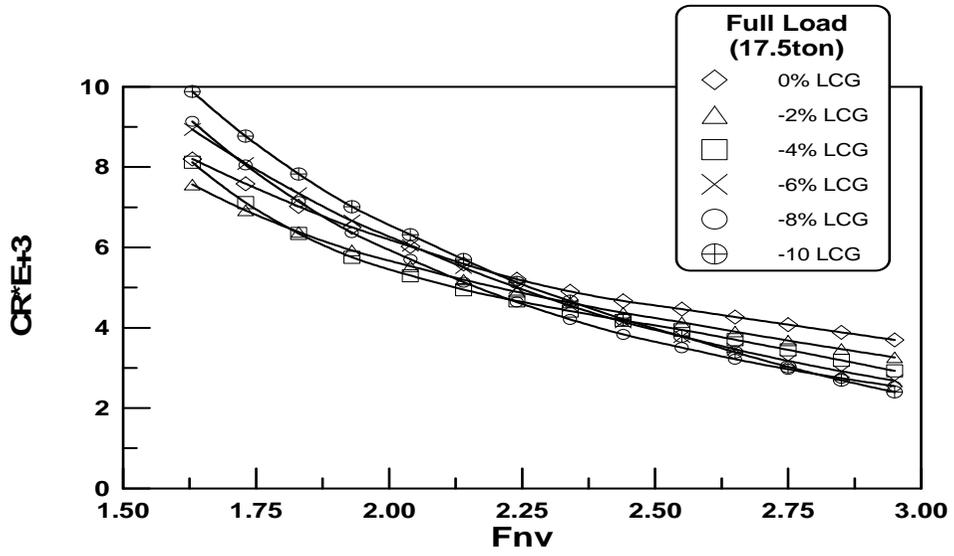


Fig. 4.7 Comparison of C_R for various LCG positions in full load condition

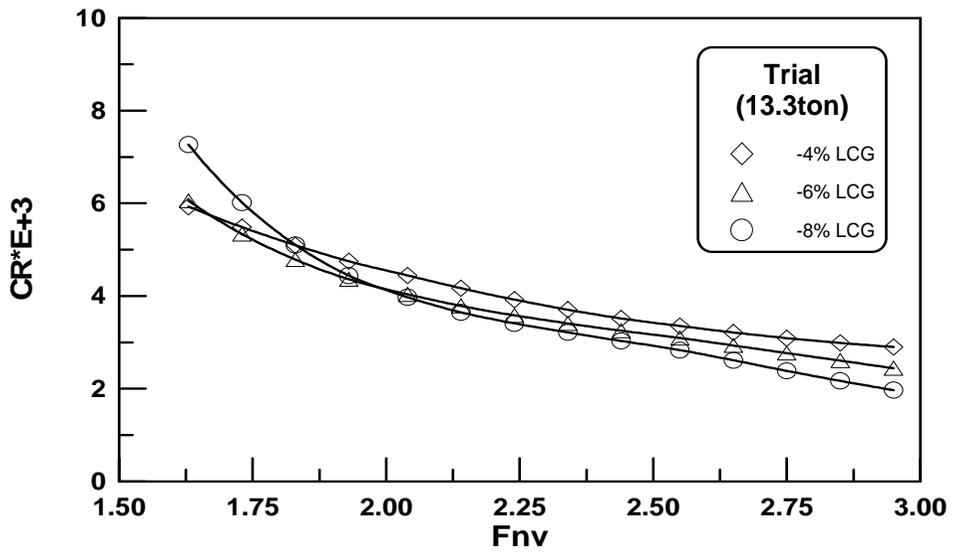


Fig. 4.8 Comparison of C_R for various LCG positions in trial condition

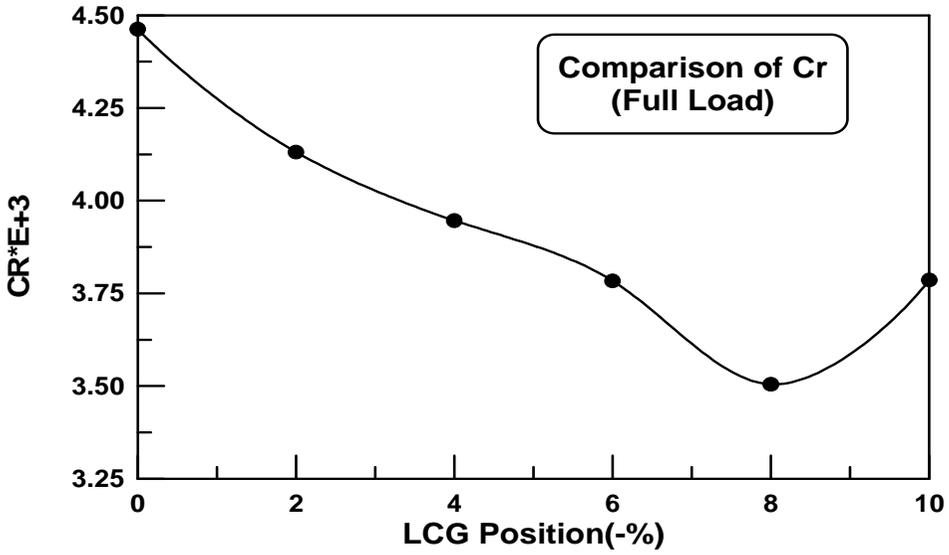


Fig. 4.9 Comparison of C_R for each LCG positions in full Load Condition(25knots)

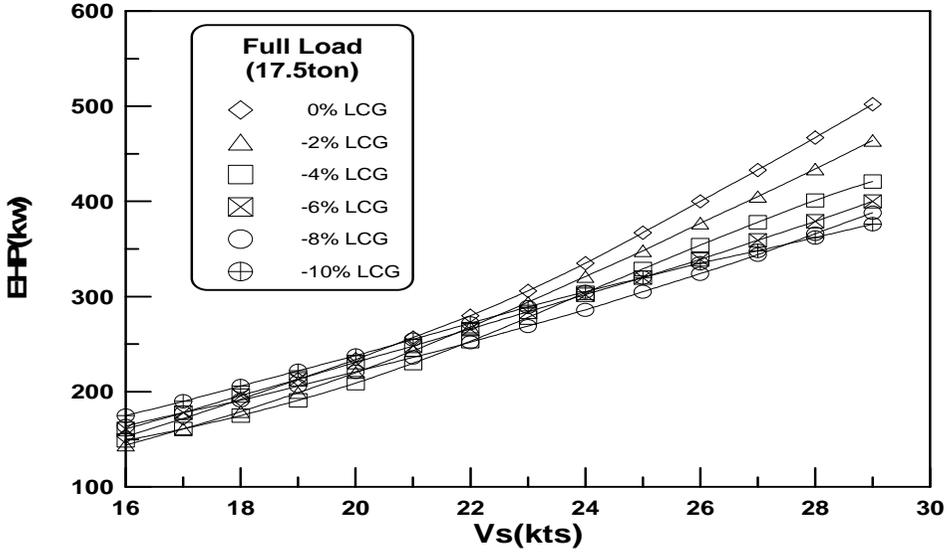


Fig. 4.10 Comparison of EHP for various LCG positions in full Load Condition(25knots)

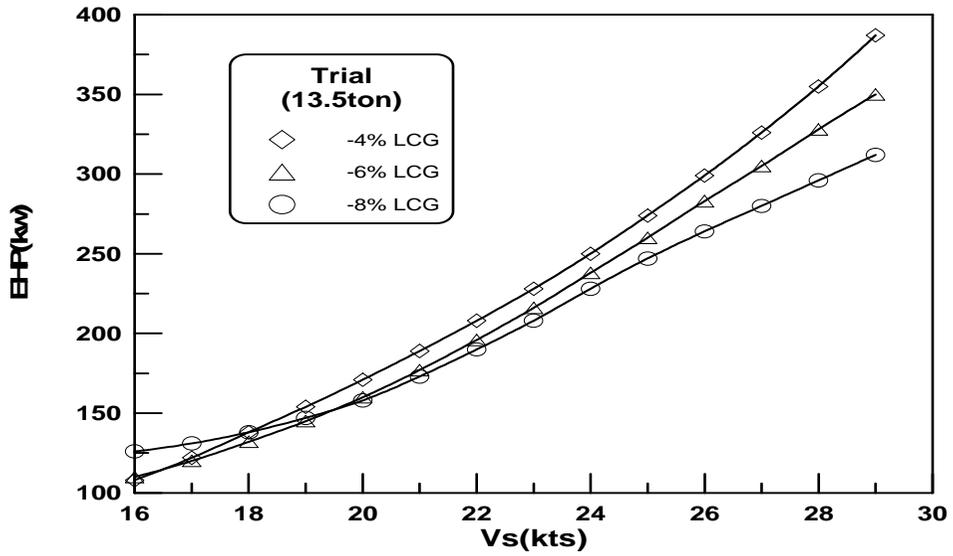


Fig. 4.11 Comparison of EHP for various LCG positions in trial condition

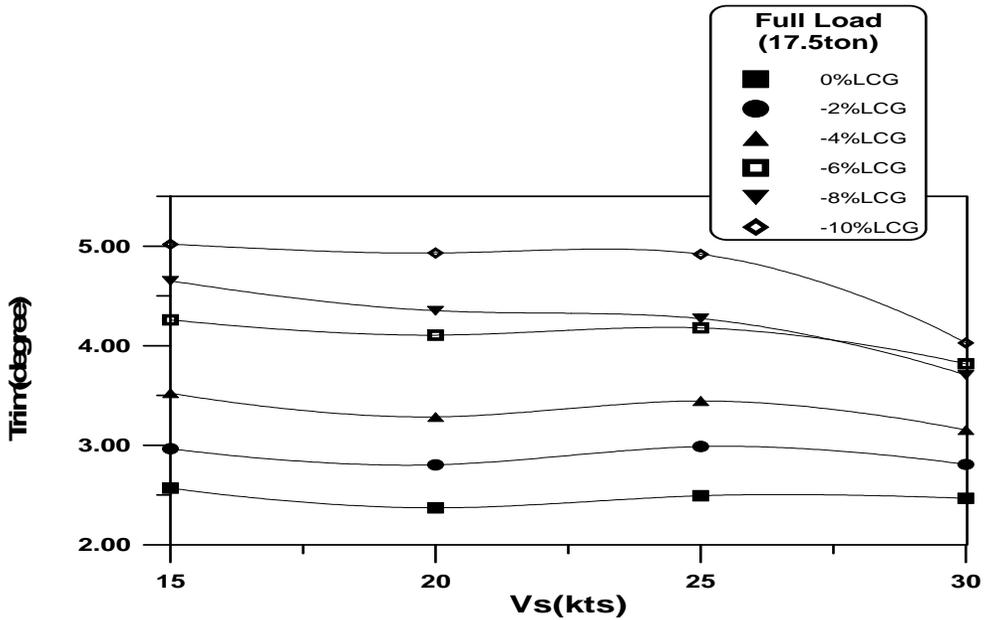


Fig. 4.12 Comparison of trim vs speed for different LCG positions

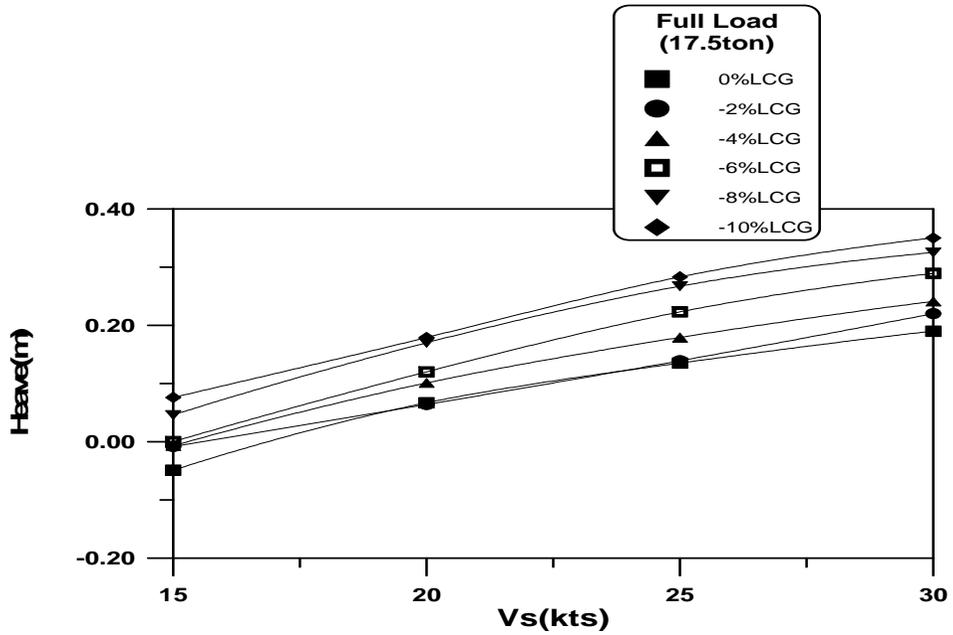


Fig. 4.13 Comparison of heave vs speed for different LCG positions

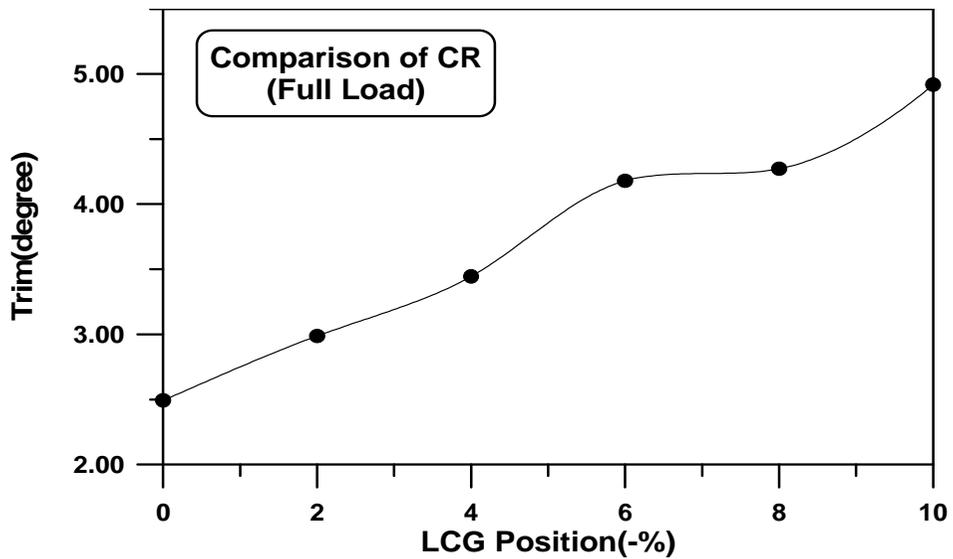


Fig 4.14 Comparison of LCG vs trim at 25knots

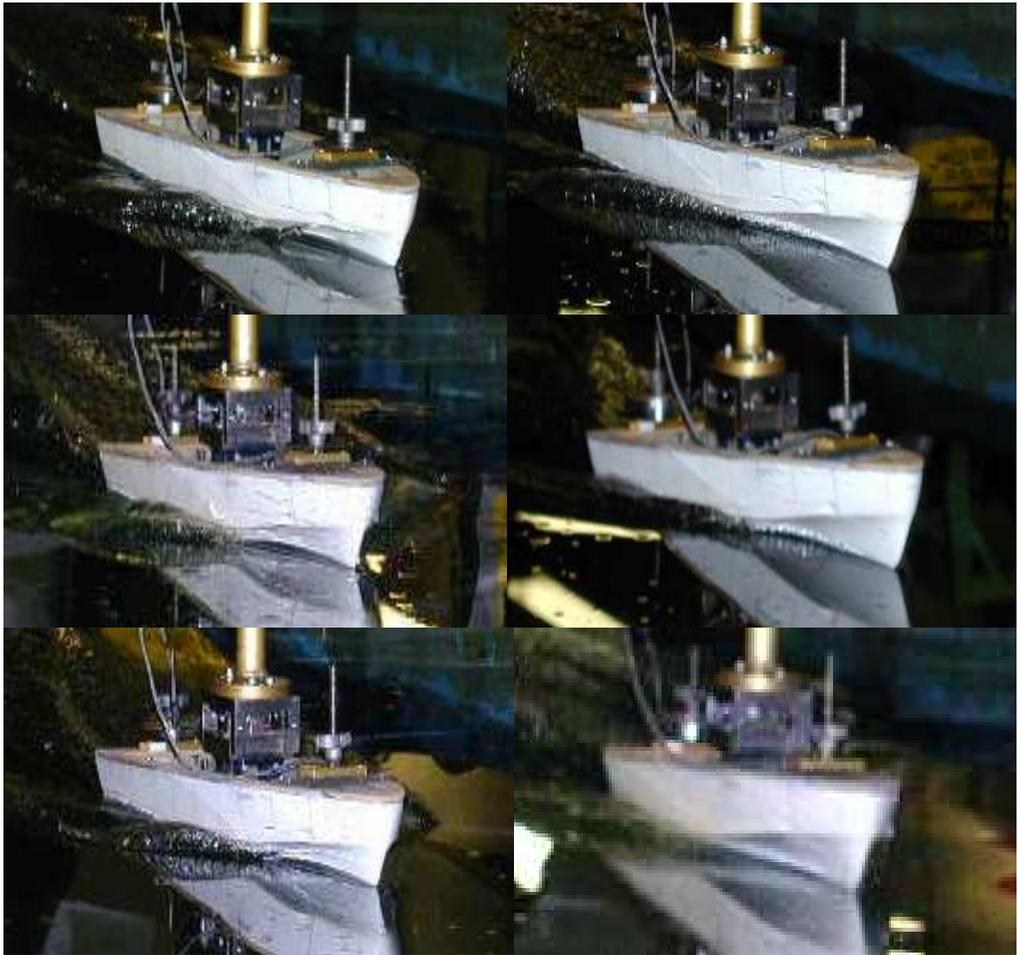


Fig. 4.15 Observation of wave profile at 25knots in full load ondition
(c-0,-2,-4,-6,-8,-10%LCG, counter clockwise from left above)

4.2.3 부가물 캐비테이션 특성

고속정은 대부분 경사축을 갖는 프로펠러 추진기를 장착하고 있으며, 일반적으로 운항속력이 높기 때문에 프로펠러 회전수가 상당히 높고 이로 인하여 프로펠러의 캐비테이션 및 효율저하문제는 해결하기가 쉽지 않은 난제로 여겨져 왔다.

이와 더불어 프로펠러와 선미부 부가물 즉 스트럿(Strut) 및 타(Rudder)등의 캐비테이션 문제도 복합적으로 발생함으로서 선박성능의 저하 및 침식으로 인한 선박 수명주기의 감소 또는 수리를 해야 하는 번거로움 등이 뒤따르게 된다.

본 연구에서는 부가물 캐비테이션의 발생원인을 규명하고 캐비테이션 발생을 최소화 할 수 있는 부가물 설계방법을 알아보기 위해서 관련 연구를 수행하였다.

4.2.3.1 부가물 캐비테이션 발생원인

가. 프로펠러 캐비테이션 거동 및 변동압력

일반적으로 고속선 프로펠러의 경우 대개 경사축에 장착되어 있으며, 고속의 회전수로 회전한다. 특히 경사축 프로펠러의 경우 프로펠러의 회전각에 따라 프로펠러에 유입하는 입사각이 변화한다.

따라서 경사축 프로펠러에서는 프로펠러 날개의 위치 각도에 따라 날개의 입사각이 최대에서 최소로 변화한다. 입사각의 변화는 프로펠러 날개표면에 발생하는 캐비테이션의 발생과 소멸을 매우 심하게 변화하도록 하며, 통상 캐비테이션의 형상 및 거동이 심하게 변화하면 변동압력이 증가하여 선체 진동을 유발하기 쉽고, 프로펠러 표면에 침식을 유발하기 쉽다.

또한 함정의 경우에는 수중방사소음(Underwater radiated noise)성능을 현저하게 떨어뜨리는 주요원인이 된다.

특히 프로펠러의 회전각이 90°일 경우 흡입면에서 매우 큰 캐비테이션(Back cavitation)이 유발되며 반대로 프로펠러 회전각이 270°일 경우는 압력면에서 압력강하로 인하여 압력면 캐비테이션(Face cavitation)이 발생하기 쉽다. 따라서 경사축 프로펠러는 두 가지 경우를 모두 고려하여 설계하여야 한다.

나. 허브와 스트럿의 캐비테이션 및 침식

경사축 프로펠러의 경우 프로펠러 날개면 뿐만 아니라 프로펠러 허브부분의 허브캐비테이션의 발생과 붕괴로 인하여 허브부분에 심한 침식이 발생한다. 특히 허브부분의 침식은 예전부터 가장 어려운 문제로 대두되었다.

허브 침식을 유발하는 캐비테이션을 감소시키기 위하여 많은 연구가 수행되었으며, 허브의 형상을 제어함으로써 허브에서의 캐비테이션을 감소시키려는 노력이 지속적으로 이루어져 왔다. 즉, 하류로 가면서 허브의 직경을 크게 하여 압력의 증가를 피함으로써 캐비테이션을 감소시키는 확대형 허브의 적용이 일반화되어 있으나 완전한 해결책으로는 부족하다.

또한 프로펠러 전방에 위치한 스트럿에서도 캐비테이션이 많이 발생한다. Strut에서 발생하는 캐비테이션은 스트럿 자체의 침식을 유발하며 스트럿으로부터 떨어져 나온 캐비테이션은 프로펠러의 캐비테이션 발생과 밀접한 관계가 있다. 스트럿과 프로펠러는 상호 거리가 가까워 상호작용이 강하기 때문에 캐비테이션 성능이 우수한 스트럿 설계를 위해서는 프로펠러 영향을 고려해서 Strut을 설계해야 한다.

다. 타의 캐비테이션 및 침식

타는 프로펠러 하류에 위치하기 때문에 프로펠러에 의하여 가속되는 유기속 도장에서 작동하게 된다. 따라서 타의 안쪽 면과 바깥쪽 면의 유동은 매우 다르며 캐비테이션 발생 특성도 크게 달라진다.

우현 프로펠러의 경우에 상류를 바라볼 때 시계방향으로 프로펠러가 회전할 때 타의 바깥쪽 면에 캐비테이션이 많이 발생하며 따라서 침식도 바깥쪽 면에서 많이 발생하게 된다. 이러한 캐비테이션에 의한 침식을 감소시키기 위해서는 우선 프로펠러의 캐비테이션 발생량을 줄여야 하지만 한계가 있다. 캐비테이션 거동제어 관점에서 캐비테이션 거동이 어느 정도 안정되고 감소시키기 위하여 타의 단면을 개량하거나 타의 형상을 개선하는 방향이 있다.

4.2.3.2 스트럿(Strut) 설계방법

1) 스트럿 단면 형상

Shaft Bearing의 지지 강도 및 암(Arm) 주위에 생기는 캐비테이션 현상을 고려할 때, 암의 횡단면 형상의 결정은 매우 중요하다.

주로 사용되어지고 있는 횡단면 형상은 다음과 같다.

가. DTMB의 EPH 단면

EPH 단면의 Chord별 두께(t) 계산식은 다음과 같으며, 형상은 Fig 4.16에 나타내었다.

- 타원(Ellipse) : $0 < X/C < 0.436$

$$\left(1 - \frac{X/C}{0.43613}\right)^2 + 4(Y/t)^2 = 1$$

- 포물선(Parabola) : $0.436 < X/C < 0.872$

$$\frac{1}{2} \left(\frac{X/C}{0.43613} - 1\right)^2 + 2(Y/t) = 1$$

- 쌍곡선(Hyperbola) : $0.872 < X/C < 1$

$$\left(1 + \frac{1 - X/C}{0.30839}\right)^2 - 16(Y/t)^2 = 1$$

여기서, X = 스트럿 암 단면에서 앞날(Leading edge) 까지의 거리

C = Base Chord의 길이

Y = Base Chord에서 EPH 단면 외곽선까지의 수직거리

t = EPH 단면의 최대 두께

나. 기타의 단면형상

○ NACA 단면

단면의 두께(t)는 다음 수식으로 정의한다.

$$t = \frac{t_{\max}}{0.20} (0.29690 \sqrt{x} - 0.12600x - 0.35370x^2 + 0.28430x^3 - 0.10150x^4)$$

○ U.S Navy Standard 단면($c/t=6$)

○ Mandel의 단면($c/t=4.35$)

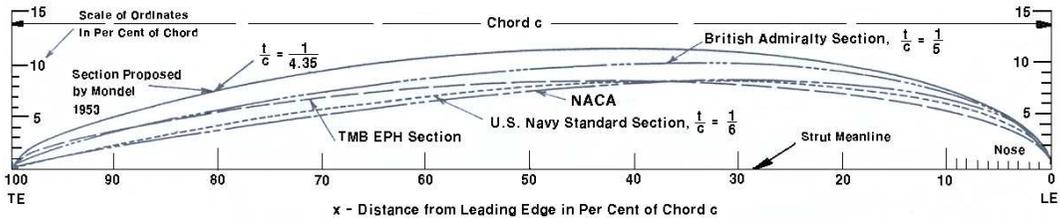


Fig 4.16 Comparison of Various Strut Section

각 단면들의 형상을 Fig 4.16에서 비교하였다.

2) 스트럿 암의 각도

가. 벌림(Vee) 각

다른 조건이 동일하다면 벌림 각이 90° 일때 스트럿 암은 최대강도를 갖는다. 그러나 대부분의 경우 벌림 각이 어느 정도 작으면 스트럿 암의 길이가 짧아지게 되며, 이것은 강도나 강성의 관점에서 바람직하며 저항 측면에서도 유리한 결과를 갖는다. 통상적으로 권장되는 각도는 65° 이다.[6]

나. 후퇴(Rake) 각

후퇴 각(혹은 Sweep 각)은 유체 역학적으로는 유동의 박리를 늦춰주는 효과가 있어 스트럿 전단부에 발생하기 쉬운 캐비테이션을 감소시키는 역할을 하며 강도상으로는 선체에 대한 길이를 가장 작게 하여 강도 측면에서 유리하게 한다. 적용하는 경우에는 통상 15° 내외의 값이 사용되고 있다.

다. 스트럿 암의 단면각과 비틀림(Twist) 각

스트럿 암의 단면각은 스트럿 암의 종방향 축이 축계와 이루는 각도를 말하며 스트럿 주위에서 발생하는 유동의 박리와 가장 밀접한 관계가 있다. 통상 수선(Water line)과 버톡선(Buttock line) 사이에 놓이는 유선을 따라 결정하며, 보다 일반적인 방법은 유선가시화 실험을 통한 유선의 방향에 일치하는 것이다.

그리고, 스트럿 암의 단면각과 관련한 비틀림(Twist) 각은 암을 따른 스트럿 단면각의 변화이다. 비틀림 각은 유입 유동의 유입각과 깊은 관련이 있으며, 프로펠러의 회전 방향에 따라 다르지만 약 5° 내외의 값을 가지는 것으로 알려져 있다. 비틀림 각은 스트럿 암의 단면각과 마찬가지로 유선가시화 시험을 통하여 결정하며 스트럿과 관련된 각도의 정의를 Fig. 4.17에서 나타내었다.

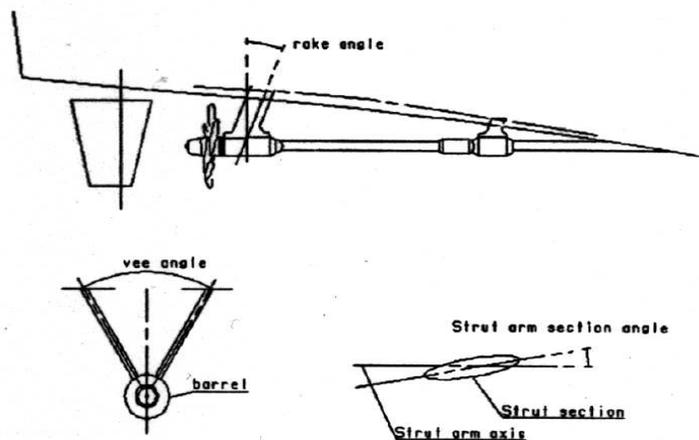


Fig 4.17 Definition of Strut Angle

4.2.3.3 스트럿 캐비테이션 성능시험

스트럿 단면의 형상이 캐비테이션 성능에 미치는 영향을 알아보고 캐비테이션이 적게 발생하는 스트럿을 설계하기 위하여 모두 3개의 스트럿을 설계하였다.

시험방법은 1차 스트럿 설계 후 캐비테이션 특성을 파악한 후 스트럿에 유입되는 유동의 최적입사각을 결정하기 위한 모형실험을 수행하였으며 이 실험결과를 바탕으로 2개의 스트럿을 설계하여 최종 캐비테이션 시험을 수행하였다.

설계된 3개의 스트럿 및 단면모양을 Fig. 4.18에 도시하였다.

가. 스트럿 캐비테이션 1차 시험

초기설계된 스트럿에 대하여 캐비테이션 시험을 수행하였으며, Fig. 4.19에 캐비테이션 관찰사진과 스케치를 도시하였다. 시험결과 Strut의 우현 바깥쪽에 과도한 캐비테이션이 발생하였으며, 좌현 바깥쪽에서도 약 10%의 캐비테이션이 관찰되었다.

특히 좌·우현 Strut의 안쪽에 구름 캐비테이션과 방울 캐비테이션이 다량으로 발생하여 향후 침식의 우려가 매우 심각하다고 판단되었다. Strut과 Strut 허브에 발생한 구름 및 쉬이트(sheet) 캐비테이션은 후류의 프로펠러에도 많은 영향을 미칠 뿐 아니라 Strut 자체의 침식을 유발시킨다.

따라서 1차 Strut의 캐비테이션 시험결과로부터 1차 Strut의 두께가 너무 과도하게 설정되었다고 판단되었으며 최적 입사각을 결정하기 위한 시험이 요구되었다.

나. 프로펠러와 STRUT의 상호작용

기존 스트럿의 역할은 충분한 강도를 유지하면서 프로펠러를 지탱하는 것이 주된 목적이었다. 하지만 스트럿은 프로펠러의 상류방향에 위치하므로 스트럿에 발생하는 캐비테이션은 프로펠러에 의한 영향을 받는다.

프로펠러가 스트럿에 미치는 영향을 알아보기 위하여 프로펠러가 있을 때와 없을 때 스트럿에 발생하는 캐비테이션을 관찰하여 Fig. 4.20에 비교 도시하였다. 프로펠러가 있을 때에 더 많은 캐비테이션이 발생하는 것을 관찰할 수 있는데, 이것은 프로펠러에 의하여 유기되는 회전방향 속도성분이 스트럿에 유입되는 유동에까지 영향을 미쳐 스트럿에 유입되는 유동의 받음각을 증가시킴으로서 발생한다고 판단되었다.

따라서 스트럿의 설계시 프로펠러가 없는 선체에서의 유선계측만으로는 캐비테이션을 감소시킬 수 있는 스트럿을 설계할 수 없음을 알 수 있으며, 반드시 프로펠러가 있을 때 스트럿 위치에서의 유선계측이 필요하다.

다. 스트럿 최적 입사각 도출

일반적으로 스트럿 단면의 입사각 결정은 프로펠러 유기속도를 고려하지 않고 프로펠러축과 평행하도록 위치하게 하는 것이 일반적인 설계 방법이며 단면의 모양도 강도만을 고려하여 설계되어 왔다.

본 연구에서는 1차 스트럿의 캐비테이션 시험으로부터 최소한의 강도를 유지하기 위한 두께를 다시 계산하였으며 축소된 두께를 2, 3차 Strut의 설계에 동일하게 적용하였다.

또한 유체동역학적 견지에서 스트럿과 프로펠러의 상호작용을 고려하여 스트럿 단면에 유입되는 최적의 입사각을 시험을 통하여 도출하여 스트럿 표면에서 캐비테이션 발생이 최소화하도록 하였다. Fig. 4.21에 유입각을 도출하기 위한 시험 장치를 도시하였다.

시험장치는 스트럿의 위치에서 프로펠러에 의한 유동변화를 계측할 수 있도록 고안되었으며, 계측된 유동의 입사각을 고려하여 스트럿의 설계를 수행하였다. 계측장비는 스트럿의 앞날부분에 강한 피아노선을 위치시키고 일정한 간격으로 길이가 동일한 실을 매달아 실과 철사의 기준면과의 사이각을 계측하였으며 계측된 유입각을 Fig. 4.22에 도시하였다.

입사각 계측시험으로부터 바깥쪽 Strut은 0.5° , 안쪽 Strut은 3° 와 1.5° 를 선택하였으며 선택된 각으로부터 2개의 스트럿을 설계하였다.

라. 스트럿 캐비테이션 및 침식 성능

본 시험을 정확하게 수행하기 위해서는 프로펠러 설계조건이 변할 경우 각각의 프로펠러 조건에 대해서 조합을 만들어서 시험을 수행하는 것이 원칙이나 이럴 경우 시험조건이 너무 많고 비용이 과대하기 때문에 본 시험에서는 프로펠러 1개에 대해서 동일조건으로 2차, 3차 스트럿에 대한 캐비테이션 성능 시험을 수행하였다.

이러한 방법으로 시험을 수행해서 최적의 스트럿을 선정 후 재설계한 프로펠러를 장착 후 캐비테이션 성능을 최종 확인하는 방법을 택하였다.

Fig. 4.23에 2차 및 3차 스트럿의 캐비테이션관찰 시험 및 침식시험의 결과를 비교 도시하였다. 특히 3차 스트럿의 경우 캐비테이션은 거의 발생하지 않았으나 안쪽에서 약한 방울 캐비테이션과 적은 쉬이트(Sheet) 캐비테이션이 발생하였다.

따라서 2차 스트럿을 최적의 스트럿으로 선정하였으며, 2차 스트럿에 대해서 최종프로펠러를 조합하여 캐비테이션 시험을 수행하였지만 캐비테이션이 전혀 발생하지 않았다.

4.2.3.4 타 설계 및 캐비테이션 성능시험

가. 단면형상 설계

보통 중, 저속 상선의 경우 타(Rudder)를 설계할 때 사용하는 단면은 NACA 단면을 주로 사용하며 설계 목표는 캐비테이션의 관점보다는 효율과 조종성면에서 설계를 한다.

그러나 고속선의 경우 타의 캐비테이션으로 인한 침식의 피해가 매우 심각하며 타 캐비테이션을 감소시키기 위하여 타의 단면과 형상의 변화를 통하여 최적의 타를 설계하려는 노력이 필수적이다. 실험은 2개의 단면에 대해서 만재상태(410톤)와 시운전상태(400톤)에서 이루어 졌으며, Fig. 4.24에 기존의 타형상과 2차타의 단면형상 및 설계된 타의 형상을 비교 도시하였으며, 2차타 단면의 형상은 한국해양연구원에서 개발한 형상을 채택하였다.

나. 단면형상에 의한 캐비테이션 성능

1차 프로펠러에 대하여 1차, 2차타를 장착하여 캐비테이션 시험 및 침식시험을 수행하였다. 통상 프로펠러에 캐비테이션이 발생하면 프로펠러를 떨어져 나온 캐비테이션이 타의 캐비테이션 발생에 많은 영향을 준다.

하지만 프로펠러의 영향이 동일할 경우 타 자체의 캐비테이션은 타 단면형상에 따라 많은 차이가 있다. 따라서 본 연구에서는 1차 프로펠러에 대하여 2개의 타에 대한 캐비테이션 시험을 수행함으로써 타의 단면 영향을 확인하고자 하였다.

Fig. 4.25에 1, 2차타에서 발생하는 캐비테이션의 차이를 비교 도시하였으며, 2차타의 경우 1차타보다 적은 캐비테이션 면적을 보여주고 있으며, 방울 캐비테이션도 적게 나타남을 알 수 있다.

다. 타각 변화에 따른 캐비테이션 성능

프로펠러가 선체 바깥방향으로 회전하면서 선체가 직진할 경우(타각 0°) 통상 Rudder의 바깥쪽에는 많은 양의 캐비테이션이 발생하고 반대로 안쪽은 캐비테이션이 전혀 발생하지 않는다.

이것은 프로펠러의 회전방향 성분에 의하여 타에 유입되는 유동의 받음각이 심하게 변하기 때문이다.

본 연구에서 시험한 타는 타각을 $-3^\circ \sim 6^\circ$ 로 변화시키면서 시험하였다. 시험결과 모든 각에서 바깥쪽에 많은 캐비테이션이 발생하였고 안쪽은 전혀 캐비테이션이 발생하지 않았다.

따라서 프로펠러의 회전성분이 많은 영향을 주고 있음을 알 수 있다. Fig. 4.26에 타 캐비테이션 스케치를 도시하였으며 난류축진을 위하여 앞날을 거칠게 할 경우와 안한 경우의 실험결과를 함께 보여주고 있다.

Fig.4.27에서는 타 캐비테이션 시험(Rudder cavitation test) 사진을 보여주고 있다.

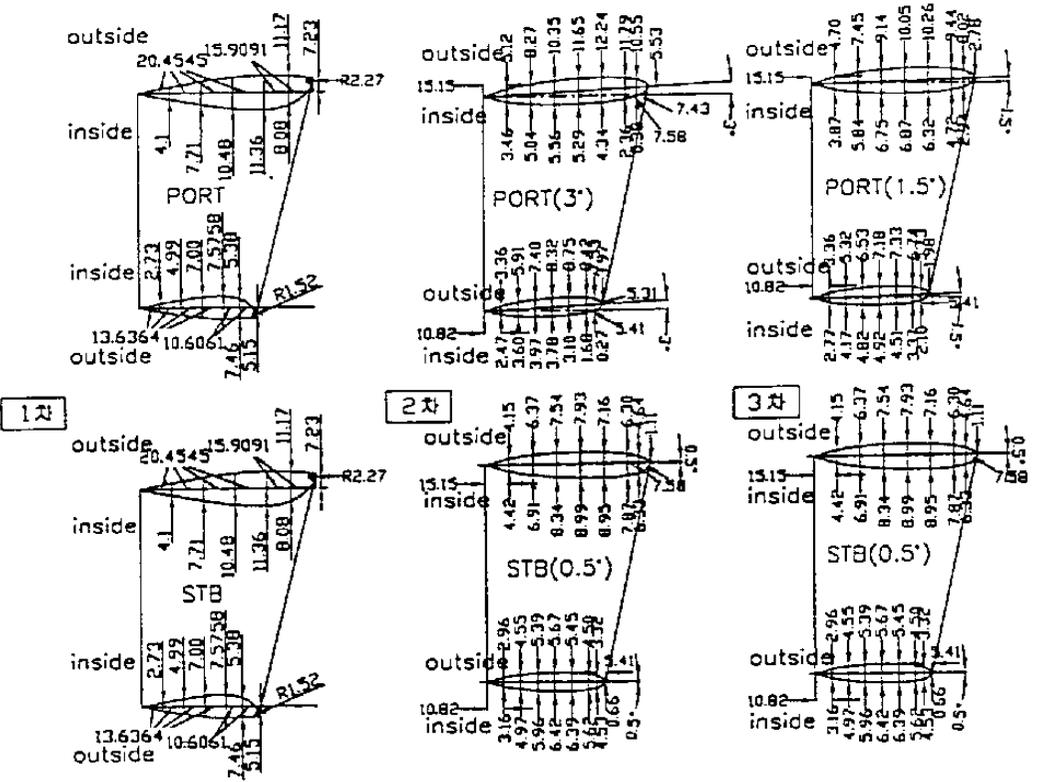
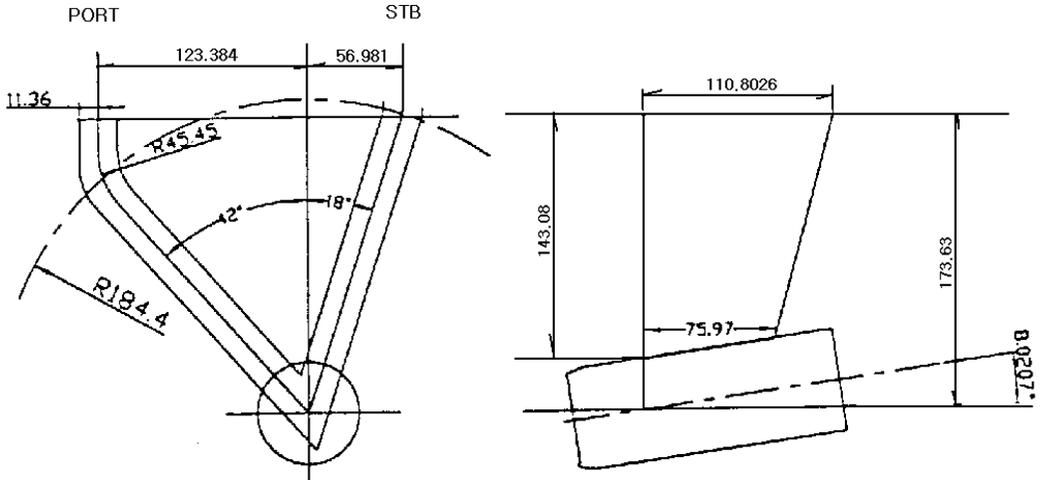


Fig. 4.18 The Designed Strut Geometry

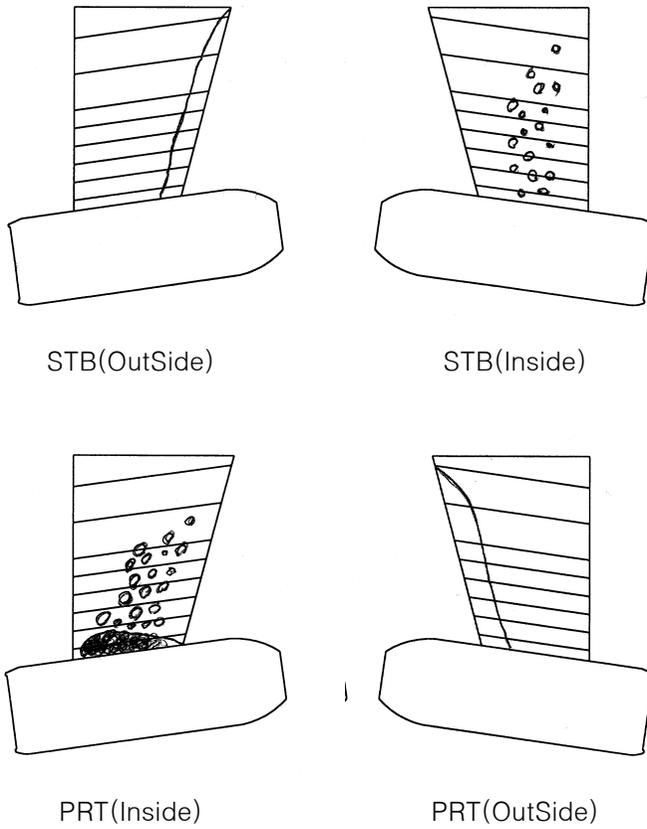


Fig. 4.19 Cavitation sketch and photographs of the 1st designed strut



With Propeller

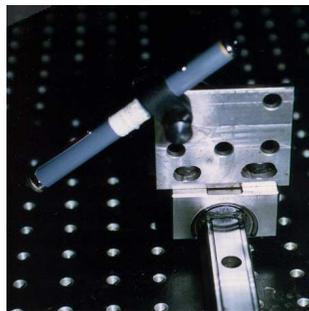


Without Propeller

Fig. 4.20 Comparison of strut cavitation (with propeller and without propeller)



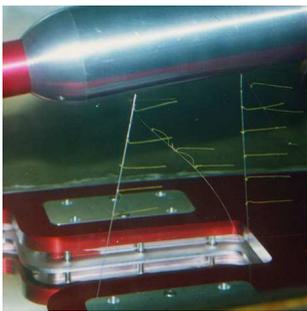
Full set-up



Angle measuring beam



Wire setup



Wire setup



Tuft test



Tuft test(Side View)

Fig. 4.21 Measuring equipment of the strut angle of attack

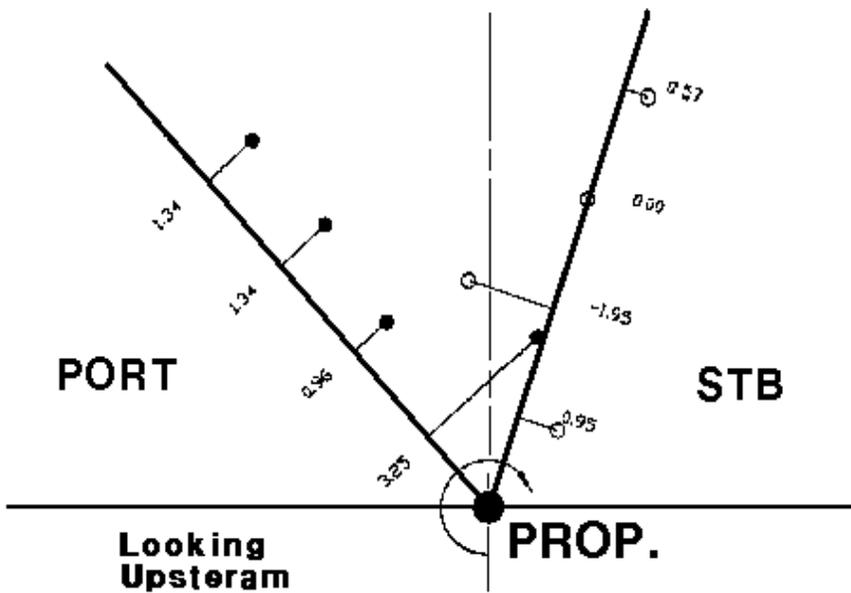
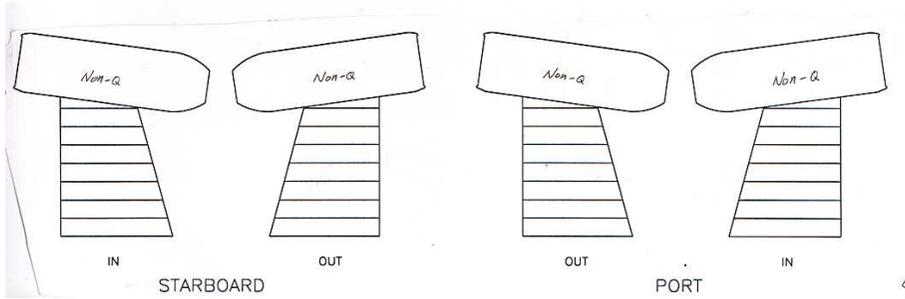


Fig.4.22 Measured angle of strut inflow velocity



Cavitation sketch of the 2nd design strut(Non-Cavitation)



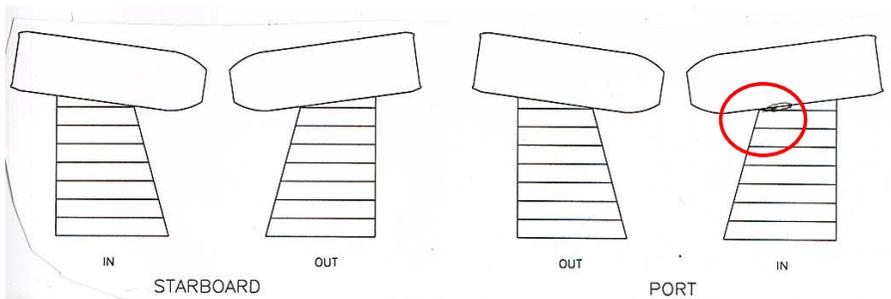
Starboard

Inside

Port



Erosion test result of the 2nd designed strut



Cavitation sketch of the 3rd designed strut

Fig.4.23 Results of the 2nd 3rd strut cavitation and erosion tests

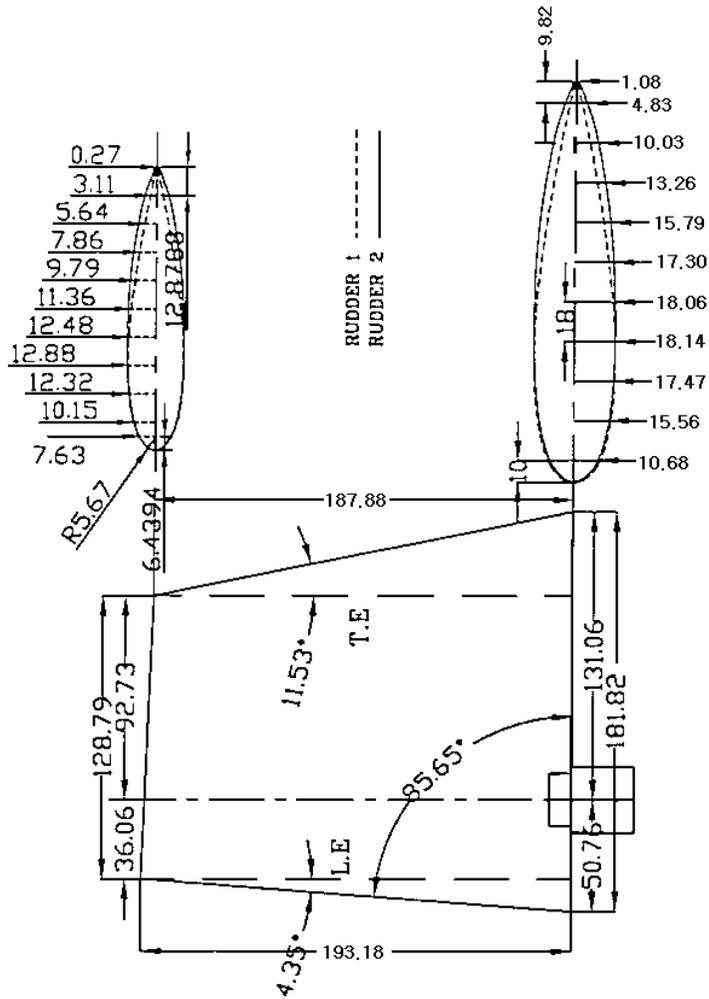
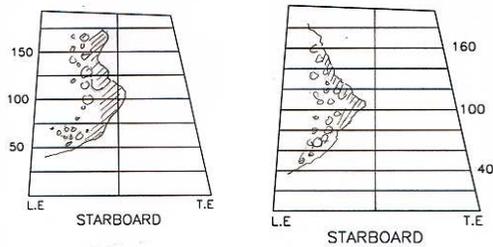
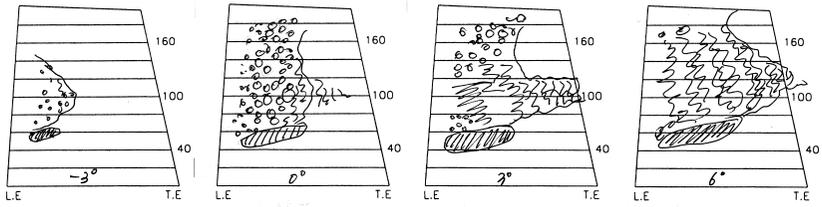


Fig. 4.24 Drawing of the designed rudder

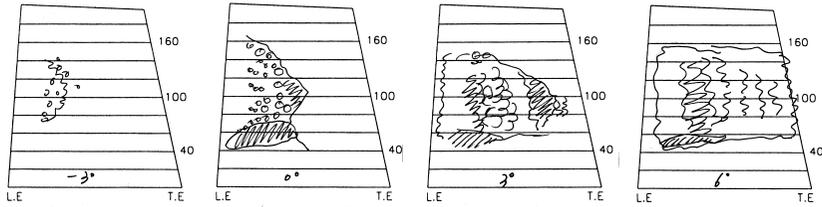


The 1st Rudder The 2nd Rudder

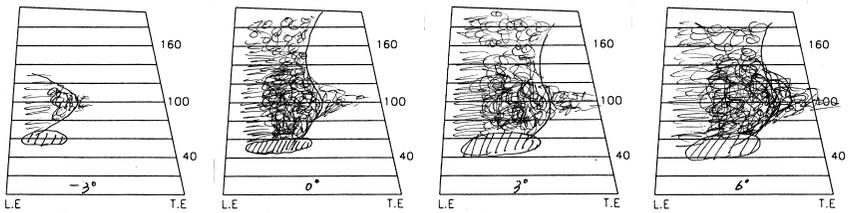
Fig. 4.25 Comparison of rudder cavitation



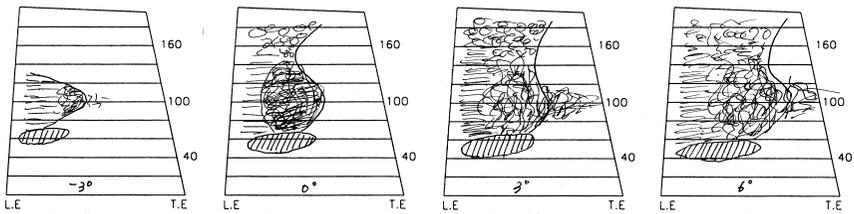
(w/o sand, 400ton)



(w/o sand, 410ton)



(w/ sand, 400ton)



(w/ sand, 410ton)

Fig. 4.26 Sketch of rudder cavitation at $\alpha_R = -3^\circ, 0^\circ, 3^\circ, 6^\circ$

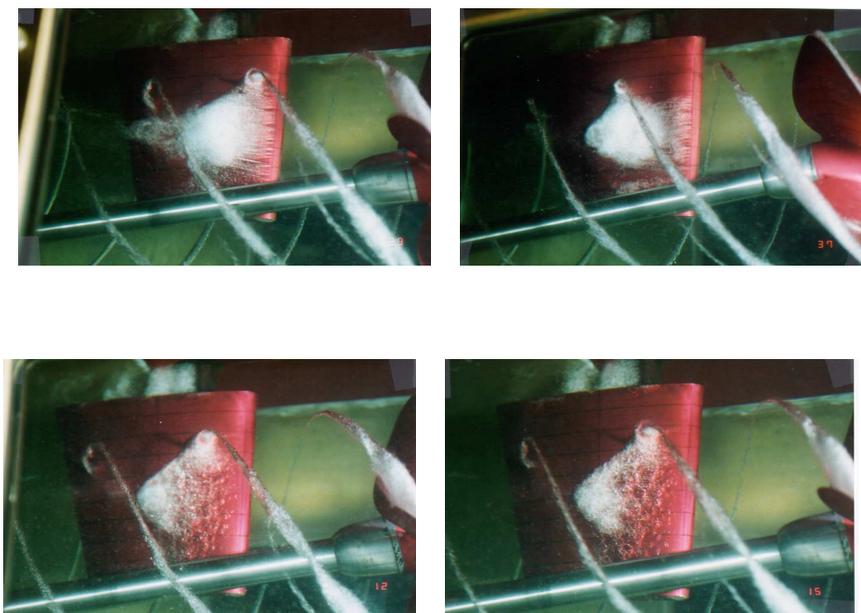


Fig. 4.27 Photographs of rudder cavitation($\alpha_R = 0^\circ$)

4.2.4 선형과 저항과의 관계

활주형 고속정에서 선형 형상에 따른 저항성능의 변화를 파악하기 위해서 선형설계 및 모형실험을 수행하였다. 대상선형은 고속 쌍동선을 택하였으며, 쌍동선을 택한 이유는 최근 고속 쌍동선 개발이 여객선을 중심으로 활발하게 진행되고 있고 국내에도 연안항로에 신규 취항하는 추세를 고려하였기 때문이다.

연구방법은 모형실험 결과가 확보된 기존 빌지부가 등근형 고속쌍동선을 하드차인 형상으로 설계 변경하여 관련 모형실험을 수행하였으며, 아울러 본 연구에서는 고속쌍동선의 주요설계요소와 설계방법도 함께 제시하였다.

4.2.4.1 선형설계요소

고속 쌍동선은 단동형의 고속정과 설계상 큰 차이가 없다. 즉, 쌍동선은 단동체인 2개의 선체를 갑판구조로 연결한 선형이기 때문에 선형 설계시에는 유체역학적으로 성능이 우수한 단동체를 먼저 설계한 후 쌍동체간의 유체역학적인 간섭이 최소가 될 수 있도록 주요 존법을 결정하면 된다.

물론 선박의 용도에 따른 일반배치 특성을 염두에 두지 않으면 안 된다. 특히, 길이와 폭은 선형의 유체역학적인 특성과 중량, 일반배치특성, 구조적인 면을 함께 고려하여 최적의 L/B를 결정해야 한다.

단동체 설계는 고속배수량선인 Series 64, NPL, SSPA등의 계통적 모형실험자료를 이용하여 선형요소(Hull form parameter) 변화 및 속도에 따른 Rr/Δ , Cr 등에 대한 개략적인 추정이 가능하므로 선형설계에 유용하게 활용될 수 있다.

고속 쌍동선 유체동력역학적 성능에 크게 영향을 미치는 설계요소는 다음과 같다.

가. 길이-배수량비($L/\nabla^{1/3}$)

고속 쌍동선 저항추진특성에 가장 크게 영향을 미치는 요소가 길이-배수량비이다. 따라서 초기중량 추정과 설계배수량이 결정되면 적절한 길이를 택하는 것이 무엇보다도 중요한데 일반적으로 이 값이 클수록 조파저항특성은 좋은 것으로 알려져 있고 거의 이 값에 비례해서 조파저항이 감소한다.

그러나 $Fn > 1.0$ 이상의 고속영역에서는 전체저항 가운데 마찰저항이 차지하는 비율이 더 높음으로 지나치게 크면 오히려 전체 저항특성은 불리하게 되는 결과를 초래할 수 있다.

나. 선형(Hull Form)

단동형 고속정과 마찬가지로 고속 쌍동선에서 저항특성을 좋게 하기 위해서는 버톡선(Buttock line)을 편평하게 만들어 주는 트랜섬 선미가 상당히 중요하다.

고속 쌍동선은 선수부가 날씬하고 L_{CB} 가 선체중양부에서 상당히 뒤로 위치하기 때문에(5~10% of LWL) 모형실험 결과에 의하면 조파저항의 대부분이 선체중양부위에서부터 트랜섬에 걸쳐 발생하는 것을 알 수 있다. 따라서, 버톡선을 편평하게 만들어 주어야 선미부에서 음의 압력 및 분리(Separation)를 막을 수 있으며 양력을 극대화 할 수 있다.

또한 $Fn > 1.0$ 이상에서는 마찰저항이 상당히 중요한 요소로 작용하기 때문에 빌지가 둥근 형상보다는 고속에서 흐름이 좋고 침수표면적(wetted surface)의 감소효과 및 양력효과를 얻기 위하여 차인 형상이 좋다.

특히 물분사(Water jet) 추진의 고속 쌍동선인 경우 트랜섬 부위만은 선저를 편평하게 하고 차인 형태로 설계해야 저항특성이 우수한 것으로 알려져 있다.

다. 단동체 거리(Demihull Distance)

쌍동선 선형 설계시 고려해야 할 중요한 요소가 단동체간의 간섭효과(interference effect)이다. 간섭효과는 쌍동선 선형의 선박에서만 존재하는 부가저항 성분으로서 파 간섭(wave interference)과 선체간섭(body interference)의 2가지가 있다.

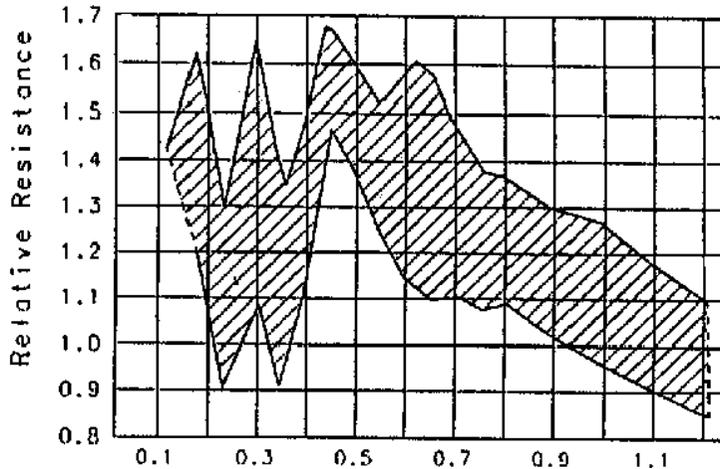


Fig. 4.28 Interference Effect vs. Speed[6]

파 간섭효과(Wave interference effect)는 각각의 단동체 에서 발생하는 파 계의 겹침에 의하여 기인하고 선체 간섭효과(Body interference effect)는 단 동체간의 간섭에 의하여 단동체 주위 유동변화가 원인이다. 단동체간의 거리가 충분할수록 간섭효과는 적어지나 횡 강도의 문제점 및 이에 따른 중량증가 요 인이 발생한다.

Fig. 4.28은 SSPA수조에서 수조시험이 행해진 쌍동선의 모형시험결과로서 속도에 대한 간섭효과 변화범위를 보여주고 있다. 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 $Fn < 0.8$ 이하에서는 간섭효과로 인한 잉여저항계수(Cr)의 증가량이 최 대 60%에 이르는 것을 알 수 있다.

그러나, $Fn > 1.0$ 이상의 고속일수록 그 효과는 작아지는 경향이므로 설계 속도에 따라 초기성능추정 및 선형 설계시에 반드시 상정해 두어야 한다.

라. 트림(Trim)

고속 쌍동선의 경우에도 트림변화에 따라 저항특성이 상당히 달라지므로 적정 트림을 추정하는 것이 대단히 중요하게 된다.

그러나, 선형요소인 L_{CB} 는 유체역학적인 관점에서 결정되는 값으로 선형이 결정되면 거의 고정된 값이나 다름없기 때문에 결국은 L_{CG} 의 위치변화에 의하여 최적 트림(Trim)을 결정해야 한다. 일반적으로 $F_n = 0.4 \sim 0.5$ 에서는 트림변화량이 상당히 크나 고속에서는 항주 트림 값이 비교적 적기 때문에 최적의 항주트림은 4.2항에서 제시한 바와 같이 트림 변화 시험을 수행하여 결정하는 것이 가장 바람직하다.

4.2.4.2 선형설계 및 모형실험

설계선의 주요제원은 Table 4.6에 나타나 있고, 참고선(Parent ship)으로는 노르웨이에서 건조하고 모형실험 결과가 확보된 남해스타호 자료를 참고하였다.

Table 4.6 Principal Dimension of Parent Ship and Designed ship

항 목	참 고 선	설 계 선
길이(M)	36.0	32.0
폭(M)	9.44	8.4
깊이(M)	4.080	3.6
흘수(M)	1.565	1.55
Cm	0.3320	0.3888
Cp	0.7711	0.7132
LCB(M)	-3.860	-3.188

설계선과 참고선의 중앙부단면 형상은 Fig. 4.29와 같고 선형상의 주요한 특징으로는 참고선의 선미형상이 둥근 선저면(Round bottom)의 선형인 반면 본선은 완전한 하드차인 선형으로 설계하여 저항특성을 비교하였고, 중앙부형상은 두 선형 모두 빌지부가 둥근(Round bilge) 형상을 하고 있다.

Fig 4.30은 설계선과 참고선의 저항실험결과로서 속도에 따른 Cr값을 보여주고 있다. 설계선이 참고선에 비해서 조파저항성능이 현저히 개선되었음을 알 수 있으며, 잉여저항 곡선(Cr curve)의 경향으로 볼 때 본선은 설계속도(Design speed)가 적절히 선정되었음을 알 수 있다.

Fig. 4.31는 트림변화에 따른 잉여저항(C_r)값을 나타낸 것으로 예상과 같이 트림변화에 따라 잉여저항 값의 차이가 크을 알 수 있으며, 본선의 설계속력 40노트($F_n = 1.162$)에서 잉여저항의 차이는 약 27%의 차이를 나타내었다.

고속쌍동선의 연구결과를 요약하면 초기설계단계에서 유효마력 추정시에는 반드시 쌍동체간의 간섭저항을 별도로 고려해야 하며, 선형 설계시에는 길이-배수량비, 트림, 트랜섬 형상이 저항성능에 미치는 영향은 상당히 크므로 주요 요목 결정과 선형설계시 각별한 주의가 필요하다.

또한 고속활주선형에서 선미형상이 저항성능에 미치는 영향은 매우 크고 본 연구에서는 선미형상을 둥근 형상에서 차인 형상으로 바꾸었을 때 설계속력에서 잉여저항이 약 27% 감소 효과를 보였다. 이러한 효과는 고속에서 하드차인 선미형상이 둥근 형상에 비해서 양력에 기여하는 효과가 크기 때문인 것으로 판단한다.

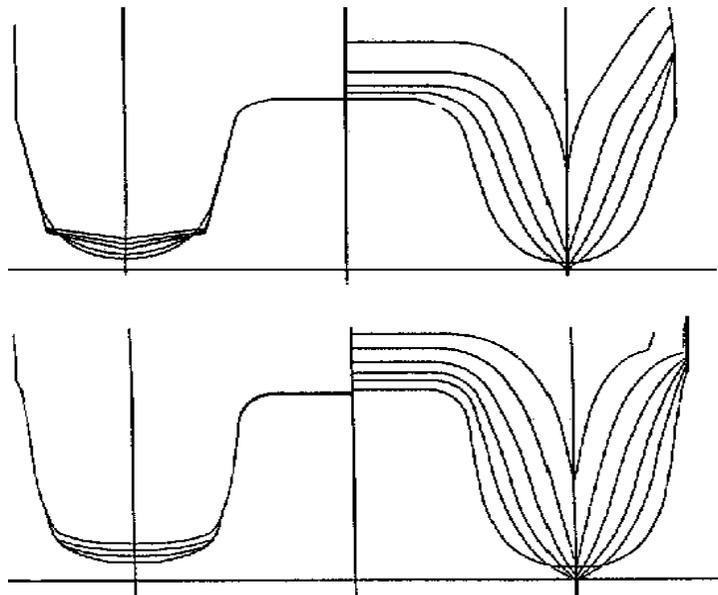


Fig 4.29 Comparison of Body plan
(Above : Design ship, Below : Parent ship)

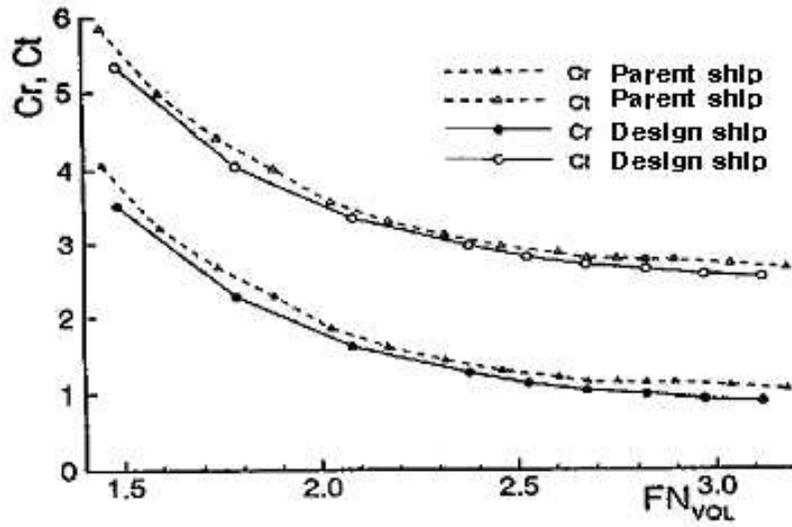


Fig. 4.30 Comparison of Resistance Performance

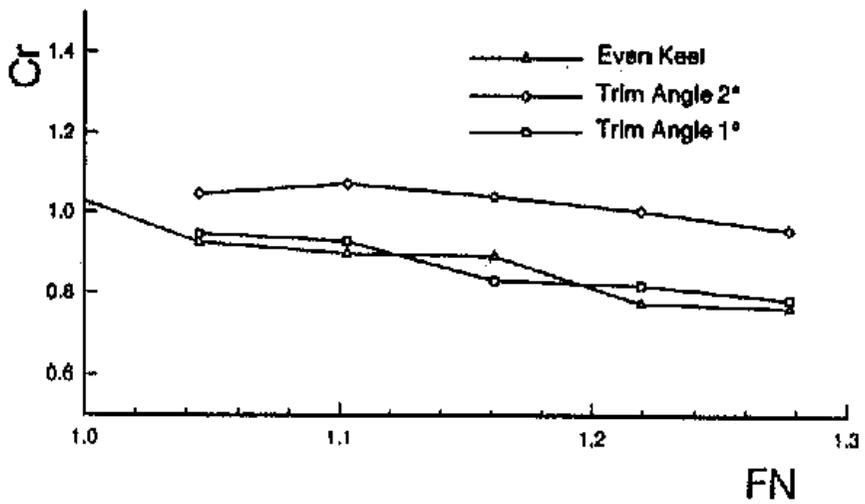


Fig 4.31 Comparison of trim vs. Resistance for different Fn

제 5 장 중형 고속정 개발

5.1 개발배경

제4장에서 프로펠러 추진 고속정의 유체동력학적 특성에 실험적인 연구방법을 이용하여 연구결과를 제시하였다.

본 장에서는 제4장에서의 연구결과를 통해서 나타난 문제점과 개선방향을 만족할 수 있는 새로운 추진기의 개념, 즉 물분사 추진기(Water jet propulsor)를 장착한 중형고속정의 설계에 관한 연구내용을 제시하였다. 선형설계측면에서 볼 때 물분사 추진기를 장착하는 경우에는 선미부 선형설계가 간단해지고 스트럿 및 타(Rudder)등 부가물 설계가 필요 없게 된다.

그러나 선형설계를 수행하는 근본적인 원리는 변화가 없으며, 다만 저항성능을 개선하기 위해서 웨지 및 스프레이 스트립 등의 부가물 설계가 중요한 설계요소로 작용한다. 물분사 추진기는 장비자체의 신뢰성 증가와 선박의 고속화 추세에 편승하여 최근 장착실적이 꾸준히 증가하고 있고 프로펠러 추진기가 갖고 있는 케비테이션 문제를 해결할 수 있기 때문에 선박의 대형화와 고속화에 크게 기여 할 것으로 기대된다.

본 연구에서는 이러한 고속정 개발추세에 부응하여 중형급 고속정 개발을 위한 선형설계 및 부가물 설계 기법에 관한 내용을 다루었으며, 이밖에 일반배치 설계를 병행하여 실용적으로 즉시 활용할 수 있는 중형급 고속경비정을 개발하였다.

5.2 선형설계

5.2.1 설계 요구사항

본 논문에서 개발한 선형은 연근해용 고속 경비함정으로서 저항성능과 파랑 중 내항성능이 우수한 선형을 설계하는데 중점을 두었으며, 함정으로서의 기능을 유지할 수 있는 각종 시스템을 모두 수용할 수 있도록 일반배치 성능도 함께 검토하여 주요치수 및 선형계수, 선형(Hull form)을 결정하였다.

설계를 위한 요구사항(Design requirements)은 최근 국내외 중형급 함정 개발 추세를 고려하여 다음과 같이 결정하였다.

항 목		요구조건	비 고
만재배수량		약 580톤	
속력	최대	35 노트	
	순항	30 노트	
항속거리		약 2,000 nm 이상	
추진방식		물분사추진기	2대
해상상태		파고 3m 이하에서 탐재장비정상운용	

5.2.2 선형(Hull form)검토

3장에서 살펴본바와 같이 활주선형은 반활주형선(Semi-planing)과 활주형선(Planing hull)으로 크게 분류할 수 있으며, 선형선택의 기준은 속장비를 기준으로 선택한다.

본선의 길이는 유체역학적인 성능과 일반배치 설계(부록 1)에서 요구하는 길이를 동시에 만족할 수 있는 수선간길이($Lwl = 59m$)를 선정하였으며, 이에 따라 본선의 속장비는 2.516이 된다.

본선의 속장비가 3이하 영역이므로 본 논문 3.2.1항에서 제시한 선형설계 개념을 적용하였고, 속장비 3.0이하에서는 설계부분에서 발생하는 음의 압력을 피하기 위해서 적정 트랜섬 면적을 유지하고, 트랜섬의 폭은 선미부 양력을 증가시키기 가급적 넓게 계획하였다. 늑골선(Frame line)의 형상설계를 위해서는 Fig. 5.1의 3가지 선형개념을 상정할 수 있다,

선저와 선체측면이 부드러운 곡선의 형태로 이어지는 Round bilge 형상의 선형개념과(선형a) 선저와 선체측면을 단(Step)이지게 설계하여 선수부터 선미까지 직선형으로 연결하는 하드차인의 선형개념(선형c)을 생각할 수 있다.

선형 b는 선형a와 선형c를 조합한 형태의 선형개념으로서 선수부는 둥근형상의 선형개념으로 설계를 하고 선미는 하드차인과 빌지부위가 선형개념을 절충하는 선형개념이다.

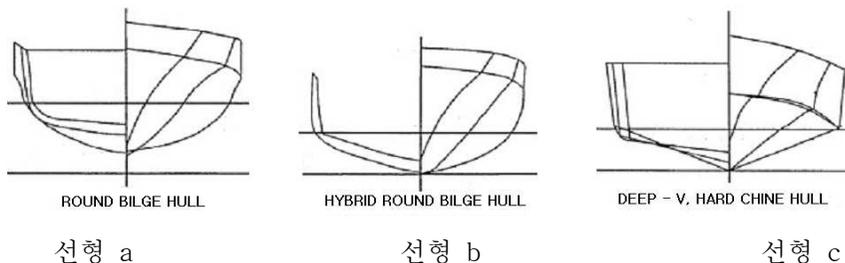


Fig. 5.1 Various Type of Planing Hull

제 3장에서 언급했듯이 속장비 3.0이하에서는 빌지부 형상에 따라서 성능우열을 가릴 수 없으나 하드차인 선형은 기본적으로 내항성능보다는 활주면상에 양력을 극대화 하여 저항성능을 우수하게 하기위한 개념의 선형이므로 과량중 내항성능이 타 선형에 비해서 뒤떨어지는 단점을 가지고 있다. 최근에 고속정 설계추세는 내항성능을 증시하는 경향이고 승조원의 안락감에도 커다란 영향을 주기 때문에 선형은 빌지가 등근 형상으로 설계하였다.

그러나 선미부는 하드차인 형태를 갖도록 설계하여 선미부에서의 발생양력을 최대화 하도록 하였다. 따라서 선형개념으로는 Fig. 5.1에 선형b 형태에 가깝게 설계 하였다.

5.2.3 선형계수 및 주요치수 검토

본 설계 선형의 참고선(Parent ship)이 없는 관계로 직접 설계하는 방법을 선택하였다. 우선 저항, 추진성능과 밀접한 관련이 있는 주형계수(Cp)는 다음 식[7]을 참고하였다.

$$C_p = 0.56876 + 0.1538 \cdot F_N - 0.0701 \cdot F_N^2 \dots \dots \dots (5.1)$$

그러나 상기 식에서 주어지는 값은 선미부 트랜섬 에서의 잠김 면적비 (A_T/A_m)의 영향, 방형비척계수(Cb), 중부력 중심(L_{CB})등과 함께 고려하여 최종 결정하여야 한다. 일반적으로 중 부력 위치 L_{CB}는 뒤로 위치할수록 저항성능은 우수하나 내항성능은 나빠지는 경향을 보인다.

L_{CB}의 위치는 Fung의 제안 식을 참고하였다.[8]

$$LCB = - 2.2189 + 12.3505 \cdot F_N - 5.4048 \cdot F_N^2 \dots \dots \dots (5.2)$$

트랜섬 의 잠김 깊이는 고속정 설계 시 매우 중요하게 다루어야 하며 잘못 설계할 경우 Hump 구역에서 양력을 발생하지 못하여 과대한 선미트림이 발생하며 항주 자세가 매우 불안정해 진다.

본선의 트랜섬 잠김 면적 설계는 다음 식[9]을 참고 하였다.

$$A_T / A_M = - 0.0857 + 0.3967 \cdot F_N + 0.1061 \cdot F_N^2 \dots (5.3)$$

선저 구배각(Deadrise angle)은 3장에서 설명한바와 같이 최근의 활주선형 설계경향이 약 15°를 표준으로 하고 있으나 내항성능 즉 파랑 중 충격가속도 감소효과 및 파랑 중 속도손실 감소를 위하여 약 17°로 설계하였다.

길이-배수량비($L/\Delta^{\frac{1}{3}}$)는 본선의 속장비($F_n=0.749$)를 감안하면 일반적인 활주선형에 비해서 작은 편이며, 순항속력 및 저속구간 에서도 우수한 저항성능을 유지할 수 있도록 약 7°정도로 크게 설계하였다. 선수부 주입각(Entrance angle, i_e)은 작을수록 조파저항을 감소시킬 수 있으나 이 값이 작을수록 수선 면적이 줄게 되어 내항성능 면에서는 불리해진다.

그러나 고속으로 갈수록 선수부 주입각의 저항감소 효과는 작아지므로 본 선형에서는 약 12° 정도로 크게 결정 하였다.

이상의 선형설계 결과를 종합하면 주요치수와 선형계수는 Table 5.1과 같으며, Fig. 5.6 a, b, c에서 본선의 정면도 및 선수부, 선미부 형상을 나타내었다.

Table 5.1 Principal Dimension and Hull form coefficient

항 목	주요치수 및 계수	비 고
수선간 길이(Lwl)	59.0 M	(From Midship)
형폭(Bmld)	8.7 M	
깊이(D)	4.0 M	
흘수(d)	2.418 M	
선저구배각(Deadrise)	17°	
중방향 부심(LCB)	5.8 M	
방형비척계수(Cb)	0.5007	
주형계수(Cp)	0.7801	
수선면계수(Cw)	0.7769	
중양단면계수(Cm)	0.6418	
수선면적(Aw)	108.514m ²	
침수표면적(S)	142.442m ²	

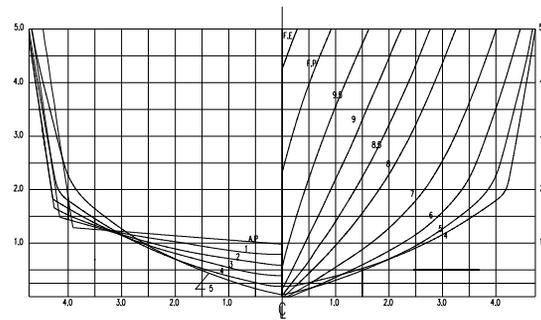


Fig. 5.2a Body Plan of designed ship

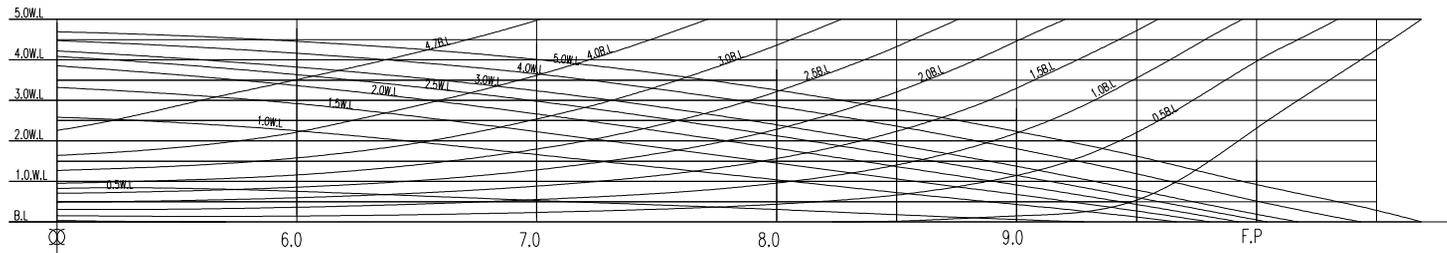


Fig. 5.2b Fore Body of designed ship

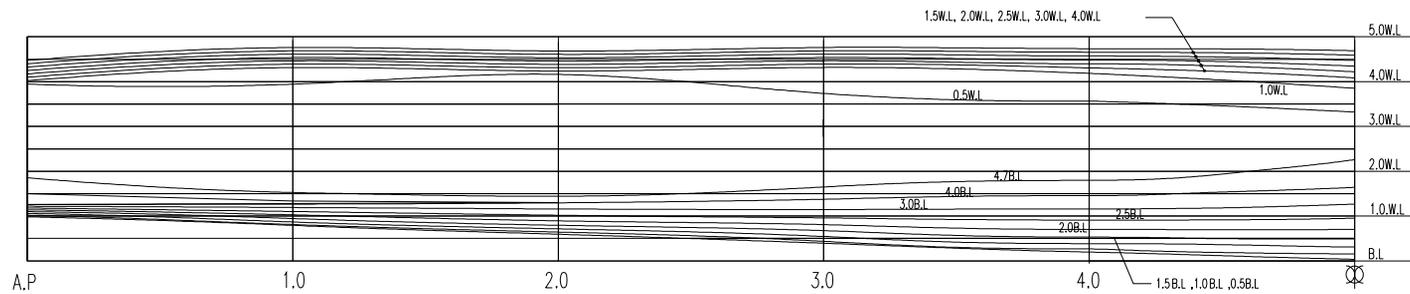


Fig. 5.2c After Body of designed ship

5.3 부가물 설계(Appendage design)

5.3.1 웨지(Wedge) 설계

5.3.1.1 선미부 웨지 효과

선미부 웨지는 선미부위의 유동장을 개선하고 양력을 발생시켜 소요마력을 감소시키는 유효한 부가물이다. 고속정에서 선미 웨지의 효과는 속장비 1.35 이상일 경우에 유효마력 감소의 효과를 볼 수 있으며 일반적으로 $1.68 < V/\sqrt{L} < 3.0$ 인 경우에는 유효마력 감소의 효과가 약 4%~12%정도인 것으로 알려져 있다.[10]

본선의 설계 속장비는 2.516이므로 웨지를 부착할 경우 저항성능 면에서 상당히 유리할 것으로 판단하여 부착하기로 결정 하였다.

5.3.1.2 선미 웨지 주요설계요소

선미 웨지를 설계하는데 있어서 성능의 영향을 미치는 주요설계요소는 다음과 같다.

- | | |
|----------------------|------------|
| 1) 웨지 의 코드길이 | : L_w |
| 2) 웨지 스팬(span) | : B_w |
| 3) 웨지의 경사각 | : α |
| 4) 선저구배각 | : β |
| 5) 선미부 흘수 | : T_t |
| 6) 웨지저면에서 선미흘수까지의 깊이 | : T_w |
| 7) 수선면 하부의 트랜섬 면적 | : A_t |
| 8) 트랜섬면적대한 웨지 면적 | : A_{wt} |

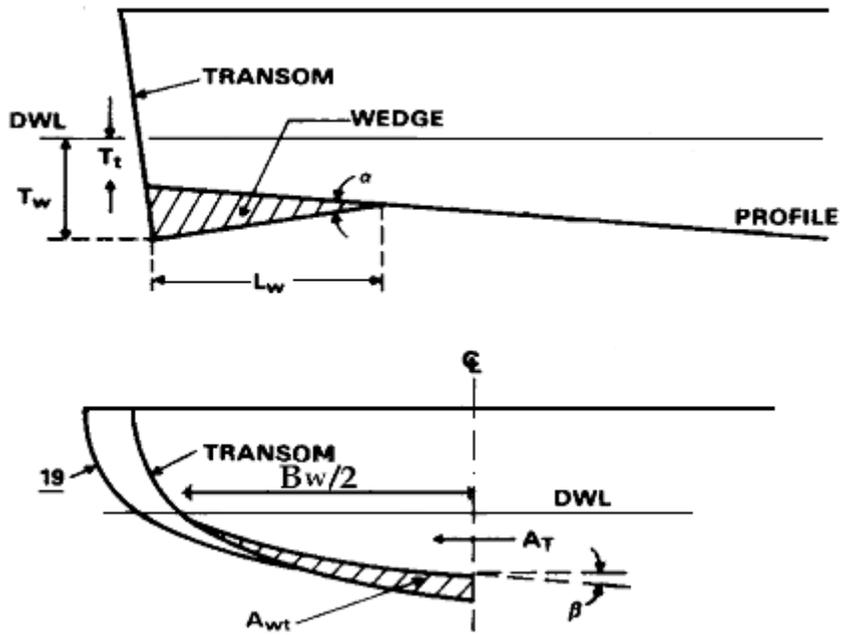


Fig. 5.3 Form Definition of Stern Wedge

5.3.1.3 웨지 설계결과

웨지는 일반적으로 수선 간 길이 약 0.5~3.0%를 기준으로 하며 길이가 길수록 양력의 효과를 최대화 할 수 있기 때문에 저항성능 측면에서 유리하나 너무 길 경우 저속영역에서 트랜섬 깊이 증가로 인하여 오히려 저항의 증가를 가져온다. 가장 효과적인 방법은 서로 다른 길이의 웨지를 설계한 후 모형시험을 통해서 결정하는 것이 가장 바람직하나 시간과 비용이 많이 드는 단점이 있다.

본 연구에서는 선미 형상과의 조화 및 그동안의 연구결과를 종합하여 판단한 결과 웨지의 길이는 수선길이의 약 3.0%를 기준 하였다.

웨지의 각도는 Fig. 5.4를 참고하면 경사각 약 7°~13°일 때가 가장효과적인 것으로 알려져 있다.[11]

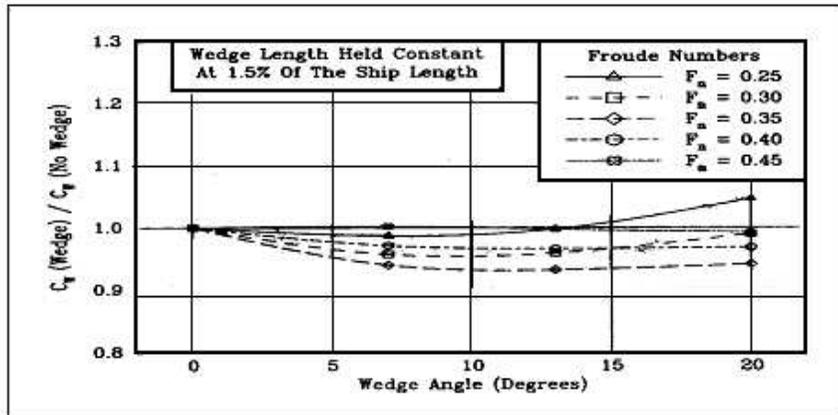


Fig. 5.4 Effect of Stern Wedge Angle

본 설계에서는 선미부에서 양력을 최대한 증가시켜 선수부 들림 현상을 최소화 하여 내항성능을 향상시키고 항주자세의 안정을 취할 수 있도록 경사각은 13° 를 기준으로 설계하였다.

웨지의 폭은 넓게 설계하는 것이 유리하지만 선미부 형상과의 조화를 이루어야 하며 빌지부위 에서 급격한 곡률변화가 일어나지 않도록 설계하여야 한다. 또한 트랜섬 부위에서 불 균일 반류(Wake)가 일어나지 않도록 설계하여야 하며 본 선형은 이러한 설계원칙을 반영하였다.

웨지의 형상은 아래 Fig. 5.5와 같이 Hard corner, Sharp corner, Fair corner 의 3종류로 나눌 수 있으며 Hard corner와 Sharp corner로 설계할 때는 빌지 부위 에서 곡률이 불연속적으로 되어 저속구간에서 저항증가를 가져올 수 있다.

그러나 Faired corner 설계방법은 선체중심으로부터 빌지부로 갈수록 두께를 줄여주는 방식으로 저속영역에서도 성능이 좋으며 유동박리 현상을 최소화 하여 유체역학적 소음현상도 감소시킬 수 있으므로 Faired corner 방식으로 설계하였다.

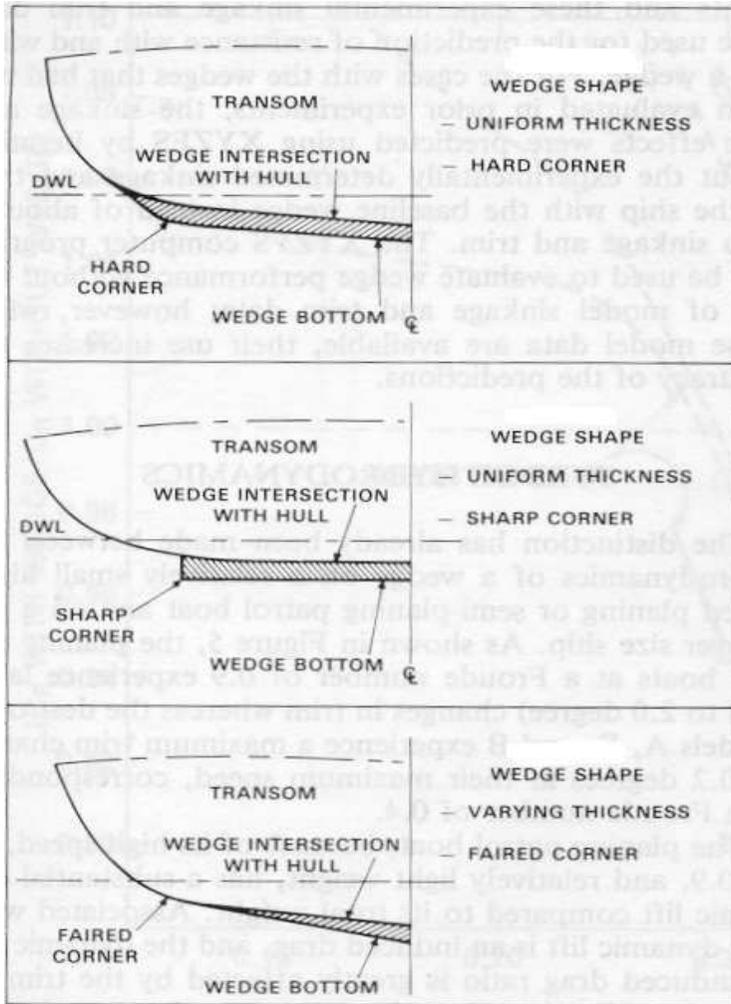


Fig. 5.5 Wedge Shapes

5.3.2 스프레이 스트립(Spray strip) 설계

스프레이 스트립은 선수부 현측에 부착하여 물보라(Water spray)를 억제하는데 효과적인 수단이다. 스프레이 스트립의 효과 및 성능에 미치는 영향은 다음과 같이 정리 할 수 있다.

5.3.2.1 스프레이 스트립 효과

가. 침수표면적의 감소

고속정에서 스프레이로 인한 침수표면적의 증가는 속력이 높아질수록 증가율이 높으며 길이-폭비가 작고 항주트림이 작을수록 더욱 커진다.

따라서 스프레이 스트립은 고속에서 전체저항을 감소시키는 매우 효과적인 수단이 되며 선미부 웨지와 조화를 이룰 경우 속도 전 구간에서 저항감소 효과를 볼 수 있다.

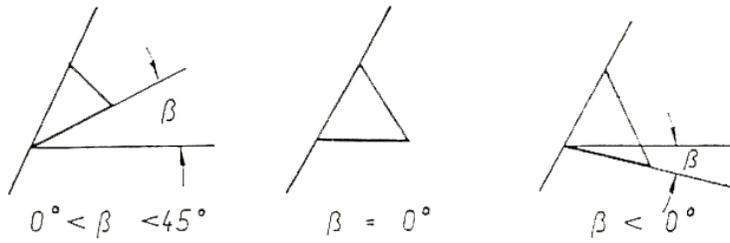
나. 내항성능 향상

스프레이 스트립을 부착하면 부착하지 않은 경우에 비하여 스프레이의 발생 높이가 낮아지며 이로 인해 갑판침수 현상(Deck wetness)을 감소 시킬 수 있다. 또한 선체 횡경사시에는 물속에 잠긴 스트립이 큰 복원 모멘트를 발생시킴으로서 횡요강성도(Roll stiffness)를 증가시킨다.

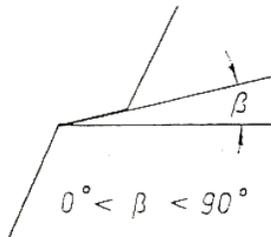
5.3.2.2 스프레이 스트립 설계결과

스프레이 스트립의 종류와 형상은 Fig. 5.6과 같으며, 스프레이 스트립 단면 형상은 본선의 선형에 영향을 주지 않고 선체 공작성을 고려하여 외부 부착형(External strip)형태로 설계하였으며, 스트립 바닥 경사각은 0°를 기준 하였다.

1. External Strip



2. Build in Strip



3. Combined Strip

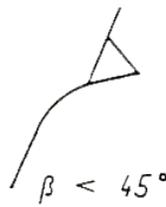


Fig. 5.6 Various Type of Spray Strip

5.4 모형실험

5.4.1 모형실험 범위

모형실험은 서 일본 유체기술연구소 회류수조에서 수행하였으며 회류수의 크기는 길이 24.0m, 폭 3.2m, 높이 6.6m이며, 관측부위는 길이 7.0m, 폭 1.5m, 깊이 약 1.2m이고 최대 유속은 5.5m/sec이다.

모형의 길이는 1.5m로서 축척비 1/39.3의 우레탄 모형을 사용하였다.(Fig. 5.7)

모형실험은 저항실험(Resistance test)과 트림(Trim) 및 침하(Sinkage)계측 실험을 수행하였고 속력범위는 10~40노트에 걸쳐 실행하였다. 아울러 2.5노트 간격으로 파형관찰 실험을 하였으며 사진과 비디오를 통하여 결과를 기록하였다. 선형설계 결과와 모형의 주요 설계 특성치를 Table 5.1에 나타내었다.

Fig. 5.8은 본선 및 모형의 횡단면적 곡선을 보여주고 있으며 선미 A.P부위에서 ST.1 구간은 선미 웨지 부착으로 인하여 볼록곡선(Convex)의 형태를 보이고 있다.

Fig. 5.9는 수선면 곡선(Waterline curve)을 보여주고 있으며, 부심의 종방향 위치는 중앙으로부터 5.5m 뒤에 위치하도록 설계하였다.

웨지 부착으로 인하여 A.P 부근에서 약 1.5m 구간에 걸쳐 수선면적 곡선이 변곡점을 갖는 것을 볼 수 있다.

5.4.2 모형실험 결과 및 분석

Table 5.2에서 모형시험 결과치 들을 정리하였으며 Fig. 5.10은 모형시험에서 계측된 전저항의 특성치를 보여주고 있고 Fig. 5.11에서는 전저항 값을 본선의 배수량으로 무차원화 한 값으로 정리하였다.

Fig. 5.12에서는 전 속도구간에 걸친 항주트림 값을 나타내고 있으며, 선수부 F.P에서의 침하량을 Fig. 5.13에서 나타내었다. 선미부 A.P에서의 침하량은 Fig. 5.14 중앙부에서의 침하량은 Fig. 5.15에서 각각 보여주고 있다.

Fig. 5.16에서는 전체저항계수(C_t)를 보여주고 있으며, 본선의 잉여저항계수(C_r)를 산출하기 위하여 마찰저항계수 값은 ITTC 1957 LINE을 사용하였다.

본 선형의 저항성능 특성은 3장2항에서 기술한 바와 같이 속장비 1.34를 기준으로 저항이 가파르게 증가하는 특성을 보이고 있고 속장비 약 1.5에서 1.7 구간에서 활주선형의 전형적인 조파저항 봉우리(Hump) 특성을 보이고 있다.(Fig. 5.10, Fig. 5.11)

이 봉우리구역을 벗어난 구역에서는 속력증가에 따라 저항증가의 경향이 비교적 완만하게 증가함을 알 수가 있으며, 이것은 속력증가에 따라 활주면에서 발생하는 양력의 영향으로 해석할 수 있다.

또한 봉우리구역에서의 저항 값도 일반적인 활주형선의 저항특성과 비교하여 매우 작은 값을 보이고 있는데 이러한 이유는 3.2항에서 언급한 바 와 같이 본 선형 설계시 선미부에서 최대한 압력을 많이 받도록 하드차인형 트랜섬 설계와 웨지의 적용결과라고 판단된다.

본선형의 항주자세인 트림특성은 봉우리 영역(속장비 1.5~1.7)에서 최대치를 보이며 약 1.7°의 선미 트림 값을 주고 있다.(Fig. 5.12)

봉우리 영역을 벗어나서는 트림 값이 줄어들기 시작하여 설계속력(V/\sqrt{L} = 2.516, $F_n = 0.749$)에서는 약 1.4° 의 안정된 자세를 보여주고 있다.

이러한 결과는 3.2.1항에서 기술한 파랑 중 충격가속도 측면에서 매우 바람직한 결과를 보여주고 있으며 또한 안정된 항주자세로 인하여 트림조절용 밸러스트 설계가 용이하게 된다.

침하량(Sinkage)특성을 살펴보면, 선수부(F.P)에서의 침하량은 $F_n = 0.4$ 이하에서는 거의 변화가 없었으나 봉우리영역을 통과하면서 양력으로 인하여 선수부 들림(Bow up)이 일어나서 설계속력($F_n = 0.749$)에 걸쳐 길이대비 약 1.7%의 거의 고정된 값을 주고 있음을 알 수 있다.(Fig. 5.13)

선미부(A.P)에서의 침하량 특성은 봉우리구역에서 최대 값(길이대비 약 1.5%)값을 주다가 선미부 양력으로 인하여 설계속력($F_n = 0.749$)부근에서는 약 0.75%로 줄어드는 것을 볼 수 있다.(Fig. 5.14)

중양부에서의 침하특성(Fig. 5.15)을 살펴보면 봉우리 영역($F_n = 0.5$, 속장비 = 1.68)부터 양력으로 인하여 부양하는 것을 볼 수 있다.

선수부와 선미부, 중양부의 침하량 특성을 종합하면, 본 선형은 봉우리영역을 지나 설계속력에 이를 때까지 매우 균일한 침하특성을 보였으며, 이러한 결과로 인하여 안정된 항주트림(Running trim)를 얻을 수 있었다고 판단한다.

특히 Hump 영역에서의 부양력 발생으로 인하여 이 영역에서의 저항 값 감소에 큰 원인이 되었다고 판단하며, 양력발생이 효과적으로 일어남을 알 수 있다.

Fig. 5.17은 본선형의 잉여저항계수(Residual resistance coefficient) 특성곡선으로서 본선형의 설계속력($F_n = 0.749$)으로 갈수록 그 값이 급격하게 감소하는 것을 알 수 있으며 바람직한 특성을 보여주고 있다.

본 선형의 전체저항계수곡선은 Fig. 5.16에서 보여주고 있다. 파형관찰 실험은 본 모형의 측면과 선미 부위에서 관찰 하였다.(Fig. 5.18 ~ Fig. 5.30)

Fig. 5.20에서 볼 수 있는바와 같이 봉우리영역이 시작되는 15노트($F_n = 1.078$)부터는 트랜섬 선미부에서 발생하는 파형이 쇄파(Breaking wave)현상을 동반하고 도약현상(Hydraulic jump) 현상이 시작됨을 볼 수 있는데 이 현상을 최소화해야만 저항성능을 개선할 수 있다.

그러나 본 선형에서 그 현상은 매우 적게 발생되었으며 이 원인은 웨지의 부착으로 인한 양력증가 및 선미 유동장 개선의 효과 있었다고 판단된다.

선수부 선측파형은 전속력 범위에 걸쳐 거의 발생하지 않음을 확인 할 수 있으며 본 선형설계가 매우 양호하게 되었음을 보여주고 있다.

Table 5.2 Principal Particulars

Principal Particulars	Actual Ship	Model Ship	Remark
L _{BP} (m)	59.0	1.5	
L _{wl} (m)	59.0	1.5	
B(mld)	8.7	0.2212	
D(mld)	5.0	0.1271	
d	2.418	0.0615	
Disp(Ton)	580	0.00929	
Swet	501.4	0.32412	
C _b	0.4546	0.4546	
C _p	0.7490	0.749	
C _m	0.6058	0.6058	
C _w	0.7681	0.7681	
L _{CB}	9.366	9.366	
L _{BP} / B	6.782	6.782	
B / d	3.598	3.598	

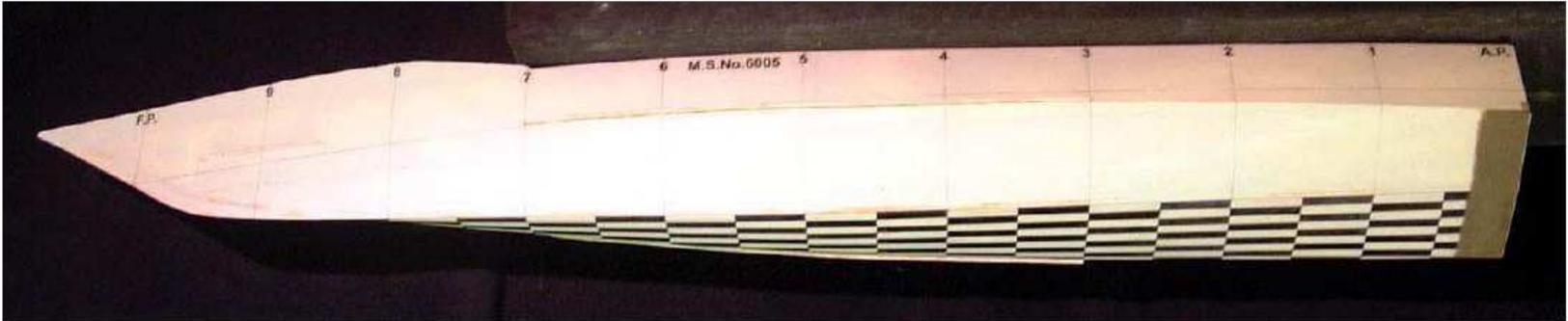
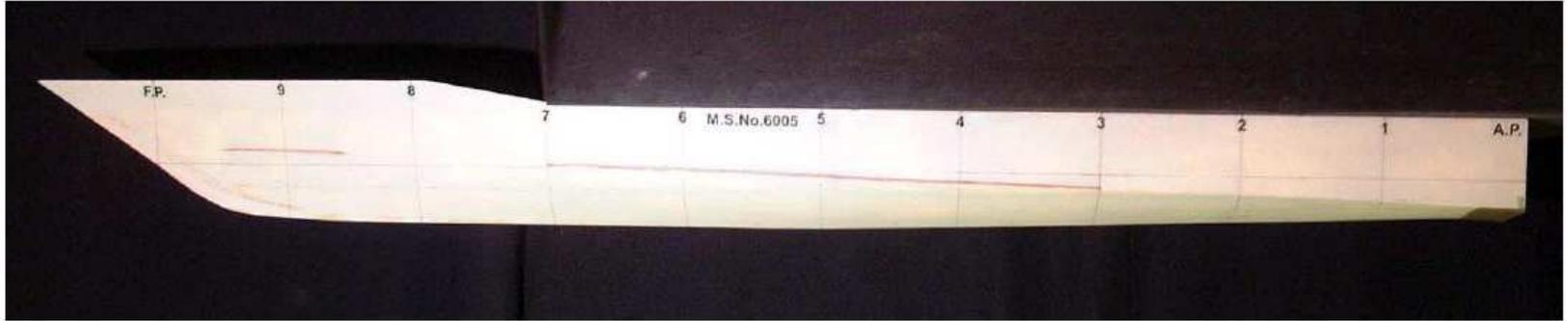


Fig. 5.7(a) Model

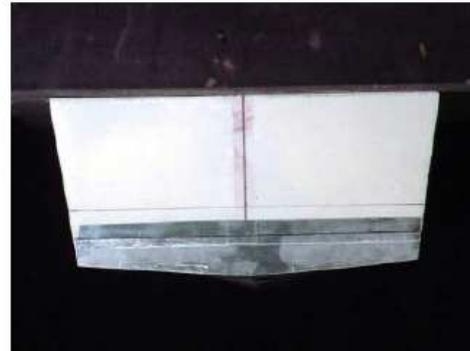
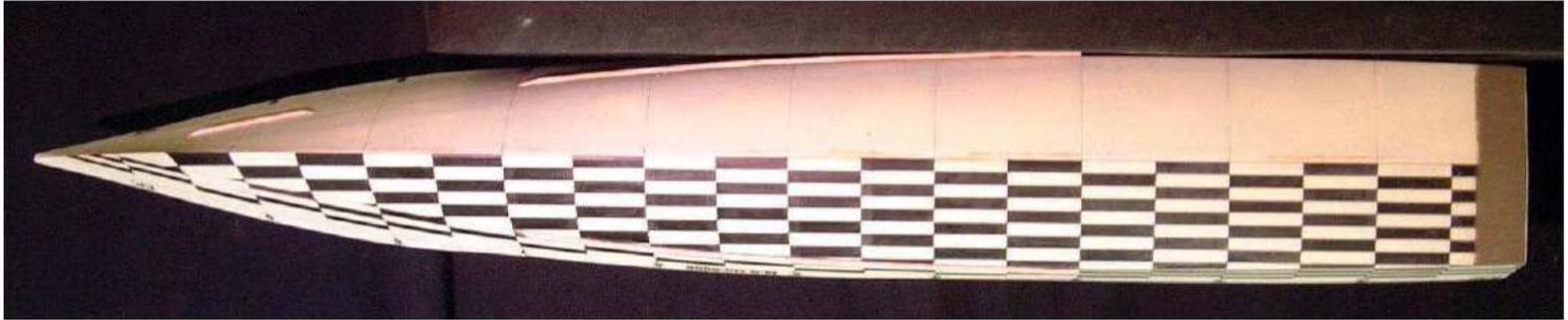


Fig. 5.7(b) Model

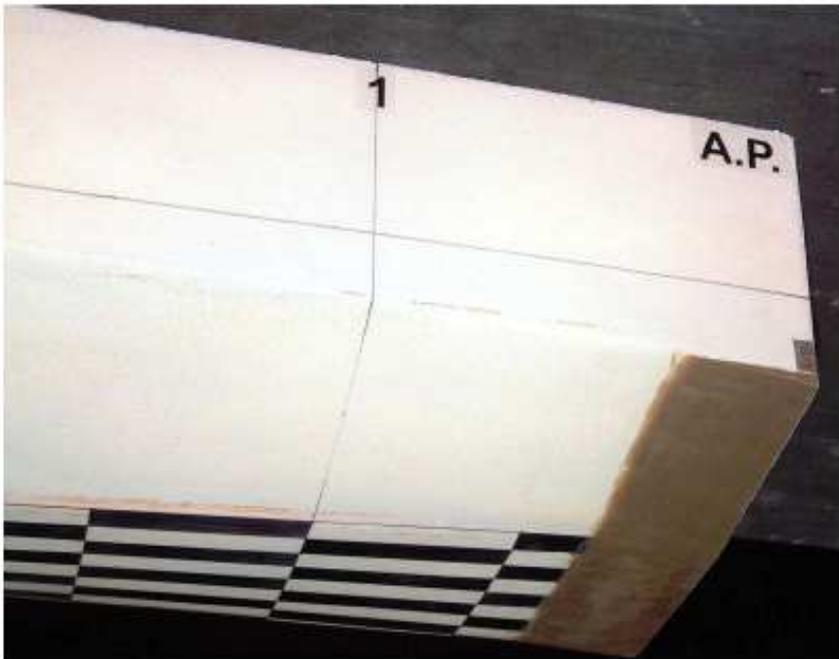
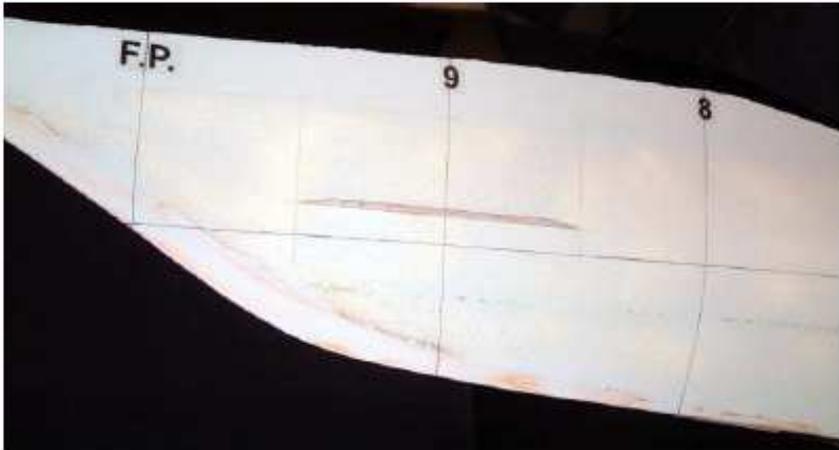


Fig. 5.7(c) Model

SECTIONAL AREA CURVE

M.S.No.6005

DESIGN 
FULL LOAD 

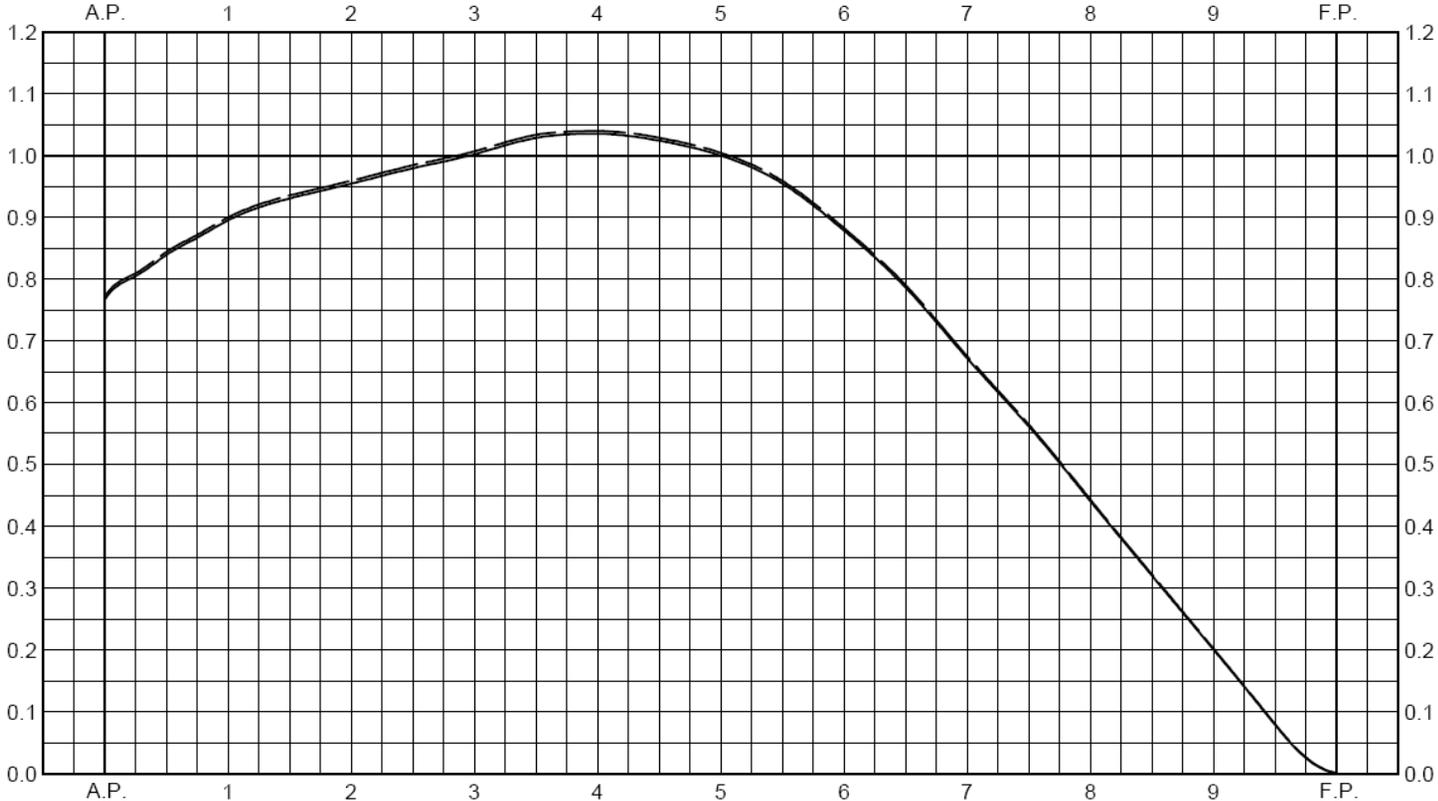


Fig. 5.8 Sectional Area Curve

WATER LINE CURVE

M.S.No.6005

DESIGN ———
FULL LOAD - - -

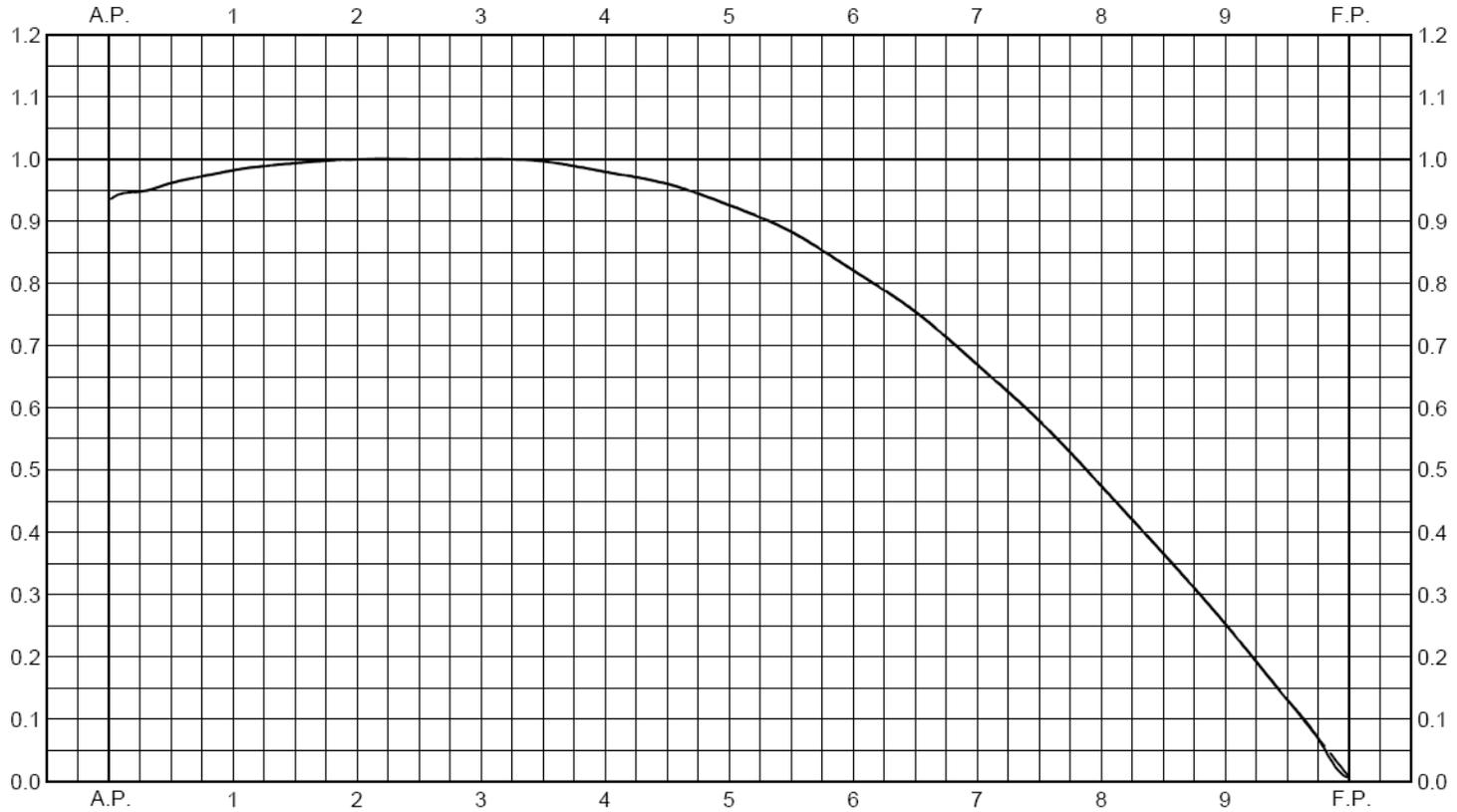


Fig. 5.9 Water Line Curve

Table 5.3 Model Test Result

CONDITION: FULL LOAD

DATE: 2006-01-20

MSN No 6005

L_{pp}(m) = 1.5000 L_{wl}(m) = 1.5000 B(m) = 0.2212 d(m) = 0.06165 LCB(m) = 0.1405 PIF(mm) = 250.0 PIA(mm) = 250.0

W.S.(m²) = 0.324119 Vol.(m³) = 0.0092987 S/2V^{2/3} = 3.664879252 C_f : ITTC1957 MGF(mm) = 750.0 MGA(mm) = 736.0

W.T.(°C) = 11.8 rou = 101.912 nu*10⁶ = 1.24182 K = 0

No.	V(m/s)	Rto(gr)	F _n	Rn*10 ⁻⁶	Ct*103	Cf*103	Cr*103	rR*103	Sf (mm)	Sa (mm)	Sf (%L _{pp})	Sa (%L _{pp})	Sm (%L _{pp})	Trim (deg.)	Fdisp.	Rt/W	W.S.A. ratio	knot
1	0.828	122.6	0.216	1.000	10.827	4.687	6.140	22.501	-0.9	-2.2	-0.06	-0.15	-0.10	0.10	0.577	0.0132	1.000	10.1
2	0.828	121.9	0.216	1.000	10.765	4.687	6.078	22.274	-0.9	-2.2	-0.06	-0.15	-0.10	0.10	0.577	0.0131	1.000	10.1
3	0.827	120.9	0.216	0.999	10.700	4.688	6.012	22.033	-0.9	-2.2	-0.06	-0.15	-0.10	0.10	0.576	0.0130	1.000	10.1
4	0.824	121.7	0.215	0.996	10.843	4.692	6.151	22.543	-0.9	-2.2	-0.06	-0.15	-0.10	0.10	0.574	0.0131	1.000	10.0
5	1.017	192.6	0.265	1.229	11.272	4.485	6.787	24.874	-0.9	-2.6	-0.06	-0.18	-0.12	0.10	0.708	0.0207	1.000	12.4
6	1.014	188.9	0.265	1.225	11.115	4.487	6.628	24.290	-1.3	-3.1	-0.09	-0.20	-0.15	0.10	0.706	0.0203	1.000	12.4
7	1.018	191.3	0.266	1.230	11.176	4.484	6.692	24.525	-0.9	-3.1	-0.06	-0.20	-0.13	0.10	0.709	0.0206	1.000	12.4
8	1.017	192.9	0.265	1.229	11.290	4.485	6.805	24.939	-1.3	-3.1	-0.09	-0.20	-0.15	0.10	0.708	0.0208	1.000	12.4
9	1.017	192.1	0.265	1.229	11.243	4.485	6.758	24.767	-0.4	-2.6	-0.03	-0.18	-0.10	0.10	0.708	0.0207	1.000	12.4
10	1.017	193.5	0.265	1.229	11.325	4.485	6.840	25.067	0.0	-2.2	0.00	-0.15	-0.07	0.10	0.708	0.0208	1.000	12.4
11	1.016	188.9	0.265	1.227	11.075	4.486	6.590	24.150	0.0	-1.8	0.00	-0.12	-0.06	0.10	0.708	0.0203	1.000	12.4
12	1.228	301.7	0.320	1.484	12.107	4.310	7.797	28.576	1.7	-3.5	0.12	-0.24	-0.06	0.20	0.855	0.0325	1.000	15.0
13	1.230	302.1	0.321	1.486	12.088	4.309	7.779	28.507	-0.4	-4.8	-0.03	-0.32	-0.18	0.20	0.857	0.0325	1.000	15.0
14	1.231	303.1	0.321	1.487	12.110	4.308	7.801	28.590	2.6	-2.7	0.17	-0.18	0.00	0.20	0.857	0.0326	1.000	15.0
15	1.229	304.3	0.321	1.485	12.194	4.310	7.884	28.894	3.9	-2.2	0.26	-0.15	0.06	0.20	0.856	0.0327	1.000	15.0
16	1.229	299.2	0.321	1.485	11.989	4.310	7.680	28.145	2.2	-3.1	0.15	-0.21	-0.03	0.20	0.856	0.0322	1.000	15.0
17	1.231	301.8	0.321	1.487	12.058	4.308	7.749	28.400	1.7	-3.5	0.12	-0.24	-0.06	0.20	0.857	0.0325	1.000	15.0
18	1.450	399.4	0.378	1.751	11.506	4.165	7.341	26.904	2.2	-8.4	0.15	-0.56	-0.21	0.40	1.010	0.0430	1.000	17.7
19	1.452	404.2	0.379	1.753	11.615	4.164	7.451	27.307	2.6	-9.3	0.17	-0.62	-0.22	0.40	1.011	0.0435	1.000	17.7
20	1.450	412.8	0.378	1.751	11.892	4.165	7.727	28.319	2.2	-9.7	0.15	-0.65	-0.25	0.50	1.010	0.0444	1.000	17.7

No.	V(m/s)	Rto(gr)	Fn	Rn*10-6	Ct*103	Cf*103	Cr*103	rR*103	Sf (mm)	Sa (mm)	Sf (%Lpp)	Sa (%Lpp)	Sm (%Lpp)	Trim (deg.)	Fdisp.	Rt/W	W.S.A. ratio	knot
21	1.453	397.8	0.379	1.756	11.403	4.163	7.239	26.532	2.2	-8.4	0.15	-0.56	-0.21	0.40	1.012	0.0428	1.000	17.7
22	1.450	397.5	0.378	1.751	11.452	4.165	7.286	26.703	2.6	-8.0	0.17	-0.53	-0.18	0.40	1.010	0.0428	1.000	17.7
23	1.452	398.1	0.379	1.754	11.426	4.164	7.262	26.614	2.6	-8.0	0.17	-0.53	-0.18	0.40	1.011	0.0428	1.000	17.7
24	1.452	397.5	0.379	1.753	11.423	4.164	7.258	26.601	2.2	-8.4	0.15	-0.56	-0.21	0.40	1.011	0.0428	1.000	17.7
25	1.638	533.4	0.427	1.979	12.032	4.063	7.969	29.207	7.0	-15.9	0.47	-1.06	-0.30	0.90	1.141	0.0574	1.000	20.0
26	1.639	534.3	0.428	1.980	12.039	4.063	7.977	29.234	7.9	-15.9	0.52	-1.06	-0.27	0.90	1.142	0.0575	1.000	20.0
27	1.639	535.4	0.428	1.980	12.064	4.063	8.001	29.324	7.4	-16.8	0.49	-1.12	-0.31	0.90	1.142	0.0576	1.000	20.0
28	1.641	532.1	0.428	1.982	11.963	4.062	7.901	28.957	7.9	-15.9	0.52	-1.06	-0.27	0.90	1.143	0.0573	1.000	20.0
29	1.852	720.4	0.483	2.237	12.720	3.964	8.756	32.088	23.1	-22.7	1.54	-1.51	0.01	1.70	1.290	0.0775	1.000	22.6
30	1.855	728.0	0.484	2.241	12.803	3.963	8.841	32.400	23.5	-23.1	1.57	-1.54	0.01	1.80	1.292	0.0783	1.000	22.6
31	1.855	723.2	0.484	2.241	12.719	3.963	8.756	32.091	23.1	-22.7	1.54	-1.51	0.01	1.70	1.292	0.0778	1.000	22.6
32	1.855	729.9	0.484	2.241	12.837	3.963	8.874	32.522	24.0	-23.1	1.60	-1.54	0.03	1.80	1.292	0.0785	1.000	22.6
33	2.076	763.4	0.541	2.507	10.730	3.875	6.854	25.121	22.2	-21.8	1.48	-1.45	0.02	1.70	1.445	0.0821	1.000	25.3
34	2.076	776.5	0.542	2.508	10.904	3.875	7.029	25.761	25.3	-21.8	1.68	-1.45	0.12	1.80	1.446	0.0836	1.000	25.3
35	2.076	767.9	0.541	2.507	10.793	3.875	6.918	25.352	24.0	-22.2	1.60	-1.48	0.06	1.70	1.445	0.0826	1.000	25.3
36	2.075	757.6	0.541	2.506	10.658	3.876	6.782	24.855	21.4	-22.2	1.42	-1.48	-0.03	1.60	1.445	0.0815	1.000	25.3
37	2.074	779.4	0.541	2.505	10.974	3.876	7.098	26.013	26.1	-21.8	1.74	-1.45	0.14	1.80	1.444	0.0839	1.000	25.3
38	2.262	814.6	0.590	2.732	9.641	3.811	5.831	21.369	24.0	-20.0	1.60	-1.34	0.13	1.70	1.575	0.0877	1.000	27.6
39	2.264	812.1	0.590	2.734	9.596	3.810	5.786	21.206	23.5	-20.0	1.57	-1.330	0.12	1.60	1.576	0.0874	1.000	27.6
40	2.261	813.4	0.590	2.731	9.635	3.811	5.824	21.345	23.1	-21.3	1.54	-1.42	0.06	1.70	1.574	0.0875	1.000	27.6
41	2.236	803.9	0.583	2.701	9.735	3.819	5.916	21.680	26.6	-18.7	1.77	-1.25	0.26	1.70	1.557	0.0865	1.000	27.3
42	2.262	820.2	0.590	2.732	9.708	3.811	5.897	21.612	25.7	-19.6	1.71	-1.31	0.20	1.70	1.575	0.0883	1.000	27.6
43	2.479	875.4	0.647	2.995	8.622	3.743	4.879	17.881	24.4	-17.8	1.63	-1.19	0.22	1.60	1.727	0.0942	1.000	30.2
44	2.478	881.8	0.646	2.994	8.691	3.743	4.948	18.135	23.5	-19.6	1.57	-1.31	0.13	1.60	1.726	0.0949	1.000	30.2
45	2.475	881.3	0.645	2.989	8.712	3.744	4.968	18.208	22.7	-20.5	1.51	-1.36	0.07	1.60	1.723	0.0948	1.000	30.2
46	2.477	882.1	0.646	2.992	8.707	3.744	4.964	18.191	22.7	-20.0	1.51	-1.33	0.09	1.60	1.725	0.0949	1.000	30.2
47	2.483	869.0	0.648	2.999	8.534	3.742	4.792	17.562	26.1	-16.1	1.74	-1.07	0.33	1.60	1.729	0.0935	1.000	30.3
48	2.482	871.7	0.647	2.998	8.567	3.742	4.824	17.681	25.3	-17.0	1.68	-1.13	0.28	1.60	1.728	0.0938	1.000	30.3
49	2.479	876.3	0.647	2.995	8.631	3.743	4.888	17.914	24.4	-18.3	1.63	-1.22	0.20	1.60	1.727	0.0943	1.000	30.2
50	2.483	880.2	0.648	2.999	8.644	3.742	4.902	17.965	23.1	-20.0	1.54	-1.33	0.10	1.60	1.729	0.0947	1.000	30.3

No.	V(m/s)	Rto(gr)	Fn	Rn*10-6	Ct*103	Cf*103	Cr*103	rR*103	Sf (mm)	Sa (mm)	Sf (%Lpp)	Sa (%Lpp)	Sm (%Lpp)	Trim (deg.)	Fdisp.	Rt/W	W.S.A. ratio	knot
51	2.694	964.5	0.703	3.255	8.044	3.683	4.361	15.981	23.5	-19.1	1.57	-1.28	0.15	1.60	1.876	0.1038	1.000	32.8
52	2.694	963.4	0.703	3.254	8.040	3.683	4.357	15.967	24.0	-18.3	1.60	-1.22	0.19	1.60	1.876	0.1037	1.000	32.8
53	2.687	947.1	0.701	3.246	7.942	3.685	4.257	15.601	24.8	-16.1	1.66	-1.07	0.29	1.50	1.871	0.1019	1.000	32.8
54	2.693	956.3	0.702	3.252	7.986	3.684	4.303	15.769	24.0	-18.3	1.60	-1.22	0.19	1.60	1.875	0.1029	1.000	32.8
55	2.694	963.6	0.703	3.254	8.042	3.683	4.358	15.973	23.5	-19.1	1.57	-1.28	0.15	1.60	1.876	0.1037	1.000	32.8
56	2.671	938.7	0.697	3.226	7.969	3.690	4.280	15.685	24.4	-17.0	1.63	-1.13	0.25	1.50	1.860	0.1010	1.000	32.6
57	2.694	955.3	0.703	3.254	7.973	3.683	4.289	15.719	24.0	-18.3	1.60	-1.22	0.19	1.60	1.876	0.1028	1.000	32.8
58	2.909	1009.7	0.759	3.513	7.226	3.630	3.596	13.180	25.7	-12.6	1.71	-0.84	0.44	1.40	2.026	0.1086	1.000	35.5
59	2.898	1024.4	0.756	3.500	7.387	3.632	3.755	13.761	24.8	-14.8	1.66	-0.98	0.34	1.50	2.018	0.1102	1.000	35.3
60	2.911	1010.3	0.759	3.516	7.221	3.629	3.592	13.164	25.7	-12.1	1.71	-0.81	0.45	1.40	2.027	0.1087	1.000	35.5
61	2.879	1012.5	0.751	3.478	7.395	3.637	3.758	13.774	24.8	-15.2	1.66	-1.01	0.32	1.50	2.005	0.1089	1.000	35.1
62	2.895	1012.7	0.755	3.497	7.317	3.633	3.684	13.501	25.3	-13.9	1.68	-0.93	0.38	1.50	2.016	0.1090	1.000	35.3
63	3.097	1092.8	0.808	3.741	6.897	3.586	3.311	12.133	25.3	-11.2	1.68	-0.75	0.47	1.40	2.157	0.1176	1.000	37.8
64	3.099	1091.7	0.808	3.744	6.882	3.586	3.296	12.079	24.8	-11.7	1.66	-0.78	0.44	1.40	2.158	0.1175	1.000	37.8
65	3.100	1085.0	0.809	3.745	6.836	3.586	3.250	11.910	25.3	-10.4	1.68	-0.69	0.50	1.40	2.159	0.1168	1.000	37.8
66	3.102	1091.1	0.809	3.747	6.866	3.585	3.280	12.023	25.3	-9.9	1.68	-0.66	0.51	1.40	2.160	0.1174	1.000	37.8
67	3.102	1098.1	0.809	3.747	6.910	3.585	3.325	12.184	24.8	-11.2	1.66	-0.75	0.45	1.40	2.160	0.1182	1.000	37.8
68	3.102	1090.1	0.809	3.747	6.860	3.585	3.274	12.000	24.8	-10.8	1.66	-0.72	0.47	1.40	2.160	0.1173	1.000	37.8
69	3.312	1195.9	0.864	4.000	6.601	3.541	3.060	11.215	24.0	-9.9	1.60	-0.66	0.47	1.30	2.306	0.1287	1.000	40.4
70	3.328	1195.9	0.868	4.019	6.539	3.538	3.001	11.000	24.0	-9.0	1.60	-0.60	0.50	1.30	2.317	0.1287	1.000	40.6
71	3.327	1186.3	0.868	4.018	6.491	3.538	2.952	10.820	24.0	-8.6	1.60	-0.57	0.51	1.20	2.317	0.1277	1.000	40.6
72	3.317	1193.1	0.865	4.007	6.564	3.540	3.024	11.082	24.0	-9.9	1.60	-0.66	0.47	1.30	2.310	0.1284	1.000	40.4
73	3.318	1180.7	0.865	4.008	6.492	3.540	2.952	10.820	24.0	-9.0	1.60	-0.60	0.50	1.30	2.311	0.1270	1.000	40.5
74	3.310	1197.2	0.863	3.998	6.616	3.542	3.074	11.267	24.0	-10.4	1.60	-0.69	0.45	1.30	2.305	0.1288	1.000	40.4
75	3.305	1191.9	0.862	3.993	6.605	3.542	3.063	11.224	24.0	-9.9	1.60	-0.66	0.47	1.30	2.302	0.1283	1.000	40.3
76	3.317	1189.1	0.865	4.006	6.546	3.540	3.005	11.014	24.0	-9.9	1.60	-0.66	0.47	1.30	2.310	0.1280	1.000	40.4
77	3.309	1191.9	0.863	3.997	6.590	3.542	3.049	11.173	24.0	-9.9	1.60	-0.66	0.47	1.30	2.304	0.1283	1.000	40.3
78	3.322	1193.1	0.866	4.013	6.546	3.539	3.007	11.019	24.0	-8.6	1.60	-0.57	0.51	1.20	2.313	0.1284	1.000	40.5

RESISTANCE TEST RESULT
TOTAL RESISTANCE M.S.No.6005

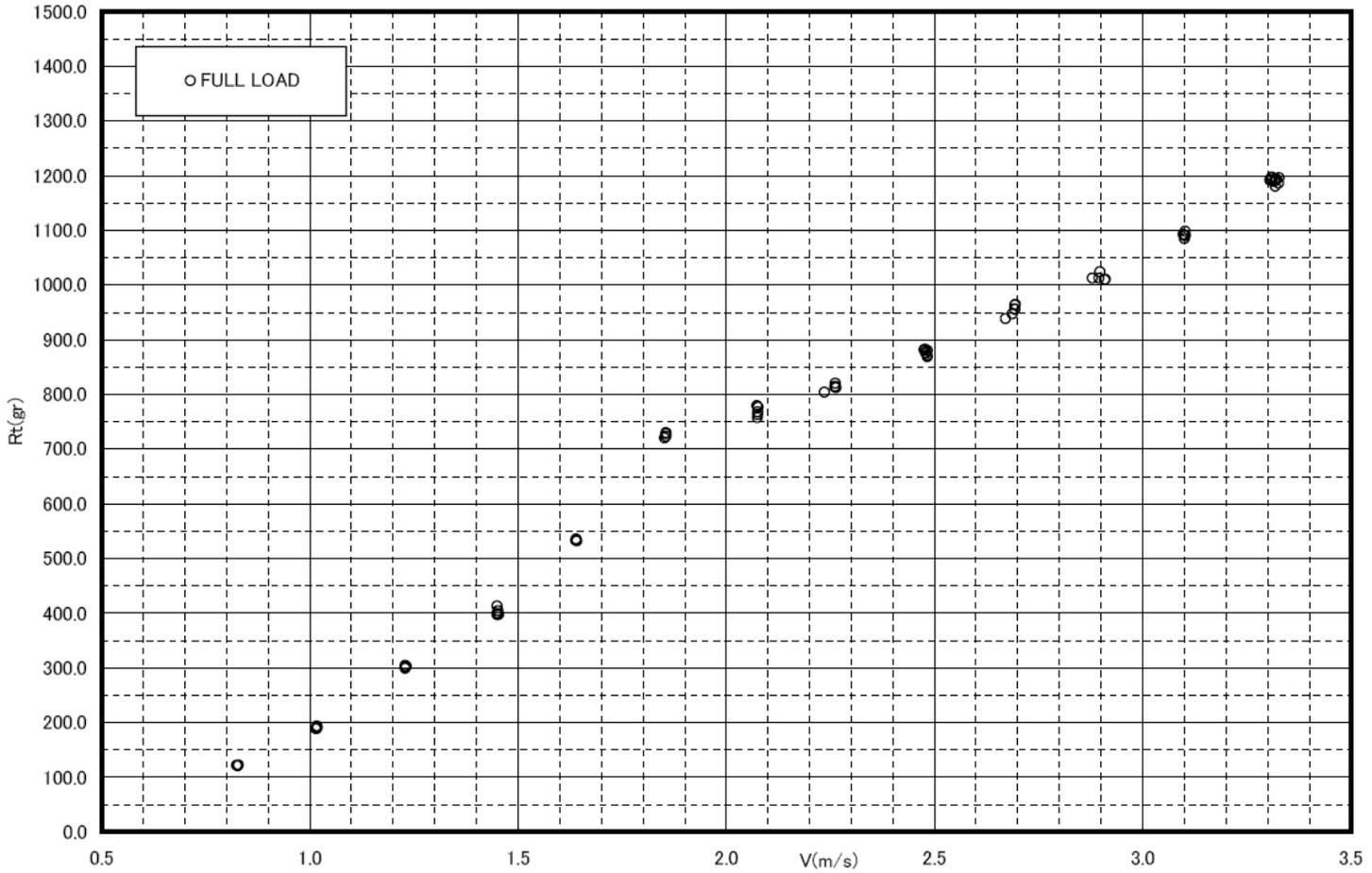


Fig. 5.10 Resistance Test Results(Rt-V)

RESISTANCE TEST RESULT
Rt/▽ M.S.No.6005

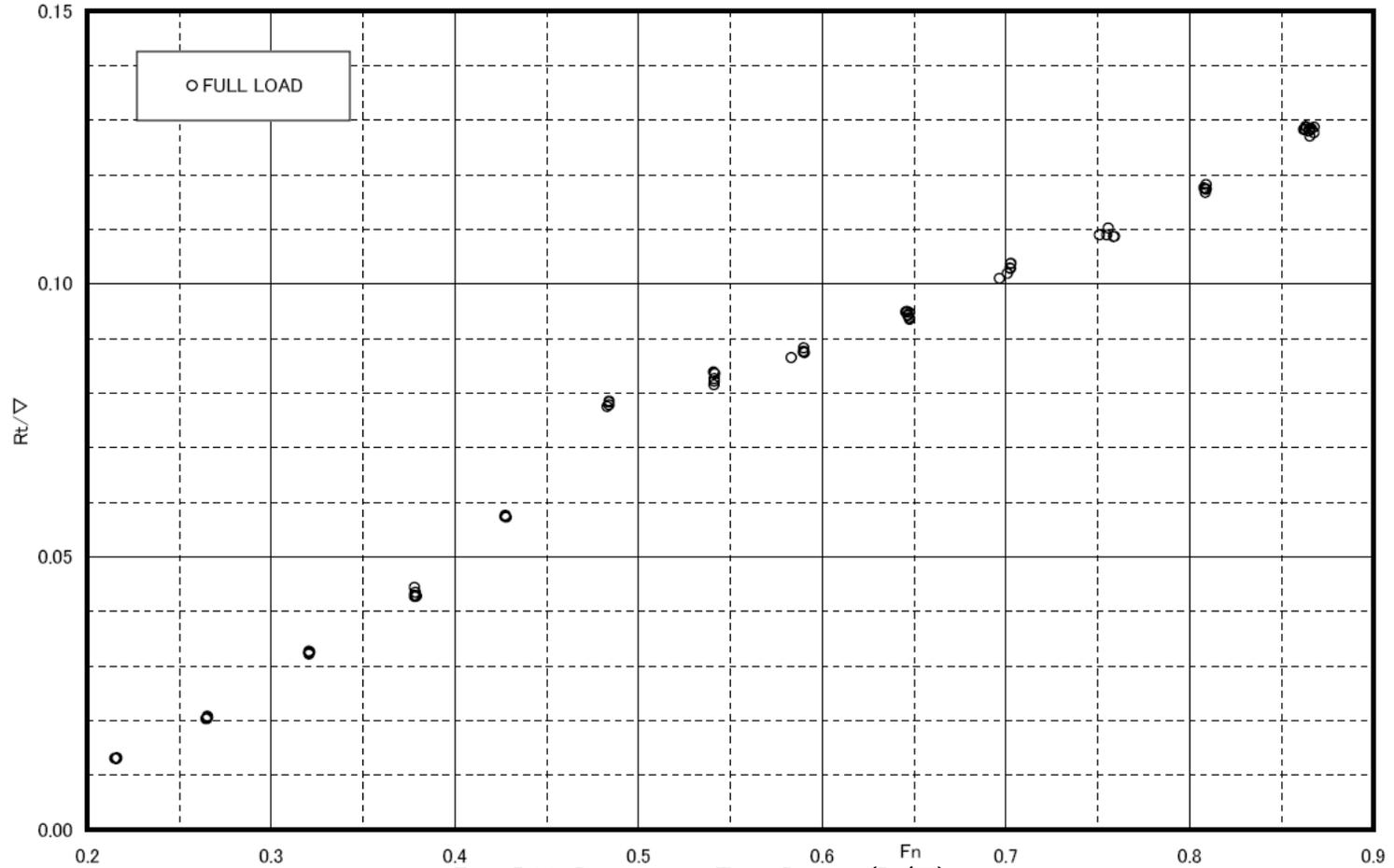


Fig. 5.11 Resistance Test Results(Rt/▽)

RESISTANCE TEST RESULT
TRIM(deg.) M.S.No.6005

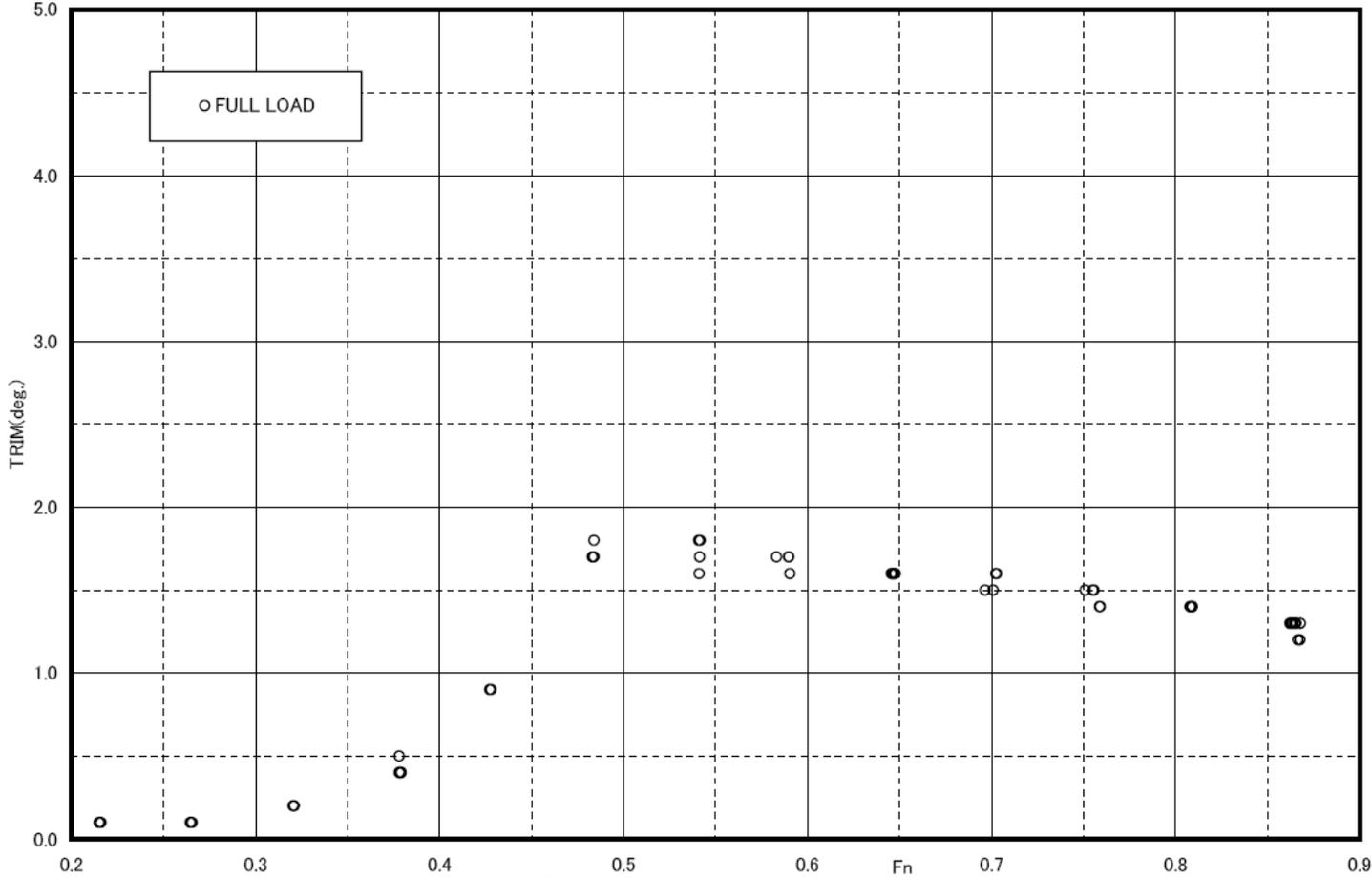


Fig. 5.12 Resistance Test Result(Trim)

RESISTANCE TEST RESULT
 SINKAGE at F.P.(%Lpp) M.S.No.6005

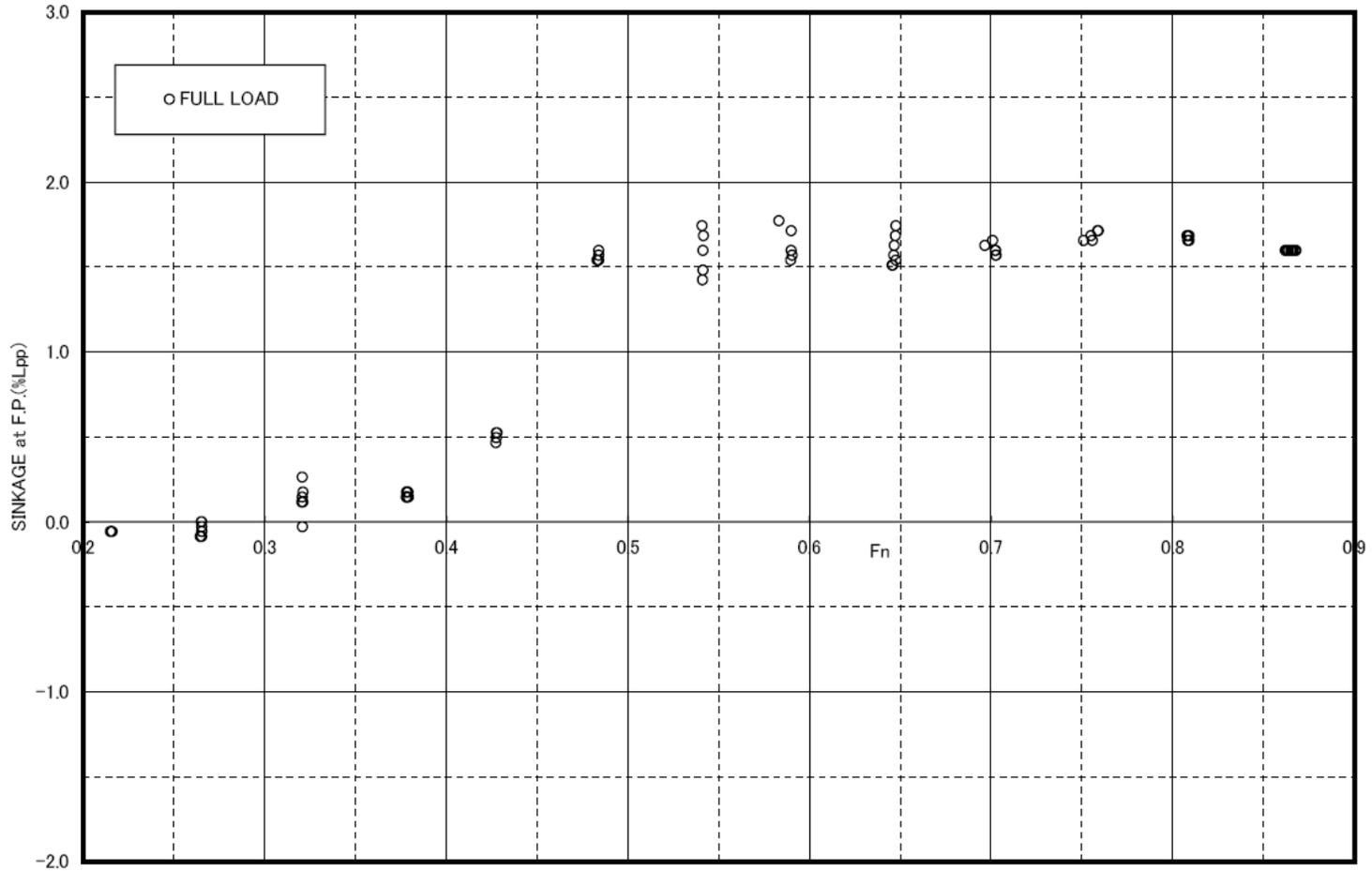


Fig. 5.13 Resistance Test Result(sinkage of F.P)

RESISTANCE TEST RESULT
 SINKAGE at A.P.(%Lpp) M.S.No.6005

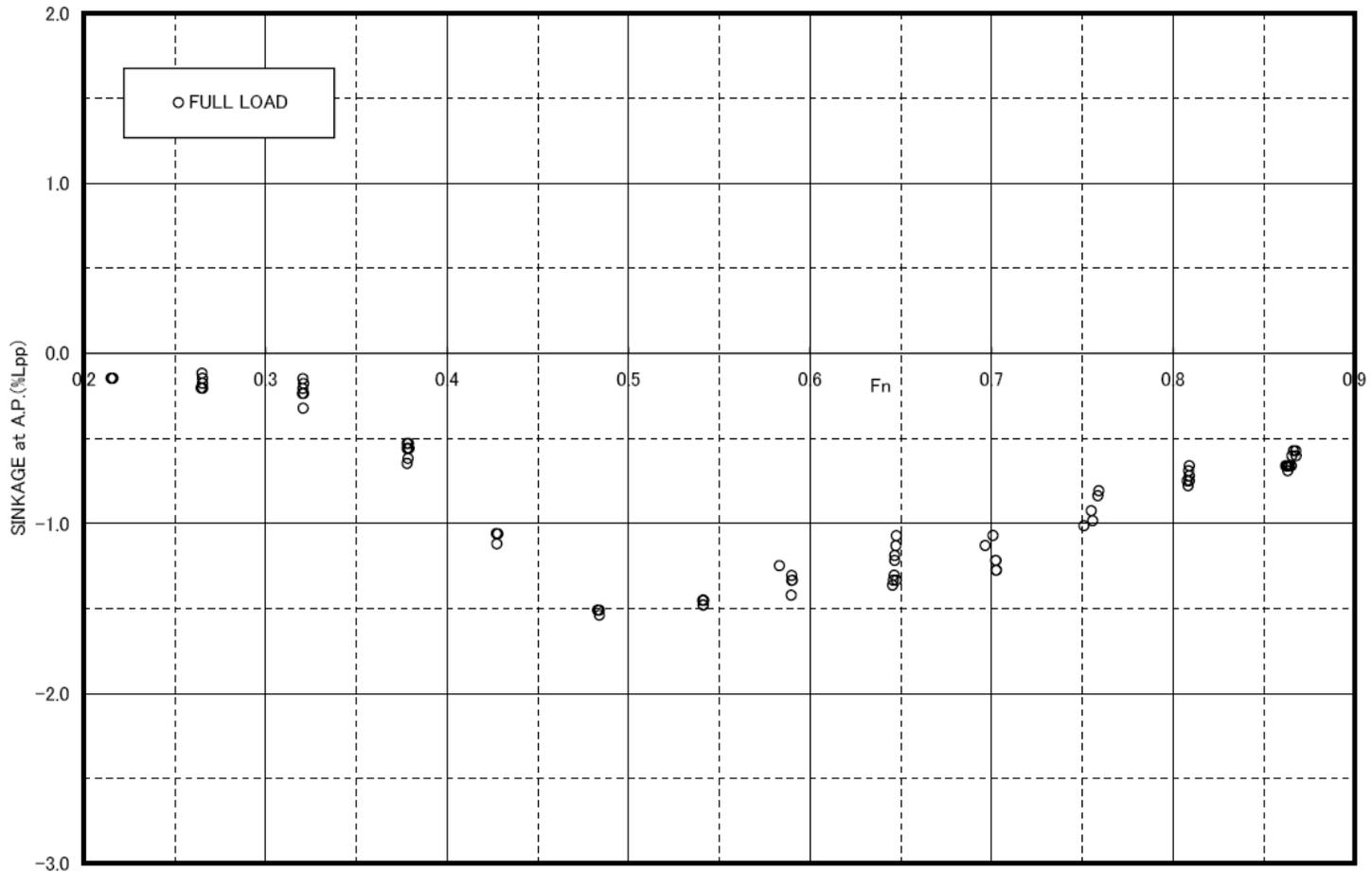


Fig. 5.14 Resistance Test Result(sinkage of A.P)

RESISTANCE TEST RESULT
SINKAGE at S.S.5(%Lpp) M.S.No.6005

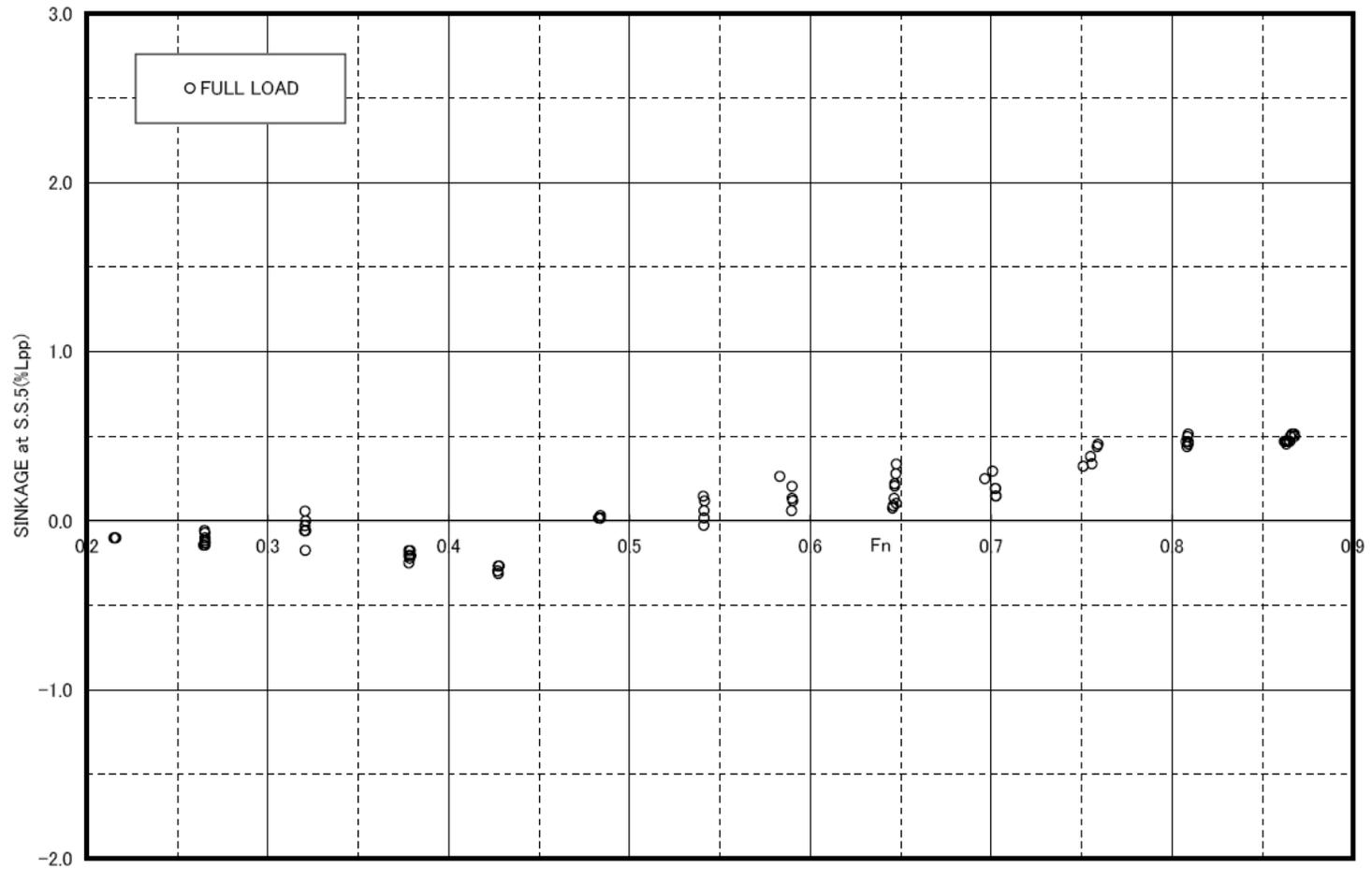


Fig. 5.15 Resistance Test Result(sinkage of S.S5)

RESISTANCE TEST RESULT
TOTAL RESISTANCE COEFFICIENT M.S.No.6005

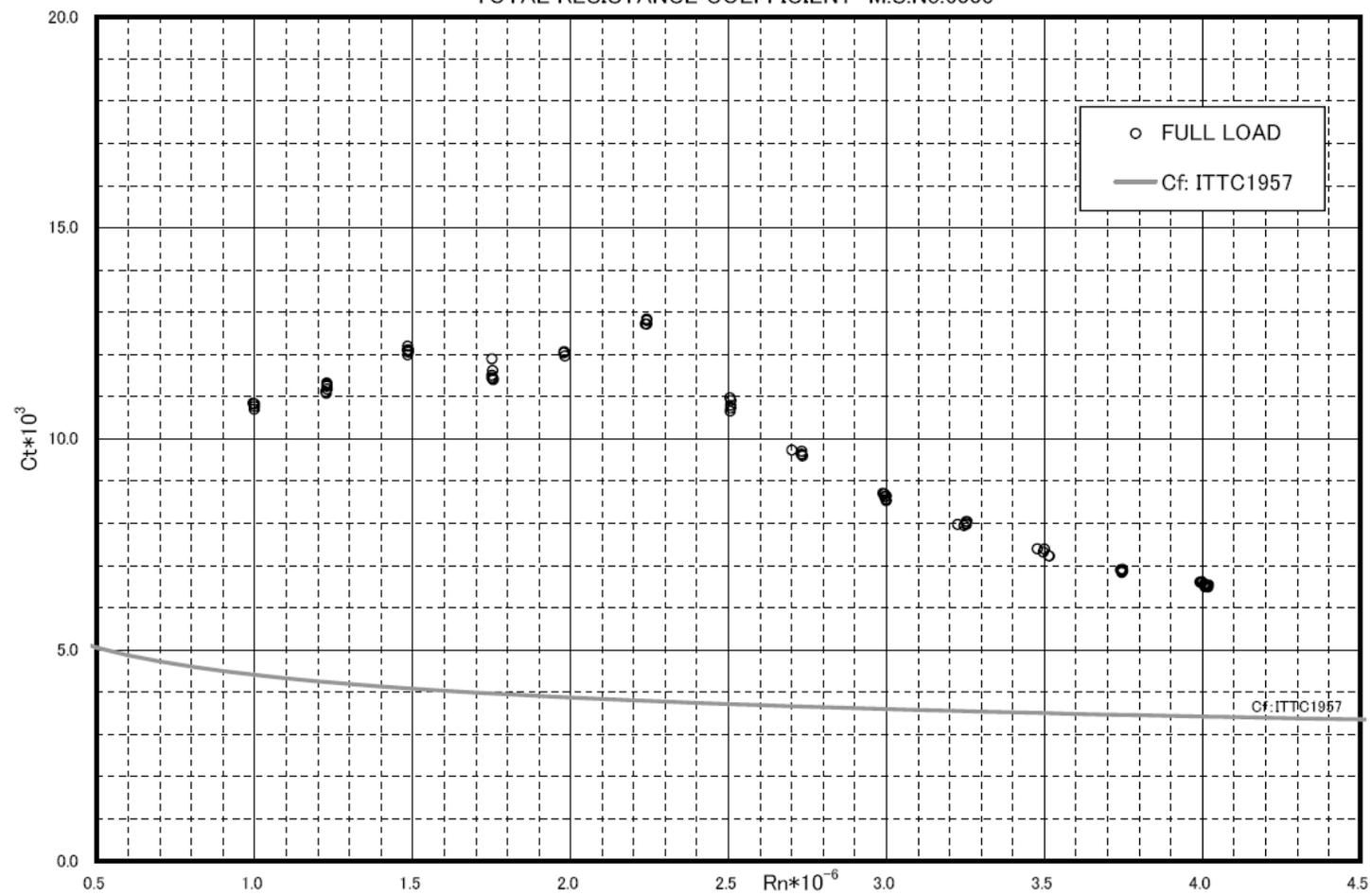


Fig. 5.16 Resistance Test Result(C_t)

RESISTANCE TEST RESULT
RESIDUAL RESISTANCE COEFFICIENT M.S.No.6005

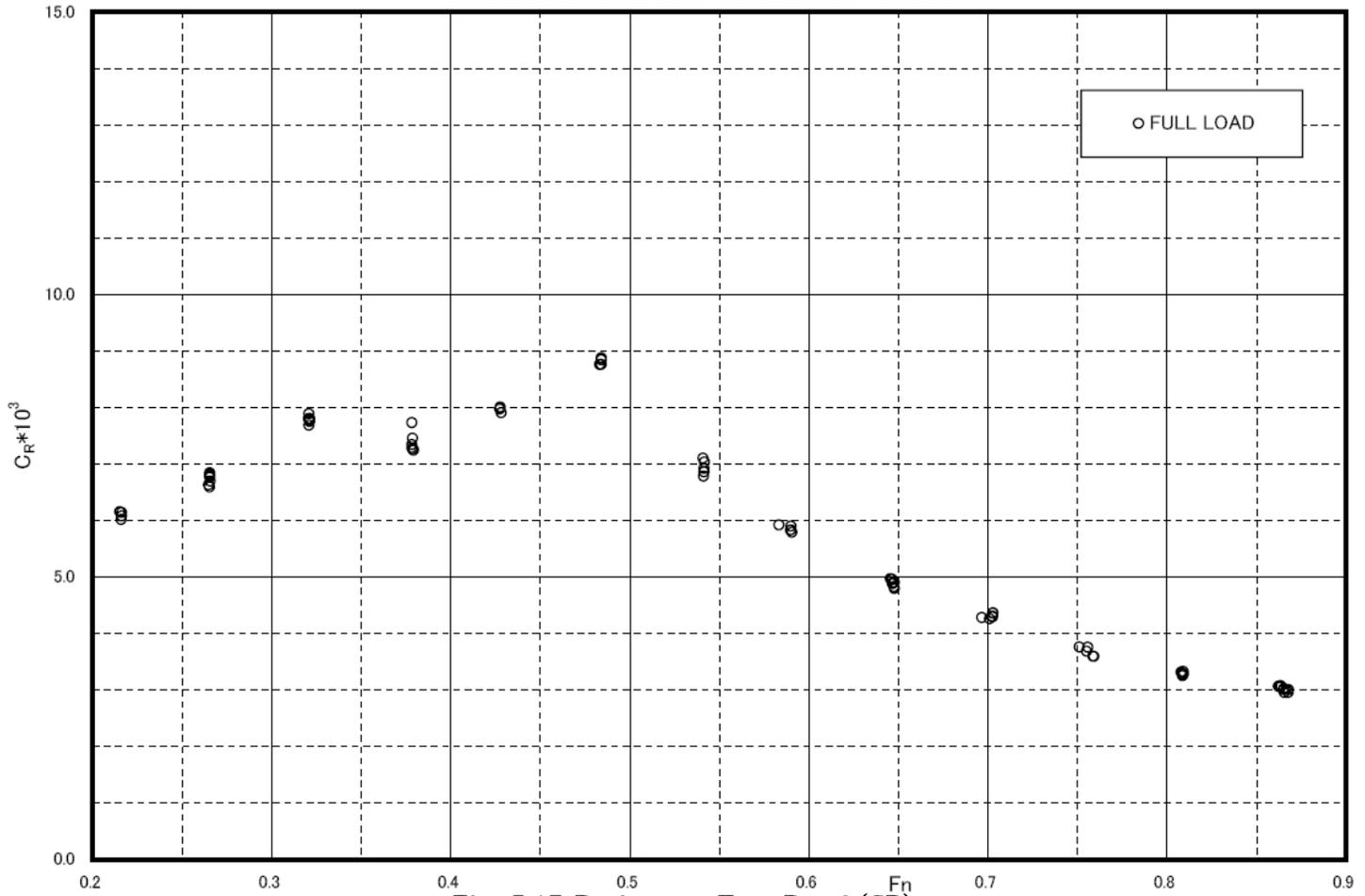


Fig. 5.17 Resistance Test Result(CR)

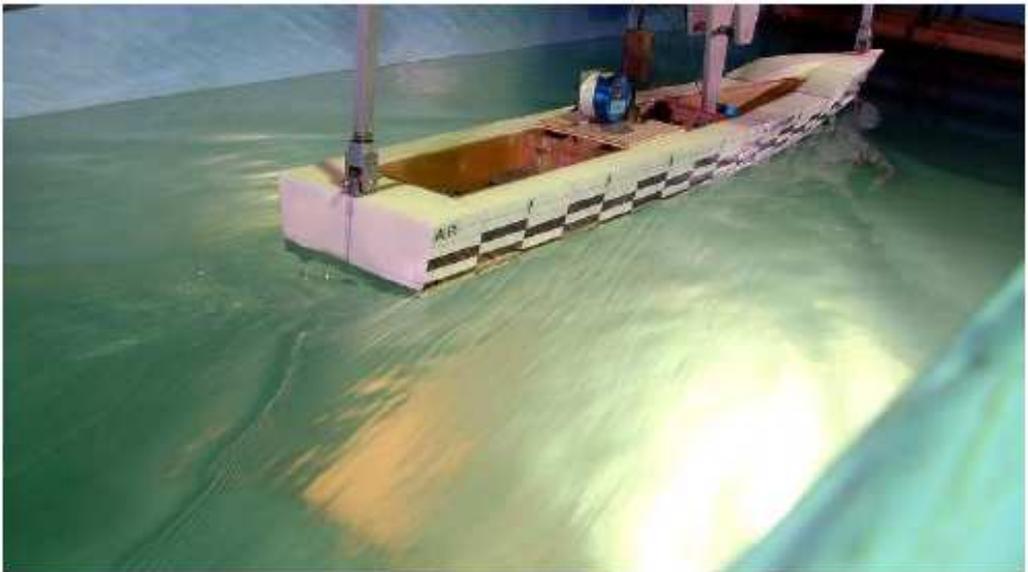
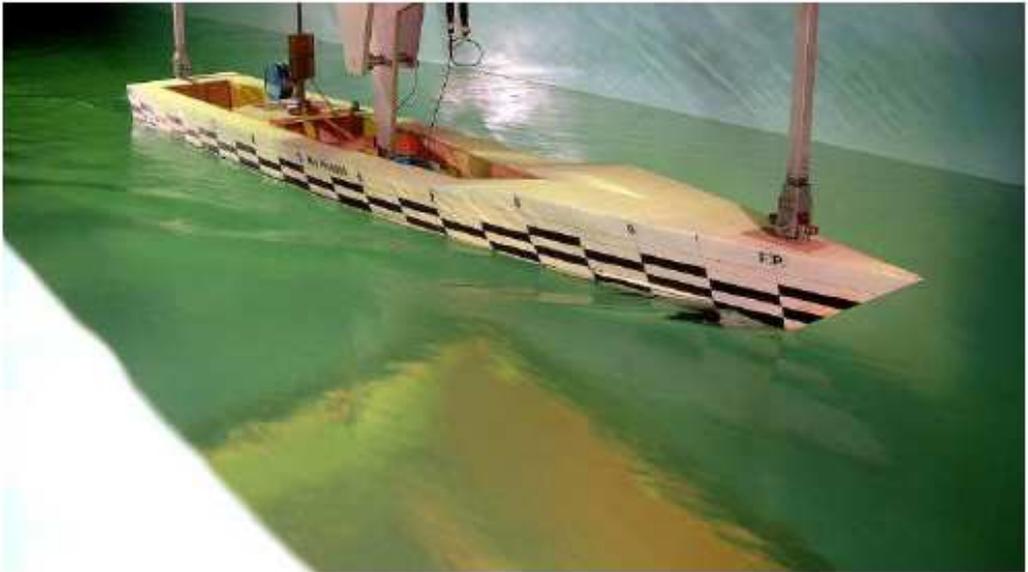


Fig. 5.18 Wave Pattern($V_s = 10.0$ Knot)

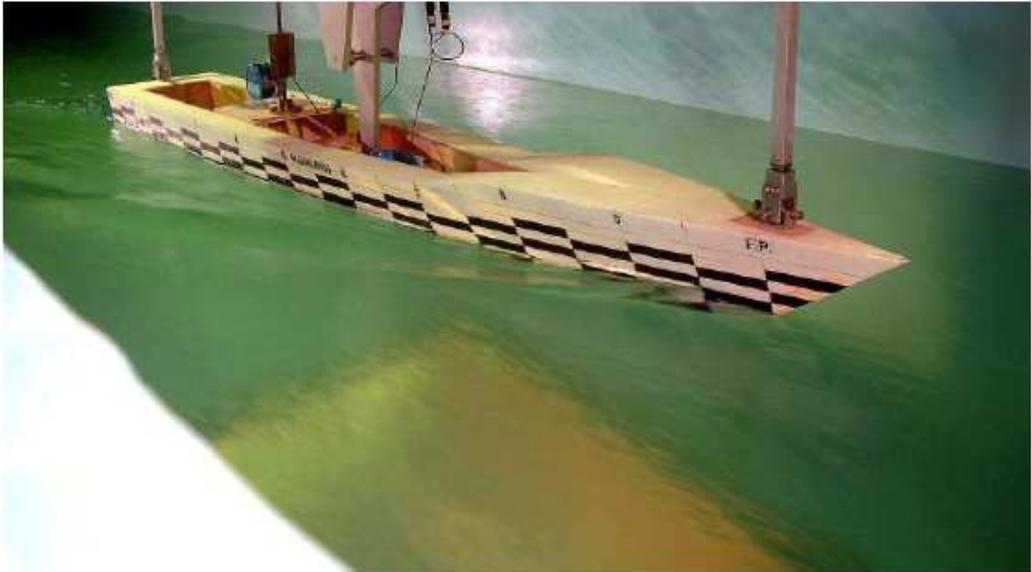


Fig. 5.19 Wave Pattern($V_s = 12.5$ Knot)

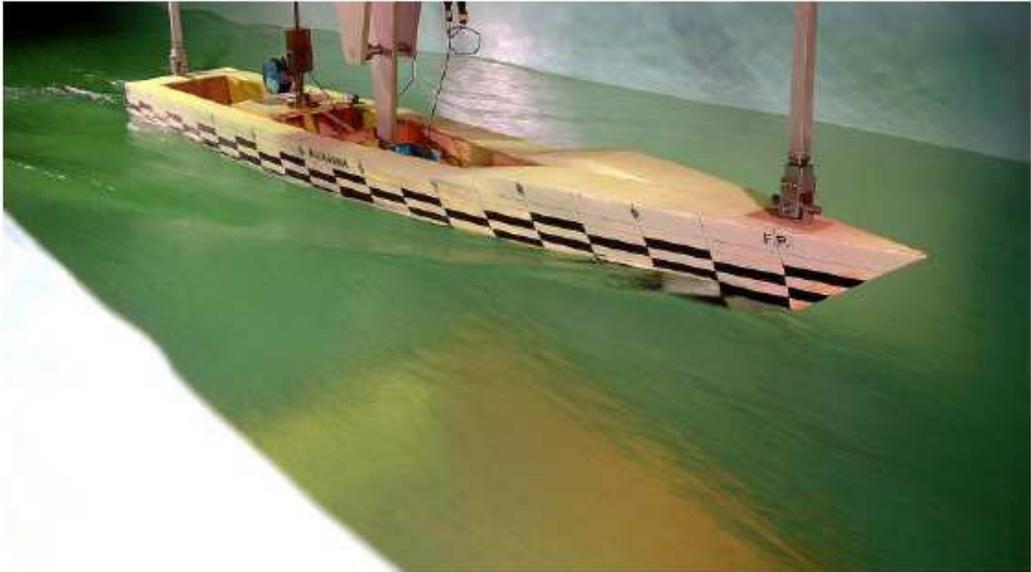


Fig. 5.20 Wave Pattern($V_s = 15.0$ Knot)

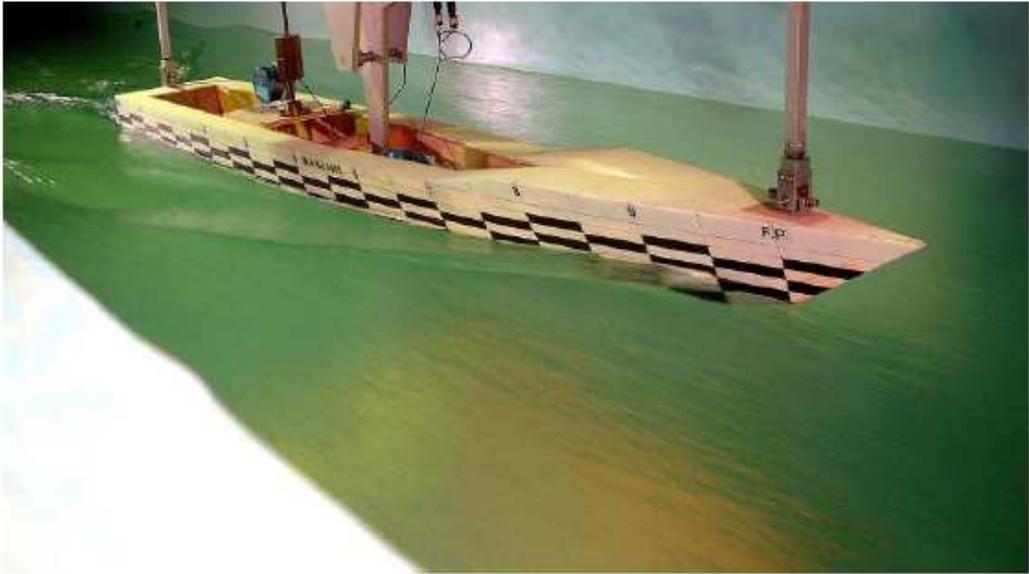


Fig.5.21 Wave Pattern($V_s = 17.5$ Knot)



Fig. 5.22 Wave Pattern($V_s = 20.0$ Knot)

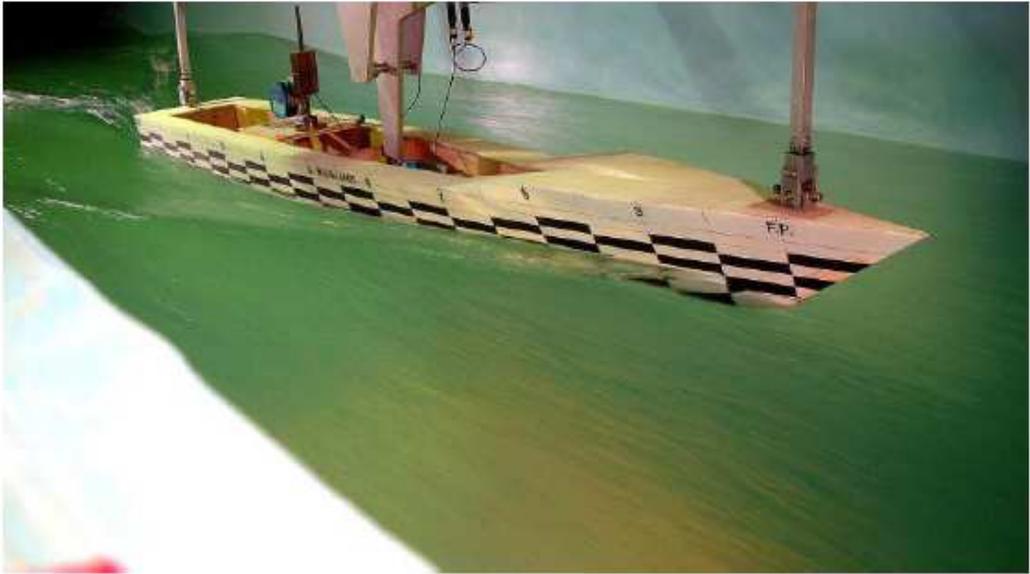


Fig. 5.23 Wave Pattern($V_s = 22.5$ Knot)

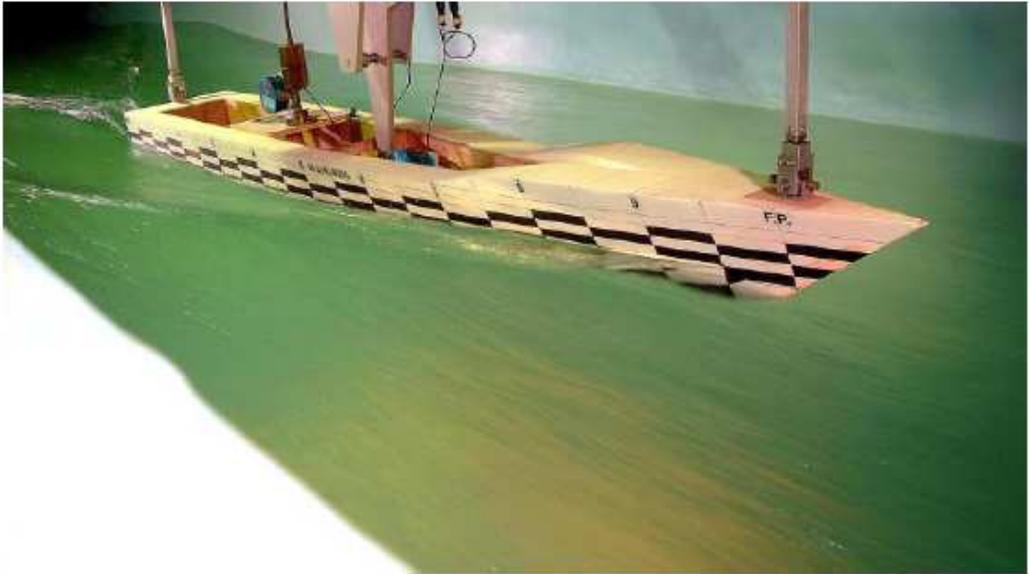


Fig. 5.24 Wave Pattern($V_s = 25.0$ Knot)

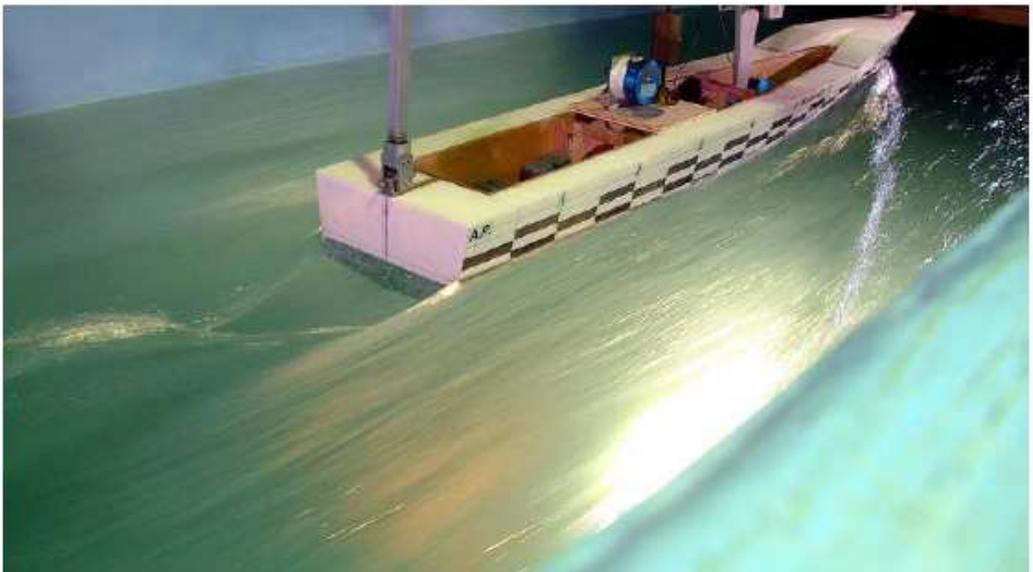
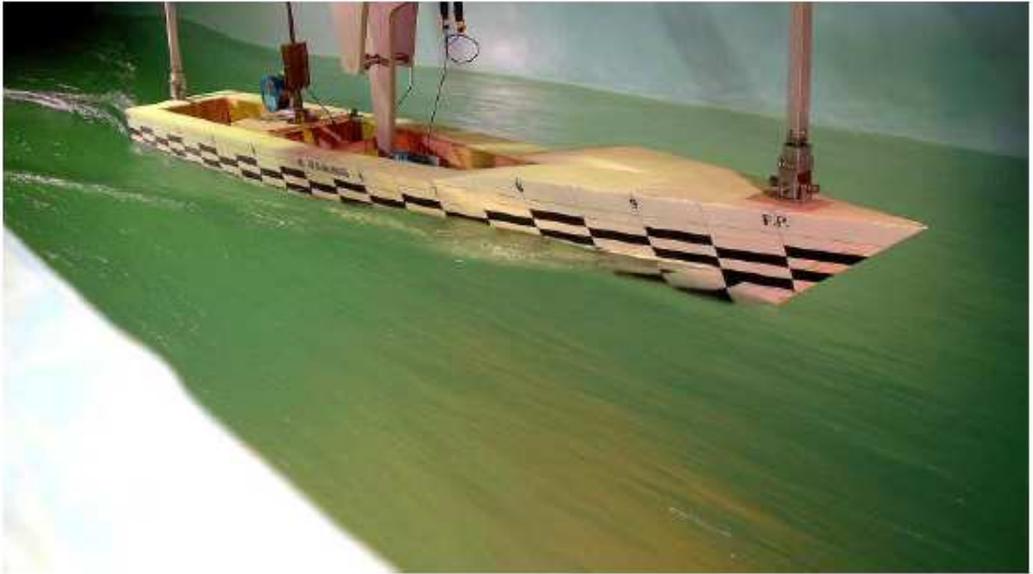


Fig. 5.25 Wave Pattern($V_s = 27.5$ Knot)

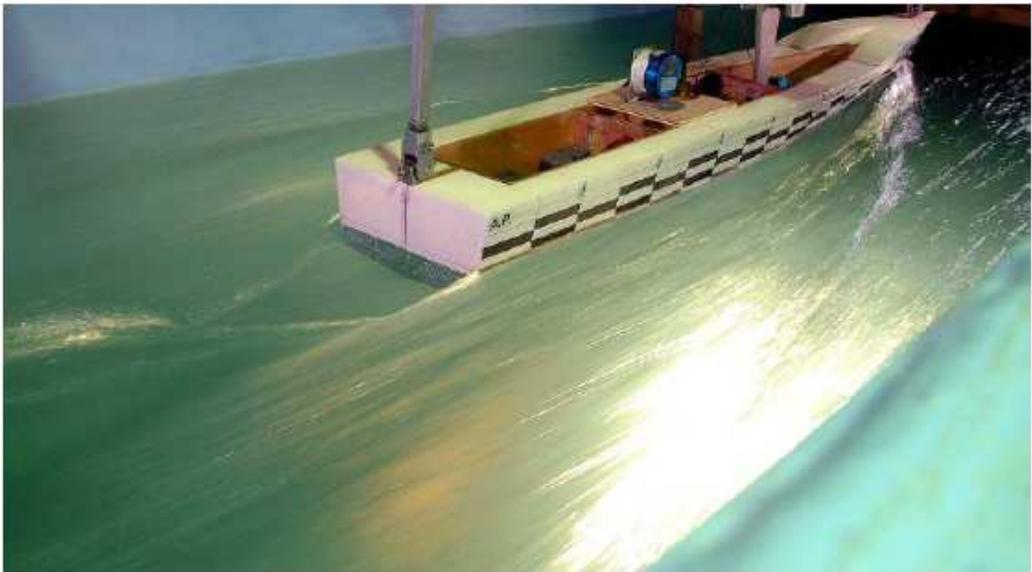
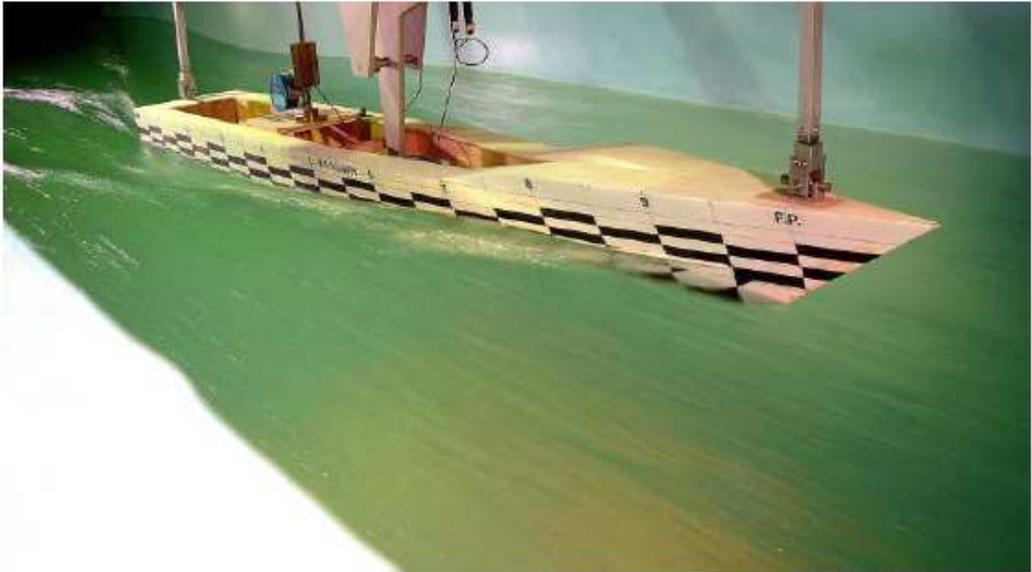


Fig. 5.26 Wave Pattern($V_s = 30.0$ Knot)

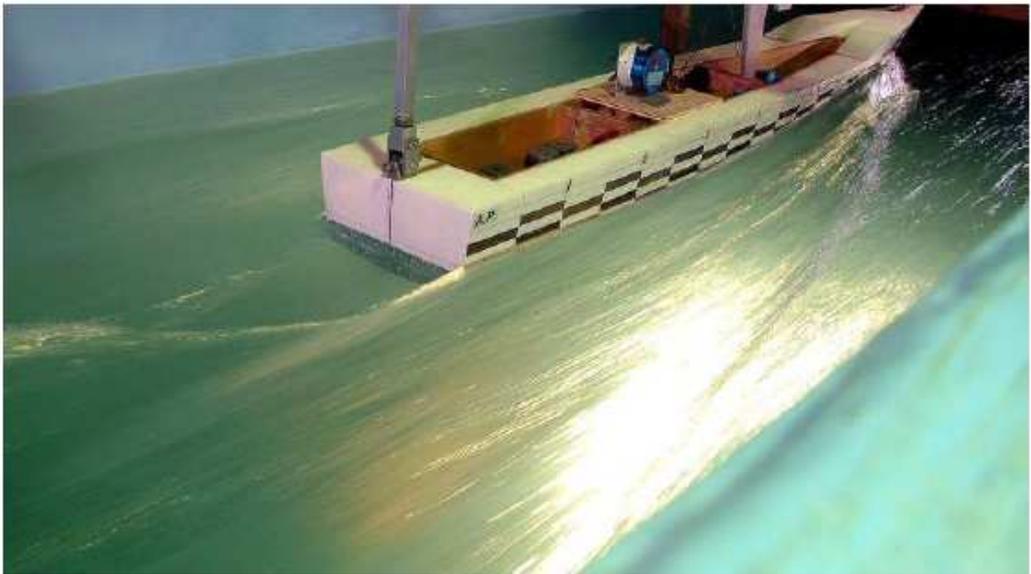
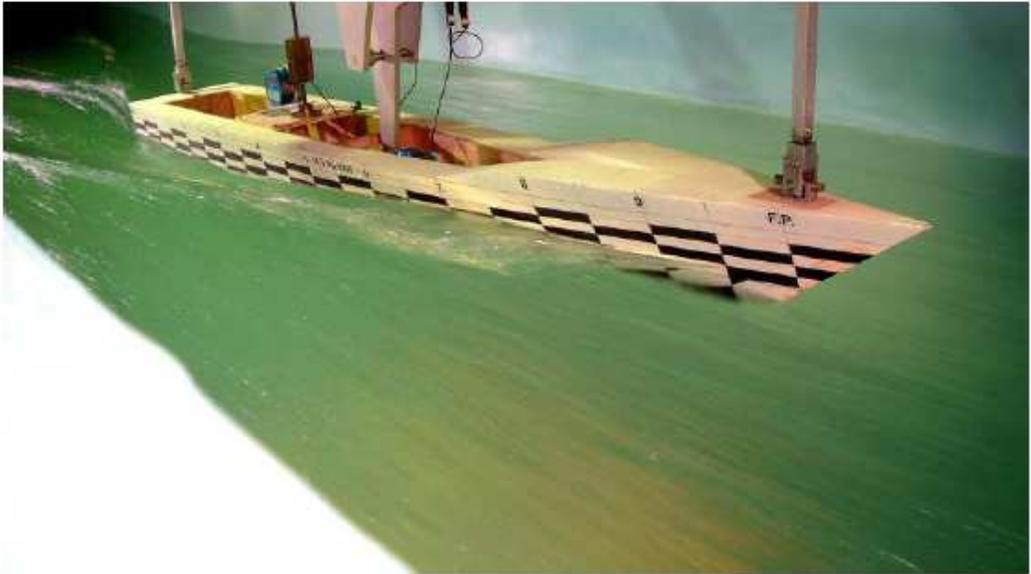


Fig. 5.27 Wave Pattern($V_s = 32.5$ Knot)

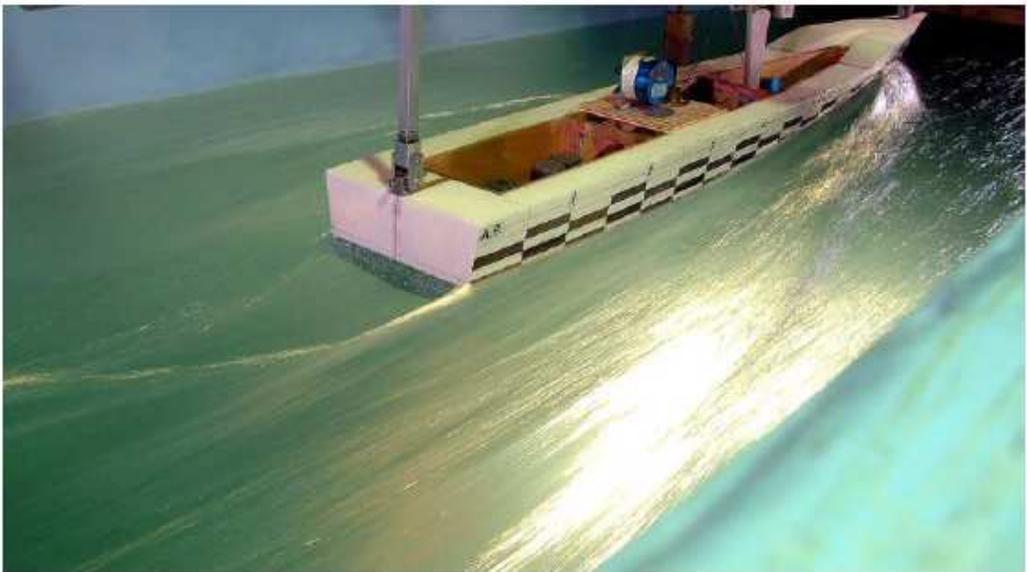
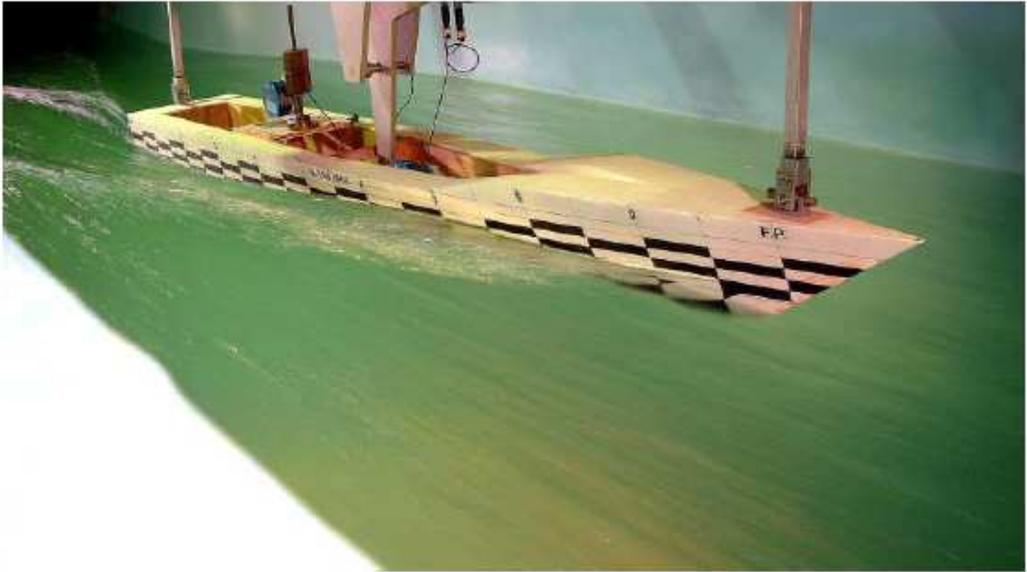


Fig. 5.28 Wave Pattern($V_s = 35.0$ Knot)

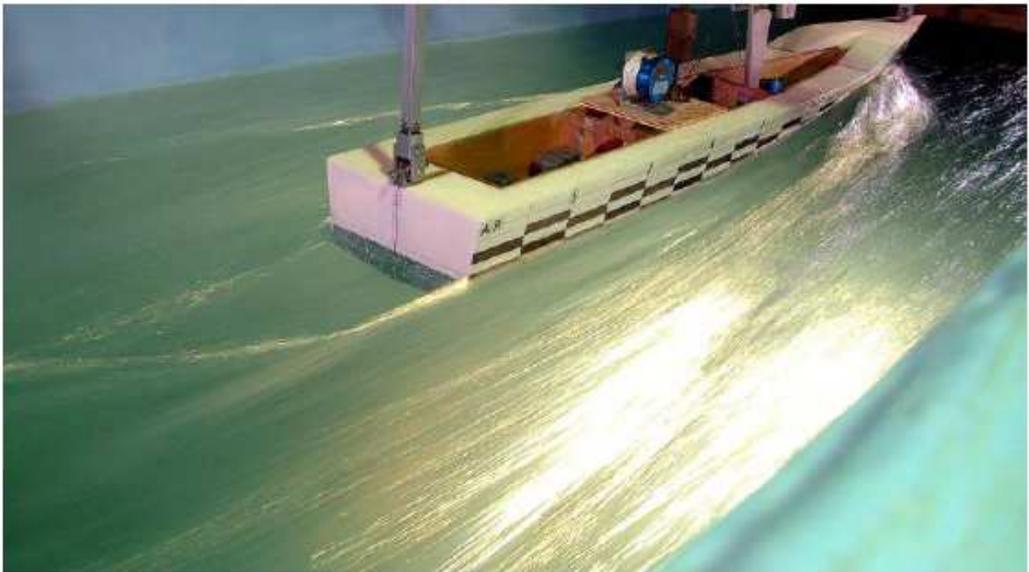
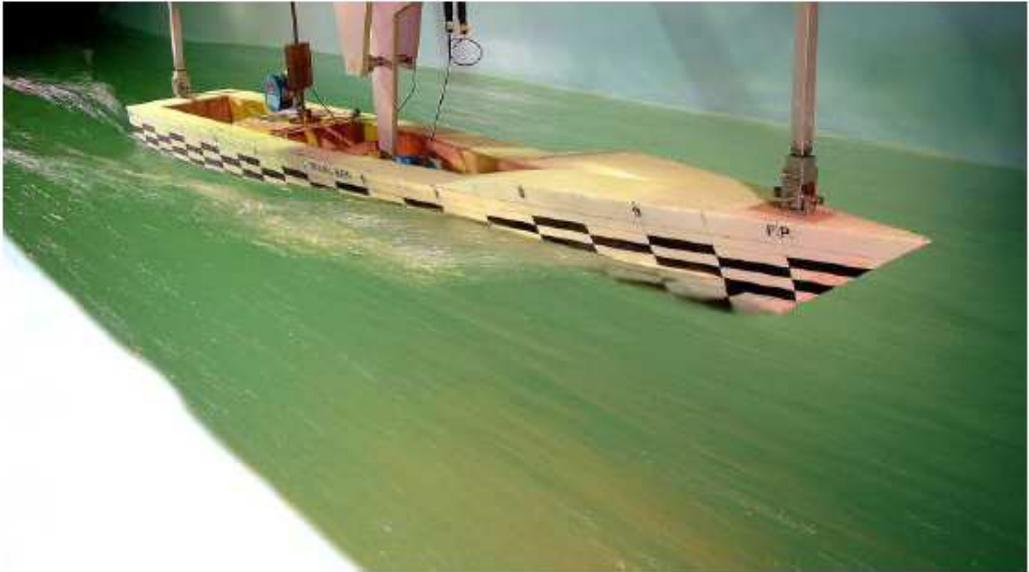


Fig. 5.29 Wave Pattern($V_s = 37.5$ Knot)

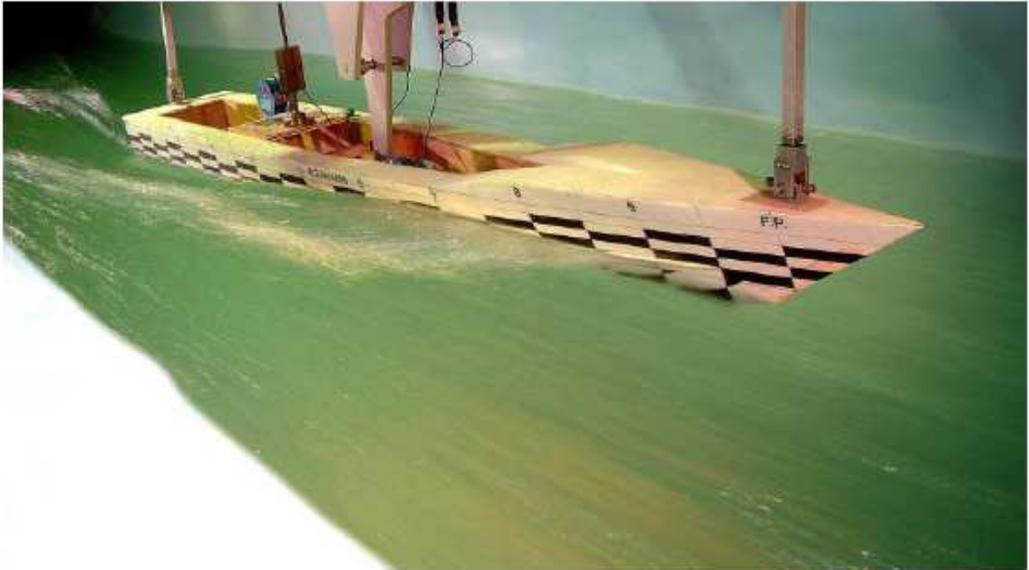


Fig. 5.30 Wave Pattern($V_s = 40.0$ Knot)

5.5 수치해석

상용프로그램인 SHIPFLOW[12]의 포텐셜코드(Potential code)인 X-PAN을 이용하여 고속정에 적용하여 선형개발시 적용가능성을 살펴보았으며, 계산내용은 저항 및 파형(wave pattern)계산을 수행하여 실험치와 비교검토 하였다.

5.5.1 포텐셜 유동해석

선체에 고정된 좌표계를 사용하고 유동장을 비점성, 비회전유동으로 가정하면 속도 포텐셜(ϕ)는 다음의 지배 방정식과 경계조건을 만족해야 한다.

$$\nabla^2 \phi = 0 \dots\dots\dots (6.1)$$

5.5.1.1 선체표면 경계조건(Body boundary condition)

선체표면에서의 경계조건은 유동은 선체에 반드시 접해야하고, 대칭조건이어야 함으로

$\phi_n = 0$ 이 되어야 한다.

5.5.1.2 자유수면 경계조건(Free surface boundary condition)

자유수면에서의 경계조건은 압력은 대기압 조건과 유체입자의 운동은 자유표면에 접해야 한다는 조건으로부터 식(6.2)와 (6.3)의 다음 2가지 경계조건을 만족해야 한다.

$$\frac{\delta \phi}{\delta x} \frac{\delta h}{\delta x} + \frac{\delta \phi}{\delta y} \frac{\delta h}{\delta y} - \frac{\delta \phi}{\delta z} = 0 \dots \dots \dots (6.2)$$

$$gh + 0.5 \left(\left(\frac{\delta \phi}{\delta x} \right)^2 + \left(\frac{\delta \phi}{\delta y} \right)^2 + \left(\frac{\delta \phi}{\delta z} \right)^2 - U_{\infty}^2 \right) = 0 \dots \dots \dots (6.3)$$

5.5.1.3 방사조건(Radiation condition)

$$\nabla \phi = (U_{\infty}, 0, 0) \dots \dots \dots (6.4)$$

5.5.1.4 속도 포텐셜(Velocity potential)

SHIPFLOW는 Rankine Source 패널방법을 이용하여 패널 j에서의 소오스 분포에 의한 i 차 패널 콘트롤 점에서 포텐셜(potential)은 다음과 같이 나타내었다.

$$\phi'_{ij} = \sigma_j \phi'_{ij}{}^{(0)} + \sigma_j \left(P \phi'_{ij}{}^{(P)} + 2Q \phi'_{ij}{}^{(Q)} + R \phi'_{ij}{}^{(R)} \right) + \frac{\partial \sigma_j}{\partial \xi} \phi'_{ij}{}^{(1\xi)} + \frac{\partial \sigma_j}{\partial \eta} \phi'_{ij}{}^{(1\eta)}$$

$$\begin{aligned} \phi'_{ij}{}^{(0)} &= \iint_{S_j} \left(-\frac{1}{r_{ij}} \right) d\xi d\eta & \phi'_{ij}{}^{(R)} &= \iint_{S_j} \left(-\frac{\zeta_i \eta^2}{r_{ij}^3} \right) d\xi d\eta \\ \phi'_{ij}{}^{(P)} &= \iint_{S_j} \left(-\frac{\zeta_i \xi^2 \eta}{r_{ij}^3} \right) d\xi d\eta & \phi'_{ij}{}^{(1\xi)} &= \iint_{S_j} \left(-\frac{\xi}{r_{ij}} \right) d\xi d\eta \\ \phi'_{ij}{}^{(Q)} &= \iint_{S_j} \left(-\frac{\zeta_i \xi \eta}{r_{ij}^3} \right) d\xi d\eta & \phi'_{ij}{}^{(1\eta)} &= \iint_{S_j} \left(-\frac{\eta}{r_{ij}} \right) d\xi d\eta \end{aligned}$$

5.5.2 수치계산 및 결과

계산영역의 결정은 속력과 밀접한 관계가 있으며 속력이 높을수록 넓은 계산영역이 필요하게 된다. 본 논문에서는 계산영역을 정하는데 있어서 Kelvin Wave가 포함될 수 있는 크기와 최소한 선체에서 발생하는 한개의 파장(Wave length)이 포함되는 크기로 하였다.

이에 따라 길이방향으로는 $5.2L$, 폭 방향으로는 $1.3L$ 을 적용하였고, 격자 개수는 설계속력을 기준으로 선체표면에는 약 1300개(62×21)를 분포하였으며 자유수면(Free surface)에는 800개(40×20)를 기준으로 하여 속력에 따라 파장당 25개를 기준으로 조절하면서 계산을 수행하였다.

또한 격자의 개수가 수치해석에 미치는 영향을 최소화 하기위하여 선체주위의 격자크기를 수평방향으로 $0.015 \times L$ 로 고정시킨 불 균일 격자분포를 사용하였으며 격자 신축함수(Stretching function)를 적용하여 계산을 수행하였다.

Fig. 5.31은 계산된 저항 값을 실험치와 비교한 결과로서 정성적으로 매우 유사한 결과를 보여 주고 있음을 알 수가 있다.

설계속력에서의 파형계산 결과인 Fig. 6.32를 보면 선미에서 발생하는 선미부 선측파형과 도약파(Jump wave)를 비교적 잘 나타내고 있다.

Fig. 5.32에서 Fig. 5.40까지의 계산결과를 보면 모형실험에서 관측한 파형의 경향을 잘 나타내고 있다고 판단한다.

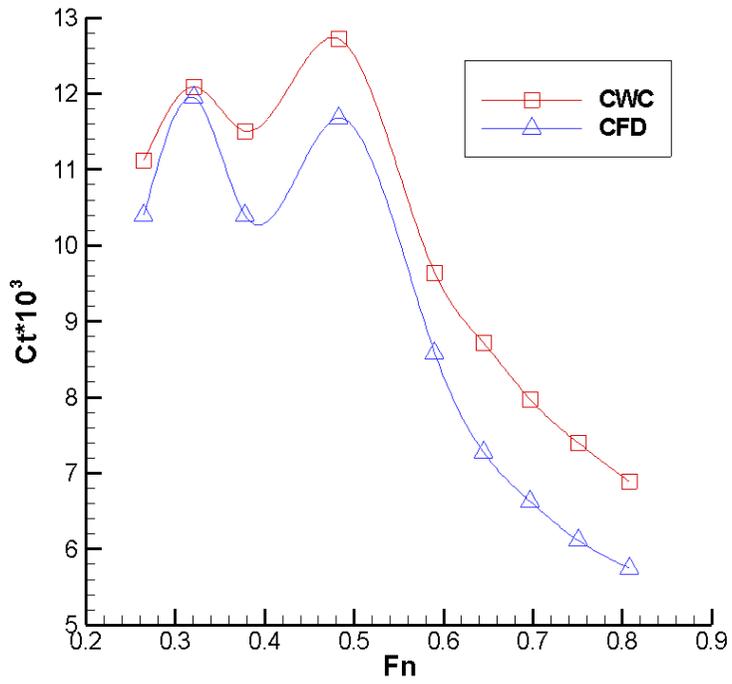


Fig. 5.31 Comparison of Ct curves

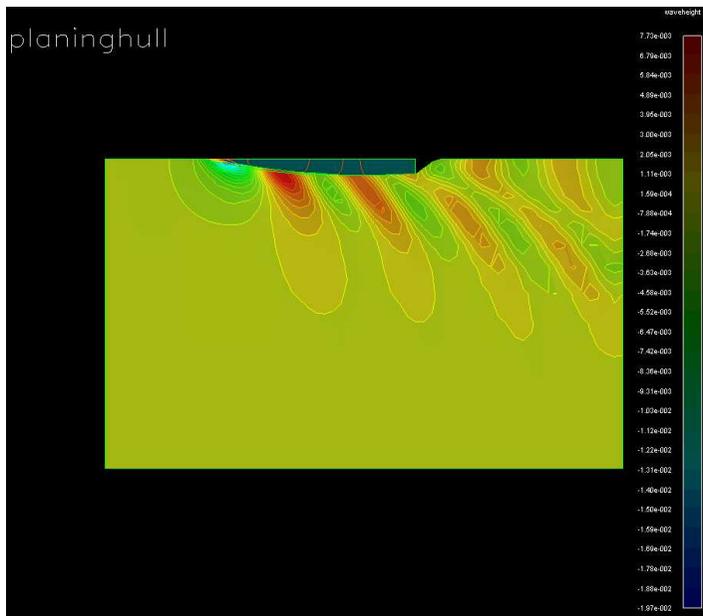


Fig. 5.32 Wave pattern at Fn = 0.257

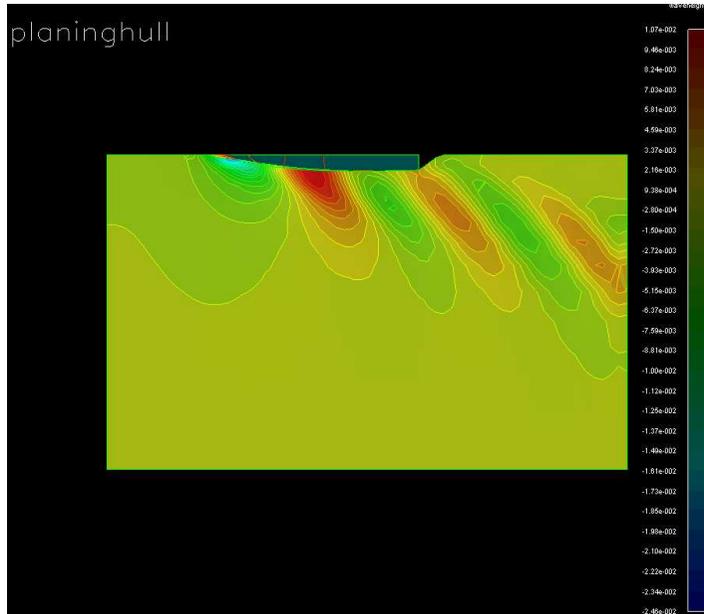


Fig. 5.33 Wave pattern at $F_n = 0.321$

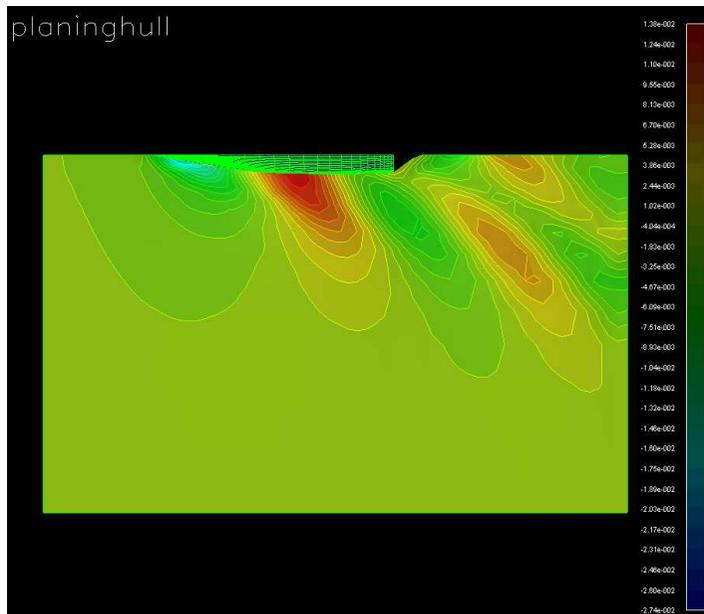


Fig. 5.34 Wave pattern at $F_n = 0.363$

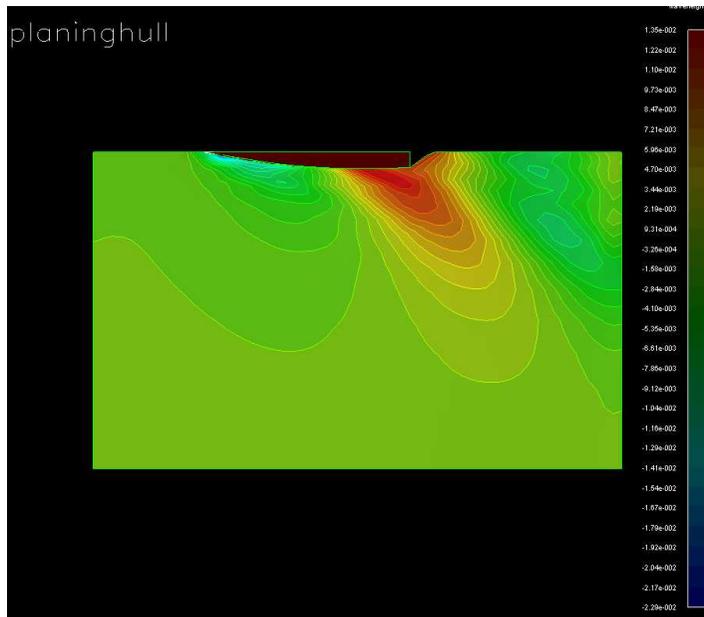


Fig. 5.35 Wave pattern at $F_n = 0.47$

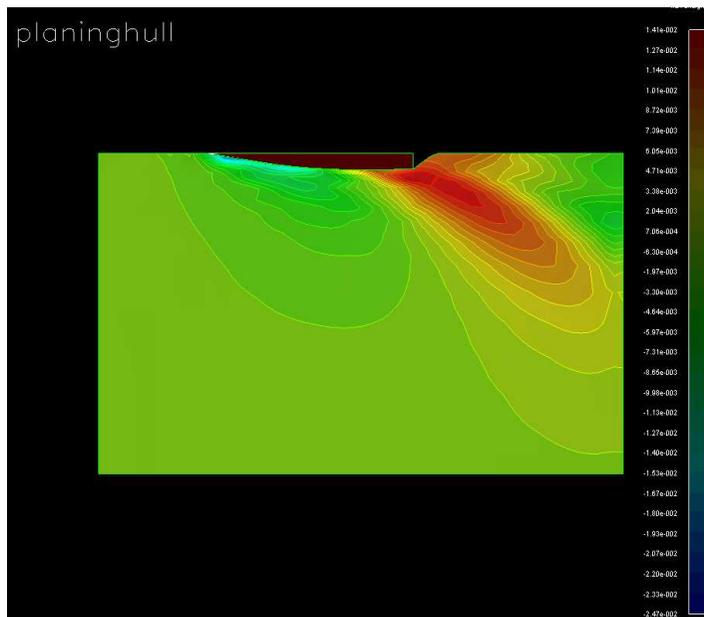


Fig. 5.36 Wave pattern at $F_n = 0.577$

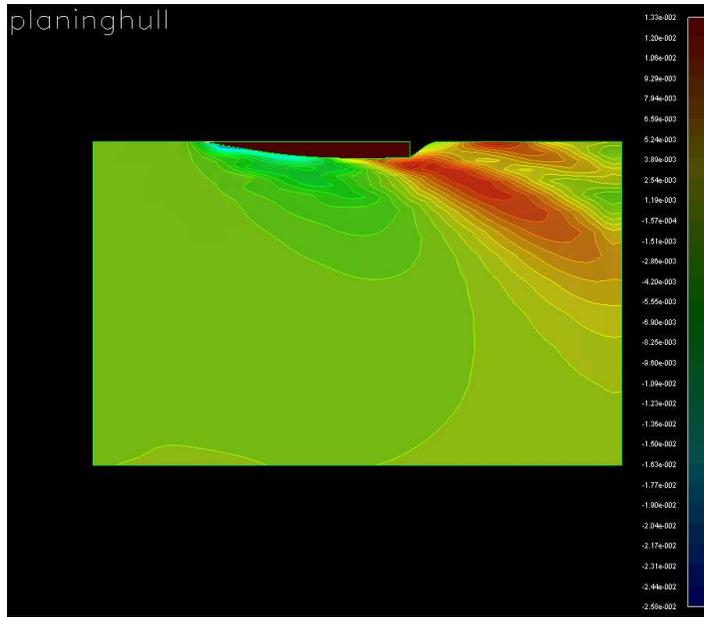


Fig. 5.37 Wave pattern at $Fn = 0.641$

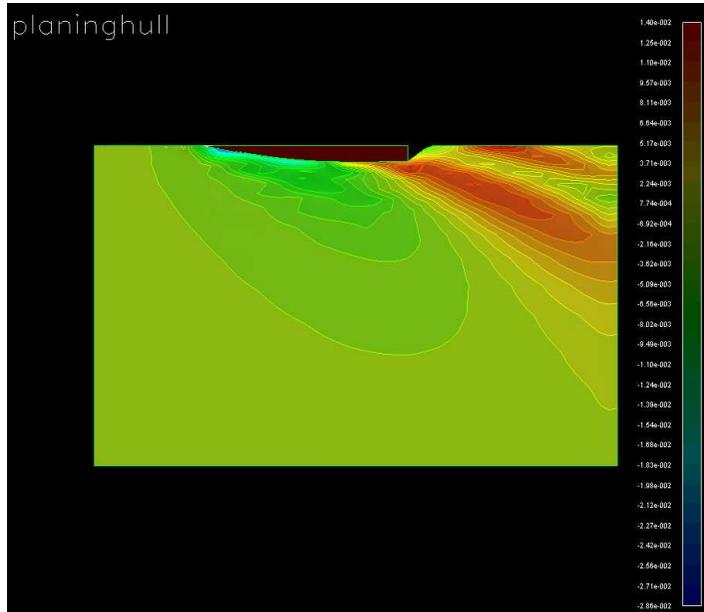


Fig. 5.38 Wave pattern at $Fn = 0.684$

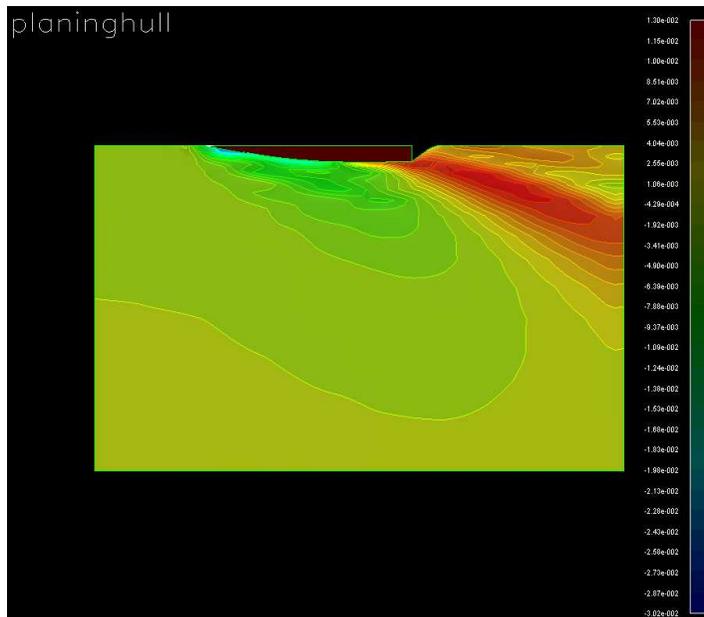


Fig. 5.39 Wave pattern at $Fn = 0.748$

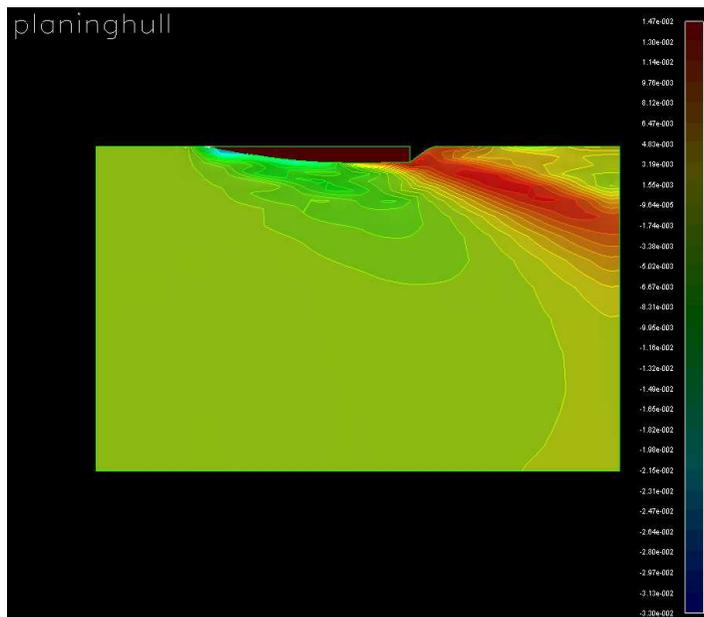


Fig. 5.40 Wave pattern at $Fn = 0.791$

5.6 일반배치 설계

본 논문에서 설계한 중형고속정은 유체역학적인 성능만 고려하여 주요치수를 결정한 것이 아니라 선형설계 시 우선적으로 고려해야 할 일반배치특성을 함께 검토하였다.

이러한 이유는 유체역학적으로 뛰어난 성능을 보유하더라도 배의 운용을 위한 각종 시스템의 수용이 불가능하거나 불합리한 결과를 초래하면 선형설계의 의미가 없어지기 때문이다.

Fig. 5.41은 본 선형의 일반배치설계 결과를 보여주고 있으며 수선 상부 측면은 생존성 향상을 위해서 스텔스 성능을 고려하여 약 7°의 경사를 주었으며, 일반배치 설계에 관한 내용은 부록에서 상세하게 설명하였다.

제 6 장 결 론

선박설계자가 고속선을 설계할 때 가장 어려운 점은 설계참고자료의 부족 및 설계경험 부족으로 인하여 적정 설계방법을 찾을 수 없는 것이다.

이러한 문제가 대두되는 가장 큰 요인은 고속선 자체가 일반적으로 보편화된 선박이 아니며 고속선 설계자들과 관련 연구원들이 극히 한정 되어있기 때문이다. 또한 고속선은 본 연구 결과를 통하여 알 수 있는바와 같이 선형을 구성하는 설계요소에 의해서 그 유체동력학적 특성 값이 확연하게 차이가 난다.

이러한 결과들은 고속선 설계자들로 하여금 초기설계단계에서 선형개념을 설정하는 것 자체도 어렵게 만든다.

특히 선형개념을 잘못 선정하면 실험 및 시운전 결과 전혀 다른 결과를 보이기 때문에 최소한 고속선 설계자들은 고속선 에서 발생하는 유체동력학적인 특성 및 물리적 현상들을 정성적으로라도 파악 할 수 있어야 한다.

초기설계 단계에서 고속선 에서 발생하는 여러 가지 물리적인 값들을 정확하게 예측하는 방법은 아직 없으며 모든 값 들은 실험과 경험에 의존 할 수밖에 없다.

본 논문에서의 연구 목적은 고속선에서 발생하는 여러 가지 유체동력학적인 현상들을 예측하고 실험결과와 비교함으로써 고속선 선형 설계 시 정확한 설계 개념을 제시하였다.

이러한 측면에서 본 논문의 연구결과는 고속선 설계자에게 매우 유용한 설계 지침이 될 것으로 판단되며 주요연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

1. 고속 활주 선형 에서 부가물이 차지하는 비중은 $Vol. Fn = 2.974$ 인 경우 나선 저항(Bare hull resistance) 대비 약 46%의 저항증가량을 보였으며 부가물로 인하여 항주트림도 약 $0.3\sim 0.5^\circ$ 선미트림을 유발시키는 것을 확인 하였다.

따라서 선형설계단계에서 초기 유효마력 추정시 부가물로 인한 추가저항은 $Vol. Fn = 3.0$ 부근에서는 약 50%를 택하는 것이 합리적이라고 판단되며 부가물 저항을 최소화하기 위하여 세심한 노력을 해야 한다.

2. 고속 활주선형은 트림 변화에 따라 저항의 변화가 상당히 크고 본 연구결과에 의하면 유효마력 변동이 최대 12%까지 차이가 남을 알 수 있었다.

따라서 초기설계 단계에서 적정트림을 상정할 필요가 있는데 모형실험을 통하여 최적트림을 선정 후 일반배치 특성과 연계하여 확정하는 것이 가장 효과적이라고 판단한다.

3. 선형이 저항에 미치는 영향은 매우 큼을 알 수 있었으며, 부위가 등근 형상에서 하드차인 형상으로 단순히 선형 변경만 수행한 경우에도 하드차인 형상의 선미선형이 약 27%의 잉여저항 감소 효과를 보였다.
4. 고속 활주 선형 에서 선미부 부가물 설계시에는 저항 특성뿐만 아니라 케비테이션 특성을 충분히 고려해서 설계를 수행해야하며, 스트럿 설계시에는 대단한 주의를 요한다.

특히 스트럿은 프로펠러 면에 유입되는 유동특성을 심하게 변화시키고 프로펠러 케비테이션 특성에도 나쁜 영향을 주기 때문이다.

따라서 스트럿은 구조강도가 허락하는 범위 내에서 가능한 한 얇게 설계해야 하고 스트럿 입사각을 정할 때 보통 축계와 일치 시키는 설계 방법은 잘못된 설계방법임이 실험결과 밝혀졌다. 그러므로 스트럿 설계시에는 반드시 최적의 입사각을 찾는 모형실험이 선행 되어야 한다.

타 케비테이션도 단면형상에 따라서 그 특성치가 심하게 변함을 알 수 있었으며 최종 타를 선정시에는 2개 이상의 단면을 달리하는 타를 설계한 후 케비테이션 실험을 수행해서 최종 결정하는 것이 바람직하다고 판단된다.

5. 물 분사 추진기를 고려한 500톤급의 중형급 고속정을 설계 하였고, 모형실험 결과 만족할 만한 저항성능을 보유하고 있음을 확인 하였으며, 본문에서 제시한 선형설계 방법 및 부가물 설계방법은 모형실험을 통하여 그 유효성이 입증되었다.

아울러 속장비 3이하 영역에서는 하드차인 형상과 빌지부가 둥근 형상을 혼합하여 설계하는 방법도 매우 효과적이라는 것을 알 수 있었다.

6. 일반적으로 고속선을 설계할 때는 과거의 설계자료 및 시운전 자료 등을 종합 적으로 분석하고 몇 개의 선형개념이 확립되면 모형실험을 통해서 최종 선형 을 확정하는 것이 최선의 설계방법이다. 현재 일반배수량선 설계시에 널리 활용되는 상용 프로그램인 SHIP-FLOW의 포텐셜 Code는 실험치와 계산치를 비교했을 때 정성적으로 유사한 경향을 보임으로서 고속정 선형개발에 제한적으로 활용이 가능함을 확인 하였다.

참고 문헌

1. Mazza, ugo, "The international naval vessels market", Maritime reporter and engineering news, Volume46, No.12, June 15, 1984.
2. Daniel savitsky, " Planing craft", Naval Engineers Journal., Feb.1985.
3. Yeh, H.Y.H. "Series64 resistance experiments on high speed displacement Forms" Marine Technology. Volume 2, No.3, July 1965.
4. Clement, E.P and D.L. Blount, "Resistance tests of a systematic series of planing hull forms," SNAME Transactions, Volume 71, 1963.
5. Clement, E.P and D.L. Blount, "Resistance tests of a systematic series of planing hull forms," SNAME Transactions, Volume 71, 1963.
6. L. K. Losee, "Shaft struts", design data sheet(DDS 4301-2).
7. S.C.Fung, "Resistance predictions and parametric studies for high-speed displacement hulls." NEJ.1987.
8. Gabor Karafiath, Dominic Cusanelli and cheng Wen Lin, "Stern wedge and stern flaps for improved powering," SNAME Trans., Vol. 107, 1999.
9. Gabor karafiath and steven C, Fisher "The effect of stern wedges on ship powering performance," Naval Engineers Journal, May,1987.
10. Savitsky, Daniel, "Hydrodynamic Design of Planing Hulls", Marine Technology, Volume 1, No. 1, October 1964.
11. Savitsky, Daniel and P.W. Brown, "Procedures for Hydrodynamic Evaluation of Planing Hulls in Smooth and Rough Water", Marine Technology, Volume 13, No. 4, October 1976.
12. Savitsky, Daniel, J.K. Roper, and L. Bennett, "Hydrodynamic Development of a High Speed Planing Hull for Rough Water", Ninth ONR Symposium on Naval Hydrodynamic, August 1972.

13. Fridsma, G., "Systematic Study of the Rough Water Performance of Planing Hulls in Irregular Waters", Davidson Laboratory, Stevens Institute of Technology Report 1495. March 1971.
14. Blount, Donald L. and Donald W.Hankely, "Hull-Scale Trials and Analysis of High Performance Planing Craft Data, SNAME Transactions, Volume 84, 1976.
15. Gawn. R.W.C. and L.C.Burrill, "Effects of Cavitation on the Performance of a Series of 16-inch Model Propellers", Transactions INA, Volume 99, 1976.
16. DuCane. Peter, "High Speed Small Craft, Temple" Press Books, London. 1964, Third Edition.
17. Newton, R.N. and H.P. Rader, "Performance Data of Propellers for High Speed Craft", RINA, 1961.
18. Hadler. J.B. and E.N. Hubble, "Prediction of Power Performance of the Series 62 Planing Hull Forms", SNAME Transactions Volume 79, 1971.
19. Blount, D.L. and D.L. Fox, "Small Craft Power Prediction", Volume 13. No. 1, SNAME Transactions, 1976.
20. Sharples. A.K., "Small Patrol Craft Proceedings of the Symposium on Performance Predictions of Small Craft", Occasional Paper No.1, RINA, November 7, 1974.
21. Dorey. A.L., "The Missile-Armed Fast Patrol Boat", International Defense Review, January, 1977.
22. Edward V. Lewis ed., "Principles of Naval Architecture 2nd edition," SNAME, 1988.
23. Shiro Matsui, "The Experimental Investigation on Resistance and seakeeping Qualities of High-Speed Catamarans," Fast'93 Proceedings, Japan, 1993.

24. H.Turner and A. Taplin, " The Resistance of Large Powered Catamarans", Trans. SNAME, Vol.76, 1968.
25. B.O.Jansson, "Buoyantly Supported Multi Hull Vessels", HPMV'92 Proceedings, U.S.A. 1992.
26. 양승일 외, "복합지지형 초고속 저항추진 기술개발(1)", 해사기술 연구소 연구보고서 UCN261-1597, D, 1992.
27. SHIPFLOW 2.0 Users Manual, Flowtech AB, Sweden 1994
28. H. E. Saunders(1957), "Hydrodynamics in Ship Design", Trans. of SNAME
29. P. Mandel(1955), "Some Hydrodynamic Aspects of Advantage Design", Trans. of SNAME
30. A. Jonk and J. P. Hackett, "Some Aspets in Designing Shaft Brackets for High-Speed Vessels", PRADS, 98.
31. 신영균, 박명규, "고속쌍동선의 선형설계와 고찰", 한국항해학회지, 제21권 제2호, PP41~46, 1997.6.30
32. 박명규, 신영균, "2축함정의 스트럿 설계에 관한 고찰", 해양환경.안전학회지, 제8권 제1호, PP81~87, 2002.6.30
33. 박명규, 신영균, "상륙함의 설계특성에 관한 연구", 해양환경.안전학회지, 제8권 제1호, PP161~167, 2002.6.30
34. 김기섭외, "해경 300톤 경비함 프로펠러 개발", 한국해양연구소, BSI 99938 - 2264, 2000.10.
35. 박명규, 신영균, "상선설계의 실내디자인에 관한 연구", 한국항해학회지 제22권 제3호, PP35~42, 1998.9.

부록 : 일반배치 설계결과

1. 일반배치의 우선순위

일반배치 설계를 할 때 가장 중요한 것은 상반되는 요구 조건을 효과적으로 절충하는 것이며, 우선순위는 기능적인 요구능력을 우선시 하여 설계를 해야 하며 함정인 경우 일반적인 우선순위는 다음과 같다.

1. 전투력 분야 (Warfare Area)
2. 생존성 분야 (Survivability Area)
3. 기동성 분야 (Movability Area)
4. 정비의 용이성 (Maintainability)
5. 거주성 분야 (Habitability Area)

2. 일반적인 고려사항

2.1 일반사항

일반 배치설계를 위해서 다음의 기준을 적용하였다.

- 가. 모든 격실은 용도에 따라 가장 효율적인 곳에 위치해야 하며, 격실 상호간의 연관성을 최대한 고려하여 배치한다.
- 나. 모든 장비 및 설비는 요구 성능을 만족시킬 수 있도록 적합한 위치와 공간을 고려하여 배치한다.
- 다. 동일 공간이 여러 용도의 격실로 사용되어야 할 경우와 각 체계 간의 상호 간섭 문제가 예측되면 일반배치 우선순위에 따라서 결정한다.
- 라. 스텔스 설계기술이 적용될 수 있도록 선내공간을 고려하여 함 내, 외부가 조화를 이룰 수 있도록 배치한다.
- 마. 공간의 활용도를 높이기 위해 사장된 공간(Dead Space)을 최소화하며 공간의 활용을 극대화하도록 배치한다.
- 바. 요구성능 및 조건을 만족시키는 범위 내에서 중량과 비용이 최소가 되도록 일반배치를 수행한다.

2.2 출 입

- 가. 통로는 주 통로와 부 통로로 구분하며, 주 통로는 신속한 인원이동과 주요 격실로의 접근성을 고려하고, 부 통로는 내부 이동을 고려한다.
- 나. 함정의 통행로는 생존성 향상을 위해 함수·미로 분산되도록 설계한다.
- 다. 사관(Officer)의 사생활 보호를 위해 사관구역은 가능한 한 사병이 통행하지 않도록 고려한다.
- 라. 주 통로의 최소높이는 국제노동기구(ILO)권고 사항인 2.0m를 적용 한다.
- 마. 주 통로는 유효 폭 함정설계의 기준인 미해군 General Specification 에서 요구하는 통로 폭 0.914m 이상이 되도록 설계한다.
- 바. 경사 사다리는 승조원의 신속한 이동과 편의성을 위해 선수. 선미 방향을 원칙으로 하였으며, 폭은 700mm 이상 되도록 한다.

2.3 주 수밀 구획 격벽

주 수밀 구획격벽은 본선의 전체적인 강도 유지, 손상시 생존성에 미치는 영향, 중량 등을 고려하여 적절하게 배치하여야 한다. 주 수밀 구획 격벽은 일반적인 고려사항, 손상시 생존성 등이 극대화 되도록 Fig. A-1.과 같이 결정하였다.

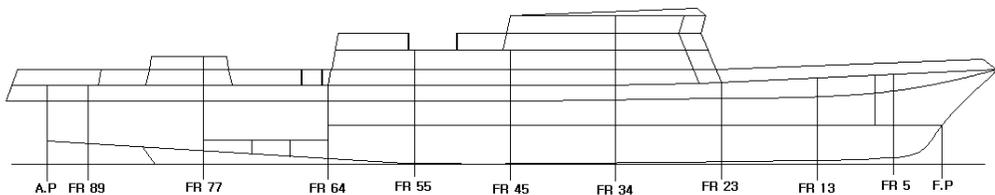


Fig. A-1. 주수밀 구획 배치 결과

3. 공간의 분류

일반배치는 기능별 요소(Ship Functional Element)의 위치와 면적 및 용적을 조화 있게 배치되어야 한다. 이러한 기능별 요소의 공간을 분류하면 Table A-1과 같은 공간으로 구분되며, 본 선의 주요 공간은 Fig. A-2와 같이 배치하였다.

Table A-1. 공간의 분류

구 분	공간배치 개념	비 고
무장 공간	병기, 사통, 탐색, 통신 및 전투 능력에 직접적인 영향을 미치는 공간	
함 조종 공간	조타실 및 기관조종실 등과 같이 함의 조종을 위한 공간	
기관공간	주 추진, 발전 및 공기조화 계통 등과 같은 주, 보기 공간	
거주공간	승조원 침실, 위생, 취사, Service 및 일반사무에 관련된 공간	
탱크공간	연료유, 윤활유, 청수 및 밸러스트 탱크 등 모든 Hull Tank 공간	

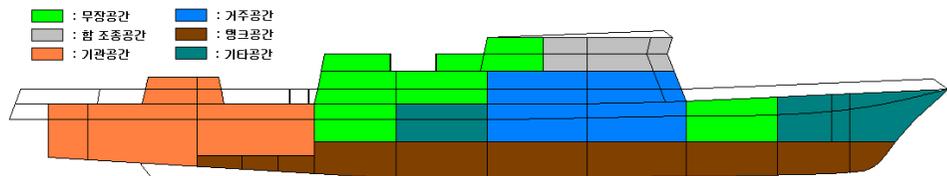


Fig. A-2. 주요공간 배치

4. 주요공간 배치결과

4.1 무장, 통신 및 탐색공간 배치

본 선의 무장 및 운용공간은 500톤급 고속정의 유사 실적선의 무장배치를 근거로 주요 무장체계를 결정하였으며, 주요 탑재무장은 최고의 성능을 발휘할 수 있도록 Table A-2와 같이 배치하였다.

Table A-2. 무장 배치결과

탑재무장 명칭	배치위치	수량
76mm 주포	주갑판 함수(FR# 17)	1문
40mm 부포	01 DECK(FR# 61)	1문
SSM	주갑판 함미(FR# 71)	2조
Decoy	주갑판 함미(FR# 86)	1조
추적레이더	W/H TOP (FR# 36)	1조
사격통제 레이더	마스트 TOP	1조
전자 추적 장비	마스트 후부	1조

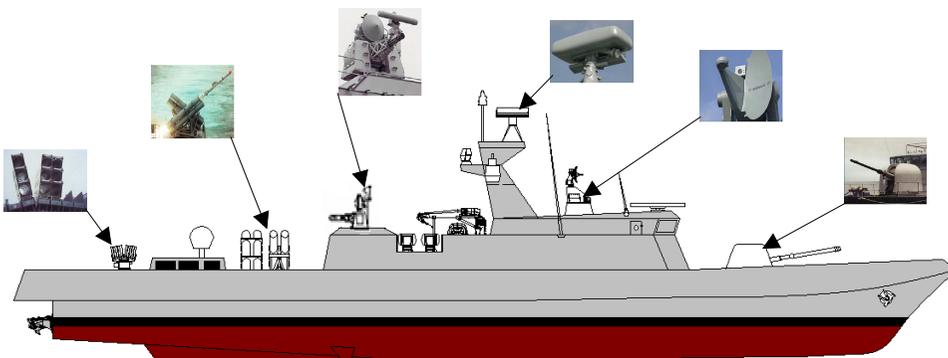


Fig. A-3. 무장배치 결과

4.2 기관 공간

4.2.1 기관공간 배치원칙

함정의 추진기관은 작전효율(Operation Efficiency)측면에서 매우 중요한 부분이므로 기관실의 위치 및 크기 결정 시 아래와 같은 사항을 검토 후 결정 기관실을 결정하였다.

- 가. 기관구역의 위치에 따른 마력전달 효율성
- 나. 추진계통의 형식 및 각 장비의 크기
- 다. 발전계통 및 기타 보기류의 종류와 크기
- 라. 축계 및 추진기형식, 위치, 수량 및 크기
- 마. 축계 경사각
- 바. 모든 적하상태에서 만족할 만한 횡경사 및 경사 유지
- 사. 각 기관구역의 운용개념
- 아. 적의 공격에 대한 체계의 생존능력
- 자. 기관구역에서 발생하는 소음 및 진동과 수면 하 공격에 대한 보호
- 차. 정비수리 공간 및 장비 취외 통로
- 카. 운용요원의 통행 및 비상탈출 용이성

4.2.2 기관구역 배치개념

가. 본 선은 최대속력 35노트로 설계되었으나 선주요구에 따라서는 40노트 까지도 속력을 증가시킬 수 있도록 기관구역을 고려하였다.

40노트로 설계변경 시에는 소요마력이 급격 하게 증가하고 디젤엔진을 사용할 경우 기관구역의 소요면적 및 중량 또한 증가하는 단점이 있어 디젤엔진과 Gas Turbine을 혼용하는 배치를 동시에 고려하였다.

또한 추진기는 중, 소형 고속함정에서 많이 채택하고 있는 특히 물분사방식 (Water Jet)의 추진체계를 고려하여 설계하였다.

나. 본 선의 손상구획은 인한 2개 수밀 구역 손상시에도 부상 유지할 수 있도록 수밀구획을 분할하였고, 기관구역 또한 생존성을 높이기 위해 2개의 기관실로 분할하였다. 이와 더불어 단발피격에 의한 구획손상 시에도 최소한의 항해 지속 능력과 전투능력을 유지할 수 있도록 구조적 보호를 고려하였다

다. 각 기관 구역 주보기의 배치는 운용개념 및 용도를 고려하여 체계의 취약성 (Vulnerability)이 최소화되도록 고려하였다.

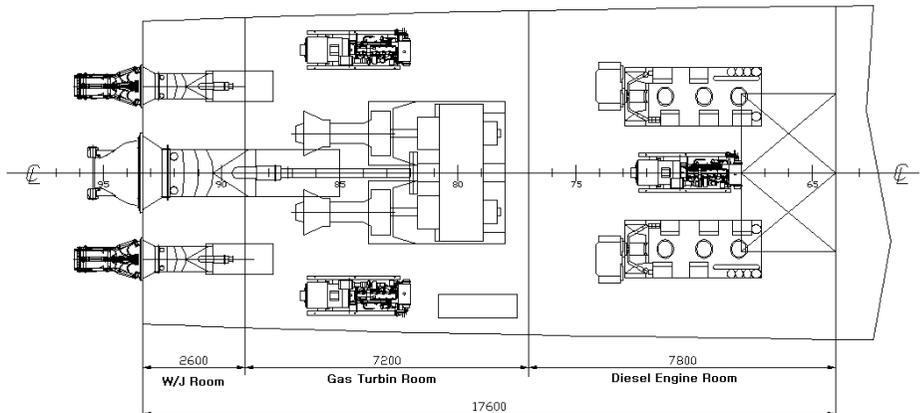


Fig. A-4. 기관구역 배치

4.5 거주 공간

본 선의 거주공간은 승조원의 전투능력의 향상 및 안락한 거주환경 조성할 수 있도록 거주구역 배치를 고려하였으며, 거주 설비는 미 해군의 거주구역 배치기준인 “Habitability Manual”을 만족하고 한국해군의 운용특성을 고려하여 크기를 결정하였으며, 거주공간 배치결과는 Table. A-3.과 같다.

4.5.1 거주구역(Living Spaces)

가. 사관 침실(Officer Room)

사관침실은 사병구역과 분리하여 사병의 통행이 가급적 적은 위치에 배치를 고하였다.

- 함장실(Captain room)

전투정보실, 조타실 및 통신실과 가까운 위치에 배치하여 유사시 작전지휘 구역으로의 신속한 접근이 가능한 위치를 선정하고 함장실 내부에는 개인 용 화장실을 고려하였다.

- 장교침실

장교침실은 2인 1실 기준으로 배치하되, 계급에 따라 1인 1실 고려하여 배치하였다.

나. 승조원 침실(Crew Room)

- 원, 상사(CPO) 침실은 6인 1실을 원칙으로 배치하였다.

- 승조원 침실은 사생활 보호 및 거주성 향상을 위하여 SIT-UP 침대고려하고 유사시 단발피격에 의한 승조원의 생존성을 고려하여 가능한 한 함수미로 분산배치를 고려하였다.

4.5.2 식당 및 취사공간

식당 및 취사구역은 음식물 저장, 준비, 식사, 세척 등의 일련과정이 상호 연관성을 가지고 최대의 효율을 발휘하도록 배치하였다.

가. 사관실 및 취사장

- 사관실은 사관식당 겸용으로 하여, 장교총원이 동시에 식사 및 회의를 할 수 있는 크기를 고려하였다.
- 사관실에 인접하여 사관 취사장을 배치하고, 사관실의 배식은 사병에 의한 봉사 방식 개념으로 설정 하였다.

나. 사병식당 및 취사장

- 사병식당, 취사장 및 일일 식량창고는 음식물의 저장, 취사, 배식 및 식기 반납 등 일련의 과정이 상호 연관성을 가지고 최대의 효율을 발휘할 수 있도록 배치하였다.
- 사병식당은 자율배식 방식으로 하고 사병의 회합이 가능하도록 필요설비를 배치 하며, 좌석 수는 최소한 사병총원의 1/3이상 동시에 식사 가능한 좌석과 설비를 구비하였다.

4.5.3 거주구 배치결과

Table A-3. 거주구역 배치결과

구 분		수용인원	위 치	면 적(m ²)
장 교	함장실	1인실 x 1실	Main Deck	12.2
	사관실	1인실 x 2실		8.02
		2인실 x 1실		12.3
원 · 상사		5인실 x 1실	Platform	19.7
사 병	15인실 x 1실	30.3		
	12인실 x 1실	23.5		
식 당	사관	5석	Platform	12.0
	사병	16석		35.2

5. 일반배치 설계결과

상기 검토사항을 토대로 일반배치설계 결과와 각 구역별 소요길이는 Fig. A-5 와 같다.

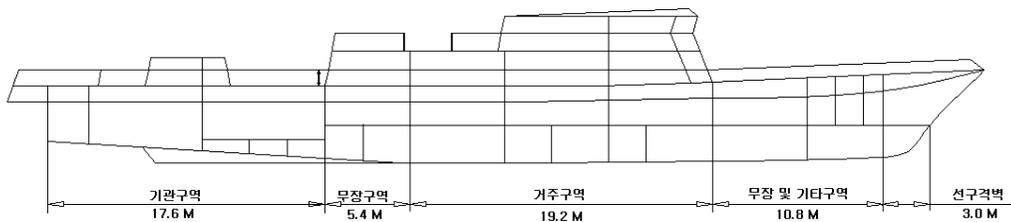


Fig. A-5 구역별 소요길이

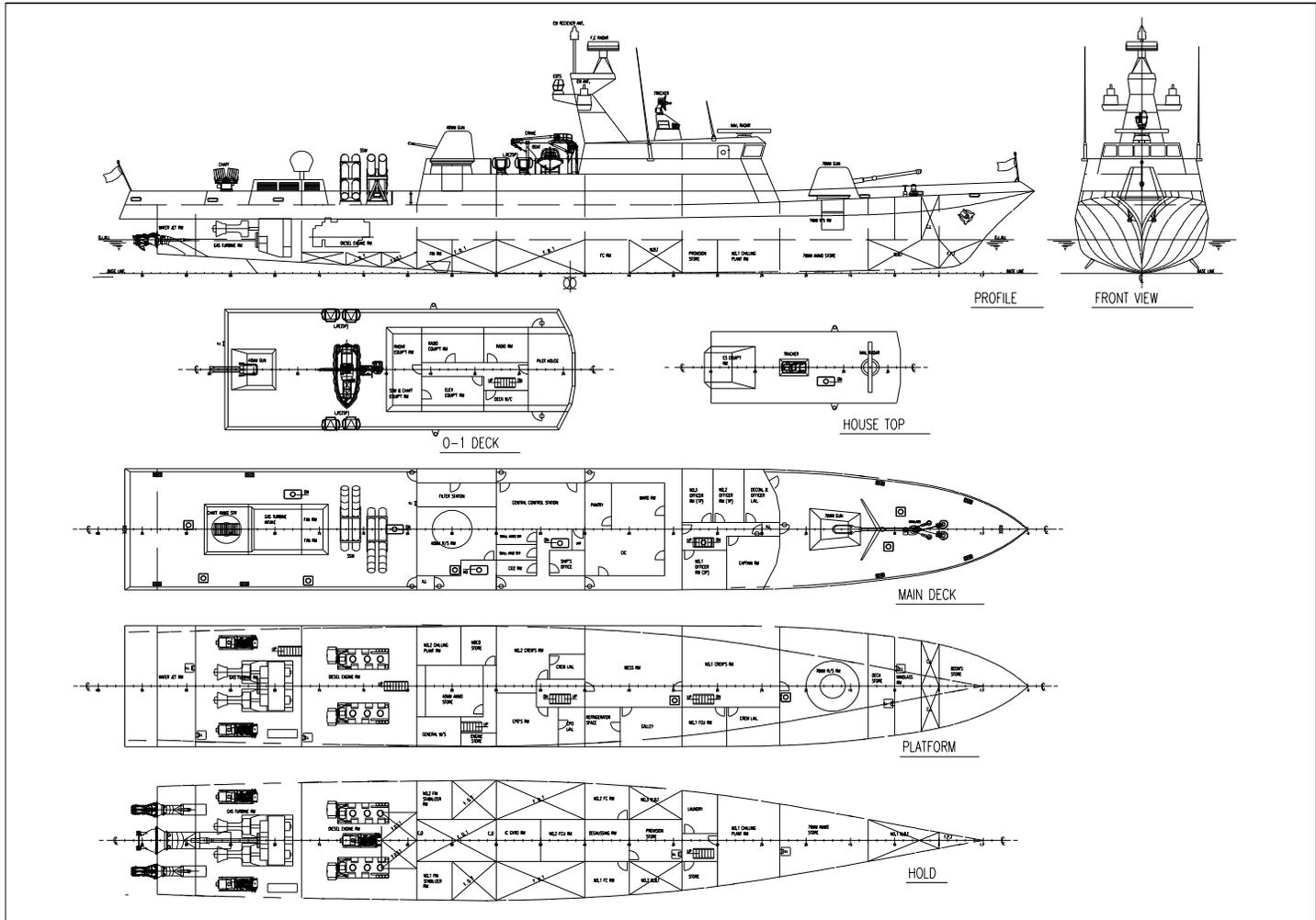


Fig. A-6. 일반배치도

감사의 글

인천에서 태어나 18년간의 학창 생활을 마감하고 코리아 타코마 조선에 입사하면서 사회생활을 시작하였습니다. 두려움과 설레임 속에서 첫 출근 한날이 1988년 2월 1일이었습니다. 그 당시 코리아 타코마 조선은 우리나라 합정 방위산업을 주도하던 방산 전문 업체였으며, 우리나라 조선소 중에서 가장 우수한 인재들이 모였던 조선소였습니다. 우리의 조선산업이 대형화, 전문화 되면서 이들 기술자들은 흩어져서 오늘날 우리조선 산업이 세계 1위를 하는데 견인차 역할을 수행 했던 것입니다. 오늘날 육상에서 배를 짓는다고 매스컴에서 호들갑을 떨지만 코리아 타코마는 이미 1970년대부터 육상에서 배를 지어서 진수 했었습니다.

지구가 처음생기고 인류의 문화가 시작 되었을 때 지구상에는 길이 없었습니다. 그러나 누군가가 처음에 그 길을 걸어가고 많은 사람들이 뒤 따라 가면서 길은 만들어 졌습니다. 처음 길을 가는 사람은 개척자 정신과 도전정신, 흥미가 없었으면 그 길을 못 갔을 것입니다.

지금까지 타인의 흔적이 없는 길을 만드는 심정으로 사회생활을 해왔고 앞으로도 그렇게 살아 갈 것입니다. 또한 나만이 간직하고 있는 꿈을 실현하기 위해 부단히 노력 할 것입니다.

본 논문이 완성되기 까지 많은 지도와 격려를 해 주신 박 명규 지도교수님께 한없는 감사를 드리며 바쁘심에도 불구하고 심사위원장을 맡아 많은 조언을 해주신 조 효제 교수님께 진심으로 감사의 뜻을 전합니다. 아울러 본 논문이 완성되기 까지 많은 염려와 세심한 배려를 아끼지 않으신 강 병윤 박사님, 박 주용 교수님, 이 귀주 교수님께 머리 숙여 감사드립니다. 논문자료를 제공해주신 해양금속의 박결수 사장님께도 깊이 감사드립니다.

또한 박사학위 과정을 마칠 수 있도록 기회를 베풀어 주신 정 광석 stx조선 사장님, 송 우익 부사장님, 신 상호 전무님, 신 성수 전무님, 임효관 연구소장님을 비롯한 경영진께 깊이 감사드립니다.

그리고 본 논문을 완성하는데 많은 도움을 준 특수선 연구팀의 장종근 부장을 비롯한 우리 팀원들에게 진심으로 감사드리며 특히 류 한구 과장에게 큰 고마움에 뜻을 전하고 싶습니다.

박사학위 논문통과 소식을 듣고 크게 기뻐 하셨던 병석의 아버지가 얼마 전 세상을 등지셨습니다. 아버지, 어머니의 헌신적인 사랑과 뒷바라지에 새삼 감사드리고 아버지 영전에 이 작은 결실을 바치고 싶습니다.

마지막으로 나의 사랑스런 딸 효정이와 아들 찬호에게 아빠의 박사학위가 학문적 성공과 꿈의 실현을 위한 지표가 되기를 간절히 바라며, 많은 어려움 속에서도 가족의 살림살이를 위해서 헌신하는 나의 아내 박 인실과 함께 영광을 나누고 싶습니다.

2007년 1월

신 영 균