

선박 주행속도 변화를 고려한 Rudder-Roll Stabilization System 설계에 관한 연구

A Study on Rudder-Roll Stabilization System Design for Ship with Varying Ship Speed

김 영 복, 채 규 훈
(Young-Bok Kim and Gyu-Hoon Chea)

Abstract : In ship operation, the roll motions can seriously degrade the performance of mechanical and personnel effectiveness. So many studies for the roll stabilization system design have been performed and good results have been achieved. In many studies, the stabilizing fins are used. Recently rudders, which have been extensively modified, have been used exclusively to stabilize the roll. But, in the roll stabilization control system, the control performance is very sensitive to the ship speed. So, we can see that it is important to consider the ship speed in the rudder roll control system design. The gain-scheduling control technique is very useful in the control problem incorporating time varying parameters which can be measured in real time. Based on this fact, in this paper we examine the H_∞ -Gain Scheduling control design technique. Therefore, we assume that a parameter, the ship speed which can be estimated in real time, is varying and apply the gain-scheduling control technique to design the course keeping and anti-rolling control system for a ship. In this control system, the controller dynamics is adjusted in real-time according to time-varying plant parameters. The simulation result shows that the proposed control strategy is shown to be useful for cases when the ship speed is varying and robust to disturbances like wind and wave.

Keywords : roll motion, roll stabilization system, roll stabilizing fin, H_∞ -gain scheduling, yaw control, course keeping

I. 서론

선박의 횡동요(roll motion 혹은 rolling)를 억제하기 위한 시스템 개발의 주된 목적은 화물의 안전한 수송 및 횡동요로 인하여 승선자들이 느끼는 피로감을 감소시킴으로써 작업능률을 향상시키는데 있다. 안전성 면에서 고찰해 보면 과도한 횡동요는 승선자들에게 두통, 멀미 및 피로감을 가중시켜 작업중의 안전사고를 유발시키고 결국은 작업능률을 저하시키게 된다. 또한 함선 및 참치어로서 등과 같이 선상에 항공기를 이착륙시키고자 할 경우나 전투상황에서 적함에 대응하기 위해 정확하고 신속한 작전업무를 수행하기 위해서는 선박의 횡동요 억제는 상당히 중요하다. 이와 같이 여러 가지 측면에서 고찰해 볼 때 선박의 횡동요를 억제하는 문제는 중요한 연구분야임을 인식할 수 있게 된다.

그래서 이러한 문제에 대한 다양한 연구가 진행되어 보고되고 있다. 그 예를 다음과 같이 분류하여 각각에 대한 개략적인 특징을 기술한다.

cBilge keels : 선체 길이방향으로 전체 선체길이의 25~50%에 해당하는 핀을 선박의 측면에 설치한다. 비교적 값이싼 편이나 핀의 부착으로 인하여 선체저항을 증가시키는 단점이 있다. 그리고 선박의 횡동요 고유주파수 범위 내에서 억제효과를 얻을 수 있으며 선속(ship speed)이 증가함에 따

라 그 효과도 증가한다.

Anti-Rolling Tanks : 이 장치의 장점은 저속영역에서도 횡동요 억제효과를 얻을 수 있다는 것이다. 단점은 미터센터(meter-center) 높이의 감소와 탱크를 설치할 공간이 필요하다는 것이다.

Fin-Stabilizers : 이 장치는 선박이 그렇게 저속으로 항해하지 않는 한 상당히 뛰어난 횡동요 억제효과를 얻을 수 있기 때문에 아주 매력적인 장점을 가진 장치라고 할 수 있다. 그러나 특수한 경우를 제외하고 핀을 선박의 측면에 부착하기 때문에 Bilge keels의 경우와 마찬가지로 선체저항을 증가시키며 장치의 설치에 상당한 비용이 요구된다.

Rudder-Roll Stabilizer(RRS) : 이 장치는 선박에 설치되어 있는 방향타(rudder)를 이용하기 때문에 Fin-Stabilizer에 비해 경제적인 부담감이 적으면서도 비슷한 효과를 얻을 수 있다. 단 보다 나은 효과를 얻기 위해서는 상대적으로 응답성이 빠른 방향타가 필요하며 일반적으로 δ_{max} (방향타의 각속도) = 5~20 (deg/s) 정도의 응답성을 가진 장치가 요구된다. 또 하나의 단점은 선박이 저속으로 운항할 경우에는 큰 효과를 볼 수 없다는 것이다.

위에 기술한 4가지 횡동요 방지장치 중 본 연구에서는 Rudder-Roll Stabilizer(RRS), 즉 방향타를 이용한 횡동요 방지에 대해 고찰한다. 앞서 기술한 것과 같이 이 장치는 Fin-Stabilizer와 비슷한 횡동요 억제효과를 얻을 수 있으면서도 장치의 설치 등에 따른 경제적 부담감이 극히 적을 뿐 아니라 설치 상에 있어서의 어려움도 적다. 단 보다 고도의 횡

접수일자 : 2001. 7. 24., 수정완료 : 2002. 2. 6.

김영복 : 부경대학교 공과대학 기계공학부(kpjiwoo@pknu.ac.kr)

채규훈 : 군산대학교 해양과학대학 기계공학부(ghchae@kunsan.ac.kr)

※ 이 논문은 2002년도 군산대학교 수산과학연구소의 일부 연구비 지원에 의하여 연구되었습니다. 관계자 여러분께 감사 드립니다.

동요 억제효과를 얻기 위해서는 응답성이 빠른 방향타가 필요하나 최근에는 δ_{max} 가 20(deg/s)이상의 방향타도 개발된 상태이기 때문에 별다른 어려움 없이 방향타의 조정에 의해 선체 횡동요 억제효과를 얻을 수 있다.

그러나 하나의 방향타로 선수각(ship-heading angle)과 횡동요를 동시에 제어하기 위해서는 조타장치에 선수각 제어 신호와 횡동요 억제를 위한 제어신호가 혼합되어 전달된다. 이러한 어려움 때문에 RRS의 경우 제어계 설계과정에 상당한 기술적 숙고가 요구된다. 단 각각의 주파수 특성을 적절히 이용하면 충분한 제어성능을 달성할 수 있는 제어계 설계가 가능하고 이에 대한 연구결과도 다수 보고되어 있다 [1]-[5].

그런데 선박 운동제어분야에서 간과할 수 없는 중요한 사실이 하나 있다. 그것은 선박의 주행속도인데 선박의 주행속도가 시스템의 안정성 및 제어성능에 미치는 정도에 대해서는 충분히 인지하고 있으면서도 선박의 운동제어에 관해 보고되어 있는 거의 대부분의 논문에서 소홀히 다루어져 온 것이 사실이다. 앞서 기술한 것과 같이 Fin-Stabilizer 및 RRS의 경우 선박의 주행속도에 제어성능이 절대적으로 영향을 받게되며 저속영역에서는 시스템의 안정성도 보장할 수 없다. 따라서 지금까지 보고된 연구결과에서는 선박의 주행속도 변화를 하나의 불확실성으로 간주하고 강인제어이론에 기초하여 제어계를 설계하고 있다. 이러한 제어계 설계법은 불확실한 파라미터의 변동범위에서의 안정성은 확보될 수 있으나 동작점을 벗어난 전 안정영역에서까지 양호한 제어성능을 확보하기는 어렵다. 따라서 시변(time-varying) 파라미터의 변동에 따라 제어기의 dynamics도 변한다면 전반적인 파라미터 변동범위에서도 동작점 주위에서 얻을 수 있는 제어성능을 확보할 수 있게 된다. 이것은 gain-scheduling 설계기법의 한 예이며 변동하는 파라미터의 하나인 선박 주행속도가 실시간으로 측정 가능하기 때문에 이러한 정보를 제어입력을 결정하는데 이용한다면 보다 양호한 제어성능을 달성할 수 있을 것이다. 이러한 설정이래 본 논문에서는 광범위한 파라미터 변동에 대해서도 양호한 제어성능을 달성할 수 있도록 gain-scheduling 기법을 이용하여 제어계를 설계한다.

II. RRCs(Rudder-Roll Control System)의 모델링

1. 제어대상선박의 모델링

sway와 roll 및 yaw운동간의 상관관계를 나타낸 선박 모델은 (1)과 같이 표현된다[6]. 단, u_s : surge 속도, v_s : sway 속

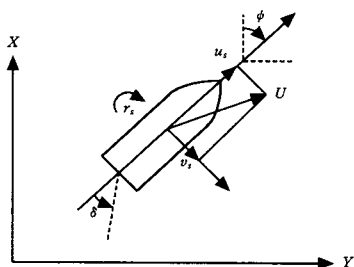


그림 1. 선체운동에 관한 변수.
Fig. 1. Variables in the horizontal plane.

도, r_s : yaw 각속도, $p = \dot{\phi}$ (roll 각), $r_s = \dot{\psi}$, U = 선박 주행 속도, δ = 방향타 각이며(Fig. 1 참조), a_{ij} 및 b_i ($i=1, \dots, 3$, $j=1, \dots, 4$)는 대상선박에 따라 결정되는 적당한 크기의 상수이다.

$$\begin{bmatrix} \dot{v}_s \\ \dot{r}_s \\ \dot{p} \\ \dot{\phi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} & a_{14} & 0 \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} & a_{24} & 0 \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} & a_{34} & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_s \\ r_s \\ p \\ \phi \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ b_3 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \delta \quad (1)$$

또한 (1)의 모델은 다음과 같이 sway-yaw운동과 횡동요에 관한 2개의 subsystem으로 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} \dot{v}_s \\ r_s \\ \dot{\psi} \\ \dot{\phi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & 0 & a_{13} & a_{14} \\ a_{21} & a_{22} & 0 & a_{23} & a_{24} \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ a_{31} & a_{32} & 0 & a_{33} & a_{34} \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v_s \\ r_s \\ \psi \\ \phi \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ 0 \\ b_3 \\ 0 \end{bmatrix} \delta \quad (2)$$

그리고 Van der Klugt[2]는 전달함수표현법에 기초하여 (3)과 같이 가장 중요한 cross-coupling 요소만을 포함하는 간략화 모델을 제안하였다. 이 모델은 rudder-roll control system 및 autopilot control system 설계에 아주 유용해서 관련연구분야에 자주 인용되고 있다.

$$\begin{aligned} v'_s(s) &= \frac{K_{dv}}{1+T_v s} \delta(s) \\ \phi(s) &= \frac{\omega_n^2}{s^2 + 2\xi\omega_n s + \omega_n^2} [K_{dp}\delta(s) + K_{vp}v'_s(s) + w_\phi(s)] \\ \psi(s) &= \frac{1}{(1+T_r s)s} [K_{dr}\delta(s) + K_{vr}v'_s(s) + w_\psi(s)] \end{aligned} \quad (3)$$

여기서

$$\begin{aligned} K_1 &= K_{dv}K_{vr} + K_{dr}, & T_1 &= T_r, & T_3 &= K_{dr}T_v/K_1 \\ K_2 &= K_{dv}K_{vp} + K_{dp}, & T_2 &= T_v, & T_4 &= K_{dp}T_v/K_2 \end{aligned} \quad (4)$$

(3)에서 v'_s 는 방향타 운동에 의해 발생하는 sway 방향의 속도를 나타내는 새로운 상태변수이다. 이 상태변수를 직접 관측하는 것이 불가능하기 때문에 칼만필터 등으로 관측한

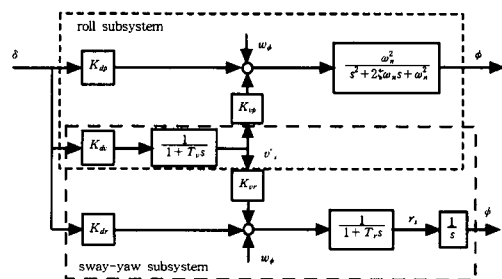


그림 2. Sway-yaw 운동 및 횡동요 제어계[5].
Fig. 2. Diagram of the sway-yaw and roll subsystems with cross-coupling[5].

값을 이용하는 것이 일반적이다. 그리고 w_ϕ 및 w_ψ 는 파랑에 의한 영향을 나타내는 외란신호이다. 그 외의 파라미터들은 뒤에 설명하며 (3)은 다음과 같이 블록선도로 표현할 수 있다.

2. 외란(wave) 모델

선체운동은 방향타 및 외란에 의해 결정된다. 방향타에 의해 억제되는 횡동요는 고주파특성을 갖는 성분이기 때문에 결국 외란으로 고려되는 파랑은 1차계로 표현된 모델이 자주 이용된다. 본 논문에서는 2차계로 근사화된 모델[7]을 이용하여 시뮬레이션을 실행한다. 즉

$$h_i(s) = \frac{2\xi_0\sigma_i}{s^2 + 2\xi_0\omega_0s + \omega_0^2}, \quad i = 1, 2. \quad (5)$$

여기서 σ_i 는 파랑의 강도를 나타내는 상수, ξ_0 는 댐핑계수이며 ω_0 는 파랑의 지배 주파수이다. 이것으로부터 그림 2의 외란 항은

$$w_\phi(s) = h_1(s)w_1(s), \quad w_\psi(s) = h_2(s)w_2(s) \quad (6)$$

와 같이 나타낼 수 있다. 여기서 $w_1(s)$, $w_2(s)$ 은 white noise를 나타낸다.

3. 조타장치의 비선형 특성

조타장치를 비롯하여 선박을 조종하기 위한 각종 actuator는 강한 비선형적 특성을 내포하고 있다. 특히 RRS의 경우에는 방향타 각의 크기와 각속도에 제한을 갖게 되며 이것이 장치의 강한 비선형성을 대표하는 것이다.

일반적으로 상선의 경우에는

$$\delta_{\max} \in [25, 35](\text{deg}), \quad \dot{\delta}_{\max} \in [2, 7](\text{deg/s}) \quad (7)$$

정도이다. 그러나 보다 효과적인 횡동요 억제를 위해서는 (7)에 나타난 각각의 제한값들이 상향조정될 필요가 있다. 최근에는 이와 같은 요구를 수용할 수 있도록 그 제한값, 특히 방향타 각속도 $\dot{\delta}_{\max}$ 가 15~25(deg/s) 정도로 성능이 개선된 장치도 있다.

III. Gain-Scheduling 기법을 이용한 제어기의 설계

먼저 다음과 같이 표현되는 제어계를 고려하자.

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ z \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & B_1 & B_2 \\ C_1 & D_{11} & D_{12} \\ C_2 & D_{21} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ w \\ u \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$w := \begin{bmatrix} w_1 \\ w_2 \end{bmatrix}, \quad z := \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \end{bmatrix}, \quad w_1(t) = \Delta(t) z_1(t) \quad (9)$$

여기서 x 는 상태, u 및 y 는 제어입력과 출력을 나타낸다. 그리고 w_2 와 z_2 는 성능을 반영하는 신호이며, w_1 과 z_1 은 불확실한 시변 파라미터 $\Delta(t)$ 가 제어계에 미치는 영향

을 고려하기 위해 도입된 신호이다. 또한 $\Delta(t)$ 는 불확실한 시변 파라미터로 정확하게는 파악되어 있지 않으나 각 시각에서의 집합

$$\mathcal{A} := \{ \text{diag}(\delta_1 I_{q_1}, \dots, \delta_s I_{q_s}) : |\delta_i| \leq 1 \} \subset \mathbf{R}^{q \times q} \quad (10)$$

에 속한다고 가정한다.

(8)의 플랜트에 대해 제어기를 설계하여 불확실성을 나타내는 파라미터 $\Delta(t) \in \mathcal{A}$ 에 대해서 폐루프계의 w_2 로부터 z_2 까지의 L_2 노름을 최소화 하고자 한다. 이 문제는 만약 $\Delta(t) \in \mathcal{A}$ 이외에 $\Delta(t)$ 의 값에 대한 어떠한 정보도 주어지지 않는다면 이것은 단순한 강인제어문제(robust control problem)가 되지만 본 논문에서는 $\Delta(t)$ 를 온라인으로 측정 가능한 경우에 대해 고려한다. 이 경우 제어기가 제어입력을 결정할 때 센서로부터의 출력 y 뿐 만 아니라 시변 파라미터 $\Delta(t)$ 의 정보를 이용할 수 있게 된다. 이와 같은 상황에 적합한 제어기의 구조 중 하나로서 다음과 같은 것을 고려할 수 있다.

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_c \\ z_c \\ u \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A_c & B_{c1} & B_{c2} \\ C_{c1} & D_{c11} & D_{c12} \\ C_{c2} & D_{c21} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ w \\ u \end{bmatrix} \quad (11)$$

$$w_c = \Delta(t) z_c(t)$$

즉, 제어기가 플랜트와 같은 구조를 갖게 되는 것이다. 이것은 플랜트의 시변 파라미터 $\Delta(t)$ 의 변화에 제어기의 파라미터를 조정하는 것이다.

이상과 같은 플랜트와 제어기로 구성되는 폐루프계의 블록선도를 그림 3에 나타낸다.

이것으로부터 gain-scheduling 문제는 다음과 같이 정리할 수 있다.

[Gain-scheduling Problem] : (10)에 정의한 집합 \mathcal{A} 에 대해 $\Delta(t) \in \mathcal{A}$ 인 시변 파라미터 $\Delta(t)$ 를 포함하는 제어계가 (8)과 (9)로 기술되어 있다고 생각한다. 그림 3에 있어서 최악의 파라미터 변동 $\Delta(t) \in \mathcal{A}$ 에 대해 w_2 에서 z_2 까지의 L_2 게인 즉,

$$\gamma_{rp} := \sup_{\substack{0 \neq w_2 \in L_2 \\ \Delta(t) \in \mathcal{A}}} \frac{\|z_2\|_{L_2}}{\|w_2\|_{L_2}}$$

의 γ_{rp} 가 $\gamma_{rp} < \gamma(>0)$ 가 되도록 하는 (11)의 제어기 $C(s)$ 를 설계하는 문제이며 이때 γ_{rp} 는 제어계의 제어성능을 나타내는 지표이다. 이 문제는 일반적인 강인제어문제로 간단히 전환하여 생각할 수 있다. 즉 그림 3에서 제어기에 연결된 $\Delta(t)$ 를 위로 끌어올리면 그림 4와 같이 블록선도를 고쳐 그럴 수 있다.

따라서 그림 3(및 그림 4)은 새로운 상태공간표현 $\hat{P}(s)$ 및 불확실성 \mathcal{G} 로 다음과 같이 고쳐 쓸 수 있다.

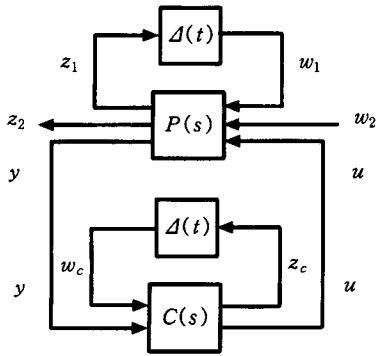


그림 3. Gain-scheduling 제어계.
Fig. 3. Gain-scheduling control system.

$$\hat{P}(s) := \begin{bmatrix} \dot{x} \\ z_c \\ z \\ w_c \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & 0 & B_1 & 0 & B_2 \\ 0 & 0 & 0 & I_l & 0 \\ C_1 & 0 & D_{11} & 0 & D_{12} \\ 0 & I_l & 0 & 0 & 0 \\ C_2 & 0 & D_{21} & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ w_c \\ w \\ z_c \\ u \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$\hat{\Delta} := \text{diag}(\Delta, \Delta) \quad (13)$$

이렇게 표현된 시스템에 대한 제어계 설계문제는 앞서 기술한 것처럼 강인한 제어계 설계문제로 귀착시킬 수 있음을 알 수 있다.

IV. 시뮬레이션 및 고찰

본 장에서는 본 연구에서 고려하고 있는 제어계 설계법의 유효성을 검증하기로 한다. 먼저 (3), (4) 및 그림 2로 표현된 제어대상에 있어서 각각의 파라미터가 다음과 같이 주어지는 경우를 생각한다[3].

$$\begin{aligned} T_v &= 78/U, & K_{dr} &= -0.0027U, & K_{vp} &= 0.21U \\ T_r &= 13/U, & K_{dp} &= -0.0014U^2, & \omega_n &= 0.63 \\ K_{vr} &= -0.46, & K_{dv} &= 0.01U, & \zeta &= 0.064 + 0.0038U \end{aligned} \quad (14)$$

여기서 U 는 선박의 주행속도를 나타낸다. 그리고 외란은 그림 2와 (5)에서 각 파라미터를 다음과 같이 결정하였다.

$$\zeta_0 = 0.05, \omega_0 = 0.5, \sigma_1 = 1.0 \times 10^{-5}, \sigma_2 = 1.0 \quad (15)$$

본 연구에서는 gain-scheduling이론에 의해 설계한 제어계의 성능을 비교 검토하기 위하여 먼저 다음과 같은 설계법을 소개한다.

1. 2자유도 설계법 및 H_∞ 제어이론에 기초한 제어기의 설계[8]

그림 5와 그림 6에 yaw 운동과 횡동요를 제어하기 위한 제어계 설계법의 한 예를 나타내고 있다. 이것은 yaw 운동과 횡동요에 대해 각각의 제어계 특성에 맞게, yaw 운동제어계에 대해서는 서보기능을 강화하고 횡동요 방지를 위한 제어계에 대해서는 외란에 대한 강인성을 충분히 고려하여 제어기를 각각 독립적으로 설계하고 있다. 즉 yaw 운동제어계는

2자유도 제어기법[9]-[17]을 이용하여 그림 5와 같이 설계하였다. 그림 5에서 외란에는 파랑 뿐만 아니라 횡동요 억제를 위해 인가되는 제어신호도 포함된다. 횡동요 억제를 위한 제어신호는 선수가 제어를 방해하는 신호이기 때문에 yaw 운동제어계의 입장에서는 단순한 고주파 외란으로 다룰 수밖에 없다.

그리고 횡동요 제어계는 강인제어이론(H_∞ 제어이론)에 기초하여 그림 6과 같이 설계하였다. 그림 6에서 d_1' 은 그림 2에 나타난 white noise w_ϕ 및 w_ψ 에 해당하며 d_2 는 yaw 운동을 제어하기 위한 제어신호이다. 이 신호는 yaw 운동제어계에 있어서는 순수한 제어입력이지만 횡동요 제어계의 관점에서는 하나의 외란으로 취급할 수 있으므로 그림 6과 같이 나타내었다.

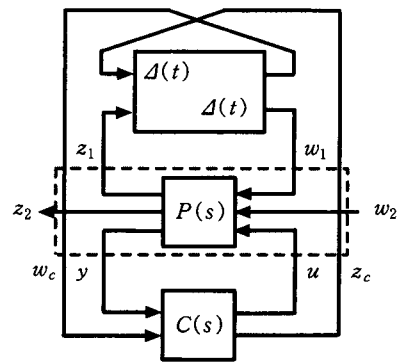


그림 4. 변환된 Gain-scheduling 제어계.
Fig. 4. A transformed gain-scheduling control system.

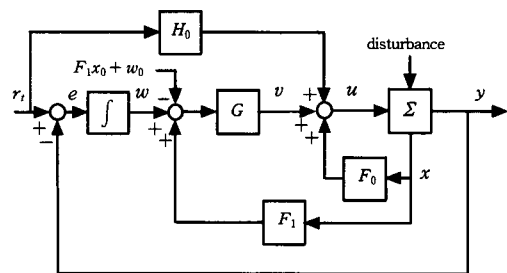


그림 5. Yaw 운동 제어를 위한 2자유도 서보계.
Fig. 5. A two-degree-of-freedom servosystem(yaw motion control system).

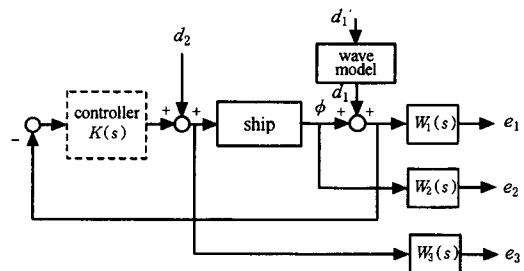


그림 6. H_∞ 횡동요 제어계.
Fig. 6. A schematic diagram of a H_∞ control system(roll motion control system).

그림 6에서 $W_1(s)$ 은 파랑이 횡동요에 미치는 영향을 억제하기 위한 가중함수이며 $W_2(s)$ 는 외란 d_2 (yaw 운동 제어 신호)가 저주파 특성을 갖는다는 것을 고려하여 이 신호가 횡동요에 미치는 영향을 최소화하기 위해 도입된 가중함수이다. 그리고 $W_3(s)$ 는 횡동요 제어기의 제어신호가 yaw 운동 제어기의 제어신호에 비해 상대적으로 고주파 특성을 갖는다는 것을 고려하여 도입된 가중함수이다.

2. H_∞ -Gain Scheduling 기법에 의한 제어계의 설계

본 논문에서 제안하는 RRS 제어계 설계법의 유효성과 실효성을 검토하기 위해 3장에서 소개한 이론을 기초로 하여 제어계를 설계한다.

우선 그림 2에 나타난 제어대상의 상태공간표현을 아래와 같이 다시 쓴다.

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \\ \dot{x}_4 \\ \dot{x}_5 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1/T_r & 0 & 0 & 0 & 0 \\ K_{vr}/T_r & -1/T_r & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ \omega_n^2 K_{vp} & 0 & 0 & -2\zeta\omega_n & -\omega_n^2 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \\ x_5 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} K_{dv}/T_v \\ K_{dr}/T_r \\ 0 \\ \omega_n^2 K_{dp} \\ 0 \end{bmatrix} \delta + \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 1/T_r & 0 \\ 0 & 0 \\ 0 & \omega_n^2 \\ 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} w_\phi \\ w_\phi \end{bmatrix} \quad (16)$$

$$y = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \\ x_4 \\ x_5 \end{bmatrix} + \alpha_w w$$

여기서

$[x_1 \ x_2 \ x_3 \ x_4 \ x_5]^T = [v' \ r_s \ \phi \ p \ \dot{\phi}]^T$ 이고 α_w 는 제어계 설계시 결정할 weighting factor이다.

본 논문에서의 제어계 설계목표는 파랑 및 바람 등에 의한 선체 흔들림을 방지하고 선수각을 일정하게 유지하는데 있다. 이때 선속의 변화는 시스템 성능에 가장 민감한 파라미터이기 때문에 선속변화가 제어성능에 미치는 영향을 가능한 억제하도록 한다. 그래서 선속을 실시간으로 측정해서 이 정보를 흔들림을 억제하고 선수각을 목표로 하는 값으로 유지하도록 제어력을 발생시키는데 적극적으로 이용한다. 먼저 제어계를 설계하기 위해 출력 z 및 입력 w 를

$$z = \begin{bmatrix} z_1 \\ z_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} z_{11} \\ z_{12} \\ z_{13} \\ z_2 \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$w = \begin{bmatrix} w_1 \\ w_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} w_{11} \\ w_{12} \\ w_{13} \\ w_{21} \\ w_{22} \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} w_{21} \\ w_{22} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} w_\phi \\ w_\phi \end{bmatrix} \quad (18)$$

로 둔다.

본 논문에서는 선박의 주행속도(U)를 변동하는 파라미터로 고려하고 있으므로 불확실성(uncertainty)을 다음과 같이 표현한다.

$$U = U_0 + \alpha_u \Delta, \quad |\Delta| \leq 1 \quad (19)$$

단, U_0 는 공칭계(nominal system)의 값이며 α_u 는 설계시 이용하는 weighting factor이다.

위와 같은 설정아래 (16)~(18)을 참고로 하면 일반화 플랜트의 상태공간표현은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{bmatrix} \dot{x} \\ z_c \\ z \\ w_c \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & 0 & B_1 & 0 & B_2 \\ 0 & 0 & 0 & I & 0 \\ C_1 & 0 & D_{11} & 0 & D_{12} \\ 0 & I & 0 & 0 & 0 \\ C_2 & 0 & D_{21} & 0 & D_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ w_c \\ w \\ z_c \\ u \end{bmatrix} \quad (20)$$

여기서,

$$A = \begin{bmatrix} -U_0/78 & 0 & 0 \\ -0.046 U_0/13 & -U_0/13 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0.21\omega_n^2 U_0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} - (0.0076 U_0 + 0.0128)\omega_n - \omega_n^2$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} (0.02 U_0 + 0.01\alpha_u)\alpha_u/78 & 0 & 0 & [0 & 0] \\ (0.0027\alpha_u - 0.054 U_0\alpha_u)/13 & \alpha_u & 0 & [U_0/13 & 0] \\ 0 & 0 & 0 & [0 & 0] \\ 0 & 0 & \alpha_u & [0 & \omega_n^2] \\ 0 & 0 & 0 & [0 & 0] \end{bmatrix}$$

$$B_2 = \begin{bmatrix} 0.01 U_0^2/78 \\ -0.0027 U_0^2/13 \\ 0 \\ 0.0014 \omega_n^2 U_0^2 \\ 0 \end{bmatrix}$$

$$C_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -0.046/13 & -1/13 & 0 & 0 & 0 \\ 0.1\omega_n^2 & 0 & 0 & -0.0076\alpha_u^2 & 0 \\ 0 & 0 & \alpha_\phi & 0 & \alpha_\phi \end{bmatrix}$$

$$C_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$D_{11} = \begin{bmatrix} \alpha_{d1} & 0 & 0 & [0 & 0] \\ 0 & 0 & 0 & [1/13 & 0] \\ 0 & 0 & 0 & [0 & 0] \\ 0 & 0 & 0 & [0 & 0] \end{bmatrix}$$

$$D_{12} = \begin{bmatrix} 0.02\alpha_u U_0/78 \\ 0 \\ -(0.0028\omega_n^2 U_0 + 0.0014\omega_n^2\alpha_u) \\ \alpha_{d2} \end{bmatrix}$$

$$D_{21} = \begin{bmatrix} \alpha_{d3} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \alpha_{d4} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

$$D_{22} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

또한 $\alpha_{di}(i=1\sim 4)$, α_ψ , α_ϕ 는 제어계 설계시 이용하는 파라미터이고 선박 주행속도변화를 고려한 불확실성 Δ 는 $w_1 = \Delta \cdot z_1$, 즉

$$[w_{11} \ w_{12} \ w_{13}]^T = \Delta \cdot [z_{11} \ z_{12} \ z_{13}]^T \quad (21)$$

의 형태로 제어계에 영향을 주게 된다.

(20)의 표현은 3장에서 설명하였듯이 gain-scheduling 문제를 일반적인 강인제어계 설계문제로 변환한 것에 지나지 않는다. 따라서 (20)의 일반화 플랜트에 대해 gain-scheduling 제어가 존재하기 위한 필요충분조건[18][19]아래 제어성능지수를 최소화하였다. 그 결과 $\gamma_{rb} = 7.90$ (대역적 최적해)을 얻었으며 이때 제어기 설계시 이용한 각 파라미터 값은 각각 다음과 같다.

$$U_0 = 10 \text{ [m/sec]}, \quad \alpha_u = 3.0, \quad \alpha_\delta = 0.01, \quad (22)$$

$$\alpha_{di}(i=1\sim 4) = 0.01, \quad \alpha_\psi = 0.01, \quad \alpha_\phi = 0.01$$

그리고 제어기의 파라미터는 다음과 같이 구했다.

$$C(s) = \begin{bmatrix} A_c & B_c \\ C_c & D_c \end{bmatrix} \quad (23)$$

여기서

$$A_c = \begin{bmatrix} -2.0688 \times 10^{-2} & 2.5827 & 1.2412 \times 10^{-1} & 2.1158 \times 10^{-1} & 5.7247 \times 10^{-2} \\ 2.8771 & -5.3181 \times 10^{-1} & 2.5369 \times 10^{-2} & -3.2154 & -1.5729 \\ -4.6717 \times 10^2 & 5.8153 \times 10 & -2.6302 \times 101 & -1.8096 \times 10 & -1.7126 \\ -5.0949 \times 10 & 3.0444 \times 10 & -4.6281 & 5.5606 \times 10 & -7.2609 \times 10 \\ -1.0949 \times 10^2 & 6.6601 \times 10 & -1.0785 \times 10 & 1.4650 \times 10^2 & -1.0785 \times 10 \end{bmatrix}$$

$$B_c = \begin{bmatrix} 2.1158 \times 10^{-1} & -4.0043 \times 10^{-1} & 2.0842 \times 10 \\ -1.5203 \times 10^{-3} & 1.4619 & -2.9240 \\ -5.1930 \times 10^{-2} & 4.7214 \times 10 & 4.7084 \times 10^2 \\ 7.2771 \times 10^{-1} & -6.6162 \times 10^2 & 5.5306 \times 10^2 \\ 1.5627 & -1.4208 \times 10^3 & 1.2930 \times 10^2 \end{bmatrix}$$

$$C_c = [-3.8466 \times 10^{-2} \quad 7.1504 \times 10^{-1} \quad 1.6325 \\ -2.3086 \times 10^2 \quad -1.3094 \times 10^2]$$

$$D_c = [0 \ 0 \ 0]$$

3. 시뮬레이션 고찰

(23)와 같이 구한 제어기를 이용하여 시뮬레이션을 실행하였다. 이때 RRS의 경우에는 방향타 각의 크기와 각속도에 제한을 갖게 되는데 본 연구에서는

$$\delta_{max} = 30 \text{ (deg)}, \quad \dot{\delta}_{max} \in [15, 20] \text{ (deg/s)} \quad (24)$$

와 같이 설정하고 시뮬레이션을 실행하였다.

앞서 설명한 것과 같이 본 연구에서 제안하는 제어계설계법의 유효성을 검증하기 위해 일반적인 강인제어이론에 기초하여 설계한 제어계[8](H_∞ 제어)의 제어성능과 비교 검토하였다.

표 1. 파라미터 변동을 고려한 시뮬레이션결과 비교.

Table 1. Simulation results with variable parameters.

Parameters		Reduction (%)	
δ_{max} [deg/sec]	U[m/sec]	H_∞	Gain-Scheduling
15	8	53.80	64.92
20	8	53.79	64.95
15	10	66.85	77.10
20	10	66.85	77.11
15	7~13		77.10
20	7~13		77.11

그림 7~그림 9는 선박의 주행속도(U)가 8[m/sec]일 때의 개루프계 및 폐루프계(H_∞ 제어 및 gain-scheduling 제어)의 횡동요 응답(그림 7), yaw 응답(그림 8) 및 제어력을 발생하기 위한 방향타 운동(그림 9)을 나타내고 있다. 그림 7 및 그림 8의 (b)와 (c)로부터 본 연구에서 제안하는 방법으로 설계한 제어계의 외란 억제성능이 우수하다는 것을 알 수 있다. 특히 액츄에이터의(방향타) 운동을 나타내는 그림 8을 관찰하면 본 연구에서 고찰하고 있는 제어계가 보다 효율적으로 제어력을 발생시키고 있음을 알 수 있다.

그리고 그림 10~그림 12는 선박의 주행속도(U)가 10[m/sec]일 때의 개루프계 및 폐루프계(H_∞ 제어 및 gain-scheduling 제어)의 횡동요 응답(그림 10), yaw 응답(그림 11) 및 제어력을 발생하기 위한 방향타 운동(그림 12)을 나타내고 있다.

그리고 횡동요 억제를 위해 본 연구에서 고려하고 있는 제어계가 파라미터(선속)변화에 대해 강인하면서 안정성이 확보된 파라미터 변동범위 내에서 양호한 제어성능이 보장됨을 보이기 위해 선박의 주행속도가 그림 14와 같이 7[m/sec]에서 13[m/sec]까지 주기적으로 변할 때의 횡동요 응답(a), yaw 운동(b) 및 방향타 운동(c)을 그림 13에 나타낸다. 시뮬레이션 결과로부터 본 연구에서 제안하는 제어계 설계법이 선박의 운동제어, 특히 선박의 주행속도가 제어성능에 지대한 영향을 주게 되는 횡동요 억제 문제에 유효하게 적용됨을 알 수 있다.

위의 결과 및 여러 경우의 시뮬레이션 결과를 토대로 성능평가를 해 보았다. 평가기준은 다음과 같이 주어지는 식 [20]을 이용하였다.

$$\text{Reduction (\%)} = 100 \times \frac{OP - CLP}{OP} \quad (25)$$

여기서 CLP와 OP는 폐루프계(H_∞ 제어계 및 gain-scheduling 제어계) 및 개루프계의 횡동요 응답에 대한 표준편차(standard deviation)를 나타낸다. 그리고 (25)에 주어진 방법에 따라 행한 제어성능 평가결과를 표 1에 정리하였다. 이 결과는 참고문헌으로 소개된 연구결과(reduction : 30~70%)[1]-[8][20]와 비교할 때 제어성능 면에서 월등히 우수한 결과이다.

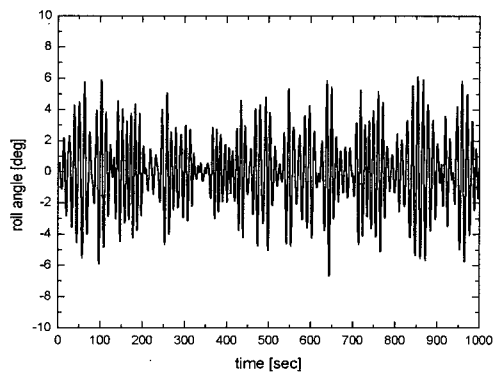
V. 결론

본 연구에서는 파랑 등의 영향으로 발생하는 선박의 횡동요를 억제하기 위한 방안으로 방향타(rudder)를 이용하는 방법에 대해 고찰하였다. 이 방법은 장치 설치에 따른 비용부

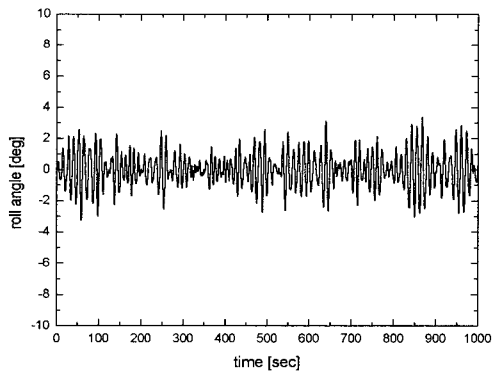
답이 적을 뿐 아니라 비교적 고속의 주행속도에서는 상당한 효과가 있음이 이미 입증되어 있다.

그런데 선박 운동제어분야에서 간과할 수 없는 중요한 사실이 하나 있다. 그것은 선박의 주행속도인데 선박의 주행속도가 시스템의 안정성 및 제어성능에 미치는 정도에 대해서는 충분히 인지하고 있으면서도 선박의 운동제어에 관해 보고되어 있는 거의 대부분의 논문에서 소홀히 다루어져 온 것이 사실이다. Fin-Stabilizer 및 RRS의 경우 선박의 주행속도에 제어성능이 절대적으로 영향을 받게되며 특히 저속영역에서는 시스템의 안정성도 보장할 수 없다. 따라서 지금까지 보고된 연구결과에서는 선박의 주행속도변화를 하나의 불확실성으로 간주하고 강인제어이론에 기초하여 제어계를

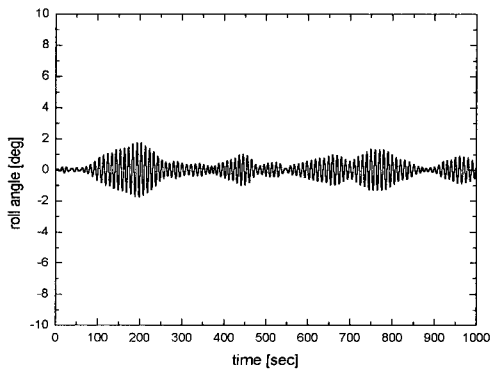
설계하고 있다. 이러한 제어계 설계법은 불확실한 파라미터의 변동범위에서의 안정성은 확보될 수 있으나 동적점을 벗어난 전 안정영역에서까지 양호한 제어성능을 확보하기는 어렵다. 따라서 시변(time-varying) 파라미터(선속 등)의 변동에 따라 제어기의 dynamics도 변한다면 전반적인 파라미터 변동범위에서도 동작점 주위에서 얻을 수 있는 제어성능을 확보할 수 있게 된다. 그래서 본 논문에서는 선박의 주행속도가 실시간으로 측정 가능하기 때문에 광범위한 파라미터 변동(선속변화)에 대해서도 양호한 제어성능을 달성할 수 있도록 gain-scheduling 기법을 이용하여 제어계를 설계하였다. 그리고 시뮬레이션을 통해 강인성만 고려하여 제어계를 설계할 경우의 제어성능 악화문제(특히 저



(a) 개루프계

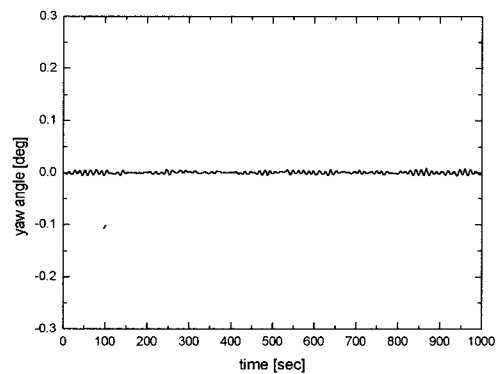


(b) 폐루프계(H_{∞} 제어).

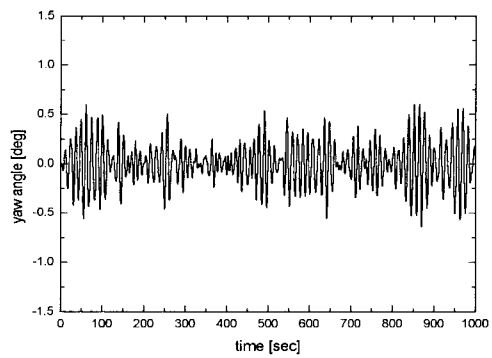


(c) 폐루프계(gain-scheduling 제어).

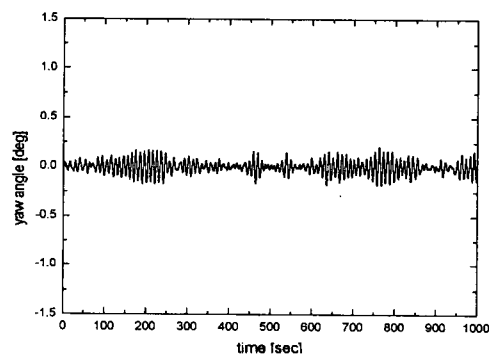
그림 7. 각 제어계의 횡동요 응답($U=8$ [m/sec]).
Fig. 7. Roll motion of each control system($U=8$ [m/sec]).



(a) 개루프계

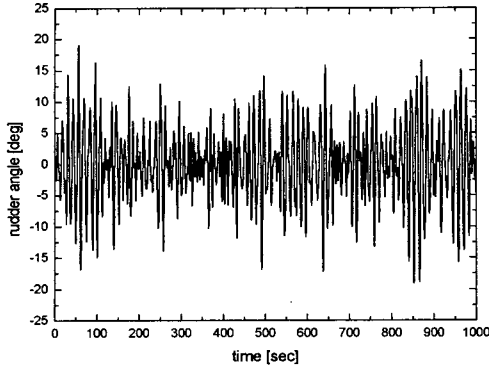


(b) 폐루프계(H_{∞} control).

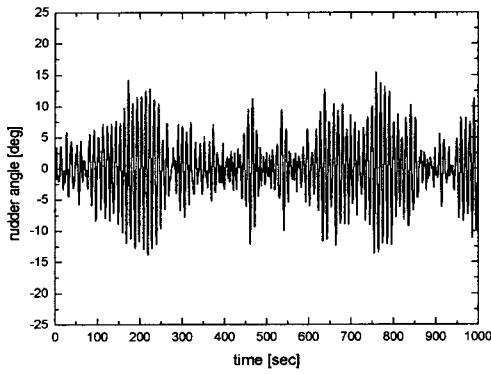


(c) 폐루프계(gain-scheduling control).

그림 8. 각 제어계의 yaw 응답($U=8$ [m/sec]).
Fig. 8. Yaw motion of each control system($U=8$ [m/sec]).

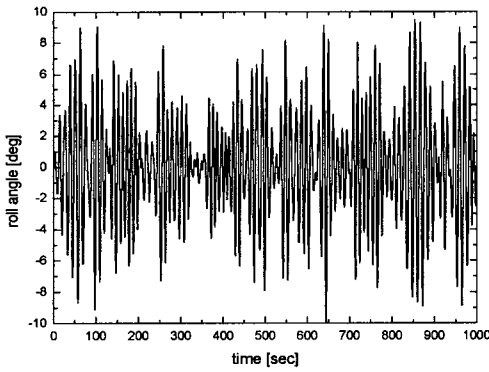


(a) 페루프계(H_∞ control).

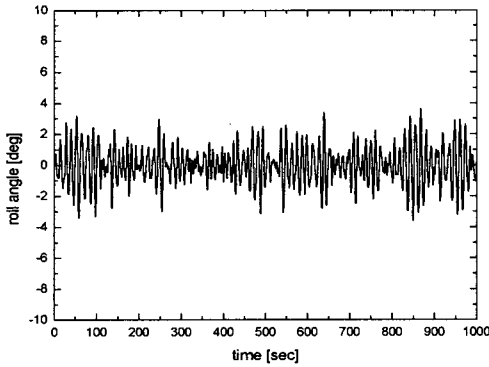


(b) 페루프계(gain-scheduling control).

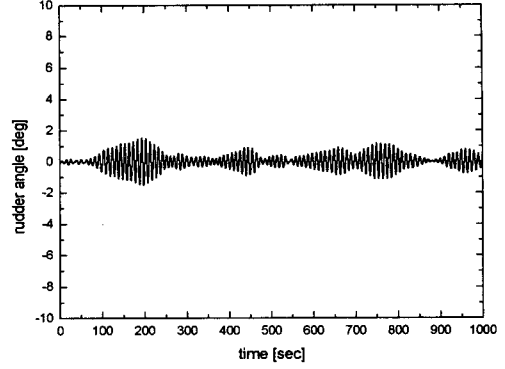
그림 9. 각 제어계의 방향타 운동($U=8$ [m/sec]).
Fig. 9. Rudder motion of each control system($U=8$ [m/sec]).



(a) 개루프계.

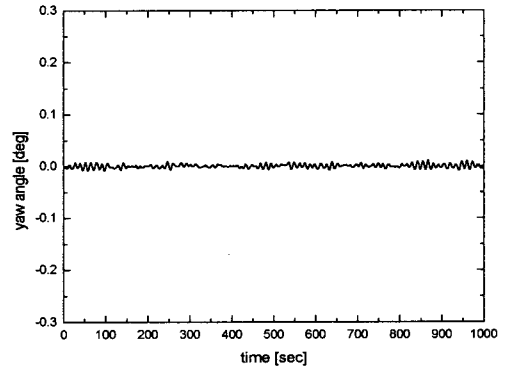


(b) 페루프계(H_∞ control).

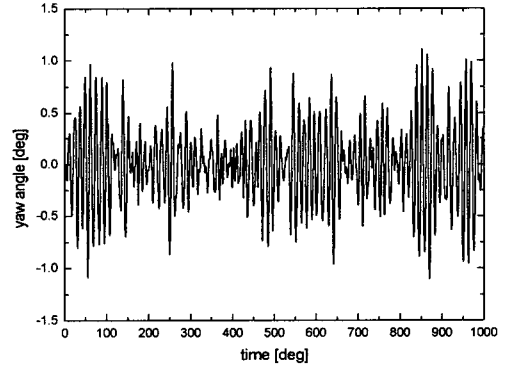


(c) 페루프계(gain-scheduling control).

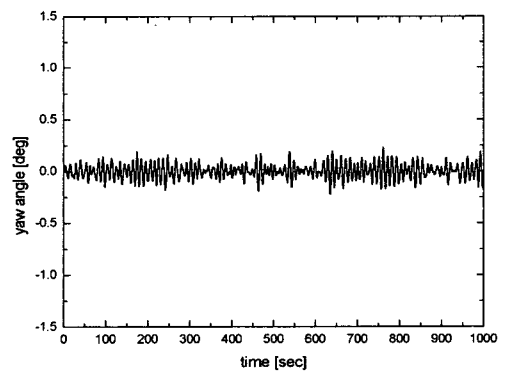
그림 10. 각 제어계의 횡동요 응답($U=10$ [m/sec]).
Fig. 10. Roll motion of each control system($U=10$ [m/sec]).



(a) 개루프계.

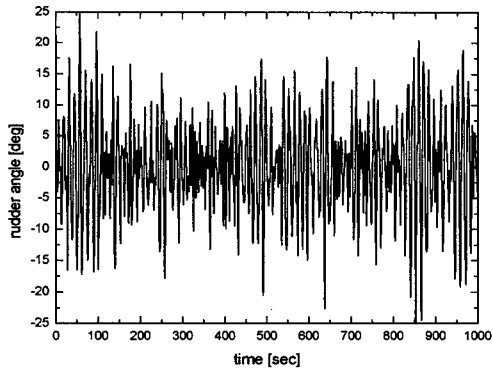


(b) 페루프계(H_∞ control).

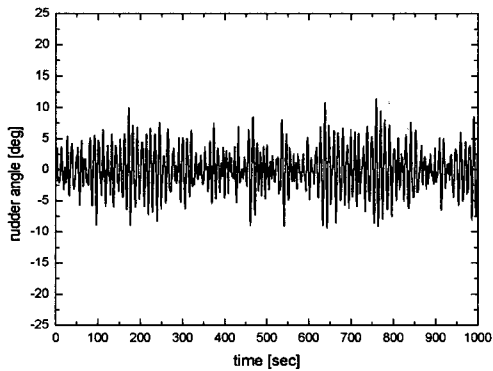


(c) 페루프계(gain-scheduling control).

그림 11. 각 제어계의 yaw 응답($U=10$ [m/sec]).
Fig. 11. Yaw motion of each control system($U=10$ [m/sec]).

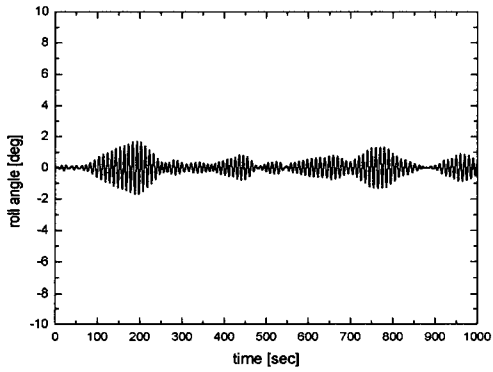


(a) 페루프계(H_∞ control).

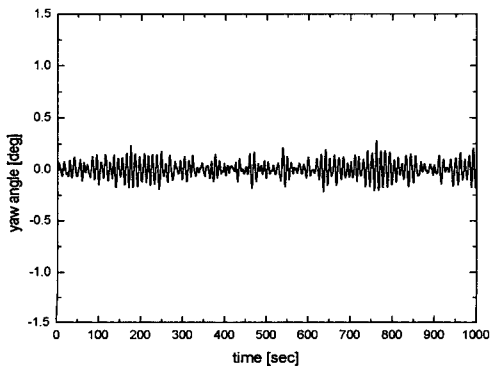


(b) 페루프계(gain-scheduling control).

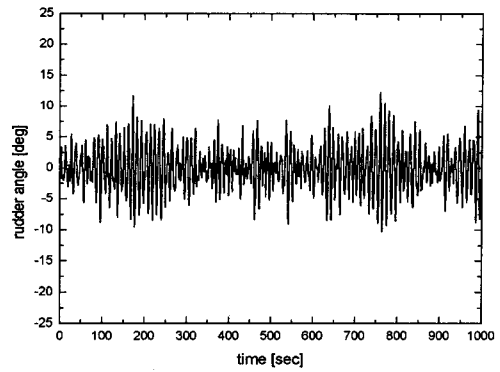
그림 12. 각 제어계의 방향타 운동($U=10[m/sec]$).
Fig. 12. Rudder motion of each control system($U=10[m/sec]$).



(a) 횡동요 응답.



(b) yaw 응답



(c) 방향타 운동.

그림 13. 선박주행속도가 변할 때의 제어출력과 방향타 운동(gain-scheduling 제어).

Fig. 13. Controlled and actuator outputs with time varying parameter(gain-scheduling control, varying range of ship speed : 7~13[m/sec]).

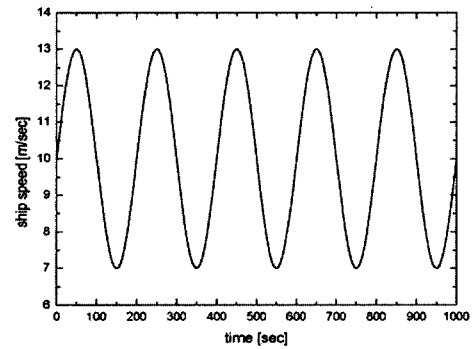


그림 14. 선박의 주행속도 변화(7↔13[m/sec]).

Fig. 14. Ship speed transition(7↔13[m/sec]).

참고문헌

- [1] W. Burger and A. G. Corbet, *Ship Stabilizers, Their design and operation in correcting the rolling ships*, A Handbook for Merchant Navy Officers, Pergamon Press Ltd., London, 1960.
- [2] Van der Klugt, *Rudder roll stabilization*, Ph. D. Thesis, Delft University of Technology, The Netherlands, 1987.
- [3] T. Lauvdal and T. I. Fossen, "Rudder roll stabilization of ships subject to input rate saturation using a gain scheduling control law," *Proc. of IFAC CAMS '98*, pp. 121-126, 1998.
- [4] C. Yang and M. Blanke, "Rudder-roll damping controller design using μ synthesis," *Proc. of IFAC CAMS '98*, pp. 127-132, 1998.
- [5] F. H. Sellars and J. P. Martin, "Selection and evaluation of ship roll stabilization systems," *Marine Technology*, vol. 29, no. 2, pp. 84-101, 1992.
- [6] A. Christensen and M. Blanke, "A linearized state-space model in steering and roll of a high-speed container ship," *Technical Report 86-D-574*, Servolaboratoriet, Technical University of Denmark, 1986.
- [7] T. I. Fossen, *Guidance and Control of Ocean Vehicles*, John Wiley and Sons Ltd, 1998.

- [8] 김영복, "방향타를 이용한 선체 횡동요 방지에 관한 연구," 대한기계학회(심사중), 2001.
- [9] Y. Fujisaki and M. Ikeda, "A two-degree-of-freedom design of optimal servosystem," *Proc. of 31st IEEE CDC*, pp. 3588-3589, 1992.
- [10] Y. Fujisaki and M. Ikeda, "Synthesis of two-degree-of-freedom servosystems," *Trans. SICE*, vol. 27, no. 8, pp. 907-914, 1991.
- [11] T. Hagiwara, T. Yamasaki, and M. Araki, "A two-degree-of-freedom design method of LQI servosystem, Part I," *Preprints of 12th IFAC World Congress*, vol. 1, pp. 453-455, 1993.
- [12] T. Hagiwara, Y. Ohtani and M. Araki, "A design method of LQI servo systems with two degree of freedom," *Trans. iSCIE*, vol. 4, no. 12, pp. 501- 510, 1993.
- [13] Y. Kim, Y. Fujisaki, and M. Ikeda, "Robust stability and high-gain compensation of a two-degree-of-freedom servosystem," *The 17th SICE Symposium on Dynamical System Theory*, pp. 325-333, 1994.
- [14] M. Kobayashi, Y. B. Kim, M. Ikeda, and Y. Fujisaki, "On robust stability of two-degree-of-freedom servosystem incorporating an observer," *The 39th Annual Conference of iSCIE*, pp. 263-264, 1995.
- [15] Y. B. Kim, M. Ikeda, M. Kobayashi, and Y. Fujisaki, "High-gain compensation of a two-degree-of-free servosystem incorporating an observer," *The 24th SICE Symposium on Control Theory*, pp. 107-110, 1995.
- [16] Y. B. Kim, Y. Fujisaki, and M. Ikeda, "Robust stability of two-degree-of-freedom servosystem with a tuning gain," *Trans. SICE*, vol. 34, no. 10, pp. 1411-1418, 1998.
- [17] Y. B. Kim, "Robust stability of a two-degree-of-freedom servosystem with structured and unstructured uncertainties," *KSME Int. Journal*, vol. 14, no. 11, pp. 1198-1205, 2000.
- [18] P. Apkarian and P. Gahinet, "A convex characterization of gain-scheduled H_∞ controller," *IEEE Trans. AC*, vol. 40, no. 5, pp. 853-865, 1995.
- [19] A. Packard, "Gain scheduling via linear fractional transformations," *System & Control Letter*, vol. 22, pp. 79-92, 1994.
- [20] H. Oda, et. al., "Rudder-roll stabilization control system through multivariable auto regressive model," *Proc. of the IFAC CAMS '92*, Genoa, Italy, pp. 113-127, 1992.



김영복

1962년 7월 4일생. 1989년 부경대학교 기관공학과 졸업. 동대학원 석사(1992년). 1996년 일본 Kobe Univ. 박사. 2000년 3월~2001년 3월 경상대학교 수송기계공학부 계약교수. 2001년 4월~2002년 3월 군산대학교

해양과학대학 기관공학과 전임강사. 2002년 4월부터 부경대학교 공과대학 기계공학부 전임강사. 관심분야는 서보계 설계 및 해석, 제어이론 및 응용, 선박자동화장치 개발, 해양관련시스템의 제어 및 자동화.



체규훈

1960년 8월 15일생. 1982년 전북대학교 전기공학과 졸업. 동대학원 석사(1984년), 동대학원박사(1991년). 1990년~2002년 현재 군산대학교 기관공학과 전임강사, 조교수, 부교수. 관심분야는 기계전자 및 고전압.