
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 31 卷 第 3 號 1994 年 8 月
 Transactions of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 31, No. 3, August 1994

선미벌브를 갖는 선박의 조종특성에 관한 연구

손경호*, 이경우**

Study on the Manoeuvring Characteristics of a Ship with Stern Bulb

by

Kyoung-Ho Sohn* and Gyoung-Woo Lee**

요 약

본 연구에서는 선미벌브의 채택이 유체력 특성 및 조종성능에 미치는 영향에 관해서 실험적으로 고찰하였다. 연구방법으로서는 일반선미 형상과 선미벌브 형상을 가지는 각각의 모형선을 공시선으로, 회류수조에서 조종성 관련 구속모형시험을 실시하여 양 선형의 차이에 기인하는 유체력 특성과 조종성능을 비교, 검토하였다. 연구 결과, 선미벌브를 채택함으로써 침로안정성은 나빠지지만 선회력이 향상됨을 확인하였고, 이러한 조종성능의 특성과 유체력 특성과의 상관관계를 규명하였다.

Abstract

In the present paper, An emphasis is laid upon effects of stern bulb on hydrodynamic property and manoeuvring performance.

We carried out captive model tests in circulating water channel with two ship models of which the frame lines of aft bodies are different, such as normal stern form and stern form with bulb, but of which the other parts are exactly same. The tests conducted consist of hull resistance test, effective thrust measurement, oblique tow test, and measurements of factors related to rudder force.

From the results of model tests, we discussed effects of stern bulb on hull forces and on hull-propeller-rudder interactions, comparing with normal stern form. Furthermore, we also discussed effects of stern bulb on course stability, turning ability, spiral characteristics and zig-zag manoeuvre by computer simulation.

As a result, it is clarified that the adoption of stern bulb makes course stability the

발표일자 : 1994년도 대한조선학회 춘계연구발표회('94.4.23)

접수일자 : 1994년 4월 8일, 재접수일자: 1994년 5월 31일

* 정희원, 한국해양대학교 조선공학과

** 정희원, 한국해양대학교 대학원 조선공학과

worse and turning ability the better. The difference of the hydrodynamic derivatives of naked hull between two ship forms cause the worse course stability of the ship with stern bulb. The differences of the effective inflow velocity to rudder and hull forces induced by steered rudder cause the better turning ability of the ship with stern bulb.

1. 서 언

선박의 추진효율 향상을 위한 새로운 선형설계 또는 운항 경제성 향상을 위한 전용선화의 진전은, 당해 선박의 조종성능의 다양화 또는 조종성능의 불량화를 초래하게 되었다. 이와 관련하여 국제해사기구(International Maritime Organization, 영문약칭 IMO)에서는 선박의 안전 운항에 필요한 최소한의 성능 확보를 위해서 조종성기준(manoeuvring standards)을 제정하였고, 이 기준의 적용이 곧 의무화 될 예정이다[1]. 뿐만 아니라 국제해사기구에서는 조선소로 하여금 신조선의 조종성능에 관한 상세한 정보를 기재한 조종성 지침 소책자(manoeuvring booklet)의 작성을 권장하고 있으며[2], 가까운 장래에는 이것도 권장 사항에서 의무 조항으로 바뀔 것으로 예상된다. 따라서 이러한 국제적 추세를 감안한다면, 초기설계단계에서부터 조종성능을 충분히 고려한 선형설계가 필수적이며, 적확(的確)한 조종성능 추정법의 확립 또한 시급한 과제라 아니할 수 없다.

추진성능 향상을 위해서 새로이 고안된 선미부 선형 중에서, 선미벌브선(ship with stern bulb)은 추진효율을 뿐만 아니라 선체진동이 경감된다는 이유로 최근 많은 조선소에서 광범위한 선종(船種)에 채택되고 있다. 선미벌브선이란 프로펠러면에 유입하는 유체 흐름을 균일하게 함으로써 직진시의 추진효율을 향상시킬 수 있도록 고안된 선형으로서, 프로펠러 전방 선미부 형상을 구상(球狀)으로 즉, 선미부 프레임라인(frame line)을 둥글게 취한 선박을 말한다. 한편, 선미부 형상은 조종성능과 밀접한 관계가 있으며, 특히 비대선형의 경우 선미형상의 차이는 조종성능에 지대한 영향을 미친다[3]. 그럼에도 불구하고 지금까지 선미벌브선의 조종성능에 관해서는 그다지 많은 연구가 이루어지지 않았다[4][5]. 선미벌브를 채택함으로써 조종성 수학모델의 유체동력학적 계수들이 어떻게 변화하며, 이로 인하여 조종성능이 어떻게 변화하는가를 규명하고, 이들의 정량적 변화를 명확하게 파악해두면 초기 설계단계에서 조종성에 관한 적절한 배려가 가능할 것이다.

이러한 배경하에 본 연구에서는 선박의 정확한 조종

성능 추정 및 조종성능 향상 기법 개발의 일환으로, 선미벌브의 채택이 조종성능에 미치는 영향을 실험적으로 조사, 분석하고, 이들 실험 자료를 이용하여 조종성 시뮬레이션을 수행하여 선미벌브 채택시 조종성능의 정성적인 변화와 그 원인을 규명코자 하였다. 구체적으로는, 선미벌브를 채택하지 아니한, 재래의 일반적 선미 형상을 갖는 대표적인 비대선형으로서 실실험자료[6] 뿐만 아니라 모형시험 자료[7]가 널리 공표되어 있는 Esso Osaka호(실선의 수선간장 325m, 278,000 DWT) 선형의 2m 모형선을 기준으로 하고, 선미부를 제외한 나머지 형상은 기준선형과 동일하지만 선미부 후단 프레임라인을 둥글게 벌브를 채택한 개량선형 2m 모형선을 공시선으로 하여, 회류수주에서 두 모형선의 각종 조종성 관련 구속모형 시험을 실시하여 선미벌브의 채택이 조종성과 관련된 유체유동 현상과 동유체력에 어떠한 영향을 미치는가를 조사, 분석하였다. 그리고 이렇게 구한 유체동력학적 계수를 조종성 수학모델에 적용시켜 수치시뮬레이션을 수행하여 두 선형의 조종성능의 차이를 규명하고, 선미벌브 채택으로 인한 조종성능의 정성적인 변화를 고찰하였다. 한편, 조종성 수학모델로는 최근 전 세계적으로 호평을 받고 있는 모듈형 수학모델 즉 MMG 수학모델을 이용하였다[8]. 따라서 구속모형시험의 해석 및 조종성 시뮬레이션의 수치계산은 MMG 수학모델을 기본으로 하였다. 아울러 Esso Osaka 기준선형에 대한 조종성 시뮬레이션 결과는 이미 공표되어 있는 자유항주모형시험 결과[7]와도 비교하였다. 단, 문헌[7]에서 구속모형시험 및 자유항주모형시험시의 홀수는 시운전 홀수이고, 본 연구에서의 구속모형시험은 만재홀수에 일치시켰는데, 양 홀수의 차이는 아주 근소하다.

2. 조종성 수학모델

Fig. 1과 같이 선체에 고정된 동좌표계를 $G-xyz$, 수면에 고정된 공간좌표계를 $O-XYZ$ 라 할때, 동좌표계의 각축을 관성주축이라 가정하면 부가질량력을 고려한 조종운동의 기본식은 다음과 같이 정식화 된다.

$$\begin{aligned} (m + m_x)\dot{u} - (m + m_y)vr &= X \\ (m + m_y)\dot{v} - (m + m_x)ur &= Y \\ (I_z + J_z)\dot{r} &= N - x_G Y \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 m, m_x, m_y 는 각각 선체의 질량, x 축 방향 부가질량, y 축 방향 부가질량이다. I_z, J_z 는 각각 z 축 주위의 질량관성모우멘트, z 축 주위의 부가관성모우멘트이다. u, v, r 은 각각 무게중심 G 에서의 x 축 방향의 속도 성분, y 축 방향의 속도 성분, z 축 주위의 각속도 성분이다. $\dot{u}, \dot{v}, \dot{r}$ 는 각각 u, v, r 의 1차 도함수이다. X, Y, N 은 각각 무게중심 G 가 아닌, 선체중양(mid-ship)에서의 x 축 방향 동유체력, y 축 방향 동유체력, 선체중양을 지나고 z 축에 평행한 축에 관한 동유체력 모우멘트이다. x_G 는 선체중양을 좌표원점으로 취했을 때 무게중심 G 의 좌표이다. 한편 동유체력 X, Y, N 을 무게중심 G 가 아닌, 선체중양에 관해서 정의한 이유는 동유체력의 이론 계산과의 비교 또는 구속모형시험상의 편의를 도모하기 위한 것이다.

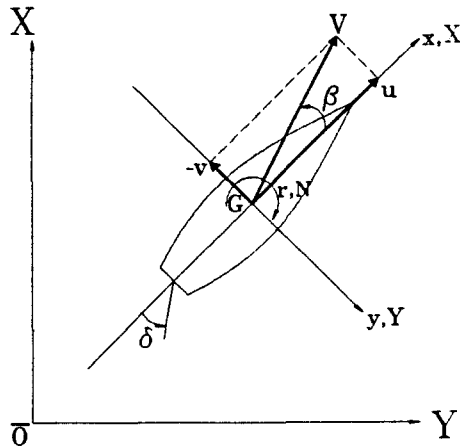


Fig. 1 Coordinate system

선체중양에서의 동유체력 X, Y, N 은 MMG 수확모 델[8]에서 다음과 같이 표시된다.

$$\begin{aligned} X &= X(u) + (1-t)T + 0.5\rho LdV^2 \{X'_{vv}v'^2 \\ &\quad + X'_{vr}v'r' + X'_{rr}r'^2\} - c_{RX}F_N \sin \delta \\ Y &= 0.5\rho LdV^2 \{Y'_v v' + Y'_r r' + Y'_{vvv}v'^3 \\ &\quad + Y'_{vvr}v'^2 r' + Y'_{vrr}v'r'^2 + Y'_{rrr}r'^3\} \\ &\quad - (1 + \alpha_H)F_N \cos \delta \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} N &= 0.5\rho L^2 dV^2 \{N'_v v' + N'_r r' + N'_{vvv}v'^3 \\ &\quad + N'_{vvr}v'^2 r' + N'_{vrr}v'r'^2 + N'_{rrr}r'^3\} \\ &\quad - (x_R + \alpha_H x_H)F_N \cos \delta \end{aligned} \quad (2)$$

여기서 c_{RX}, α_H, x_H 는 선체와 타의 상호간섭영향을 나타내는 실험정수이다. 그리고 선체운동 변수 u, v, r 과 동유체력 X, Y, N 은 다음과 같이 무차원화 하였다.

$$\begin{aligned} u', v' &= u, v / V \\ r' &= r(L / V) \\ X', Y' &= X, Y / 0.5\rho LdV^2 \\ N' &= N / 0.5\rho L^2 dV^2 \end{aligned} \quad (3)$$

단, L : 선체길이(수선간장), d : 평균흘수,
 V : 합속도, ρ : 유체의 밀도

그리고 타직압력 F_N 은 다음과 같이 표시된다.

$$F_N = 0.5\rho A_R f_\alpha V_R^2 \sin \alpha_R \quad (4)$$

여기서

$$f_\alpha = 6.13\Lambda / (2.25 + \Lambda) \quad \text{단, } \Lambda: \text{타의 종횡비}$$

그리고 타에의 유효유입속도 V_R 은

$$V_R = \sqrt{u_R^2 + v_R^2} \quad (5)$$

$$u_R = \epsilon nP \sqrt{1 - 2(1 - \eta k)s + (1 - \eta k(2 - k))s^2} \quad (6)$$

$$v_R = \gamma u_R (\beta - l'_R r') \quad (7)$$

여기서 $\epsilon = (1 - w_R) / (1 - w_P)$
 $w_P = w_{PO} \exp \{-4.0(\beta - x'_P r')^2\}$
 $w_R = w_P w_{RO} / w_{PO}$
 $k = k_x / \epsilon$
 $\eta = D / H$
 $s = 1 - u_P / (nP)$
 $u_P = u(1 - w_P)$

단, w_{PO}, w_{RO} : 직진시 프로펠러 및 타 위치에서의 유효반류계수

k_x : 프로펠러에 의한 유체흐름의 증속률

D : 프로펠러 직경, H : 타의 높이

P : 프로펠러 피치, r : 정류계수

그리고, 타에의 유효유입각 α_R 은

$$\alpha_R = \delta - \tan^{-1}(v_R / u_R) \approx \delta - 2v_{Rq} / u_R \quad (8)$$

$$= \delta - \gamma(\beta - l_R' r')$$

3. 구속모형시험

3.1 회류수조 및 공시선형

(1) 회류수조

본 연구에서 구속모형시험에 이용한 회류수조는 길이 12.5m, 폭 2.2m, 최대높이 5.2m인 2입펠러방식의 수직순환형으로서, 관측부인 개구부는 길이 5m, 폭 1.8m, 수심 0.9m이다. 본 회류수조의 개략도를 Fig. 2에 나타낸다. 구속모형시험을 실시하기 직전의 관측부에서의 유속분포를 Fig. 3, Fig. 4에 나타낸다. 유속 측정에는 프로펠러식 유속계를 이용하였으며, 제파판(wave suppressing plate)으로부터 1.0m 후방 위치 (2m 모형선을 설치하였을 때 모형선의 F. P. 위치)의 횡단면에서 수직 방향과 수평 방향으로 유속을 측정하였다. 모형선 부근에서 유속의 편차는 대략 3% 미만이지만 전체적인 유속의 균일도는 양호한 편이라고는 볼 수 없다. 다음으로, 관측부인 개구부의 자유표면에는 일반적으로 정재파(定在波)와 수면경사 그리고 수위변동이 생긴다. 이들은 회류수조에서의 각종 시험에 나쁜 영향을 미친다.

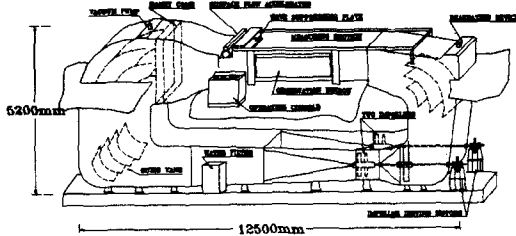


Fig. 2 Schematic diagram of circulating water channel

관측부 중심선상에서 자유표면의 수위를 서보(servo)식 파고계로 측정한 결과의 일부를 Fig. 5에 나타낸다. 본 회류수조에서의 측정 결과에 의하면 정재파의 파고 H_w 는

$$H_w(mm) \approx 2.0V^4 \quad \text{단, } V: \text{유속 (m/sec)}$$

그리고 정재파의 파장 λ 는, 2차원 규칙파의 이론적인

$$\lambda = 2\pi \cdot V^2 / g \quad \text{단, } g: \text{중력가속도}$$

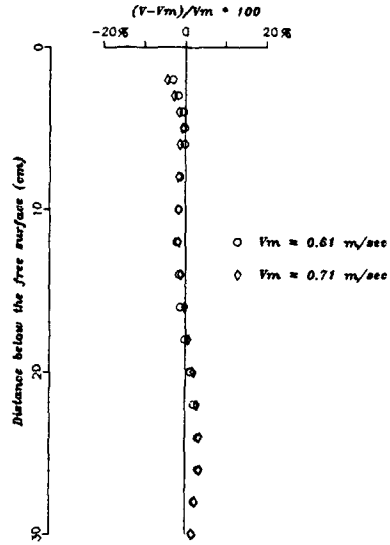


Fig. 3 Velocity distribution on the centerline of working section (V_m : mean velocity)

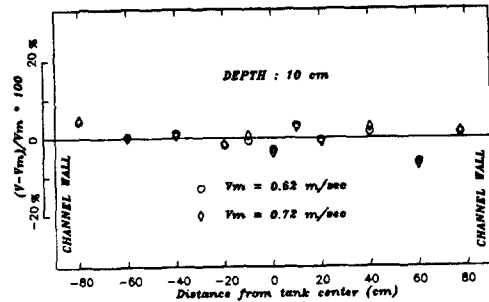


Fig. 4 Velocity distribution breadth-wise at working section (V_m : mean velocity)

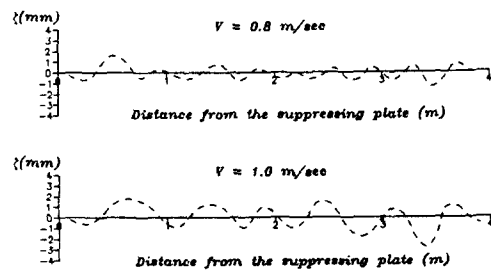


Fig. 5 Steady wave profile at working section (ζ : depression of wave surface)

를 대체로 만족하고 있다. 그리고 자유표면의 평균수면경사각 θ 는 일반적으로

$$\theta = C \cdot \frac{V^2}{2gh} / (1 - \frac{V^2}{gh}) \quad \text{단, } h: \text{수심}$$

과 같이 표시되는데[9], 본 회류수조의 경우 상수 C 는 0.00465의 값을 갖는다. 그리고 수위변동은 유속에 따라 약간씩 다르지만 대략 1~2 mm 정도로서 양호한 편이다.

(2) 공시선형

본 연구에서는 최근 선형비대화가 한층 진전되고 있음을 고려하고, 실선시험 자료[6] 뿐만 아니라 각종 구속모형시험과 자유항주모형시험 자료[7]가 널리 공표되어 있는 278,000 DWT 탱커 Esso Osaka호 선형을 선정하였다. Esso Osaka호는 선미벌브를 채택하지 아니한 재래의 일반적 선미 형상을 갖는 대표적인 비대선형이다. Esso Osaka선형(이하 기준선이라 함, 영문표기 ESSO OSAKA)의 2m 모형선 1척과 그리고 선미부를 제외한 나머지 형상은 기준선과 동일하지만 선미부 후단 프레임라인을 등글게 벌브를 채택한 변형 Esso Osaka선형(이하 선미벌브선이라 함, 영문표기 STERN BULB)의 2m 모형선 1척을 각각 제작하였다. Esso Osaka선형의 주요목을 Table 1에, 그리고 기준선과 선미벌브선의 정면도를 Fig. 6에 비교하여 나타낸다. 그리고 기준선과 선미벌브선의 선미부 측면(profile)의 사진을 Fig. 7에 나타낸다. 한편, 실선의 경우에는 타에 슈피스(shoe piece)가 설치되어 있으나 본 모형선의 경우에는 기준선, 선미벌브선 모두 행깅타(hanging rudder)의 형태를 취하고 있다. 그리고 모형프로펠러와 모형타는 기준선과 선미벌브선에 다같이 동일한 것(Table 1에 명시)을 사용하였다.

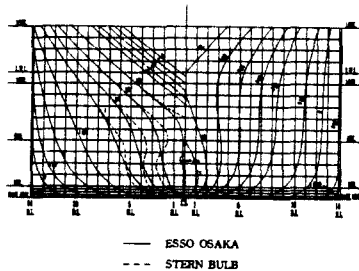


Fig. 6 Body plan of ship models

3.2 시험 결과 및 고찰

(1) 저항시험 결과

Table 1 Principal particulars of ship & model

Items		Ship	Model
HULL			
Length B.P.	L(m)	325.0	2.0
Breadth	B(m)	53.0	0.3262
Mean draft	d(m)	22.05	0.1357
Trim	(m)	0.0	0.0
Block coefficient	C_B	0.83	0.83
Rudder			
Height	H(m)	13.85	0.085
Area ratio		1/58	1/58
Aspect ratio		1.54	1.54
PROPELLER			
Number of blades		5	5
Diameter	D(m)	9.1	0.0537
Pitch ratio	P/D	0.705	0.820
Expanded area ratio		0.682	0.650

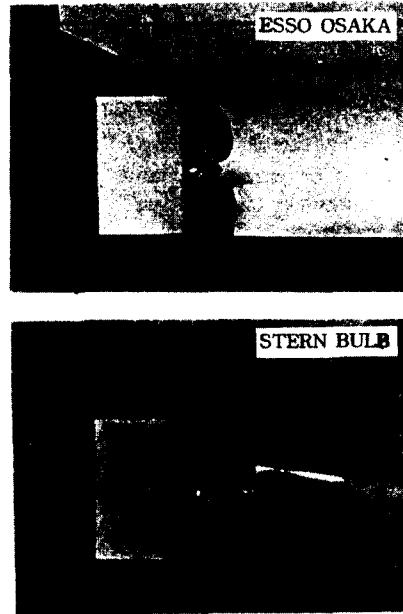


Fig. 7 Stern profile of ship models

양 선형의 저항값을 서로 비교하고, 조종성 수확모델의 식(2)에서 필요한 $X(u)$ 를 결정하기 위해서 저항동력계를 이용하여 양 선형의 저항값을 측정하였다. 회류수조에서의 저항시험 결과를 실선의 저항 추정에 정량적으로 이용하기 위해서는 회류수조 특유의 몇가지 수정을 필요로 한다. 일반적으로 수정항목은 다음과 같다. ① 제한수로의 영향 즉, 측벽효과(blockage

effect) ② 수면경사 ③ 척도효과(scale effect), 유체 흐름의 불균일 및 난류영향 등, 3가지 항목을 들 수 있다.

본 연구에서는 상기 항목중 ① 측벽효과와 수정에 대해서는 다음의 Tamura의 식[10]을 이용하여 유속 변화량 ΔV 를 추정하였다.

$$\Delta V / V = 0.85M(L/b)^{3/4} / (1 - F_h^2) \quad (9)$$

여기서 $M = A_M / A_T$, $F_h = V / \sqrt{gh}$, L, b, h 는 모형선의 길이(수선간장), 수조의 폭, 수심, A_T 는 수조의 횡단면적, A_M 는 모형선의 중앙횡단면적이다.

그리고 ② 수면경사의 수정에 대해서는 다음식이 이용된다.

$$R_{TO} = R_T / \cos \theta - W \sin \theta \quad (10)$$

여기서 R_T : 저항의 측정값, R_{TO} : 수정된 저항값, W : 배수량, θ : 수면경사각

그리고 ③항의 수정에 대해서는 Ogura[9]가 제안한 다음 방법을 이용하였다. 일반적으로 모형선의 전저항 계수 C_T 는 다음과 같이 표시된다.

$$C_T = (1 + K)C_F + C_W \quad (11)$$

여기서 K : 형상영향계수, C_F : 상당평판의 마찰저항계수, C_W : 조파저항계수

회류수조에서의 소형 모형선의 저항 측정값으로부터 식(9), (10)에 의한 수정을 필한 전저항계수를 식(11)에 의해 해석한 결과 K, C_W 가 구해졌다고 하면, 이 값들은 대형 예인수조에서의 상사 모형선을 이용한 저항시험 결과를 해석한 값과 차이가 난다. 이 차이를 상기 수정항목 ③으로 간주하고, 이들 양자의 관계를 다음과 같이 표시한다.

$$K^L = C_1 K^S \quad (12)$$

$$C_W^L = C_2 C_W^S \quad (13)$$

여기서, 윗첨자 L, S 는 각각 대형 예인수조에서의 상사 모형선의 값, 회류수조에서의 모형선의 값을 의미한다. Esso Osaka 기준선형의 6m 모형선의 예인수조에서의 저항시험 결과[11]와 본 연구에서의 회류수조에서의 저항시험 결과를 비교하여 C_1, C_2 를 구한 결과 $C_1 \approx 0.58, C_2 \approx 1.0$ 이었다. 이 값을 이용하여 상기 ③항의 수정을 필(畢)한 최종 저항값을 Fig. 8, Fig. 9

에 나타낸다. 이 결과로부터 양 선형의 저항값의 차이는 거의 없음을 알 수 있다.

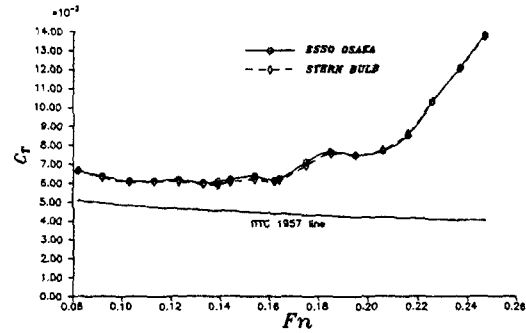


Fig. 8 Total resistance coefficient

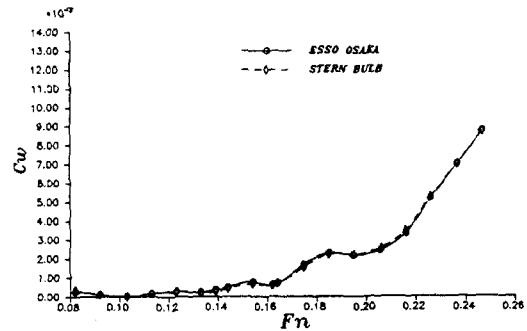


Fig. 9 Wave-making resistance coefficient

(2) 유효추력 측정결과

양 선형의 유효추력(effective thrust)을 서로 비교하고, 조종성 수학모델의 식(2)에서 필요한 $(1-t)T$ (여기서 t : 추력감소계수, T : 프로펠러의 추력)를 결정하기 위해서 저항동력계를 이용하여 다음과 같이 실험을 수행하였다. Fig. 10과 같이 모형선을 일정한 속도 V 로 예항하면서 프로펠러를 일정한 회전수(rps) n 으로 회전시킬 때, 겉보기 전진상수 J_s 를 다음과 같이 정의한다.

$$J_s = \frac{V}{nD} \quad (\text{단, } D: \text{프로펠러 직경}) \quad (14)$$

그리고 모형선을 구속하는 힘 즉, 예항력을 F_x 라 하면

$$(1-t)T = R_T - F_x \quad (15)$$

의 관계가 성립한다. 여기서 R_T 는 선체저항이다.

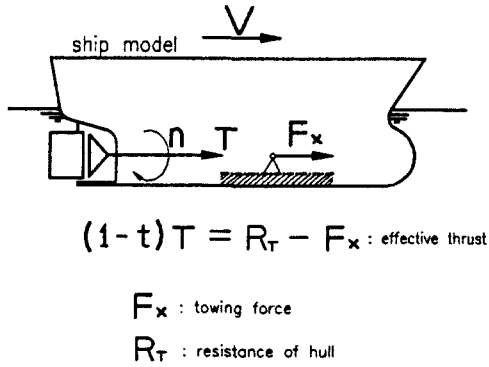


Fig. 10 Measurement of effective thrust

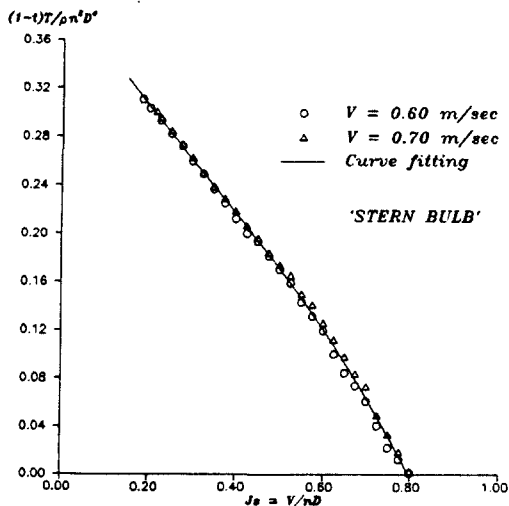
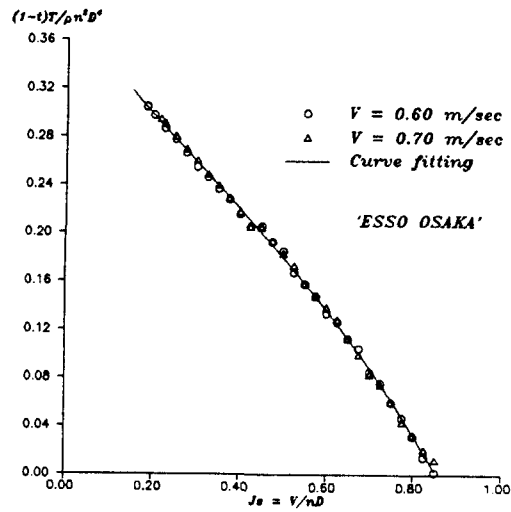


Fig. 11 Effective thrust coefficient

J_0 를 변화시켰을 때 즉, 프로펠러 하중도 변화에 따른 예항력 F_x 를 저항동력계로 측정하고, 동일 선속에서의 선체저항 R_T 를 별도로 측정하게 되면 식(15)를 이용하여 유효추력 $(1-t)T$ 가 구해진다. 이때 물론 식(15)에서의 R_T 는 전항(1)에서 언급한 수정된 저항값을 의미한다. $(1-t)T$ 의 측정 결과를 $\rho n^2 D^4$ 으로 무차원화하여 Fig. 11에 나타낸다. 측정 결과에 의하면 자항점 (self propulsion point)이하의 J_0 값에 대해서는 선미벌브선의 유효추력계수가 약간 더 크고, 자항점 이상의 J_0 값에 대해서는 기준선의 유효추력계수가 약간 더 크다.

(3) 선체에 작용하는 동유체력의 측정 결과

조종운동시 즉, v, r 에 기인하는 선체에 작용하는 동유체력을 측정하기 위해서는 사항시험 (oblique tow test)과 구속회전시험 (circular motion test) 또는 강제동요시험 (planar motion mechanism test) 등을 실시하여야 한다. 이 중에서 소형 회류수조에서 실제 가능한 구속모형시험은 사항시험 뿐이다. 기준선형과 선미벌브선형의 사항시험 결과 측정된 동유체력을 무차원화 하여 Fig. 12, Fig. 13에 나타낸다. 구속모형시험시 프로펠러 회전수는 실선의 자항점 (ship propulsion point)에 맞추었으며 물론 타는 설치되지 아니하였다. 조종성 수학모델의 식(2)의 다항식 근사로부터 구한 유체력미계수를 Table 2에 나타낸다. 양선형의 선형미계수만 비교해 보면, 선미벌브선형은 기준선형에 비해 Y_v 는 절대치로 약 11%로 감소되었고, N_v 는 절대치로 약 9% 증가되었다. 그리고 Esso Osaka 기준선형의 측정 결과는 예인수조에서의 측정 결과[7]와 큰 차이가 나지 않았다. 선미벌브선형에 관한 지금까지의 타 연구 결과에 의하면 Kose[4]의 경우 Y_v 는 절대치로 약 8% 감소, N_v 는 절대치로 약 18% 증가하였으며, Yamazaki[5]의 경우 Y_v 는 절대치로 약 8% 감소, N_v 는 절대치로 약 5% 증가된 예가 있다.

본 연구에서의 구속모형시험은 소형 회류수조에서 실시되었으며, 회두각속도 r 를 변수로 하는, 또는 회두각속도 r 과 횡방향 이동속도 v 를 동시에 변수로 하는 선체동유체력의 측정이 불가능하였으므로 이들 계수에 대해서는 다음과 같이 추정하였다. Esso Osaka 기준선형에 대한 유체력미계수는 문헌[7]의 2.5m 모형선의 측정 결과를 그대로 인용하여 사용하였다. 선미벌브선형에 대해서는 선형미계수 Y_v, N_v 이외의 유체력미계수는 기준선형의 값을 그대로 동일하게 사용하였다. 그러나 선형미계수에 대해서는 Kose[4], Ya-

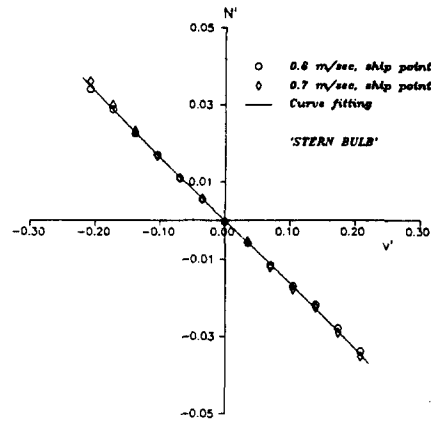
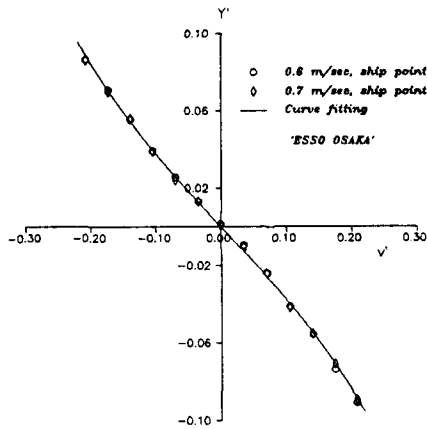


Fig. 13 Nondimensional yaw moment on hull

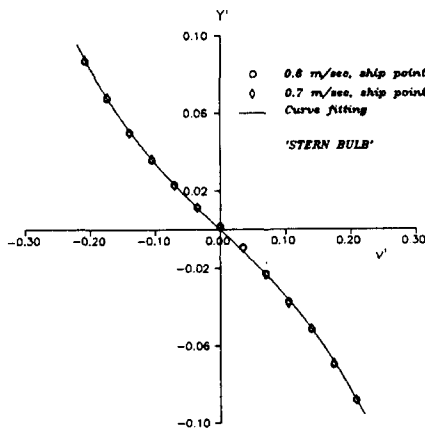
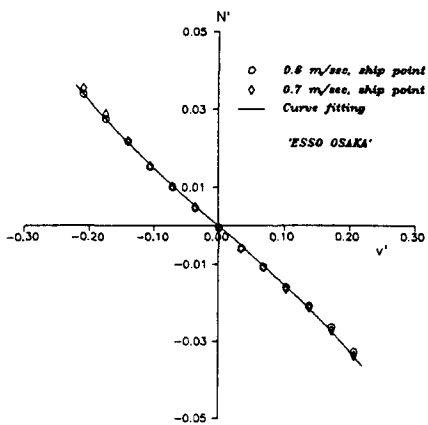


Fig. 12 Nondimensional lateral force on hull



mazaki[5]의 연구결과를 참고하여, 선미벌브를 채택함으로써 Y_r 는 절대치로 15% 감소, N_r 는 절대치로 10% 감소하는 것으로 추정하였다. 이렇게 해서 구한 유체력미계수를 Table 2에 나타낸다. 이와같이 추정한 근거는 다음과 같다. Kose[4], Yamazaki[5]는 양자 모두 탱커 선형을 공시선으로 하여, 선미벌브가 설치되지 아니한 경우와 선미벌브가 설치된 경우에 각각

Table 2 Hydrodynamic derivatives

	ESSO OSAKA	STERN BULB
m_x	0.0214	0.0214
m_y	0.2184	0.2184
J_z	0.01082	0.01082
X'_{uv}	-0.0245	-0.0245
X'_{rr}	0.0	0.0
X'_{vr}	-0.0255	-0.0255
Y'_v	-0.3647	-0.3224
Y'_r	0.0932	0.0792
Y'_{uvv}	-1.4669	-2.3221
Y'_{vur}	0.1330	0.1330
Y'_{urr}	-0.2920	-0.2920
Y'_{rrr}	0.0182	0.0182
N'_v	-0.1478	-0.1613
N'_r	-0.0533	-0.0480
N'_{uvv}	-0.3493	-0.1439
N'_{vur}	-0.2350	-0.2350
N'_{urr}	0.0499	0.0499
N'_{rrr}	-0.0127	-0.0127

강제동요시험 및 구속선회시험을 실시한 바, 선형미계수는, 선미벌브를 채택함으로써 Y_r 는 15%, N_r 는 10%씩 변화하는 것으로 나타내고 있다. 한편, Kose [4]는 선미벌브를 채택함으로써 비선형미계수도 물론 변화를 하지만, N_{wv} 이외의 비선형미계수의 중요도는 그다지 크지 아니한 것으로 결론짓고 있다.

(4) 타직압력과 관련된 실험정수의 측정 결과

조종성 수학모델의 식(6)으로 표시되는, 타에의 유효유입속도 u_R 의 계산을 위해서는 직진시의 유효반류계수 w_{PO} 와 w_{RO} 의 값을 결정하여야 한다. w_{PO} 는 프로펠러 위치에서의 유효반류계수, w_{RO} 는 타 위치에서의 유효반류계수이다. 본 연구에서는 w_{PO} 는 양 선형 모두 동일한 값을 갖는 것으로 간주하였으며, 그 값은 문헌 [7]에서의 측정결과를 참고하여 $w_{PO} = 0.73$ 로 추정하였다. Yamazaki[5]는 조종운동시의 프로펠러 반류계수를 측정된 결과, 선미벌브선형의 경우에는 일반 선미선형과 비교하여 크게 차이가 없음을 확인한 바 있다. 한편, Fig. 14와 같이 프로펠러에 의해 가속되지 아니한 유속 즉, 프로펠러 슬립비(s)가 0일 때 타 위치에서의 유속을 u_{RO} 라 하면 u_{PO} 는 다음과 같이 정의된다.

$$u_{RO} = V(1 - w_{RO}) \quad (16)$$

따라서 프로펠러를 설치하지 아니한 상태에서 일정 타각을 주었을 때의 타직압력 F_N 을 측정하여, 타직압

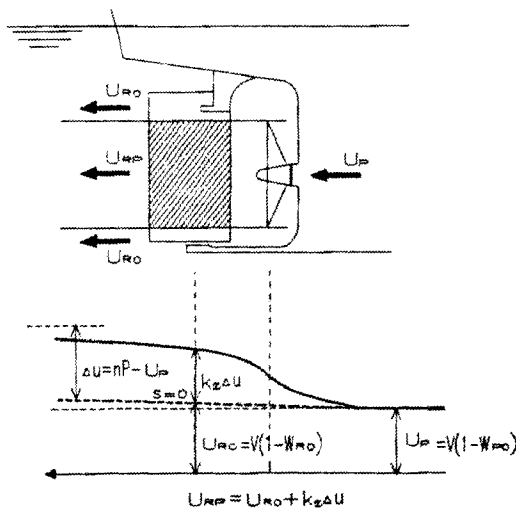


Fig. 14 Schematic diagram to explain effective rudder in-flow velocity

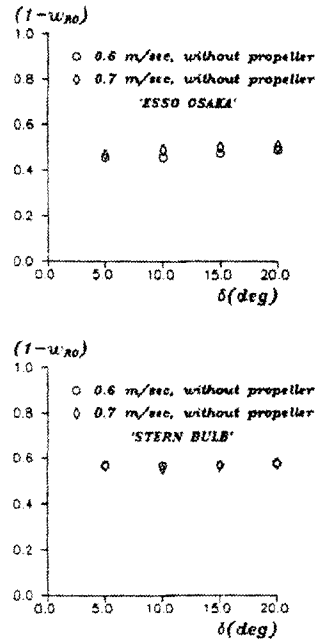


Fig. 15 Effective rudder wake fraction in steady straight motion

력일치법에 의해 식(16)의 u_{RO} 를 결정해 줌으로써 $(1 - w_{RO})$ 를 구할 수 있다. 본 연구에서 채택한 양 선형에 대해서 $(1 - w_{RO})$ 의 측정결과를 Fig. 15에 나타낸다. 측정 결과에 의하면 기준선형의 경우 $w_{RO} = 0.50$, 선미벌브선형의 경우 $w_{RO} = 0.43$ 으로서, 선미벌브선의 $(1 - w_{RO})$ 의 값이 더 높다.

다음으로 타에 유입하는 유체 흐름의 프로펠러에 의한 증속을 k_x (Fig. 14 참조)에 대해서 고찰해 본다. 프로펠러 증속을 k_x 를 고려한 유속, 즉 프로펠러에 의해서 가속된 유속을 u_{RP} 라 하면

$$u_{RP} = u_{RO} + k_x \Delta u \quad (17)$$

여기서 Δu 는 무한원방에서 증가된 유속으로서, $\Delta u = nP - u_p$ 이다. 식(16), (17)로 표기되는 두 종류의 유속의, 유입면적을 고려한 단순가중평균치가 식(6)의 u_R 이다. k_x 를 구하는 실험은 다음과 같다. 식(6)에서 프로펠러 슬립비 $s=1$ 일 때 즉, $u_p=0$ 일 때를 생각하면

$$[u_R / nP]_{s=1} = k_x \sqrt{\eta} \quad (18)$$

따라서 모형을 정지 상태에서 프로펠러만 작동시키고 일정 타각을 주었을 때의 타직압력 F_N 을 측정하여

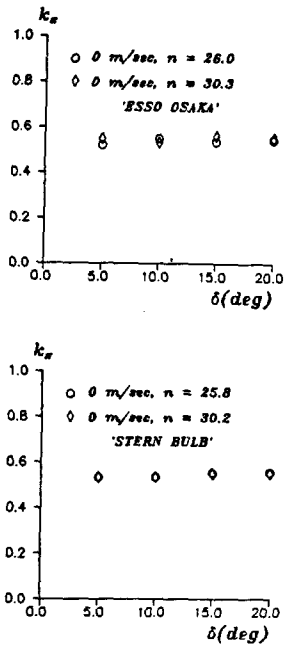


Fig. 16 Propeller race amplification factor

타직압력일치법에 의해 u_R 를 결정해 줌으로서 식(18)로부터 k_p 를 구할 수 있다. 본 연구에서 채택한 양 선형에 대해서 k_p 의 측정 결과를 Fig. 16에 나타낸다. 측정 결과에 의하면 양 선형 모두 $k_p=0.54$ 정도의 거의 동일한 값을 취한다.

다음으로 직진시 일정 타각을 주었을 때의 타직압력 F_N 과, 동시에 선체에 작용하는 동유체력(횡방향 힘 및 회두모우멘트)의 측정 결과에 대해서 고찰한다. Fig. 17은 조타시의 타직압력 측정 결과이다. 물론 이때 F_N 의 무차원화는 $0.5\rho LdV^2$ 이다. 동일한 조건에서 실험한 결과 기준선형보다 선미벌브선형의 타직압력이 약간 높게 측정되었다. 그리고 Fig. 17에서 점선으로 표시된 것을 식(4)에 의해 계산된 값을 나타내고 있다. 타직압력의 측정치와 계산치에 약간의 차이는 있으나 거의 일치하는 경향을 확인할 수 있다. 한편, 타직압력 계산시 필요한 실험정수(k_p, w_{RO} 등)는 본 연구에서 구한 값을 사용하였다. 그리고 타에 의해서 선체에 유기되는 동유체력 즉, 타와 선체의 상호간섭유체력에 관한 실험정수 a_H, x_H 를 구하기 위해서, 측정된 타직압력 F_N 과 선체 동유체력을 Fig. 18, Fig. 19와 같이 정리하여 a_H, x_H 를 구한 결과 기준 선형의 경우 $a_H=0.214, x_H'=-0.33$ (단, $x_H'=x_H/L$), 선미벌브선형의 경우 $a_H=0.322, x_H'=-0.36$ 으로 측정되었다. 따

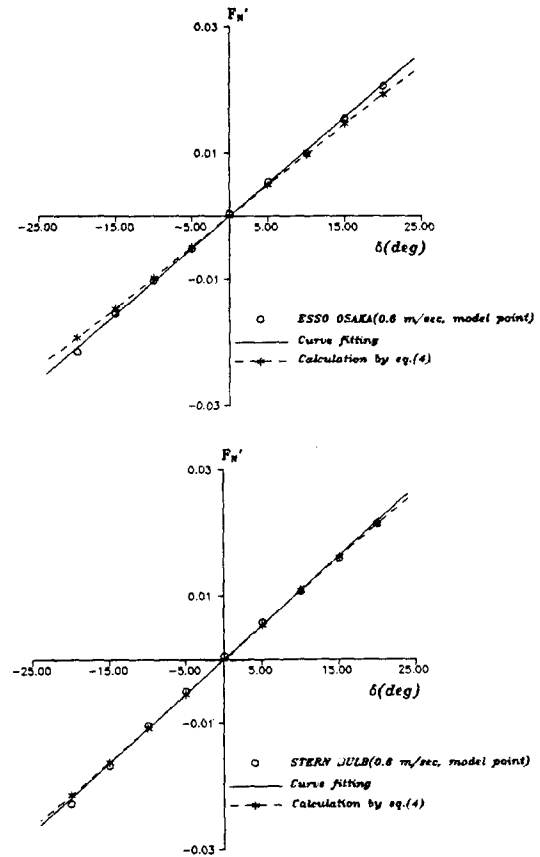


Fig. 17 Rudder normal force induced by rudder deflection

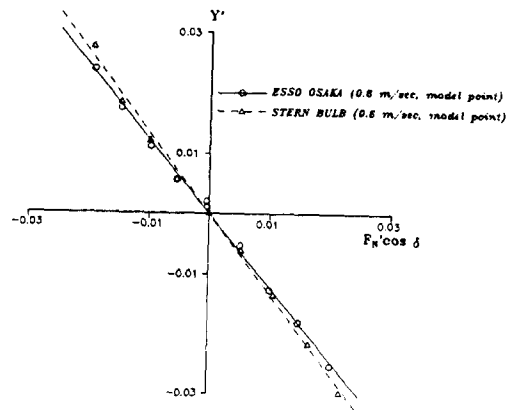


Fig. 18 Lateral force induced by rudder deflection

라서 선미벌브선의 a_H, x_H 값이 기준선형보다 높음을 알 수 있다. 그리고 c_{RX} 값은 양 선형 모두 0.7정도로

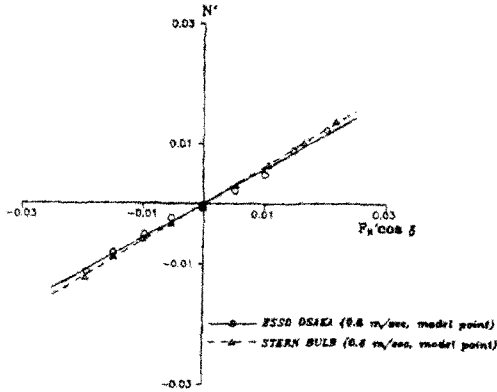


Fig. 19 Yaw moment induced by rudder deflection

측정되었다.

한편, Esso Osaka 기준선형 6m 모형선에 대한 예인수조에서의 동일한 실험 결과[11]에 의하면 $a_H=0.398$, $x_H=-0.442$ 로서, 본 연구에서의 측정 결과보다 상당히 높다. 이들 양 실험 결과의 차이가 척도효과에 기인하는지, 또는 회류수조에서의 검력시스템의 정도(精度) 즉, 타직압력의 측정 정도(精度)에 비해 선체 동유체력의 측정 정도(精度)가 떨어지기 때문인지는 알 수 없다. 어쨌든 본 연구에서의 측정 결과가 약간 비합리적인 것으로 판단되지만, 별도의 수정없이 측정 결과를 그대로 조종성 시뮬레이션 계산에 이용하기로 한다.

다음으로 조종성 수학모델의 식(7), (8)에서 필요한 정류계수(straightening coefficient) γ 에 대해서 고찰해 본다. 식(8)로부터 조종운동중 타직압력이 0이 되는 타각을 δ_R 이라 하면

$$\delta_R = \gamma' \beta - l'_R r' \quad (19)$$

여기서 β 는 사항각(drift angle), l'_R 는 실험정수로서 보통 $l'_R = 2x_R$ 의 값을 취한다. 타각 δ 를 파라미터로 한 사항시험을 실시하여, 이때의 타직압력 F_N 을 측정함으로써 사항상태에서 타직압력이 0이 되는 타각 δ_R 을 구할 수 있다. 사항각 β 에 따른 δ_R 을 측정된 결과를 Fig. 20에 나타낸다.

Fig. 20에 의하면 $\beta > 0$ 일 때는 양 선형의 경향이 거의 비슷하지만, 선미벌브선의 기울기 즉, γ 가 약간 높다. $\beta < 0$ 일 때는 양 선형에 상당한 차이를 보이고 있으며, 기준선형의 경우에는 비선형 특성 영역이 존재하지만 선미벌브선의 경우에는 거의 직선 근사가 가능하지만 정류계수에 관한 실험은, 보다 광범위한 β 영역과

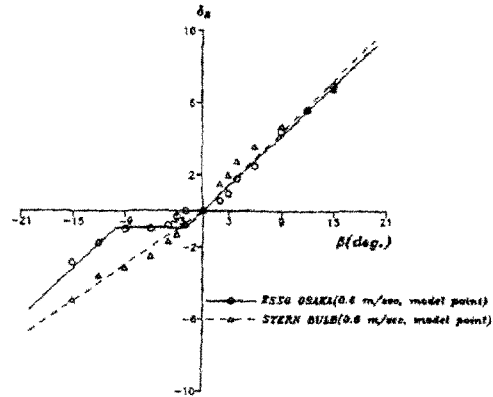


Fig. 20 Rudder angle of vanishing rudder normal force in manoeuvring motion

선회운동시의 특성을 동시에 보다 면밀히 고찰해 볼 필요가 있으나 본 연구에서는 실험시설의 제약 때문에 더 이상의 고찰은 불가능하였다.

4. 조종성능의 비교 및 고찰

이상에서 언급한 구속모형시험 결과를 이용하여, 양 선형의 조종성능을 수치계산하여 선미벌브가 조종성능에 미치는 영향을 고찰해 본다.

4.1 침로안정성

타각 $\delta=0$ 으로 항행중인 선박의 침로안정성은, 유체 동역학적계수의 선형항으로 구성되는 다음식에 의해 판별된다.

$$D = N'_\beta (Y'_r - m' + m'_x) - Y'_\beta N'_r \quad (20)$$

여기서 D 를 안정판별식(stability discriminant)이라 하며, $D > 0$ 이면 침로안정, $D < 0$ 이면 침로 불안정하다. 그리고 D 값의 크기는 침로안정 또는 불안정의 정도(程度)를 나타낸다. 그리고 미소한 조종운동에서는 $\beta \approx -v'$ 이므로, $Y'_\beta = -Y'_v$, $N'_\beta = -N'_v$ 의 관계가 있다.

Table 2에 나타난 유체력계수는 타각 설치되지 아니한 상태에서의 측정 결과이다. 한편, 침로안정성은 실제로 타각 설치되어 있는 상태에서 고찰되어야 하는데, 미소한 조종운동에서 이들 양 유체력계수 사이에는 다음 관계가 성립된다.

$$[Y'_\beta]_{HPR} = [Y'_\beta]_{HP} + \left(\frac{A_R}{Ld}\right) \left(\frac{V_R}{V}\right)^2 \times f_\alpha (1 + a_H) \gamma$$

$$\begin{aligned}
 [N'_\beta]_{HPR} &= [N'_\beta]_{HP} + \left(\frac{A_R}{Ld}\right) \left(\frac{V_R}{V}\right)^2 \\
 &\quad \times f_\alpha(x_R' + a_H x_H') \gamma \\
 [Y'_r - (m' + m'_x)]_{HPR} &= [Y'_r - (m' + m'_x)]_{HP} \\
 &\quad - \left(\frac{A_R}{Ld}\right) \left(\frac{V_R}{V}\right)^2 \times f_\alpha(1 + a_H) \gamma'_R \\
 [N'_r]_{HPR} &= [N'_r]_{HP} - \left(\frac{A_R}{Ld}\right) \left(\frac{V_R}{V}\right)^2 \\
 &\quad \times f_\alpha(x_R' + a_H x_H') \gamma'_R
 \end{aligned} \tag{21}$$

여기서 첨자 *HP*는 타가 설치되지 아니한 상태 (hull+propeller), *HPR*은 타가 설치되어 있는 상태 (hull+propeller+rudder)를 의미한다.

Table 3에 안정판별식 *D*를 계산한 결과를 나타낸다. 여기서 *HP*상태와 *HPR*상태에서의 *D*의 값을 각각 계산하였다. 본 연구에서의 계산 결과도 마찬가지로 경향을 나타내고 있지만 일반적으로 타력(舵力)의 효과를 고려하면 즉, *HPR*상태에서는 *HP*상태보다 침로안정성이 좋아진다. 양 선형 모두 침로불안정의 경향을 나타내고 있지만, 기준선형은 거의 한계불안정(marginal instability)의 경향을 보인다. 그리고 선미벌브선형은 기준선형보다 침로불안정의 정도(程度)가 약간 더 심하다. 이러한 경향은 타력을 고려해도 마찬가지이다. 따라서 선미벌브를 채택함으로써 침로불안정의 경향을 나타내며, 그 원인은 타력의 효과보다

Table 3 Comparison of stability discriminant(D)

	ESSO OSAKA	STERN BULB
without rudder (HP)	-0.00994	-0.01886
with rudder (HPR)	-0.00008	-0.00335

는 선체 유체력 미계수의 영향임을 알 수 있다.

4.2 조종성 시뮬레이션

침로안정성 이외에 선박의 조종성능을 나타내는 대표적인 지표(指標)로서 스파이럴(spiral)특성, 선회성능 또는 지그재그(zig-zag) 성능 등이 있다. 이들 각각의 성능을 시뮬레이션 기법을 이용하여 수치계산하고 그 결과를 고찰해 본다. 먼저 기준선형에 대한 시뮬레이션 결과를 문헌[7]에서의 자유항주모형시험 결과와 서로 비교한 후에, 기준선형과 선미벌브선형 각각의

시뮬레이션 결과를 서로 비교, 고찰하여 선미벌브가 조종성능에 미치는 영향을 검토한다. Figs. 21~25는 기준선형에 대해서 본 연구에서의 시뮬레이션 결과와 자유항주모형시험 결과[7]를 비교한 것이다. 시뮬레이션 결과와 자유항주시험 결과 사이에 약간의 차이가 보인다. 이것은 본 연구에서의 구속모형시험에서, 조타가 선체에 유기하는 유체력과 관련된 실험정수 a_H , x_H 가 실제보다 작게 측정되었기 때문이라 생각된다. 이러한 경향은 큰 타각에서의 조종성능에서 더욱 심하게 영향을 미치고 있다. 다음으로 Figs. 26~30은 기준선형과 선미벌브선형의 시뮬레이션 결과를 서로 비교한 것이다. 선미벌브선형이 기준선형보다 선회력이 좋다는 것을 알 수 있다.

제3장의 구속모형시험 결과 Fig. 20에 의하면 선미벌브선형은 기준선형에 비해 정류계수 γ 가 커서 식(8)로 표시되는 유효타각이 작아지므로 선회력을 나쁘게 하는데 기여할 것이다. 정류계수는 선미부 측면형상(profile)과 프로펠러 사이의 간격과 관련이 있는데 선미벌브선형은 기준선형에 비해 선미 선저부가 프로펠러와 약간 더 떨어져 있으므로 선체에 의한 정류효과가 떨어진다. 한편, 구속모형시험 결과 Figs. 17~19에 의하면 선미벌브선형은 기준선형에 비해 타력(舵力)의 효과가 우수하므로, 즉 타에의 유효유입속도 V_R 뿐만 아니라 타와 선체의 상호간섭효과 a_H , x_H 가 크기 때문에 선회력을 좋게 하는데 기여할 것이다. 그리고 이것은 선미부 형상의 프레임라인(frame line)과 관련

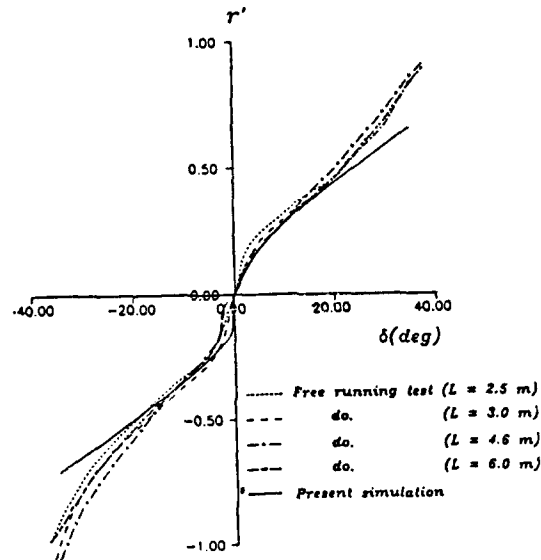


Fig. 21 r' - delta curves(ESSO OSAKA)

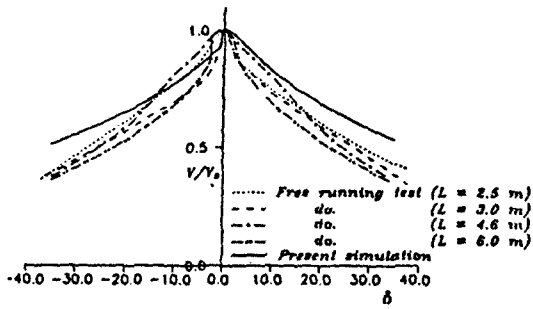


Fig. 22 V/V_0 - δ curves(ESSO OSAKA)

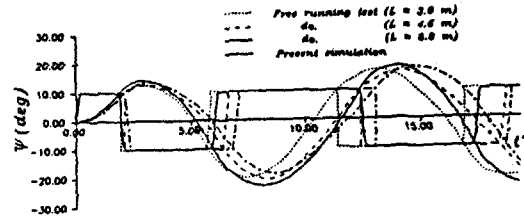


Fig. 25 Time histories of 10/10 deg Z-maneuvre tests (ESSO OSAKA)

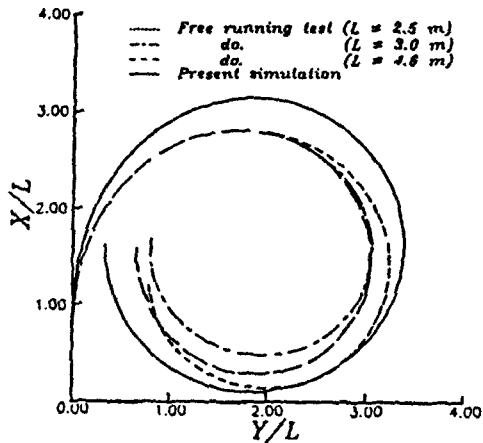


Fig. 23 Turing trajectories with 35 deg rudder angle (ESSO OSAKA)

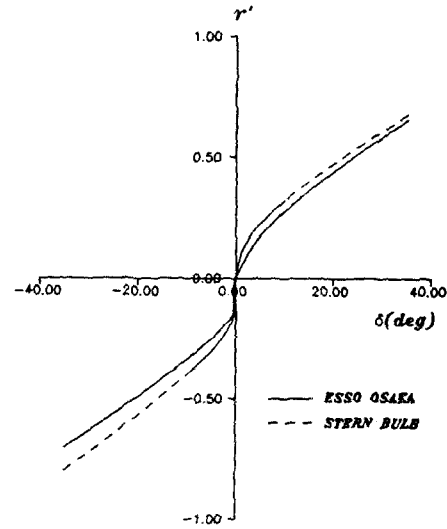


Fig. 26 r - δ curves

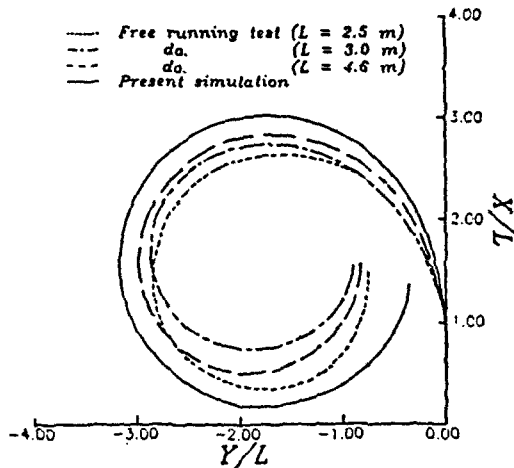


Fig. 24 Turing trajectories with -35 deg rudder angle (ESSO OSAKA)

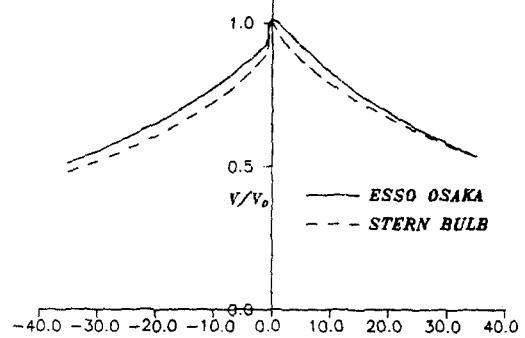


Fig. 27 V/V_0 - δ curves

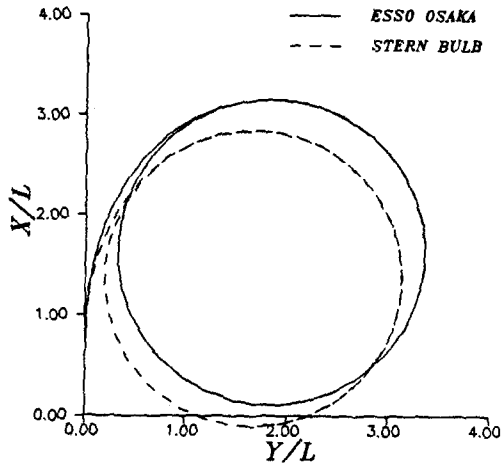


Fig. 28 Turning trajectories with 35 deg rudder angle

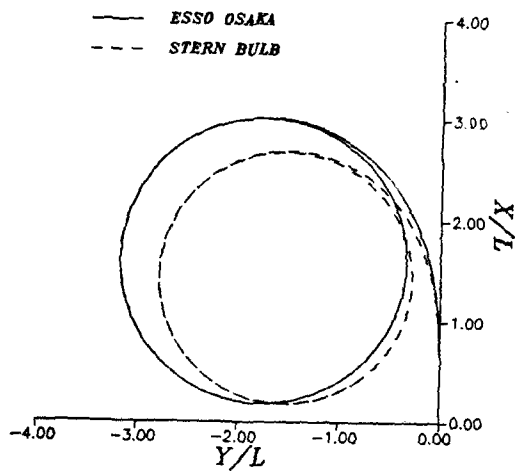


Fig. 29 Turning trajectories with -35 deg rudder angle

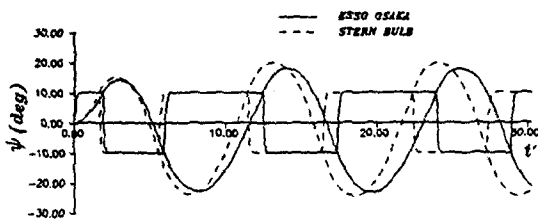


Fig. 30 Time histories of 10/10 deg Z-manoeuvre tests

이 있다. 즉, 선미벌브선형은 기준선형에 비해 프로펠러와 타에 유입하는 흐름을 균일하게 함으로써 선회력을 향상시키는데 기여하는 것으로 유추된다. 따라서 선미벌브선형의 선회력이 기준선형보다 우세한 이유는 선미 형상의 프레임라인의 효과 즉, 선미벌브의 효과라고 판단된다.

5. 결 언

278,000DWT 탱커 Esso Osaka 기준선형과 선미벌브선형 2m 모형선을 공시선으로 하여, 회류수조에서 조종성 관련 구속모형시험을 실시하고 이들 실험 결과를 이용한 침로안정성의 검토 및 조종성 시뮬레이션의 고찰 결과 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

- (1) 선미벌브선형은 기준선형보다 침로안정성이 나빠진다. 이러한 경향은 선미벌브의 채택으로 인한 선체 유체력계수의 차이에 기인한다.
- (2) 선미벌브선형은 기준선형보다 선회력이 우세하다. 이러한 경향은 선미벌브의 채택으로 인한 타에의 유효유입속도의 증가 및 조타에 의해 선체에 유지되는 동유체력(타와 선체의 상호간섭유체력)의 증가에 기인한다.
- (3) 선미벌브의 채택으로 인해서 조종운동중인 선체의 유체 흐름에 대한 정류효과는 줄어들지만 그 영향은 그다지 크지 않다.

이상과 같이 선미 형상의 차이 즉, 선미벌브의 채택이 조종성능에 미치는 영향에 대해서 정성적, 정량적 검토를 하였다. 본 연구에서 얻은 결론을 보다 광범위한 선형에 대해서 확인하고, 선미 형상을 고려한 타면적 결정법 또는 선미 형상을 고려한 조종성능 추정법의 확립이 앞으로의 과제라 생각된다.

후 기

본 논문은 1993년도 한국학술진흥재단의 공모과제 연구비에 의하여 연구되었음.

참 고 문 헌

- [1] IMO, "Interim Standards for Ship Manoeuvrability", Resolution A. 751(18), adopted on 4 November 1993.
- [2] IMO, "Provision and Display of Manoeu-

- vring Information on Board Ships", Resolution A. 601(15), adopted on 19 November 1987, 1988.
- [3] Tatano, H. et al., "Effects of Stern Profile on Course Stability of Full-Bodied Ships", *Technology Reports of the Osaka University*, Vol. 27, No. 1388, pp. 527-535, 1977
- [4] Kose, K., et al. "船尾形狀が操縦性能に及ぼす影響に関する研究", *西部造船會會報*, 第78號, pp.129-136, 1989.
- [5] Yamasaki, R., et al., "Stern Bulb船の操縦性能に関する實驗的研究", *關西造船協會誌*, 第212號, pp.145-153, 1989.
- [6] Crane, C. L., "Manoeuvring Trials of 278,000 DWT Tanker in Shallow and Deep Waters", *Transactions SNAME, USA*, VOL. 87, pp. 251-283, 1979.
- [7] Kijima, K., et al., "深水域における操縦性能の推定", *日本造船學會誌*, 第668號(船の操縦性能の推定 特集號), pp.27-45, 1985.
- [8] Ogawa, A., et al., "MMG報告 V, 操縦運動數學Modelの實驗的檢證と改良", *日本造船學會誌* 第616號, pp.27-38, 1990.
- [9] Ogura, M., et al., "新型回流水槽の諸特性と船體抵抗試驗について", *西部造船會會報* 第64號, pp.81-91, 1982.
- [10] Tamura, K., "Study on the Blockage Correction", *日本造船學論文集* 第131號, pp.17-28, 1972.
- [11] Matsumoto, N., "操縦流體力の數學Modelの操縦性能の推定", *大阪大學博士學位論文*, pp.