

論 文

大韓造船學會論文集
第 33 卷 第 4 號 1996年 11月
Transactions of the Society of
Naval Architects of Korea
Vol. 33, No. 4, November 1996

타의 스패길이에 따른 면적 변화가 침로안정성에
미치는 영향에 관한 연구

손경호*, 이경우**, 김현수***, 김윤수***, 하문근***

A Study on the Effect of Rudder Area with Reference to Changes
in Span Distance on Course Stability of a Ship

by

K.H. Sohn*, G.W. Lee**, H.S. Kim***, Y.S. Kim*** and M.K. Ha***

요 약

IMO 조종성잠정기준 4가지 항목중, 특히 비대선형의 경우 침로안정성이 문제시될 수 있다. 본 연구의 목적은 타의 스패길이에 따른 면적 변화가 침로안정성에 미치는 영향을 조사함으로써, 타 면적 증감에 의한 침로안정성 개선 방법을 모색하고자 한다. 본 연구에서는 타직압력과 관련된 실험 정수들과 조종유체력미계수와와의 관계를 정식화하였고, 타직압력과 관련된 각종 구속모형시험을 실시하여 타면적 변화에 따른 조종유체력미계수의 변화를 구하고, 이로부터 침로안정성을 비교, 분석하였다. 또한 조종성 시뮬레이션 기법을 이용하여 타면적 증감에 따른 조종성능 개선 효과를 검토하였다. 연구 결과, 타면적 증가는 침로안정성을 저해할 가능성이 있으며, 그 원인은 스패길이 증가로 인한 타 상부와 선미 오버행 하부의 공간이 작아지기 때문이다. 이 공간은 조종운동시 정류계수에 큰 영향을 미치며, 이것이 침로안정성과 관련된다는 것을 알 수 있었다.

Abstract

Especially in the case of a full form ship, the stability on course can be considered to become severest among 4 items of criteria in Interim Standards for

발 표: 1996년도 대한조선학회 춘계연구발표회('96. 4. 18)

접수일자: 1996년 5월 3일, 재접수일자: 1996년 10월 14일

* 정회원, 한국해양대학교 조선해양공학부

** 정회원, 목포해양대학교 해양및조선공학부

*** 정회원, 삼성중공업 조선플랜트연구소

Ship Manoeuvrability adopted by IMO in 1993. The purpose of this study is to find some ideas for the improvement of stability on course through changes in rudder area with reference to span distance. In this paper, we established the formula on the relation between the experimental constants relevant to rudder normal force and hydrodynamic derivatives of hull-propeller-rudder system. We carried out various kinds of captive model test relevant to rudder normal force etc., and evaluated hydrodynamic derivatives of hull-propeller-rudder system, and analyzed the stability on course with the parameter of changes in rudder area. Furthermore, we also discussed effects of changes in rudder area on manoeuvring performance including stability on course, based on computer simulation. As a result, it is clarified that there is a possibility that stability on course may become bad through an increase of rudder area. The reason for the bad stability on course is that the void space between the upper edge of rudder and the lower part of stern overhang decreases. This space change exerts a great influence on straightening coefficient of incoming flow to rudder in manoeuvring motion, which has close relation to stability on course.

1. 서 언

선박의 비대화(肥大化)가 본격화된 1960년대 후 반경부터 조종성과 관련된 문제점이 나타나기 시작하였고, 동시에 조종성이 조선소, 선박운항자 및 정부 관계자의 관심 기술 분야로서 인식되었다. 그후 IMO(국제해사기구의 약칭) 선박설계설비위원회(DE)에서 조종성에 관한 본격적 검토가 시작되었다[1]. 장기간에 걸쳐서 IMO에서 검토된 주된 내용중의 하나는 조종성기준 제정과 관련된 사항이었으며, 그 결과 1993년 11월 IMO 총회에서 조종성잠정기준(Interim Standards for Ship Manoeuvrability) A.751을 채택하게 되었다[2][3]. 이 기준이 적용됨에 따라서, 1994년 7월 1일 이후에 신조되는 선박은, 기준에서 요구하는 조종성능을 만족하지 못하면 운항이 금지되거나 운항에 상당한 제약을 받게 된다.

한편, 조종성잠정기준 4가지 항목중, 특히 비대선형의 경우, 가장 문제시될 수 있는 것은 변침 및 보침성능이라고 예상된다[4]. 변침 및 보침성능은 zig-zag 시험 결과의 overshoot angle로써 평가되는데[2], 이것은 선체고유의 침로안정성의 척도가 된다고 생각할 수 있다. 침로안정성은 선체 선미부 측면 형상 또는 타의 형상과 관련이 많으므로[5][6], 초기설계 단계 또는 선박 건조

후에 침로안정성이 문제시된 경우에 대비하여, 실용적으로 적용 가능한, 선미 또는 타의 형상 개조에 의한 침로안정성의 개선 방법에 관한 기술 확보가 필요할 것으로 생각된다. 특히, 일단 선박이 건조된 후에는 선미 형상의 설계 변경은 거의 불가능하므로 침로안정성을 개선시키는 유력한 수단으로서 선미 부가물 설치 또는 타의 형상 개조에 의한 방법이 생각될 수 있다. 이 중에서 선미 부가물 설치의 저항 증가와 함께 선박의 운항에 많은 지장을 초래하므로, 우선적으로 생각될 수 있는 것이 타의 형상 개조에 의한 방법이라고 생각된다.

이러한 배경하에, 본 연구에서는 기존타(既存舵)의 형상 개조에 의해서 전체적인 조종성능을 해치지 아니하면서, 침로안정성 개선 효과를 확보할 수 있는 방법을 모색하고자 한다. 타의 형상 개조 방법으로서, 타면적을 증감시키는 것 뿐만 아니라 여러 특수 형태의 타를 채택하는 것도 생각할 수 있을 것이다. 특수타의 채택에 따른 침로안정성 개선 효과에 관한 논의는 다음 기회로 미루고, 본 논문에서는 타면적 증감에 따른 침로안정성 개선 효과에 대해서만 논의하기로 한다. 구체적으로, 먼저 타의 형상 변화에 기인하는, 타직압력과 관련된 실험 정수들과 조종유체력미계수와의 상관관계를 정식화하였다. 그리고 타의 스패닝비에 따

른 면적 변화가 타직압력과 관련된 실험 정수들에 미치는 영향을 조사하기 위해서 각종 구속모형 실험을 실시하였으며, 실험 결과를 이용하여 침로안정성을 분석, 비교하였다. 또한 시뮬레이션 기법을 이용하여 침로안정성을 포함한 전반적 조종성능도 함께 검토하였다.

2. 침로안정성 평가를 위한 운동학적 정식화

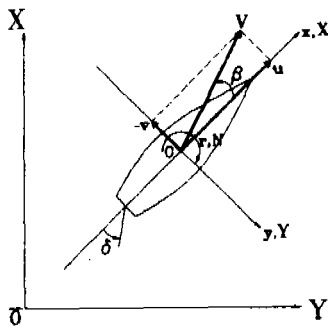


Fig. 1 Coordinate system

Fig. 1과 같이 선체중앙(midship)에 좌표 원점을 둔 동좌표계를 $O-xyz$ 라 할 때, 평수중에서의 조종운동의 기본 방정식은 다음과 같이 표시된다[7].

$$\begin{aligned} m(\dot{u} - vr - x_G r^2) &= X \\ m(\dot{v} + ur + x_G \dot{r}) &= Y \\ I_{zz} \dot{r} + m x_G (\dot{v} + ur) &= N \end{aligned} \quad (1)$$

여기서 m 은 선체의 질량이고, I_{zz} 는 z 축 주위의 질량관성모멘트이다. u, v, r 은 각각 선체 중앙에서의 x 축 방향 속도 성분, y 축 방향 속도 성분, z 축 주위의 각속도 성분이다. $\dot{u}, \dot{v}, \dot{r}$ 는 각각 u, v, r 의 시간에 대한 1차 도함수이고, x_G 는 무게중심의 x 좌표이다. X, Y, N 은 각각 x, y 축 방향 유체력과, z 축 주위의 유체력모멘트이다.

식(1)에서 조종운동이 미소하다고 가정하면, 조종운동에 따른 선속 변화는 무시될 수 있으며, 유

체력 Y, N 은 선형 유체력미계수만으로 표시될 수 있으므로, sway-yaw 선형 운동방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} -(m' + m_y')\beta' - Y_\beta' \beta + (m' x_G' + m_y' a') \dot{r}' \\ - (Y_r' - (m' + m_x')) r' = Y_\delta' \delta \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} (I_{zz}' + J_{zz}') \dot{r}' - (N_r' - m' x_G') r' \\ - (m' x_G' + m_y' a') \beta' - N_\beta' \beta = N_\delta' \delta \end{aligned}$$

여기서 m_x, m_y 는 각각 x, y 축 방향의 부가 질량, J_{zz} 는 z 축 주위의 부가관성모멘트, a 는 m_y 의 중심의 x 좌표를 나타낸다. 그리고 운동 변수, 질량 및 유체력 등은 다음과 같이 무차원화 하였다.

$$\begin{aligned} v' &= v/V = -\sin\beta \approx -\beta \\ r' &= r(L/V), \quad t' = t(V/L) \\ x_G', a' &= x_G, a/L \\ m', m_x', m_y' &= m, m_x, m_y / \frac{1}{2} \rho L^2 d \quad (3) \\ I_{zz}', J_{zz}' &= I_{zz}, J_{zz} / \frac{1}{2} \rho L^4 d \\ Y' &= Y / \frac{1}{2} \rho L d V^2 \\ N' &= N / \frac{1}{2} \rho L^2 d V^2 \end{aligned}$$

여기서 ρ 는 유체의 밀도, t 는 시간, L 과 d 는 각각 선체길이(수선간장)와 평균흘수, V 는 함속도, δ 는 타각, β 는 사향각이다. 그리고 Y_r', Y_r', \dots 은 Abkowitz형 수학모델[8]에서의 선형 유체력미계수이다.

식(2)에서 β 를 소거하면, 조종운동의 응답모델은 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned} T_1' T_2' \ddot{r}' + (T_1' + T_2') \dot{r}' + r' \\ = K' \delta + K' T_3' \delta' \end{aligned} \quad (4)$$

여기서 T_1', T_2', T_3' 및 K' 는, 식(2)의 유체력 미계수들로서 표시되는 조종성지수이다.

식(4)로부터 침로안정의 조건은 다음 관계를 만족하여야 한다.

$$S.D. = Y_{\beta}'(N_{\gamma}' - m'x_G') - N_{\beta}'\{Y_{\gamma}' - (m' + m_x')\} < 0 \quad (5)$$

여기서 $S.D.$ 를 침로안정판별항(stability discriminant term)이라 정의한다.

한편, 침로 안정의 조건은 다음과 같이 표시할 수도 있다.

$$l_d' = \frac{N_{\gamma}' - m'x_G'}{Y_{\gamma}' - (m' + m_x')} - \frac{N_{\beta}'}{Y_{\beta}'} > 0 \quad (6)$$

여기서 l_d' 를 침로안정성레버(stability lever)라 정의한다.

그리고 정상선회특성($r' - \delta$ 곡선)에서 원점 부근에서의 기울기를 나타내는 K' 는, 침로안정판별항 $S.D.$ 를 써서 표시하면 다음과 같다.

$$K' = (Y_{\beta}'N_{\beta}' - Y_{\beta}'N_{\delta}')/S.D. \quad (7)$$

타의 형상 변화에 기인하는 침로안정성을 보다 분석적으로 평가하기 위해서, 유체력미계수를 분리형 수학모델 즉, MMG모델[7]을 이용하여 표시하면 식(2)는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} -(m' + m_y')\beta' - Y_{\beta}'_{HP}\beta + (m'x_G' + m_y'a')r' \\ - \{Y_{\gamma}'_{HP} - (m' + m_x')\}r' = Y_R' \\ (I_{zz}' + J_{zz}')\dot{r}' - (N_{\gamma}'_{HP} - m'x_G')r' \\ - (m'x_G' + m_y'a')\beta' - N_{\beta}'_{HP}\beta = N_R' \end{aligned} \quad (8)$$

여기서 좌변의 유체력미계수에 표시한 하첨자 HP 는 타가 설치되지 아니한 상태(즉, hull + propeller)를 의미한다. 그리고 Y_R' 와 N_R' 는 타(rudder)의 존재에 기인하는 유체력(단, 무차원화)는 식(3)에 준함)을 의미한다.

타에 기인하는 유체력은 다음과 같이 표시된다.

$$\begin{aligned} Y_R &= -(1 + a_H)F_N \cos \delta \\ N_R &= -(x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta \end{aligned} \quad (9)$$

$$F_N = \frac{1}{2} \rho A_R V_R^2 f_a \sin \alpha_R$$

여기서 F_N 은 타직압력, A_R 은 타의 면적, V_R 은 타에 유입하는 흐름의 유효유입속도, α_R 은 타에 유입하는 흐름의 유효양각, f_a 는 타직압력 계수의 경사, x_R 은 타직압력의 착력점의 x 좌표, a_H 는 선체에 작용하는 타의 간섭력을 나타내는 계수, x_H 는 선체에 작용하는 타의 간섭력의 작용 위치의 x 좌표를 나타낸다.

타에 유입하는 흐름의 유효양각 α_R 은 다음과 같이 표시한다.

$$\alpha_R = \delta - \gamma(\beta - l_R'r') \quad (10)$$

여기서 우변 제 2항은 선체의 조종운동(sway, yaw)에 의한 타위치에서의 횡방향 속도($\beta - l_R'r'$)가 선체와 프로펠러의 정류효과(straightening effect)에 의해 γ 배 만큼 수정된다는 것을 의미한다. 이 γ 를 정류계수라 정의한다. 그리고 $l_R' = l_R/L$ 이다. 식(10)으로부터 조종운동중 타직압력이 영이 되는 타각 δ 를 δ_R 이라 하면

$$\delta_R = \gamma(\beta - l_R'r') \quad (11)$$

식(9), (10)으로부터 미소 타각과 미소 조종운동에 대해서는 근사적으로 Y_R' , N_R' 를 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$\begin{aligned} Y_R' &= -\left(\frac{A_R}{Ld}\right)\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 f_a (1 + a_H) \\ &\quad \times \{\delta - \gamma(\beta - l_R'r')\} \\ N_R' &= -\left(\frac{A_R}{Ld}\right)\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 (x_R' + a_H x_H') \\ &\quad \times \{\delta - \gamma(\beta - l_R'r')\} \end{aligned} \quad (12)$$

여기서 x_R' , $x_H' = x_R, x_H/L$

식(12)를 식(8)에 대입하여 비교함으로써 HPR

상태(즉, hull + propeller + rudder)에서의 유체력 미계수 Y_{β}' , N_r' , 는, HP 상태에서의 유체력미계수 $Y_{\beta}'_{HP}$, $Y_r'_{HP}$, 와 다음 관계가 성립된다.

$$\begin{aligned}
 Y_{\delta}' &= -\left(\frac{A_R}{Ld}\right)\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 f_a(1 + a_H) \\
 N_{\delta}' &= -\left(\frac{A_R}{Ld}\right)\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 f_a(x_R' + a_H x_H') \\
 Y_{\beta}' &= Y_{\beta}'_{HP} + \left(\frac{A_R}{Ld}\right)\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 f_a(1 + a_H) \gamma \\
 N_{\beta}' &= N_{\beta}'_{HP} + \left(\frac{A_R}{Ld}\right)\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 \\
 &\quad \times f_a(x_R' + a_H x_H') \gamma \\
 Y_r' &= Y_r'_{HP} - \left(\frac{A_R}{Ld}\right)\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 \\
 &\quad \times f_a(1 + a_H) \gamma l_R' \\
 N_r' &= N_r'_{HP} - \left(\frac{A_R}{Ld}\right)\left(\frac{V_R}{V}\right)^2 \\
 &\quad \times f_a(x_R' + a_H x_H') \gamma l_R'
 \end{aligned} \tag{13}$$

식(13)을 이용하여, HP 상태에서의 유체력미계수($Y_{\beta}'_{HP}$, $Y_r'_{HP}$,) 및 타직압력과 관련된 실험정수를 각각 구해줌으로써 타의 형상 변화에 따른 HPR 상태에서의 유체력미계수를 결정할 수 있고, 이들 유체력미계수를 이용하여, 식(6), (7)로부터 침로안정성을 평가할 수 있다.

3. 구속모형시험 및 침로안정성

3.1 실험시설, 공시선 및 공시타

타의 면적 변화에 따른 침로안정성을 분석적으로 검토하기 위해서, 식(13)에서 필요로 하는 유체력미계수 또는 실험정수를 구하는 구속모형시험을 회류수조에서 실시하였다. 본 연구에 이용한 회류수조는 길이 12.5 m, 폭 2.2 m, 높이 5.2 m 인 2 임펠러 방식의 수직순환형으로서, 관측부인 개구부는 길이 5 m, 폭 1.8 m, 수심 0.9 m 이다. 본 회류수조의 개략도를 Fig. 2에 나타낸다. 그리고 구

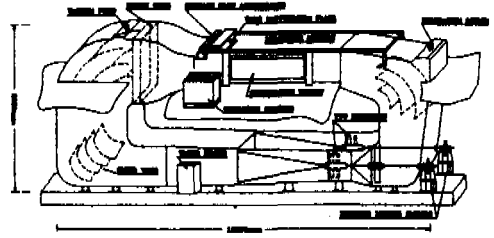


Fig. 2 Schematic diagram of circulating water channel

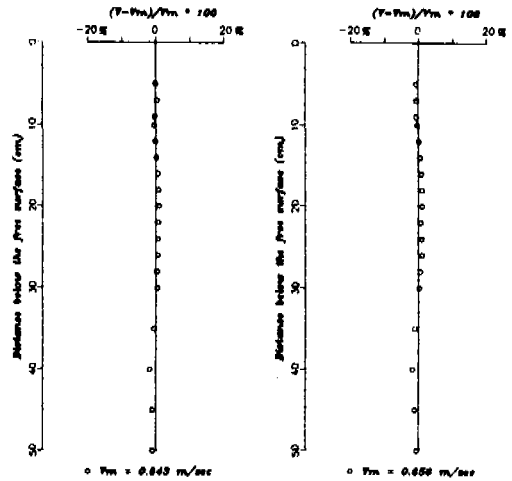


Fig. 3 Velocity distribution depth-wise at working section (V_m : mean velocity)

Table 1 Principal particulars of ship and model

items	Ship	Model
HULL		
Length B.P. L (m)	264.0	2.0
Breadth B (m)	47.8	0.3621
Mean draft d (m)	16.0	0.1212
Trim τ (m)	0.0	0.0
Block coefficient C_B	0.8210	0.8210
Midship section coefficient C_M	0.9978	0.9978
RUDDER		
Height H (m)	10.89	0.0825
Area ratio Δ_R/Ld	1/51.0	1/51.0
Aspect ratio λ	1.4323	1.4323
PROPELLER		
Diameter D (m)	8.0	0.061
Pitch ratio P/D	0.709	0.709
Expanded area ratio Δ_w/Δ_b	0.490	0.490
No. of blade	4	4

속모형시험시 관측부에서의 수직방향 유속분포의 측정 결과의 일부를 Fig. 3에 나타낸다.

본 연구에서 채택한 선형은 실선 264 m의 탱커 선형으로서 실선과 모형선의 주요목은 Table 1과 같다. 그리고 정면도와 선수, 선미부 측면형상을 Fig. 4에 나타낸다.

그리고 본 연구에서 채택한 모형타는 Table 1에 나타낸 원형타(original rudder)를 포함하여 총 3종이며, 단면형상은 NACA 0020으로서 동일하다. 그리고 모형타의 주요목과 측면 형상을 각각 Table 2와 Fig. 5에 나타낸다. A타는 원형타, A-2타는 A타보다 타면적을 11% 감소시킨 것이고, A-3타는 A타보다 타면적을 11% 증가시킨 것이다.

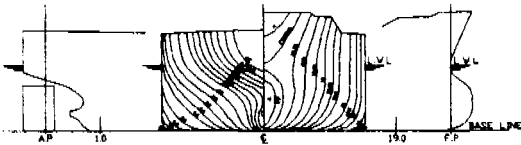


Fig. 4 Body plan and hull end profiles

Table 2 Principal particulars of model rudders equipped to hull

Kind of rudder	Chord length	Mean height	Aspect ratio	LE ~ CL
A	5.76 cm	8.25 cm	1.432	0.356 c
A-2	5.76 cm	7.35 cm	1.276	0.356 c
A-3	5.76 cm	9.16 cm	1.590	0.356 c

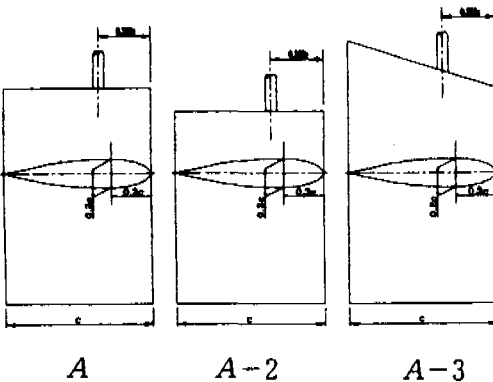


Fig. 5 Profiles of model rudders

3.2 유체력 계수의 측정

타의 면적 변화에 기인하는 침로안정성 개선 효과를 검토하기 위해서는 구속모형시험에 의한 선형 유체력계수(Y_{β} , Y_r , ...)의 변화를 구하여야 한다. 선형 유체력계수를 구하기 위해서 식(13) 우변항으로 표시되는 유체력 계수를 다음과 같이 측정하였다. (1) $Y_{\beta}'_{HP}$, $N_{\beta}'_{HP}$ 는 HP 상태에서의 사항시험에 의해서 구한다. (2)

$Y_r'_{HP}$, $N_r'_{HP}$ 는 동일 선형 3 m 모형선의 예인수조에서의 PMM 실험 결과[9]를 이용한다. 그리고 m_x' 은 Motora 차트[10]로부터 구한다. (3)

a_H , x_H' 는 HPR 상태에서 직진시 조타시험을 실시하여 타직압력과 선체에 작용하는 유체력을 동시에 측정하여 식(9)로부터 결정한다. (4) γ 는 식(11)을 이용하여 사항상태에서 타직압력 F_N 이 0이 되는 타각 δ_R 을 측정함으로써 결정된다.

(5) l_R' 는 지금까지 측정된 구속모형시험 또는 연구 결과에 의하면 $l_R' \approx 2x_R'$ 또는 $l_R' \approx -0.9 \sim -1.0$ 의 값을 취하는 것으로 평가되고 있으므로[11][12], 이 결과를 활용한다. (6)

V_R 과 f_a 는 각각 별도의 항으로서 구할 수도 있으나, 수선간장 2 m 모형선에 설치되는 타의 크기가 작아서 타단독시험에 의한 f_a 의 측정이 곤란하고 상당한 측도효과도 예상된다. 따라서 식(13) 우변항에서 필요로 하는 $(\frac{V_R}{V})^2 f_a$ 를 하나의 항으로 간주하여 다음과 같이 구한다.

$$F_N' = F_N / \frac{1}{2} \rho A_R V^2 = (\frac{V_R}{V})^2 f_a \sin \delta \tag{14}$$

식(14)로부터

$$(\frac{V_R}{V})^2 f_a = [\frac{dF_N'}{d\delta}]_{\delta=0} \tag{15}$$

의 관계를 알 수 있다. 즉, HPR 상태에서 직진시 조타시험을 실시하여 타직압력 F_N 을 측정하여, 무차원화한 타직압력 F_N' 의 원점에서의 기울기를 구함으로써 $(\frac{V_R}{V})^2 f_a$ 가 결정된다. 식(13)의 유체력 계수를 구하기 위한 모든 실험 상태

에서 선속(유속)은 실선 14.6 kt에 대응하는 Froude 수 0.1476이며, 별도의 언급이 없는 한 프로펠러 회전수는 ship point이다. 구속모형실험 결과는 다음과 같다. Fig. 6은 $Y_{\beta}'_{HP}$ 와 $N_{\beta}'_{HP}$ 를 구하기 위한 실험 결과인데, 아울러 프로펠러 하중도가 선체 유체력에 미치는 영향까지를 함께 조사하였다. 여기서 n 은 매초당 프로펠러 회전수, n_0 는 ship point에 해당하는 프로펠러 회전수 ($n_0 = 17.9$)이다. Fig. 7은 식(15)에 의한 $(\frac{V_R}{V})^2 f_a$ 즉, $[\frac{dF'_N}{d\delta}]_{\delta=0}$ 를 구한 실험 결과이다. Fig. 8은 직진시 조타시험 결과로부터 식(9)에 의한 a_H, x_H' 를 구한 것으로서 프로펠러 하중도 변화를 함께 조사하였다. 이 실험 결과로부터 타면적 변화에 따른 a_H, x_H' 변화는 크지 아니함을 알 수 있고, a_H, x_H' 값이 기대 이하로 작게 측정되었음을 알 수 있다. ship point에서의 a_H, x_H' 값은 각각 0.20, -0.40 전후의 값으로 측정되었는데, 특히 a_H 값은 일반적으로 대형 탱커선형의 개략적인 값 0.35 ~ 0.40보다 작은 값이다. 이것은 다음과 같이 설명될 수 있다고 생각된다. Yasukawa[13]는 a_H 와 유효반류계수 $(1 - w_p)$ 의 관계를 다음과 같이 규명하였다. 즉, Yasukawa는 조타로 인해 선체에 유기(誘起)되는 횡방향 유체력 (ΔY_H) 및 타직압력의 횡방향 성분 (Y_{rud})이 각각 Kutta-Joukowski 정리에 의해 선속 u 와 프로펠러 위치에서의 유속 u_p (단, $u_p = (1 - w_p)u$)에 관계되므로(즉, $\Delta Y_H = \rho u \Gamma_H, Y_{rud} = \rho u_p \Gamma_R$ 단, Γ_H 와 Γ_R 은 각각 선체 및 타에 관한 순환, ρ 는 유체의 밀도), 상기 두 힘의 비로써 정의되는 a_H 는 $(1 - w_p)$ 에 반비례한다고 설명하였다. 왜냐하면 선체중심선을 횡단하는 흐름의 속도가 영이어서

한다는 조건 즉, 선체표면 경계조건에 의해 Γ_H 와 Γ_R 은 모두 횡방향 속도성분과 관계되며, 선체와 타의 전후방향 속도성분(u 와 u_p)과는 무관하므로, Γ_H/Γ_R 은 일정한 값이 되기 때문이다. 한편, Kose[11]는 모형실험에 의해서 구한 a_H 를 방형계수의 함수로써 정리하였는데, 그 결과 비대선형일수록 a_H 가 커진다는 것을 밝혔다. 이러한 경향은 비대선형일수록 $(1 - w_p)$ 가 작아지기 때문으로 해석될 수 있다. 또한 Kim[9]이 수행한 연구에서 선미형상만 약간 상이한 두 선형(U형 및 V형 선미 형상 단, U형 선형은 본 연구에서 채택된 선형과 동일한 3m 모형선임)에 대한 a_H 와 $(1 - w_p)$ 의 측정 결과를 서로 비교해 보면 Yasukawa의 이론적 설명이 잘 검증되고 있다. 그리고 본 연구에서 채택된 선형의 2m 모형선과 3m 모형선을 이용한 $(1 - w_p)$ 의 실험 결과가 각각 문헌[14]와 [9]에서 다루어지고 있는데, 그 결과를 비교해 보면 2m 모형선에서의 $(1 - w_p)$ 값이 3m 모형선에서의 값보다 크게 측정되었다. 따라서 본 연구에서 채택된 2m 모형선에서 측정된 a_H 는 3m 모형선 또는 그 이상 길이의 대형 모형선에서 측정된 a_H 값보다 작게 측정될 수 있다고 예상될 수 있으므로, 본 연구에서 측정된 a_H 는 실험 결과 그 자체만으로는 타당한 값이 얻어졌다고 생각된다. 일반적으로 모형선에 비해서 실선의 경우 $(1 - w_p)$ 가 큰 값으로 추정되며, 어느 일정 길이 이상의 모형선에서도 모형선이 클수록 $(1 - w_p)$ 가 커지는 경향을 보인다[15]. 그러나 문헌[14]와 [9]의 비교로부터 알 수 있듯이 모형선이 아주 작아지면 그 반대 경향을 보일 수도 있다. 이것은 소형 프로펠러의 임계 Reynolds 수 이하에서의 모형시험 결과치의 사용에 상당한 주의를 요하는 부분이며, 이에 대한 수정 방법이 강구되어야 할 것이다. 그러나

본 연구에서는 연구 목적이 타의 면적 변화에 따른 침로안정성을 비교, 검토하는 것이므로 별도의 수정없이 a_H 의 측정치를 그대로 사용하기로 한다. 단, 제 4장의 실선 조종성 시뮬레이션시에는 별도 언급하는 방법에 의한 수정치를 사용한다. Fig. 9는 정류계수 γ 를 구하기 위한 δ_R 의 실험 결과이다. 먼저 프로펠러가 설치되지 아니한 상태에서는 β 의 양(+), 음(-) 양쪽 영역에서 δ_R 이 거의 대칭적임을 알 수 있으며, 타면적 변화에 따라 γ 가 크게 변화하는 것을 알 수 있다. 다음으로 프로펠러 작동시에는 β 의 양(+), 음(-) 양쪽 영역에서 δ_R 이 대칭적이 아니며 대략 $-10^\circ < \beta < 0^\circ$ 영역에서 γ 의 강한 비선형성을 나타내고 있다. 그리고 타면적 변화에 따라 γ 가 크게 변화함을 알 수 있다. 이와 같은 본 연구에서의 실험 결과를 이용하여 γ 가 침로안정성에 미치는 영향을 정성적으로 고찰해 보면 다음과 같다. Fig. 10과 같이 사항상태($\beta > 0$)를 생각할 때 선미 후방 back side bilge 근처에 발생하는 bilge vortex에 기인하는 유체 흐름이, 타 상부에 공간이 크면 이 공간을 통해서 쉽게 face side로 흘러간다. 따라서 이 때에는 타에 와 닿는 face side로의 유체 흐름이, 타 상부에 공간이 작을 때에 비해 상대적으로 약하다고 할 수 있을 것이다. 이로 인해서 선체운동에 의한, 타 위치에서 back side로의 횡방향 유속이 상대적으로 증가한다. 그 결과 A-2타의 경우에는 A타에 비해 γ 가 증가하고 A-3타의 경우에는 γ 가 감소하였다고 생각된다. 침로안정성에 미치는 γ 만의 영향을 생각하면 식(5), (13)으로부터 알 수 있듯이 γ 가 크면 침로안정성을 향상시키고 γ 가 작으면 침로안정성을 저해한다. 이러한 메커니즘을 Tatano는 다음과 같이 설명하였다[5]. 선체 선미 하부와 타 상부 사이에 공간이 크면, bilge vortex에 기인하는 back side로부터 face side로의 유체 흐름이 강해지므로 face side에 stagnation point가 생기고 따라서 face side에서보다 back side에서의 유체 흐름이

강해지므로 face side에서의 압력이 back side에서의 압력보다 증대한다. Tatano는, 이 압력차에 의한 회두모멘트가 선체의 양각 즉, β 를 줄이는 효과가 있으므로 침로안정성이 향상된다고 보고하였다. 한편, 실제 선박이 조종운동중일 때에는 β 와 r 이 동시에 일어나는데, 이 때에도 선미부에서의 유체 유동현상은 유사하다. 즉, 이 때에는 선미부에서 선체의 양각이 $(\beta - l'_R r')$ 로 바뀌어질 따름이다. 그리고 상기 압력차에 의한 선미부 face side에 작용하는 횡방향 힘에 의해서 yaw damping lever는 커지고 sway damping lever는 작아지므로 l'_d 의 증가 즉, 침로안정화의 경향을 나타낸다. 침로안정성에 미치는 타면적 변화에 관한 Tatano의 설명과 γ 를 이용한 본 연구에서의 검토는 결과적으로 동일함을 알 수 있다. 특히 침로안정, 불안정이 크게 문제시되는 비대선형의 경우에는 타면적 변화의 영향이 아주 민감하게 반응할 것으로 예상된다.

3.3 침로안정성 개선 효과의 검토

식(13)을 이용하여 추정된, 타의 면적 변화에 따른 유체력미계수로부터 침로안정성 레버 l'_d 와 정상선회특성의 원점 부근에서의 기울기 K' 를 각각 식(6), (7)을 이용하여 계산하였다. 계산 결과는 Figs. 11 ~ 12와 같다. 이 결과로부터, 본 공시 선형은 A타의 경우 침로안정하다는 것을 알 수 있다. A-2타의 경우 타면적 감소로 인한 γ 의 증가에 의해 침로안정화 경향을 나타내고 있으며, A-3타의 경우 타의 중횡비의 증가로 인해서 $(\frac{V_R}{V})^2 f_a$ 의 약간의 증가에도 불구하고 γ 의 감소에 의해 침로안정성을 저해하는 경향을 나타내고 있다. 따라서 γ 가 침로안정성에 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있고, 이것은 타 상부와 선미 오버행(overhang) 하부의 공간의 크기와 관련되는 것을 모형실험 결과로부터 확인되었다. 참고로, A타를 설치한 경우 위에서 언급한 바와 같이

본 공시선형은 침로안정한 것으로 판명되었는데 ($l'_d = 0.0774$), 만약 타의 영향을 고려하지 아니한 HP 상태에서의 l'_d 를 계산하면 $l'_d = -0.1058$ 로서 침로불안정하다는 결과를 보인다. 즉, HP 상태에서는 HPR 상태에서와 상이한 경향을 나타낸다. 따라서 침로안정성의 판별은 반드시 Abkowitz형 유체력미계수[8]를 이용하여 함에 주의를 요한다.

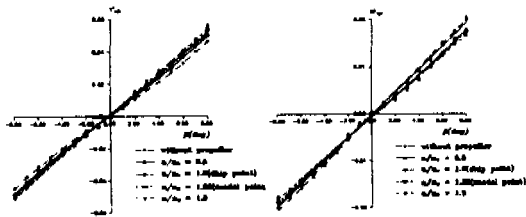


Fig. 6 Effect of propeller load on hydrodynamic force induced by oblique running without rudder

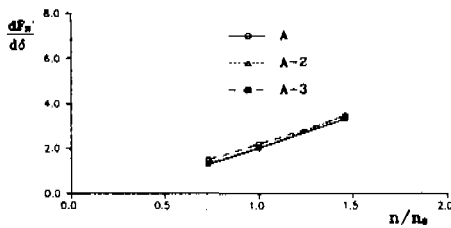


Fig. 7 Effect of propeller load on the slope of rudder normal force on the straight course

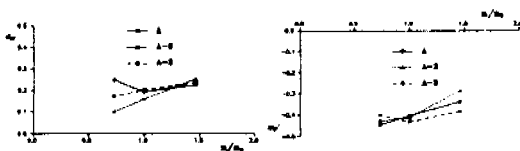


Fig. 8 Effect of propeller load on hull-rudder interaction factors

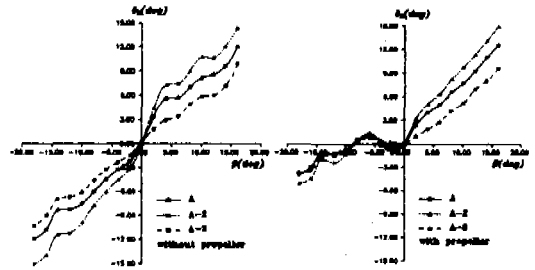


Fig. 9 Rudder angle at which the normal force acting on rudder is nulled out in obliquely running motion

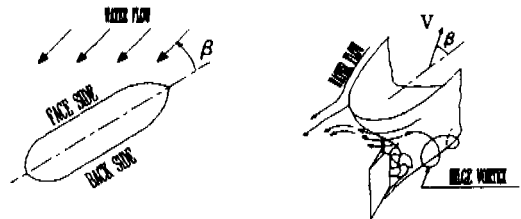


Fig. 10 Flow pattern at stern in obliquely running motion(5)

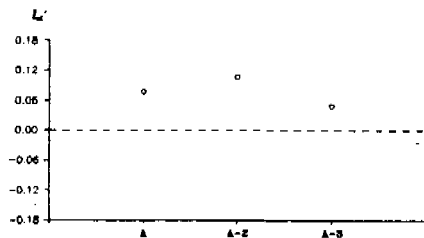


Fig. 11 Comparison of stability lever ($n/n_0 = 1.0$)

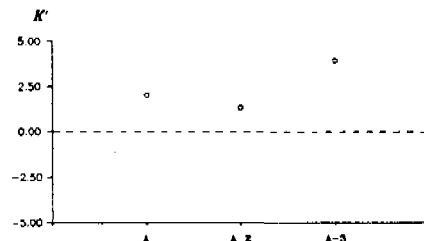


Fig. 12 Comparison of gradient of steady turning characteristics ($n/n_0 = 1.0$)

4. 시뮬레이션 기법에 의한 조종성능 개선 효과의 검토

4.1 수학적모델

Fig. 1의 좌표계하에서 조종운동의 기본 방정식을 나타내는 식(1)의 유체력중 부가질량력[16]을 좌변에 고려하고, 우변에는 부가질량력을 제외한 유체력으로서 MMG모델[7]을 적용하면 조종운동 수학적모델은 다음과 같이 표시된다. 단, 관례에 따라 Munk모우멘트 등 일부 부가질량력은 우변의 유체력항에 포함시킨다.

$$\begin{aligned}
 (m + m_x)\ddot{u} - (m + m_y)vr - (mx_G + m_y\alpha)r^2 &= (1 - t)T + X_H + X_R \\
 (m + m_y)\dot{v} + (m + m_x)ur + (mx_G + m_y\alpha)\dot{r} &= Y_H + Y_R \\
 (I_{zz} + J_{zz})\dot{r} + (mx_G + m_y\alpha)\dot{v} + mx_{GUR} &= N_H + N_R
 \end{aligned} \tag{16}$$

여기서 첨자 H, R 은 각각 선체와 타를 의미하며 X_H, X_R 등은 이들 각각에 기인하는 유체력을 나타낸다. 프로펠러 회전에 기인하는 유체력은 전후방향에만 고려되며, T 와 t 는 각각 프로펠러 추력과 추력감소계수를 나타낸다. 그리고 m_x, m_y, J_{zz} 및 α 는 제 2장에서 정의한 바 있다. 프로펠러 추력 T 는 다음 식으로 표시된다.

$$\begin{aligned}
 T &= \rho n^2 D^4 K_T \\
 K_T &= a_1 + a_2 J_P + a_3 J_P^2 \\
 J_P &= u_P / (nD) = u(1 - w_P) / (nD)
 \end{aligned} \tag{17}$$

여기서 K_T 는 추력계수로서 전진계수 J_P 의 2차 식으로 근사 표시한다(a_1, a_2, a_3 : 상수). 그리고 w_P 는 프로펠러 위치에서의 유효반류계수, u_P 는 프로펠러에 유입하는 흐름의 평균속도, D 는 프로펠러 원반의 직경이다.

선체 유체력 X_H, Y_H, N_H 는 다음 식으로 표시된다[7].

$$\begin{aligned}
 X_H &= \frac{1}{2} \rho L d V^2 \{ X_{uu}' u^2 + X_{ur}' v r \\
 &\quad + X_{rr}' v^2 + X_{rr}' r^2 \}
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 Y_H &= \frac{1}{2} \rho L d V^2 \{ Y_{v'} v' + Y_{r'} r' + Y_{vrr}' v^3 \\
 &\quad + Y_{vrr}' v^2 r' + Y_{vrr}' v r'^2 + Y_{rrr}' r^3 \}
 \end{aligned} \tag{18}$$

$$\begin{aligned}
 N_H &= \frac{1}{2} \rho L^2 d V^2 \{ N_{v'} v' + N_{r'} r' + N_{vrr}' v^3 \\
 &\quad + N_{vrr}' v^2 r' + N_{vrr}' v r'^2 + N_{rrr}' r^3 \}
 \end{aligned}$$

여기서 운동 변수와 유체력의 무차원화 방법은 식 (3)에 준한다. 그리고 유체력미계수 $Y_{v'}, Y_{r'}, \dots$ 은 Abkowitz형 수학적모델[8]에서의 값이 아니고, 타가 설치되지 아니한 상태 즉, 분리형 수학적모델[7]에서의 값을 의미하므로 정확하게 표현하면 $Y_{v'HP}, Y_{r'HP}, \dots$ 와 같이 나타내야 하는데 편의상 하첨자 HP 를 생략하기로 한다. 이 점 주의를 요한다. 이하 제 4장에서 선체 유체력미계수는 모두 HP 상태에서의 값을 의미한다. 타력(舵力) Y_R, N_R 은 식(9)에서 언급하였으며, X_R 은 다음과 같이 표현한다.

$$X_R = -(1 - t_R) F_N \sin \delta \tag{19}$$

여기서 t_R 은 a_H, x_H 와 마찬가지로 선체에 작용하는 타의 간섭력을 나타내는 계수이다. 그리고 타에 유입하는 흐름의 유효양각 α_R 과 유효유입 속도 V_R 등은 다음과 같이 표시한다[17].

$$\begin{aligned}
 \alpha_R &= \delta - \gamma(\beta - l_R' r') \\
 V_R &= \sqrt{u_R^2 + v_R^2} \\
 u_R &= \epsilon n P \times \sqrt{1 - 2(1 - \eta k)s + \{1 - \eta k(2 - k)\}s^2} \\
 v_R &= u_R \tan \{ \gamma(\beta - l_R' r') \} \\
 \epsilon &= (1 - w_R) / (1 - w_P) \\
 k &= 0.6 / \epsilon \\
 w_P &= w_{P0} \exp \{ -4.0 (\beta - x_P' r')^2 \} \\
 w_R &= w_{R0} \cdot w_P / w_{P0} \\
 \eta &= D / H \\
 s &= 1 - u_P / (nP)
 \end{aligned} \tag{20}$$

여기서 w_R 은 타(舵) 위치에서의 유효반류계수이다. w_{P0}, w_{R0} 는 각각 정상직진시의 w_P, w_R

값을 의미한다. x_p' 는 프로펠러 위치의 x 좌표의 무차원치, s 는 프로펠러 슬립비를 나타낸다. H 는 타의 스펠길이, P 는 프로펠러 피치를 나타낸다.

4.2 유체력 계계수

수치 시뮬레이션 기법을 이용하여 Table 1에 나타난 길이 264 m 실선의 조종성능을 검토하기 위해서 조종성 수학모델에서 언급한 유체력 계계수를 다음과 같이 결정한다. 먼저 부가질량 m_x' , m_y' 및 부가관성모멘트 J_{zz}' 는 Motora 차트 [10][18]를 이용하여 구한다. 그리고 부가질량 간섭항 m_x', a' 는 Clarke의 회귀식[19]을 이용하여 추정한다.

추력계수 K_T 는 공시 프로펠러의 단독시험 결과[9] 또는 Wageningen B-Screw series에 대한 van Lammeren의 회귀식[20]에 의한 추정 결과를 이용할 수 있는데, 본 연구에서는 단독시험 결과 [9]를 이용한다. 선체 유체력미계수는 공시선형과 동일한 선형 3 m 모형선의 예인수조에서의 사항 시험 및 PMM시험 결과[9]를 이용한다. 단, X_{rv}' 항은 Hasegawa 추정도표[21]로부터 구한다. 그리고 추력감소계수 t , 정상직진시의 프로펠러 위치에서의 유효반류계수 w_{P0} 및 선체와 타의 간섭 유체력계수 t_R 도 문헌[9]에서의 자료를 그대로 인용한다. 정상직진시의 타 위치에서의 유효반류계수 w_{R0} 는, 먼저 Yoshimura 추정도표[22]로부터 모형선에서의 값을 구하고 이를 다음 식을 이용하여 실선에서의 값으로 환산한다[23].

$$(1 - w_{R0})_s = (1 - w_{P0})_s + \{ (1 - w_{R0})_m - (1 - w_{P0})_m \} \quad (21)$$

여기서 소괄호 다음에 표시한 하첨자 s, m 은 각각 실선, 모형선을 의미한다. 다음으로 타의 면적 변화에 따른, 선체와 타의 간섭유체력 계수 a_H 와 x_H' , 타직압력계수의 경사 f_a 그리고 정류계수 γ 에 대해서는 다음과 같이 추정한다. 본 연구에서 수행된 회류수조에서의 모형시험 결과 a_H, x_H' 가 예상외로 작은 값으로 측정된 이유에 대해서는 제 3장에서 상세히 언급한 바 있다. 따

라서 이들 값을 타의 종류에 관계없이 문헌[9]에서 측정된 값으로 일정하게 취한다. 왜냐하면 제 3장에서 언급한 바와 같이 a_H 는 주로 유효반류계수 $(1 - w_p)$ 와 관련이 있기 때문이다. 타직압력계수의 경사 f_a 는 Fujii식[24]으로부터 구한다. 정류계수 γ 는 모형시험 결과 Fig. 9와 같이 측정되었는데, 일반적으로 γ 의 비선형 영향은 프로펠러 슬립이 클수록 현저하다[25]. 이러한 경향은 프로펠러 작동 유무에 따른 본 모형시험 결과에서도 이를 잘 설명하고 있다고 생각한다. 본 연구에서의 모형시험 결과에서는 프로펠러 작동시 β 의 $0 \sim -10^\circ$ 영역에서 비선형 영향이 나타났는데 실선의 경우에는 프로펠러 슬립비 감소로 인하여 비선형 영향이 이보다 훨씬 줄어들 것으로 예상하여 실선의 경우 비선형 영향을 무시하기로 한다. 비선형 영향을 무시하면 Fig. 9에서의 기울기가 γ 에 해당되는데 $\beta > 0$ 의 영역에서 프로펠러 작동 유무에 관계없이 γ 의 값은 비슷하게 측정되었다. 따라서 $\beta > 0$ 의 영역에서는 프로펠러 슬립비의 영향은 거의 무시된다고 생각할 수 있다. 그러나 γ 에 대한 척도효과를 생각할 수 있는데, 이와 관련된 연구로서 Yumuro의 모형시험 결과[26]에 의하면 모형선이 클수록 γ 가 약간 큰 값으로 측정된 예가 있다. 그러나 일반적으로 γ 의 값은 비선형 영향을 고려하지 아니한 경우에 0.5 정도의 값을 취하는 것이 보통이므로[25], 본 연구에서의 실험 결과중 β 의 $0 \sim 16^\circ$ 영역에서의 기울기를 먼저 구하고, 원형타(original rudder)인 A타의 경우 $\gamma = 0.5$ 라 가정하였을 때 다른 타의 경우 상대적인 값으로 추정한다.

4.3 조종성능 개선 효과의 검토

앞에서 언급한 수학모델과 실선 스케일로 환산된 유체력 계계수를 이용하여, 타의 면적 변화에 기인하는 조종성능 개선 효과를 비교, 검토한다. 조종성 시뮬레이션은 Runge-Kutta-Gill법에 의한 수치적분법을 이용하였으며, 정상직진시 공시 선박의 속력은 7.5 m/sec (14.6 kt), 이 때의 프로펠러 회전수는 1.4325 rps를 상정한다. 이 속력

은 구속모형시험시의 Froude 수 0.1476에 대응하는 값이다. 수치 시뮬레이션 결과는 다음과 같다. 먼저 Fig. 13은 타각 35°에서의 선회궤적을 나타낸 것으로서, 타면적의 증감 효과가 선회력에 미치는 영향이 잘 나타나고 있다. Fig. 14는 정상 선회특성 즉, spiral 특성을 나타낸 것으로서, 원점 부근에서의 기울기는 Fig. 12에 나타낸 K' 의 계산 결과와 잘 대응되고 있다. Fig. 15는 10° / 10° zig-zag 조종시험의 시뮬레이션 결과를 나타낸 것이다. zig-zag 조종시험 결과로부터 우리는 선박의 조종성능중 특히 침로안정성과 추종성(속응성)을 평가할 수 있는데, 침로안정성은 overshoot angle로써, 추종성은 타각 변화에 따른 회두각의 응답 속도로서 평가할 수 있을 것이다. Fig. 15로부터, A타를 설치한 경우와 비교하여 침로안정성은 A-2가 우수하며, 추종성은 A-3이 우수하다는 것을 알 수 있다. 이것은 다음과 같이 설명될 수 있을 것이다. 식(4)로부터 침로안정성은 조종성지수 T_1' , T_2' 와 관련이 있고, 추종성은 T_1' , T_2' 뿐만 아니라 K' , T_3' 와도 약간의 관련이 있다. 왜냐하면 식(4) 우변의 $K' T_3' \delta'$ 항이 변침시 회두운동을 촉진시키는 작용을 하며, 이것은 추종성과 관련되기 때문이다. Fig. 15에서 A-3타의 경우 추종성이 우수한 것은 큰 $K' T_3'$ 값에 기인하며 특이 T_3' 보다는 K' 의 증가에 기인한다고 생각된다. 침로안정성과 관련된 zig-zag 조종시험의 시뮬레이션 결과는 제 3장에서 언급한 I_d' 값으로부터 판별되는 침로안정성과 서로 일치하는 경향을 보인다는 것을 알 수 있다. 그리고, 본 공시 선박은 대표적 비대선형 임에도 불구하고 침로안정성이 양호한 편이기 때문에, 타면적 변화에 따른 조종성능의 변화량은 그다지 크지는 않지만 침로안정성의 개선 효과는 뚜렷이 나타남을 확인할 수 있다. 한편, 본 공시선박이 비대선형임에도 불구하고 침로안정성이 양호한 이유는 선미 프레임라인 형상이 U형에 가깝기 때문으로 생각된다[27].

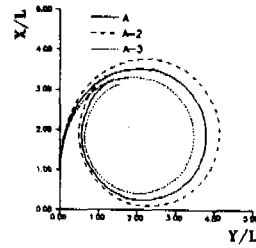


Fig. 13 Turning trajectories with 35° rudderangle

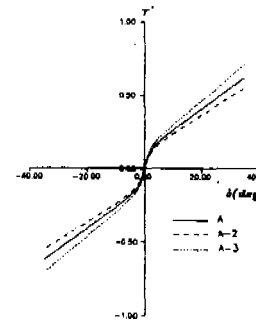


Fig.14 Spiral characteristics

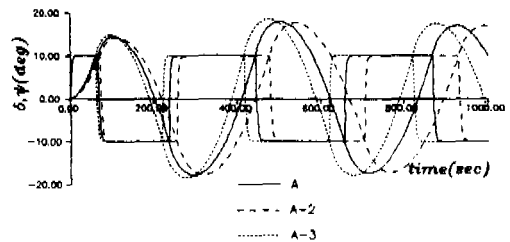


Fig. 15 10° / 10° zig-zag manoeuvre

5. 결론

본 연구에서는 타의 면적 변화에 기인하는 침로안정성의 개선 가능성을 조사하기 위해서, 각종 구속모형시험을 실시하였으며, 그 결과를 이용하여 침로안정성을 분석적으로 비교, 검토하였고, 조종성 시뮬레이션을 수행하여 조종성능의 개선 효과를 조사하였다. 이상의 연구 결과를 요약하면

다음과 같다.

- (1) HPR 상태에서의 선형 유체력미계수는 분리형 수확모델의 유체력미계수 및 타직압력과 관련된 실험정수로부터 추정 가능함을 밝혔고, 이를 실험 결과로부터도 검증하였다.
- (2) 타의 면적 또는 형상 변화에 기인하는 침로안정성의 비교, 검토에는 상기 방법이 유력한 수단임을 알 수 있었다.
- (3) 타의 면적 변화가 침로안정성에 미치는 영향은, 타면적 증감 그 자체보다는 타면적 증감으로 인한 타 상부와 선미 오버행 하부의 공간 크기의 변화에 기인한다. 그리고 이 공간의 상대적 크기는 조종운동시 정류계수에 영향을 미치며, 이것이 침로안정성 변화의 큰 요인으로 작용한다는 것을 알 수 있었다.
- (4) 스펠길이 변화에 따른 타면적 증가는 침로안정성을 저해할 가능성이 있으며, 그 원인은 스펠길이의 증가로 인해서 타 상부와 선미 오버행 하부의 공간이 작아지기 때문이다. 타면적 감소는 이와 반대 경향을 나타낸다.

참 고 문 헌

- [1] IMO, "Recommendation on Information to be Included in the Manoeuvring Booklets", Resolution A.209(VII), 1971.
- [2] IMO, "Interim Standards for Ship Manoeuvrability", Resolution A.751(18), 1993.
- [3] 강창구, "IMO 선박 조종성 기준", 대한조선학회지, 제30권 제2호, 1993.
- [4] Kose, K., "船舶の運航安全と操縦性基準について", 船舶の操縦性基準に関する研究成果報告會, 日本造船研究協會, 1994.
- [5] 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, 1977.
- [6] Gong, I. Y., et al., "The Influence of Rudder Area on the Manoeuvrability of a Ship with Large Beam-to-Draft Ratio", Proceedings of

the 6th International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units, Seoul, 1996.

- [7] Ogawa, A., et al., "MMG報告(I) - 操縦運動の數學Modelについて -", 日本造船學會誌, 第575號, 1977.
- [8] Abkowitz, M. A., "Lectures on Ship Hydrodynamics - Steering and Manoeuvrability -", Hydrogog Aerodynamisk Laboratorium, Report No. Hy-5, 1964.
- [9] 김운수, et al., "비대선의 조종성능과 표준선형 개발에 관한 연구", 대한조선학회 1995년도 추계연구발표회, 1995.
- [10] Motora, S., "船體運動に對する附加質量および附加慣性Momentについて - (2) -", 日本造船協會論文集, 第106號, 1959.
- [11] Kose, K., et al., "操縦運動數學Modelの具體化 - 船體・Propeller・舵の相互干渉とその表現 -", 第3回操縦性Symposium text, 日本造船學會, 1981.
- [12] Kijima, K., et al., "On the Manoeuvring Performance of a Ship with the Parameter of Loading Condition", Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 168, 1990.
- [13] Yasukawa, H., "船體とプロペラの干渉を考慮した舵性能の推定", 西部造船會會報, 第87號, 1993.
- [14] 이승건, et al., "사향상태에서 프로펠러와 타의 특성에 관한 실험적 연구", 대한조선학회 논문집, 제31권 제4호, 1994.
- [15] Ikehata, M., "推進性能に影響をおよぼす諸因子", 船型設計のための抵抗・推進理論 Symposium text, 日本造船學會, 1979.
- [16] Newman, J.N., "Marine Hydrodynamics", page 135~144, The MIT Press, Cambridge, 1978.
- [17] Yoshimura, Y., et al., "増減速を伴う操縦運動の取扱について", 日本造船學會論文集, 第144號, 1978.
- [18] Motora, S., "船體運動に對する附加質量および附加慣性momentについて - (1), (3) -", 日本造船協會論文集, 第105, 106號, 1959.
- [19] Clarke, D., et al., "The Application of Manoeuvring Criteria in Hull Design

- Using Linear Theory”, The Naval Architect, 1983.
- [20] van Lammeren, W.P.A., et al., “The Wageningen B-Screw Series”, Trans. SNAME, Vol. 77, 1969.
- [21] Hasegawa, K., “On a Performance Criterion of Autopilot Navigation”, Journal of the Society of Naval Architects, Japan, No. 178, 1980.
- [22] Yoshimura, Y., “各種船型の舵有效流速の parameterについて”, 日本造船學會第10回 運動性能研究委員會資料, 1986.
- [23] Yoshimura, Y., et al., “Steering Quality and Scale Effect on it for 560,000 DWT ULCC”, Journal of the Society of Naval Architects, Japan, No. 183, 1981.
- [24] Fujii, H., “自航模型船による舵特性の研究”, 日本造船協會論文集, 第107號, 1960.
- [25] Yoshimura, Y., et al., “實船操縦性能の豫測”, 操縦性研究の設計への應用(運動性能研究委員會, 第12回 Symposium text), 日本造船學會, 1995.
- [26] Yumuro, A., et al., “斜航船体の舵位置流向の尺度影響に關する實驗結果について”, 關西造船協會誌, 第217號, 1992.
- [27] 日本造船研究協會, “操縦運動時の船體周圍流場に關する研究”, 第221研究部會, 第1年度報告書, 1994.