

H ∞ 제어법을 이용한 부유식 플랫폼의 동위치 제어

유 휘 룡* · 김 환 성** · 김 상 봉**
(96년 6월 8일 접수)

Dynamic Positioning Control of Floating Platform Using H ∞ Control Method

Hui Ryong Yoo* · Hwan-Seong Kim** · Sang-Bong Kim**

Key Words : Dynamic Positioning System(동위치 제어 시스템), Mixed Sensitivity Problem (혼합 감도 문제), Semi-submergible Platform(반잠수식 작업선), Multiplicative Perturbation(승법적 섭동)

Abstract

This paper presents a design method of dynamic positioning control system for floating platform with rotatable and retractable thruster using H ∞ control technique. The norm band of uncertainty is captured by multiplicative perturbation between nominal model and reduced order model. A controller robust to the uncertainty is designed applying H ∞ synthesis. The control law satisfying robust stability and nominal performance condition is determined through the mixed sensitivity approach. The evaluation for the resultant controller obtained by H ∞ synthesis is done through simulations of the closed loop system. The results of H ∞ synthesis are compared to those of the traditional LQ synthesis method.

1. 서론

1970년대 이후로 세계적으로 해저에 매장된 석유 자원의 굴삭작업은 대륙붕 해역에서 심해역으로 확대되었다. 굴삭용 플랫폼 혹은 선박의 위치를 유지하기 위한 계류수단으로써 종래의 앵커, 체인과 윈치의 결합시스템이 사용되어 왔지만, 굴삭작업이 수심 500m이상의 해역에서 이루어지게 됨으로써 기존의 방식으로는 플랫폼의 정위치 유지가 기술

적, 경제적으로 곤란해졌다. 그래서 플랫폼의 새로운 계류수단으로써 동위치제어 시스템(Dynamic Positioning System)이 연구대상으로 되어 실용화에 대한 연구들이 활발하게 진행되어 왔다^{1)~7)}.

플랫폼의 정위치유지를 위한 제어법으로는 최적레귤레이터 이론에 의한 설계법¹⁾, 적응제어이론에 의한 설계법²⁾, 그리고 서보계 구성법에 의한 설계법⁷⁾, 칼만필터를 이용한 설계법³⁾, 등이 있다. 그러나 이들 설계법은 평형점 근방에서의 각 파라미

* 부경대학교 기계공학과 대학원

** 부경대학교 기계공학과

터에 맞추어 위치제어를 설계하기때문에 제어대상을 모델링할 때 나타나는 모델링 불확실성에 대한 안정도, 강인성(Robustness)의 문제를 제어기 설계시 직접 고려할 수 없게 되는 문제점을 가지고 있다.

본 논문에서는, 동위치제어 시스템의 적용을 위한 모델로서 수진식 추진기를 장착한 2-푼툰(Pontoon)형 반잠수식 플랫폼¹⁾을 택하여, 정점 유지 제어를 위한 제어계 설계법으로 모델링 오차에 의한 불확실성과 강인성을 고려할 수 있는 H_∞ 제어법을 사용하였다. 그리고 그 유효성을 검토하기 위하여 본 논문에서 제안한 설계방법에 의한 수치 시뮬레이션 결과와 기존의 최적 레귤레이터에 의한 결과를 비교하였다.

2. 반잠수식 플랫폼의 모델

2.1 운동 방정식

본 논문에서 고려된 모델은, 2-푼툰형 반잠수식 모델로서 기본치수는 Table 1에 나타낸 것과 같다.

Table 1 Basic dimension of model

Description	Scale	Unit
Length	430	mm
Breath	330	mm
Depth	280	mm
Draft	170	mm

플랫폼의 비선형 운동방정식은 Fig. 1에 보인 좌표계로부터 다음식으로 주어진다¹⁾.

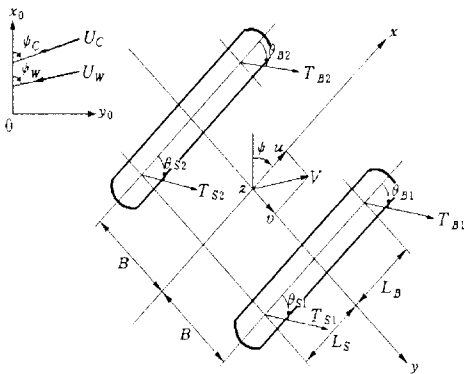


Fig. 1 Coordinate axis of a platform motion

$$\begin{aligned}
 (m + m_x) \frac{du}{dt} &= (m + m_y) v \cdot r \\
 &+ X_1 + X_2 + X_w + T_{B1} \cos \theta_{B1} \\
 &+ T_{B2} \cos \theta_{B2} + T_{S1} \cos \theta_{S1} \\
 &+ T_{S2} \cos \theta_{S2}
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

$$\begin{aligned}
 (m + m_y) \frac{dv}{dt} &= -(m + m_x) u \cdot r + Y_1 + Y_2 \\
 &+ T_{B1} \sin \theta_{B1} + T_{B2} \sin \theta_{B2} \\
 &+ T_{S1} \sin \theta_{S1} + T_{S2} \sin \theta_{S2} \\
 &+ Y_w
 \end{aligned} \tag{2.2}$$

$$\begin{aligned}
 (I_{zz} + J_{zz}) \frac{dr}{dt} &= (m_x - m_y) u \cdot v \\
 &+ N_1 + N_2 + N_x \\
 &+ L_B (T_{B1} \sin \theta_{B1} + T_{B2} \sin \theta_{B2}) \\
 &+ B (-T_{B1} \cos \theta_{B1} + T_{B2} \cos \theta_{B2}) \\
 &- L_S (T_{S1} \sin \theta_{S1} + T_{S2} \sin \theta_{S2}) \\
 &+ B (-T_{S1} \cos \theta_{S1} + T_{S2} \cos \theta_{S2})
 \end{aligned} \tag{2.3}$$

$$u_0 = \frac{dx_0}{dt} = u \cos \phi - v \sin \phi \tag{2.4}$$

$$v_0 = \frac{dy_0}{dt} = u \sin \phi + v \cos \phi \tag{2.5}$$

$$r = \frac{d\phi}{dt} \tag{2.6}$$

여기서,

$0(x_0, y_0, z_0)$: 공간 고정 좌표계

$G(x, y, z)$: 플랫폼의 고정좌표계

m : 플랫폼의 질량

m_x, m_y : 플랫폼의 x, y 축 방향 부가질량

I_{zz} : 플랫폼의 z 축 방향 관성모우멘트

J_{zz} : 플랫폼의 z 축 방향 부가관성모우멘트

u, v : x, y 축 방향의 속도성분

ϕ : 플랫폼의 방위각

$X_i, Y_i, N_i (i=1, 2)$: 플랫폼의 x, y 축 방향의

유체력 및 z 축 방향의 유체모멘트
(1 : Wave Exciting Force & Moment, 2 : Current Force & Moment)

X_w, Y_w, N_w : 플랫폼의 x, y 축 방향의 풍압력 및 z 축 방향의 풍압모우멘트

$T_{Bi}, T_{Si}(i=1,2)$: 선수 및 선미 추진기의 추력 크기
 $\theta_{Bi}, \theta_{Si}(i=1,2)$: 선수 및 선미 추진기의 선회각

x_o, y_o : 서지(Surge) 및 스웨이(Sway)방향 위치 성분

u_o, v_o : 서지(Surge) 및 스웨이(Sway)방향 속도 성분

$T_{Bi}, T_{Si}(i=1, 2)$: 선수 및 선미 추진기의 추력크기

$\theta_{Bi}, \theta_{Si}(i=1, 2)$: 선수 및 선미 추진기의 선회각

2.2 상태 방정식

반잠수식 플랫폼의 상태방정식은 2.1절의 비선형 운동 방정식을 $\frac{du_0}{dt}, \frac{dv_0}{dt}, \frac{dr}{dt}$ 에 대해서 정리한 후 평형점 근방에서 선형화하여 다음과 같은 식(2.7)로 나타낼 수 있다⁽⁶⁾.

$$\begin{aligned} \frac{dx(t)}{dt} &= Ax(t) + Bu(t) + \delta(t) \\ y(t) &= Cx(t) + Du(t) \end{aligned} \quad (2.7)$$

여기서,

$$A = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & a_{13} & a_{11} & a_{15} & a_{16} \\ 0 & 0 & a_{53} & a_{51} & a_{55} & a_{56} \\ 0 & 0 & a_{63} & a_{61} & a_{65} & 0 \end{bmatrix},$$

$$B = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ b_{11} & b_{12} & b_{13} & b_{14} & b_{15} & b_{16} & b_{17} & b_{18} \\ b_{51} & b_{52} & b_{53} & b_{54} & b_{55} & b_{56} & b_{57} & b_{58} \\ b_{61} & b_{62} & b_{63} & b_{64} & b_{65} & b_{66} & b_{67} & b_{68} \end{bmatrix},$$

$$C = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix},$$

$D = 3 \times 8$ 의 영행렬

$$x^T(t) = [x_o, y_o, \phi, u_o, v_o, r]$$

$$u^T(t) = [\theta_{B1}, \theta_{B2}, \theta_{S1}, \theta_{S2}, T_{B1}, T_{B2}, T_{S1}, T_{S2}]$$

3. 로바스트 위치제어기의 설계

3.1 모델의 불확실성

선수 및 선미 추진기의 선회각을 $\frac{\pi}{4}$ rad 로, 추력크기를 0.01N로 고정화 한 후 Table 2의 파라미터^(7,12)를 모델의 비선형 운동방정식(식(2.1)~식(2.6))에 대입하여 시간이 10초일 때의 해를 구하면 Table 3와 같은 공칭 조건을 얻을 수 있다. 식(2.7)의 시스템 행렬 A, B의 요소에 대한 연산식에 모델의 파라미터와 공칭조건을 대입하여 다음과 같은 공칭모델을 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} \frac{dx(t)}{dt} &= A^*x(t) + B^*u(t) + \delta(t) \\ y(t) &= Cx(t) \end{aligned} \quad (3.1)$$

$$A^* = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 1.0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1.0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1.0 \\ 0 & 0 & -2.4E-3 & -2.6E-5 & -1.2E-3 & 6.4E-3 \\ 0 & 0 & 3.1E-3 & -9.7E-4 & 2.6E-5 & 6.1E-3 \\ 0 & 0 & -7.0E-5 & -4.6E-2 & -5.7E-2 & 0 \end{bmatrix}$$

$$B^* = [B_1 \ B_2]$$

$$B_1 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -7.7E-4 & -7.7E-4 & -7.7E-4 & -7.7E-4 \\ 6.3E-4 & 6.3E-4 & 6.3E-4 & 6.3E-4 \\ 1.6E-3 & 1.7E-19 & -1.7E-19 & -1.6E-3 \end{bmatrix}$$

$$B_2 = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ 6.1E-2 & 6.1E-2 & 6.1E-2 & 6.1E-2 \\ 7.9E-2 & 7.9E-2 & 7.9E-2 & 7.9E-2 \\ -1.1E-17 & 1.6E-1 & -1.6E-1 & 1.1E-17 \end{bmatrix}$$

Table 2 Specification of model platform

Symbol	Description	Values
m	Mass of platform	7.520kg
m_x	Added mass of x-axis direction	1.504kg
m_y	Added mass of y-axis direction	3.760kg
I_{zz}	Inertia moment around z-axis direction of platform	0.97kgf·m
J_{zz}	Added inertia moment around z-axis direction of platform	0.24kgf·m
L_B	Length between y-axis and thruster	0.14m
B	Length between x-axis and thruster	0.14m

Table 3 Values of nominal point

Symbol	Values
ϕ^*	-1.20E-2 [rad]
u_0^*	3.13E-2 [m/sec]
v_0^*	2.49E-2 [m/sec]
r^*	-4.83E-3 [rad/sec]
$T_{B_i}^* T_{S_i}^* (i = 1, 2)$	0.01 [N]
$\theta_{B_i}^*, \theta_{S_i}^* (i = 1, 2)$	$\pi/4$ [rad]

로바스트 제어 시스템 설계의 첫 단계는, 모델의 불확실성에 대하여 검토하는 것이다. 불확실성은 일반적으로 고차 다이나믹스의 무시, 물리 파라미터의 평가 오차, 및 작업조건 변화에 따른 물리 파라미터의 변동 때문에 일어난다¹⁰⁾. 본 논문에서 고려된 플랫폼에 대해서는, 이들의 검토가 아직 충분하지 않다. 본 논문에서는 조작입력 u 로부터 관측 출력 y 까지의 8입력, 3출력, 6차원 공칭모델 식(3.1)의 전달함수 $G(s)$ 을, 플랫폼의 전반적인 특징을 나타내기 위해 4차원으로 저차원화 시킨 전달함수 $G_l(s)$ 를 고려하여, 이 두개의 전달함수의 차

이로 부터 불확실성을 구한다^{8),10)}. Fig. 2에서 실선은 $\overline{\sigma}(G(j\omega))$ 를, 점선은 $\overline{\sigma}(G_l(j\omega))$ 를 나타낸다. 여기서 $\overline{\sigma}(\cdot)$ 는 최대 특이치를 나타낸다. $G(s)$ 로부터 $G_l(s)$ 로의 저차원화 방법은 슈어(Schur)의 Balanced Model Reduction법을 사용하였다¹¹⁾. 슈어의 알고리즘은 가도달성과 가제어성의 그래미안들의 곱의 고유치에 연관된 좌·우 고유공간의 임의의 기저로 정의된 투영을 통하여 밸런싱없이 무어(Moore)의 저차원화 모델을 계산할 수 있다¹¹⁾.

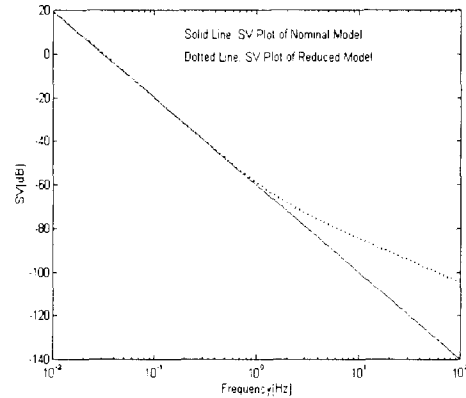


Fig. 2 Floating platform singular value bode plot

승법적 섭동(Multiplicative Perturbation) ΔG 는 식(3.2)에 의해서 정의된다⁸⁾.

$$G_l(s) = (I + \Delta G(s)) G(s) \quad (3.2)$$

$\overline{\sigma}(\Delta G(s))$ 의 계인을 Fig. 3에 실선으로 나타내었다. Fig. 3에서와 같이 일반적으로 승법적 섭동은 고주파 영역에서 크게 되는 성질을 가진다. 본 논문에서 제어기 설계법으로 고려한 혼합감도 문제에 있어서 불확실성 경계(Uncertainty Bound) W_3 는 식(3.3)이 만족되도록 구한다¹⁰⁾.

$$W_3(j\omega) = W_3^*(j\omega) I_3$$

$$W_3^*(j\omega) = \{ |W_3^*(j\omega)| \geq \overline{\sigma}(\Delta G(j\omega)), \forall \omega \} \quad (3.3)$$

W_3^* 를 식(3.3)이 만족되도록 식(3.4)와 같이 구하고 Fig. 3에 점선으로 나타낸다.

$$W_3^* = \frac{5s^2 + s}{10s + 1} \quad (3.4)$$

3.2 제어계 설계

H_∞제어문제에서 가중함수를 포함하는 일반화 플랜트 $P(s)$ 와 제어기 $K(s)$ 로 구성되는 일반적인 제어 시스템을 Fig. 4에 나타낸다.

혼합감도 문제에서 제어목표는 Fig. 4에 나타난 일반화된 시스템을 안정화하면서 식(3.5)를 만족하는 H_∞ 제어기 $K(s)$ 를 구하는 것이다.

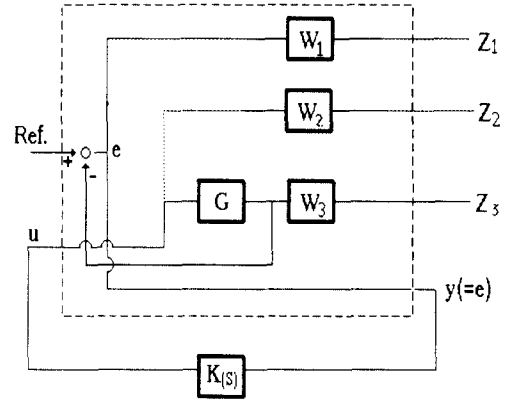


Fig. 4 Generalized plant with controller

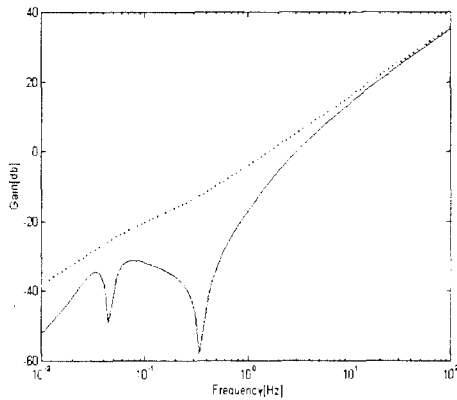


Fig. 3 Multiplicative perturbation and $\overline{\sigma}(W_3)$

$$\|T_{refz}\|_{\infty} \leq 1 \quad (3.5)$$

여기서,

$$T_{refz} \triangleq \begin{bmatrix} \frac{1}{\gamma} W_1 S(j\omega) \\ W_2 K(j\omega) S(j\omega) \\ W_3 T(j\omega) \end{bmatrix}$$

$$S(j\omega) = [I + G(j\omega)K(j\omega)]^{-1},$$

$$T(j\omega) = G(j\omega)K(j\omega)[I + G(j\omega)K(j\omega)]^{-1}$$

Fig. 4에서 W_2 는 일반적인 H_∞ 제어문제에서 제어기 설계의 복잡성을 피하기 위하여 영행렬로 두는 것이 보편적이다. 본 논문에서 고려한 플랫폼의 경우는 조작 입력수(8)가 관측 출력수(3)보다 많기 때문에 H_∞ 제어문제의 가해조건¹³⁾을 만족시키기 위해 식(3.6)처럼 W_2 를 설계한다.

$$W_2 = \text{diag}\{0.1, 0.1, 0.1, 0.1, 0.1, 0.1, 0.1, 0.1\} \quad (3.6)$$

식(3.7)은 공칭점에서의 공칭모델 식(3.1)의 전달 함수 $G(s)$ 중 첫번째 요소를 $G_{11}(s)$ 로 하면 식(3.7)과 같이 나타낸다. 식(3.7)로부터 알 수 있듯이 허수축에 극점과 영점을 지니고 있으므로 기존의 설계법으로는 혼합감도 문제를 용이하게 해결할 수 없다. 따라서 이 문제에 대해서 다음과 같은 특수한 쌍선형 변환을 이용하기로 한다⁹⁾.

$$G_{11}(s) = \frac{(s-z_1)\cdots(s-z_l)}{(s-p_1)\cdots(s-p_r)} \quad (3.7)$$

여기서,

$$z_1 = -1.2E-2$$

$$z_2, z_3 = 1.2E-2 \pm 7.7E-2j$$

$$z_l = 0$$

$$p_1, p_2 = 0$$

$$p_3, p_4 = 1.7E-2 \pm 4.1E-2j$$

$$\begin{aligned} p_i &= -3.5E-2 \\ p_i &= 4.4E-4 \end{aligned}$$

1) 먼저 다음과 같은 쌍선형 변환식을 고려한다.

$$s = \frac{\dot{s} + \varepsilon_1}{\frac{\dot{s}}{\varepsilon_2} + 1} \quad (3.8)$$

단, $\varepsilon_2 = \infty, \varepsilon_1 < 0$

2) 식(3.8)을 이용하면 플랜트 $G(s) = (ag, bg, cg, dg)$ 를 \dot{s} 영역으로 사상시킬 수 있으며, 이것은 식(3.9)와 같이 $j\omega$ 축을 ε_1 만큼 왼쪽으로 쉬프트(Shift)하는 것과 동가이다.

$$ag \leftarrow ag - \varepsilon_1 I \quad (3.9)$$

3) 쉬프트된 $G(\dot{s})$ 에 대해서 혼합감도 H_∞ 제어기 $K(\dot{s}) = (acp, bcp, ccp, dcp)$ 를 구한 후 다시 ε_1 만큼 역으로 쉬프트한다. 이러한 $j\omega$ 축 쉬프트는 제어기 $K(s)$ 가 프로퍼(Proper)하도록 만든다.

$$acp \leftarrow acp + \varepsilon_1 I \quad (3.10)$$

4. 시뮬레이션 및 결과

감도함수 $S(s)$ 에 대한 가중함수 $W_1(s)$ 는 Fig. 6에서와 같이 저감도화를 고려하여 저주파영역에서 게인은 크고, 고주파영역에서는 게인이 작게 되도록 식(4.1)으로 선정하였다. 그리고 식(3.5)의 γ 를 2분법³⁾을 사용하여 식(4.2)처럼 구하고 혼합감도 H_∞ 제어기 $K(s)$ 를 구하여 Fig. 5에 나타낸다. $K(s)$ 는 2리카치 알고리즘을 적용하여 구하였다¹⁾. 그 실제적인 제어기 구현에는 Matlab을 사용하였다.

$$W_1 = W_1^* I_3 \quad (4.1)$$

여기서,

$$\begin{aligned} W_1^* &= 50 \frac{0.1s^2 + 1s + 1}{s^2 + 10s + 0.01} \\ \gamma &= 0.03564 \sqrt{2} \end{aligned} \quad (4.2)$$

$$|W_1(j\omega)S(j\omega)| < 1, \quad |W_3(j\omega)T(j\omega)| < 1 \quad (4.3)$$

Fig. 6과 Fig. 7은 페루프의 보드선도를 나타내고, $\frac{1}{W_3(j\omega)}$ 과 $\frac{1}{W_1(j\omega)}$ 의 크기가 각각 감도함수와 상보감도함수의 크기보다 크므로 노미날 성능조건(Nominal Performance Condition)과 로바스트 안정조건(Robust Stability Condition)을 의미하는 식(4.3)을 만족하고 있다.

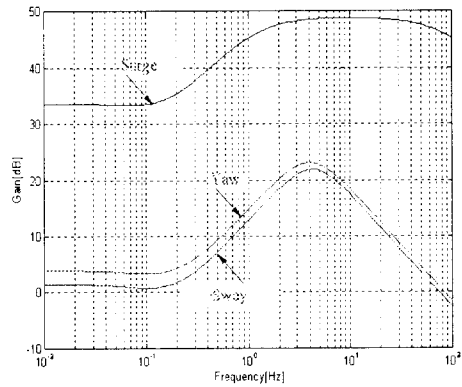


Fig. 5 Bode plot for the designed controller

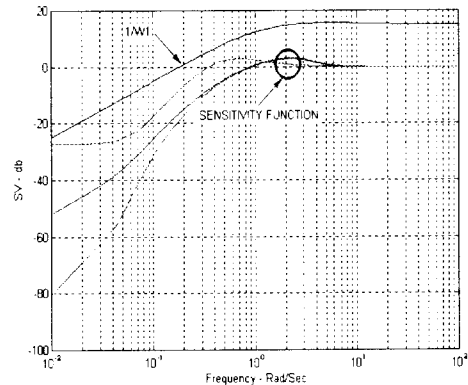


Fig. 6 Bode plots for sensitivity of closed loop & W_1^{-1}

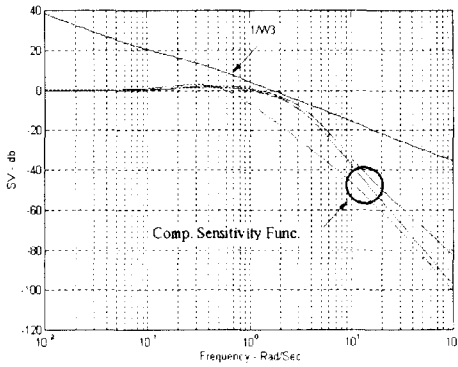
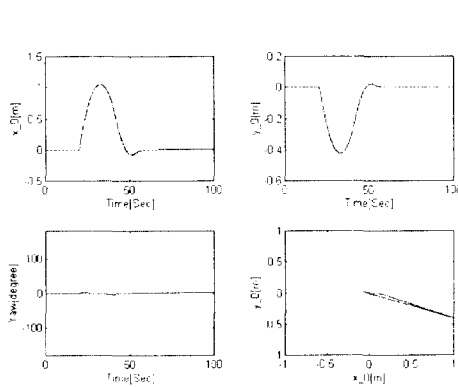
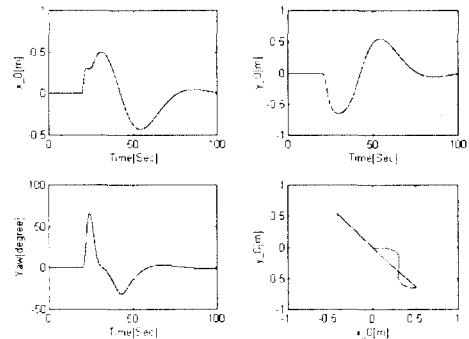


Fig. 8 Bode plots for comp. sensitivity & W_3^{-1}

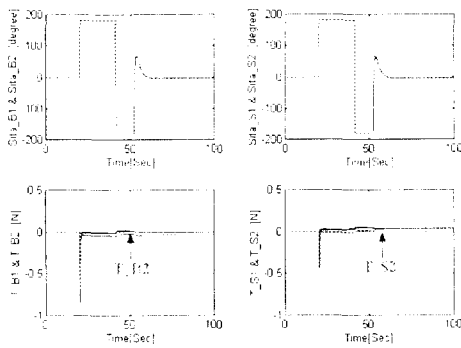
Fig. 8는 본 논문에서 고려한 혼합감도 H_{∞} 제어기에 의한 페루프 시스템의 시뮬레이션 결과이다. 쌍선형 변환에 의해서 식(3.1)를 이산화 하였고, 샘플링 주기는 추후 실제 모형실험시 위치 계측을 위하여 적용 예정인 이미지 프로세싱 기법을 고려하여 0.1초로 하였다. Fig. 9의 (a), (b)는 20초후 크기 0.5[N]의 스태핑 외란이 주어질 때 페루프의 응답과 플랫폼에 가해지는 입력을 나타낸다. 본 논문에서 고려된 모델 플랫폼의 추진기의 추력크기는 프로펠러의 직경 3cm, 회전수를 3000rpm으로 가정하여 0.98N으로 제한하였고, 추진기의 선회각은 ± 180 도로 제한하였다.



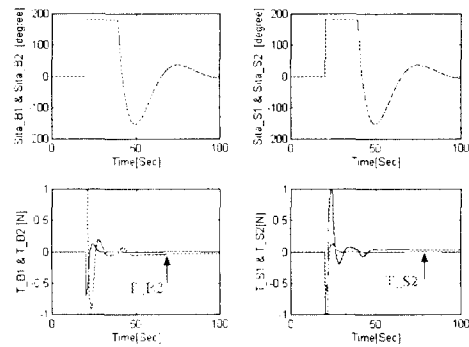
(a) output



(a) output



(b) input

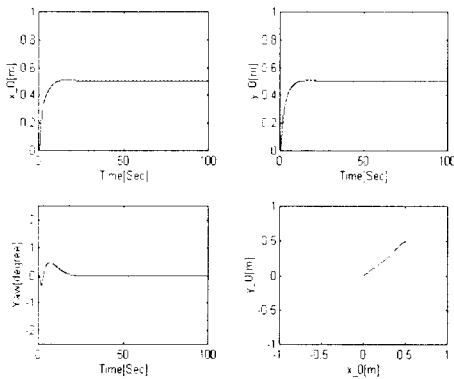


(b) input

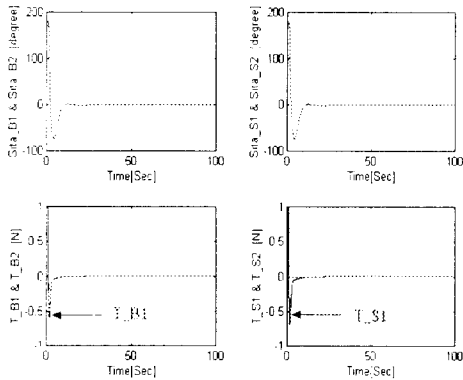
Fig. 8 Simulation results in the case of H_{∞} synthesis

Fig. 9 Simulation results in the case of LQ synthesis

Fig. 9은 Fig. 8와 동일한 시뮬레이션 조건하에 서의 최적 레귤레이터에 의한 페루프 시스템에 대한 시뮬레이션 결과이다. Fig. 8에 비해서 외란을 제거하는 시간이 길고, 같은 외란에 대해서 서지방 향의 변동은 비슷하게 나타나지만 스웨이(Sway) 방향과 요(Yaw)방향의 변동이 큰 것을 볼 수 있다. Fig. 10은 서지 방향과 스웨이 방향에 스텝 목표치를 주었을 때의 응답이고 그 응답치는 기존의 방법¹⁾에 비해 빠른 수렴속도를 가지고 정상편차 없이 목표치에 수렴하는 것을 볼 수 있다.



(a) output



(b) input

Fig. 10 Simulation results for the step reference in the case of H_{∞} synthesis

5. 결 론

본 논문에서는 정확한 추력벡터를 생성할 수 있는 추진식 추진장치를 채용한 반잠수식 2-콘톤형 플랫폼의 동위치 제어계 설계를 위해 모델링 오차에 의한 불확실성과 강인성을 고려할 수 있는 H_{∞} 제어법을 사용하였다. 그리고 H_{∞} 제어기 설계시 플랜트가 $j\omega$ 축에 극·영점을 갖는 것을 허락하지 않는 순제점을 해결할 수 있는 쌍선형 변환법에 의한 $j\omega$ 쉬프팅법을 적용하였다. 또 플랫폼이 갖는 고차 다이내믹스, 운행중에 나타나는 물리 파라미터 변동에 대한 고찰이 미흡 함으로 모델을 저차원화 하여 불확실성을 구하는 방법을 제안 하였다.

본 논문의 유용성을 검증하기 위해 기존의 LQ 문제에 의한 설계법과 동일한 조건에서 수치시뮬레이션을 수행한 결과를 보였다. 시뮬레이션 결과에서 일정 외란 및 스텝형 목표값에 대해서 기존의 LQ 방법보다 더 빠르고 정밀하게 플랫폼이 정위치를 찾고 유지하는 것을 볼 수 있었다.

참고문헌

- 1) 赤坂則之, 岩崎 晃, 三和英一, "首振式スラストによる作業船のダイナミックポジショニング", 三菱重工業技報, Vol. 18 NO.2, 1981
- 2) Patrick Tze-kwai Fung, Mike J. Grumble, "Dynamic Ship Positioning Control Using a Self Tuning Kalman Filter", IEEE Transactions on Automatic Control, Vol.28, No.3, 1983
- 3) 이 판목, 이 상무, 홍 사영, "칼만필터를 이용한 부유체운동의 최적 제어", 한국해양공학회지 제 2권 제2호, 37-45, 1988
- 4) S. G. Kim & R. S. Park, "The Method of Dynamic Position Control for Wave Energy Conversion Device", 10th Symposium on Ocean Engineering (Tokyo), 1991
- 5) Masayuki Tamehiro, Hironao Kasai, "Experimental Study on Positioning Control for a semi-submersible Lower-hull Type Offshore Platform", 日本造船學會論文集, 제136호, 1980

- 6) 김성근, 유휘룡, 김상봉, "부유식 구조물의 동위치 제어에 관한 연구(1)", 한국해양공학회지, 제7권 제2호, pp. 257-268, 1993
- 7) 김성근, 유휘룡, 김상봉, "반잠수식 해양구조물의 동위치제어에 관한 실험적 연구", 대한기계학회지, 제 19권 제3호, pp. 661-669, 1995
- 8) H. Kajiwara, et al., "H[∞] Synthesis of Depth Control Law for Towed ROV with Weight Shift Mechanism", The Proc. of ISOPE vol II, pp. 358-361, 1994
- 9) Chiang, R.Y., et al., "Robust Control Toolbox", The Math Works, pp.1-70 - 1-72, and pp.2-56, -2-58, 1992
- 10) 梶原, "海中 ビークルに對する制御系 設計法", 12th ocean engineering symposium, The Society of Naval Architectures of JAPAN, pp. 535 - 542, 1994
- 11) M. G. Safonov and R.Y. Chiang. "Schur Balanced Model reduction", Proc. ACC, pp. 1036 - 1039, 1988
- 12) 박노식, 김성근, 김종현, "손상상태에서의 반잠수식 해양구조물의 운동응답 및 표류력에 관한 연구", 한국해양공학회지, 제2권 제2호, pp. 227-236, 1988
- 13) 美多 勉, "H_∞ 制御", 株式會社 昭苑堂, pp. 58-61, 1994
- 14) G. Stein, Lecture Notes, "Tutorial Workshop on H[∞] control theory", Los Angeles, CA, Dec. 7-8, 1987