

선박용 대형 디젤 기관의 강인 속도 제어기 설계

황순규¹ · 이영찬² · 김창화³ · 정병건[†]

(원고접수일 : 2011년 3월 28일, 원고수정일 : 2011년 7월 12일, 심사완료일 : 2011년 8월 30일)

Design of Robust Speed Controllers for Marine Diesel Engine

Soon-Kyu Hwang¹ · Young-Chan Lee² · Chang-Hwa Kim³ · Byung-Gun Jung[†]

요약 : 에너지 절약은 해상운송분야에서 이익을 내기 위한 가장 중요한 요인 중 하나이다. 연료 소비율을 낮추기 위해서는 가능한 한 선박의 추진효율을 높여야만 한다. 추진효율은 추진기관과 낮은 회전속도에서 더 좋은 효율을 갖는 프로펠러의 조합에 의존한다. 기관은 저속이 될수록 연료분사과정에서의 지연 시간으로 인해 회전 토크 변동이 심해진다. 본 연구에서는 강인 제어이론을 적용하여 강인 안정성과 강인 성능을 고려한 기관 속도제어기들, 즉 준최적 H_{∞} 제어기, H_{∞} 루프-성형 제어기 및 μ -제어기를 설계한다. 컴퓨터 시뮬레이션 결과로부터 이들 3가지 제어기의 타당성을 검토한다.

주제어 : 연료 소비율, 준최적 H_{∞} 제어, H_{∞} 루프-성형, μ -합성

Abstract: Energy saving is one of the most important factors for profits in marine transportation. In order to reduce the specific fuel oil consumption, the ship's propulsion efficiency must be increased as much as possible. The propulsion efficiency depends upon a combination of propulsion engine and propeller that has better efficiency as lower rotational speed. As the engine has lower speed the variation of rotational torque become larger because of the longer delay time in fuel oil injection process. In this study, robust control theory is applied to the design of engine speed controllers which are sub-optimal H_{∞} controller, H_{∞} loop-shaping controller and μ -synthesis controller considering robust stability and robust performance. And the validity of these three controllers is investigated through the results of computer simulation.

Key words: Specific fuel oil consumption, Sub-optimal H_{∞} control, H_{∞} loop-shaping, μ -synthesis

1. 서 론

거친 해상 환경에서 급격한 부하 변동이 있을 경우, 비례동작에 의하여 연료 분사량을 조절하는 기계·유압식 조속기로는 격렬한 기관 속도변동에 적절히 대처하지 못해 기관 제작사의 요구 사양을 따를 수 없는 경우가 종종 있다. 기관 제작사는 일정수 이하의 실린더를 갖는 기관에서는 디지털 조속기[1]를 사용하도록 하고 있다. 이에 따라 PI나 PID 제어기[2] 또는 최적 레귤레이터를 결합한 속

도 제어 시스템을 적용하고 있으나, 이들은 모델링 할 때 나타나는 모델링 불확실성에 대한 안정도, 강인성(robustness) 문제를 제어기 설계시에 직접 고려할 수 없는 단점이 있다.

본 연구에서는 저속, 장행정, 소수 실린더의 선박용 디젤 기관을 제어 대상으로 하고, 속도변동에 따른 기관 파라미터와 토크 변동을 모델링 불확실성으로 고려하는 강인 속도제어기를 구한다. 즉, 준최적 H_{∞} 제어기, H_{∞} 루프-성형 제어기, 그리고 μ

[†] 교신저자(한국해양대학교 해사대학 기관공학부, E-mail: bgjung@hhu.ac.kr, Tel: 051-410-4269)

1 MAN Diesel & Turbo

2 한국해양수산연수원

3 경남정보대학 전자정보계열

-합성 제어기를 각각 설계한 후, 공칭 성능, 강인 안정성, 강인 성능, 기준 및 외란입력에 대한 시간 응답 등을 검토한다.

2. 시스템 모델링

2.1 시스템 모델

연료 펌프의 래크를 조정하는 순간부터 연료가 분사될 때까지의 시간 지연요소, 실린더내로 분사된 연료가 착화 연소되어 기관축의 토크로 변화될 때까지의 연소계, 마지막으로 기관축의 토크에 의해 프로펠러가 회전하여 정상 회전속도에 도달할 때까지의 회전계로 나누어 모델링한다.

지연요소, 연소계, 회전계를 각각 1차계로 간주하여 구한 전달함수는 식 (1)~(3)과 같다.

$$e^{-T_{dl}s} \simeq \frac{1}{1+T_{dl}s} \quad (1)$$

$$G_c(s) = \frac{K_c}{1+T_c s} \quad (2)$$

$$G_r = \frac{K_r}{1+T_r s} \quad (3)$$

T_{dl} : 지연 시간

K_c : 연소계 게인, T_c : 연소계 시정수

K_r : 회전계 게인, T_r : 회전계 시정수

연료 펌프래크 조정명령 $u(t)$ 로부터 기관의 회전속도 $\omega_o(t)$ 까지의 전달함수는 식 (4)와 같고, 블록선도는 Figure 1과 같다.

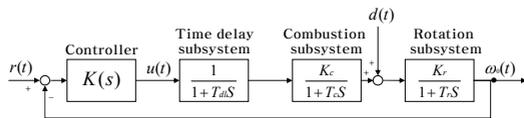


Figure 1: Block diagram of the engine system

$$\frac{\omega_o(s)}{U(s)} = \frac{K_r}{1+T_r s} \times \frac{K_c}{1+T_c s} \times \frac{1}{1+T_{dl}s} \quad (4)$$

식 (4)를 라플라스 역변환하여 정리하면 식 (5)~(7)이 된다.

$$\ddot{\omega}_0(t) = -a_1 \dot{\omega}_0(t) - a_2 \omega_0(t) - a_3 \omega_0(t) + b_1 u(t) \quad (5)$$

$$a_1 = \frac{(T_{dl} + T_c)T_r + T_{dl}T_c}{T_{dl}T_cT_r}, \quad a_2 = \frac{T_{dl} + T_c + T_r}{T_{dl}T_cT_r} \quad (6)$$

$$a_3 = \frac{1}{T_{dl}T_cT_r}, \quad b_1 = \frac{K_c K_r}{T_{dl}T_cT_r} \quad (7)$$

상태 x_1, x_2, x_3 를 아래와 같이 정의하여

$$\omega_0 = x_1 \quad \dot{\omega}_0 = \dot{x}_1 = x_2 \quad \ddot{\omega}_0 = \dot{x}_2 = x_3 \quad (8)$$

제어대상인 저속 디젤기관의 상태방정식을 구하면 식 (9)로 된다.

$$\begin{bmatrix} \dot{x}_1 \\ \dot{x}_2 \\ \dot{x}_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \\ -a_3 & -a_2 & -a_1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ b_1 \end{bmatrix} u$$

$$y = [1 \ 0 \ 0] \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} + [0] u \quad (9)$$

Table 1은 대상기관의 사양이며, Table 2는 해상 시운전으로부터 구한 각 회전속도에서의 기관 파라미터이다.

Table 1: Specification of the modeled engine

bore×stroke	800×2592 [mm]
P_{mean}	18.4 [kgf/cm ²]
MCR*	15,880 [bhp] (83 rpm)
moment of inertia	27,130.27 [kgf ms ²]
SFOC*	125 [g/bhp/h]

* MCR: Maximum continuous rating
SFOC: Specific fuel oil consumption

Table 2: Specific value of the modeled engine

parameter \ rpm	rpm				
	50	55	60	65	70
a_1	35.71	39.24	42.85	46.38	50.05
a_2	79.90	96.59	115.05	134.90	156.83
a_3	24.97	33.20	43.14	54.80	68.61
b_1	73.62	80.59	87.97	95.25	102.86

파라미터의 값이 회전속도에 따라 변하므로 60 rpm을 기준으로 어떤 범위 안에 있다고 가정하면 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\begin{aligned} a_1 &= \bar{a}_1(1+p_{a1}\delta_{a1}), & a_2 &= \bar{a}_2(1+p_{a2}\delta_{a2}) \\ a_3 &= \bar{a}_3(1+p_{a3}\delta_{a3}), & b_1 &= \bar{b}_1(1+p_{b1}\delta_{b1}) \end{aligned} \quad (10)$$

이 때 공칭값 $\bar{a}_1=42.85$, $\bar{a}_2=115.05$, $\bar{a}_3=43.14$ 및 $\bar{b}_1=87.97$ 이고, 각 파라미터에 대한 섭동과 비율은 각각 δ_{a1} , δ_{a2} , δ_{a3} , δ_{b1} 와 p_{a1} , p_{a2} , p_{a3} , p_{b1} 로 나타낸다.

이제 $-1 \leq \delta_{a1}, \delta_{a2}, \delta_{a3}, \delta_{b1} \leq 1$ 및 $p_{a1}=p_{b1}=0.2$, $p_{a2}=0.4$, $p_{a3}=0.6$ 로 하여 불확실성을 고려한다.

식 (9)에 파라미터 섭동을 가하고 선형분수변환을 거친 후의 시스템 블록선도는 Figure 2와 같이 나타낼 수 있다.

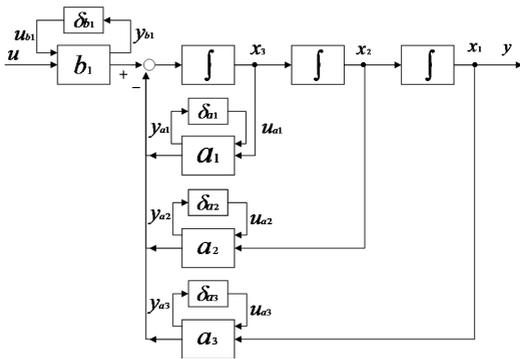


Figure 2: Block diagram of the engine with uncertain parameters

Figure 2에서 기관 시스템을 블랙박스로 보고 외부의 입-출력만 나타낸 모델을 G_{eng} 로 하면 Figure 3처럼 된다.

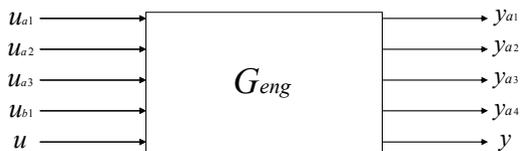


Figure 3: Input/output block diagram of the engine

시스템의 불확실성에 대한 거동은 선형분수변환 (Linear fractional transformation, LFT)을 통해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$y = F_U(G_{eng}, \Delta)u \quad (11)$$

여기서 $\Delta = diag(\delta_{a1}, \delta_{a2}, \delta_{a3}, \delta_{b1})$ 는 불확실성 행렬로 Figure 4의 G_{eng} 와 연결되며, 대각행렬로 구조화 불확실성(structured uncertainty)을 반영한다.

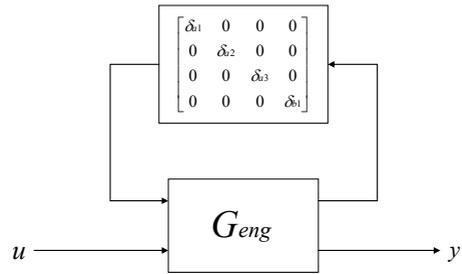


Figure 4: LFT representation of the engine system with uncertainties

2.2 페루프 시스템에 대한 설계 사양

공칭 안정성 및 공칭 성능, 강인 안정성, 강인 성능을 만족하는 선형 및 출력 피드백 제어 $u(s) = K(s)y(s)$ 를 구한다.

2.2.1 공칭 안정성 및 공칭 성능

제어기는 페루프 시스템을 내부적으로 안정시켜야 하고, 공칭 플랜트 모델 G_{eng} 가 바람직한 페루프 성능을 갖도록 해야 한다. 이를 위해 식 (12)의 norm 부등식을 만족시켜야 외란의 효과를 감소시키고 요구되는 성능도 얻을 수 있다. W_p 와 W_u 는 각각 외란과 성능조건에 상대적인 중요성을 반영시키기 위한 가상의 하중함수이다. $S(G_{eng})$ 는 공칭 플랜트 모델 G_{eng} 의 감도함수이다.

$$\left\| \begin{bmatrix} W_p S(G_{eng}) \\ W_u K S(G_{eng}) \end{bmatrix} \right\|_{\infty} < 1 \quad (12)$$

2.2.2 강인 안정성

페루프 시스템이 모든 파라미터 섭동에 대하여

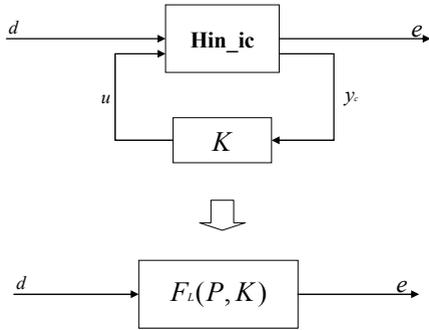


Figure 9: Closed-loop LFTs in H_∞ design

$F_L(P, K)$ 의 ∞ -norm을 최소화한 것으로, 외란 d 에서 오차 e 까지의 공칭 페루프 시스템에 대한 전달함수행렬이다. H_∞ 제어기 설계시 norm을 최소화하기 위하여 Figure 9와 같이 외란 입력(1개)에 대한 오차 출력(2개)의 전달함수를 사용한다. H_∞ 설계법을 이용하여 구한 준최적 H_∞ 제어기 K_{hin} 는 식 (16)과 같다.

$$K_{hin} = \frac{N(s)}{D(s)} \tag{16}$$

여기서, $N(s)$ 와 $D(s)$ 는 각각 아래의 식과 같다.

$$N(s) = 36.2385(s + 0.4494)(s + 2.4)(s + 25.98)(s + 40)(s + 100)$$

$$D(s) = (s + 1144)(s + 40.02)(s + 7.999)(s + 0.00125)(s^2 + 6.433s + 19.08)$$

이다. 준최적 H_∞ 제어기 K_{hin} 를 Figure 8에 연결하여 Figure 10과 같이 구성 후 응답 특성을 구한다.

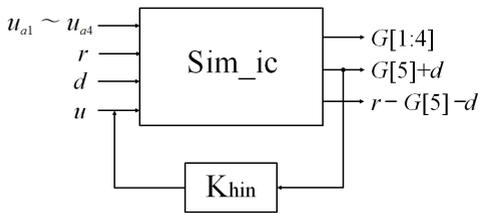


Figure 10: Diagram of the engine system with sub-optimal H_∞ controller

3.1.2 H_∞ 루프-성형 제어기

루프-성형 설계법(LSDP)[7~10]을 사용하여 설

계하여, 전보상기와 후보상기를 식 (17)과 같이 둔다.

$$W_1 = \frac{s+2}{s} \quad W_2 = 1 \tag{17}$$

H_∞ 루프-성형 설계법 이론을 이용해 구한 제어기 K_{ls} 의 전달함수는 식 (18)과 같다.

$$K_{ls} = \frac{N(s)}{D(s)} \tag{18}$$

여기서, $N(s)$ 와 $D(s)$ 는 각각 아래의 식과 같다.

$$N(s) = 14.6231(s+40)(s+2.409)(s+2)(s+0.7936)$$

$$D(s) = s(s+40.03)(s+1.942)(s^2+10.33s+30.8)$$

이다.

3.1.3 μ -합성 제어기 설계

μ -합성법[11~12]으로 최적화 문제를 풀어 제어기를 구한다. 본 연구에서는 개루프 시스템에 대한 전달함수행렬을 $P(s)$ 로 두고, 페루프 시스템의 강인 성능 해석을 위해 Δ_p 를 다음과 같이 정의한다.

$$\Delta_p = \left\{ \begin{bmatrix} \Delta & 0 \\ 0 & \Delta_F \end{bmatrix} ; \Delta \in R^{4 \times 4}, \Delta_F \in C^{1 \times 2} \right\} \tag{19}$$

Δ 는 대각행렬로 기관 시스템을 모델링 할 때 발생하는 불확실성이고, Δ_F 는 μ -합성법의 성능 조건을 나타내기 위해 인위적으로 가한 불확실성이다. 이는 Figure 11과 같이 나타낼 수 있다.

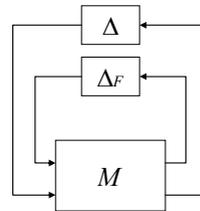


Figure 11: Diagram for the case of the robust performance analysis with uncertainties

$D-K$ 반복을 거쳐 구한 μ -합성 제어기는 식 (20)으로 된다. 차수가 18차로 높아 차수 축소가 필요하다.

$$K_{mu}(s) = \frac{N(s)}{D(s)} \quad (20)$$

여기서, $N(s)$ 와 $D(s)$ 는 각각 아래의 식과 같다.

$$N(s) = 88.79(s+100)(s+39.59)(s+19.24)(s+10.05) \\ (s+3.875)(s+1.212)(s+0.4819)(s+0.3844) \\ (s+0.2452)(s+0.1868)(s+0.0617)(s+0.0172) \\ (s+0.007464)(s^2+0.8834s+0.1971) \\ (s^2+5.714s+8.215)$$

$$D(s) = (s+692.5)(s+39.62)(s+19.19)(s+7.999) \\ (s+4.004)(s+3.224)(s+1.167)(s+0.5151) \\ (s+0.4336)(s+0.3789)(s+0.246)(s+0.1967) \\ (s+0.0639)(s+0.01732)(s+0.007464) \\ (s+0.00125)(s^2+7.88s+28.38)$$

이다.

3.2 강인 제어기의 성능 비교

이제 식 (16), (18), (20)으로 주어지는 준최적 H_∞ 제어기 K_{hin} , H_∞ 루프-성형 제어기 K_{ls} , 그리고 μ -합성 제어기 K_{mu} 의 주파수 응답과 이들을 적용하였을 때의 전체 제어시스템의 주파수 응답, 공칭성능, 강인 안정성, 강인 성능, 기준 및 외란 입력에 대한 시간 응답 등에 대해 비교한다.

모델 기관은 6개의 실린더를 갖고 40~80 rpm으로 회전할 수 있으므로 각 실린더 폭발에 따른 토크 변동은 12.5~25 rad/s 범위에서 주로 나타난다.

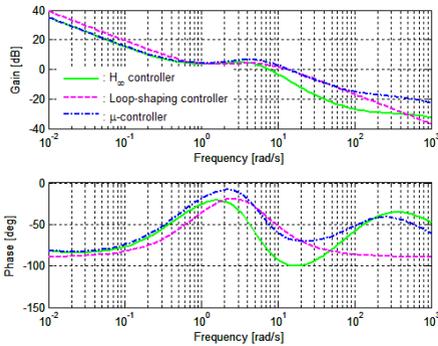


Figure 12: Frequency response of three controllers

Figure 12로부터 기관운전영역인 12~25 rad/s에서는 μ -합성 제어기와 준최적 H_∞ 제어기가 H_∞ 루프-성형 제어기에 비해 게인이 더 크고, 위상지연도 작게 나타남을 알 수 있다.

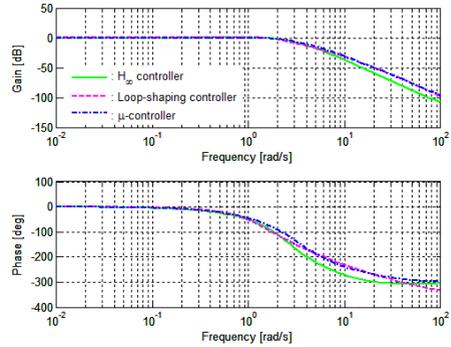


Figure 13: Frequency response of closed-loop systems

Figure 13은 각 제어기가 적용된 속도제어시스템이 기관운전영역에서 운전될 경우 μ -합성 제어기와 H_∞ 루프-성형 제어기가 준최적 H_∞ 제어기보다 대역폭이 넓게 나타나고 있다.

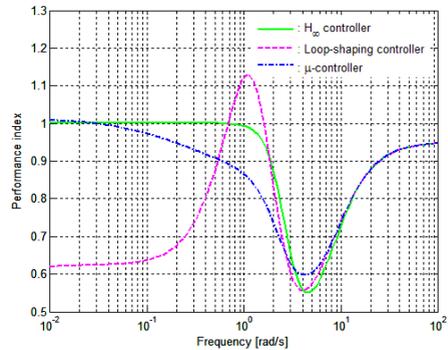


Figure 14: Comparisons of nominal performance for three controllers

Figure 14에서 H_∞ 루프-성형 제어기의 경우 공칭성능은 식 (12)로 주어지는 임계치 1보다 큰 주파수 영역이 나타나지만, 기관운전영역을 벗어나 있어 문제가 되지 않는다. μ -합성 제어기와 준최적 H_∞ 제어기는 전 주파수 영역에서 공칭 성능을 만족함을 알 수 있다.

식 (13)으로부터 구해지는 구조화 특이값 μ 의 상한값은 모든 주파수에 대해 1보다 작아야 한다. Figure 15에서 3개의 제어기 모두 구조화 특이값의 상한이 1보다 작기 때문에 강인 안정성을 보장하고 있다. 또한 최대 구조화 특이값의 역수는 불확실성과 관련된 안정여유를 나타내므로 μ -합성 제

여기가 가장 큰 안정여유를 갖고 있음을 확인할 수 있다.

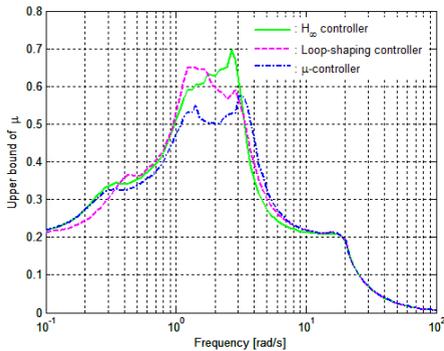


Figure 15: Comparison of robust stability for three controllers

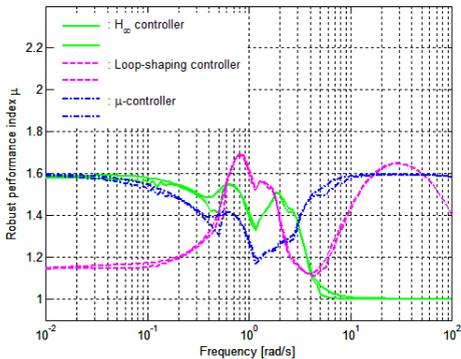


Figure 16: Comparison of robust performance for three controllers

2.1절에서 파라미터의 불확실성을 최대 60%까지 고려하고 있다. Figure 16에서 μ -합성 제어기와 준최적 H_∞ 제어기는 구조화 특이값 μ 의 상한값이 허용치(60%) 이내이므로 강인 성능이 달성되고 있다. H_∞ 루프-성형 제어기는 일부 저주파수 영역에서 강인 성능 달성에 실패하고 있다. 3가지 제어기 중 전 주파수 영역에 걸쳐 μ -합성 제어기의 성능이 뛰어난 것을 확인할 수 있다.

하지만 강인 성능은 시스템 구현 방식에 따라 다른 결과를 보일 수 있기 때문에 최악의 섭동을 조사할 필요가 있는데 이를 나타낸 것이 Figure 17이다. 그림에서 3가지 제어기 모두 섭동에 대한 불확실성의 크기가 0.6 정도까지는 강인 성능을 유지

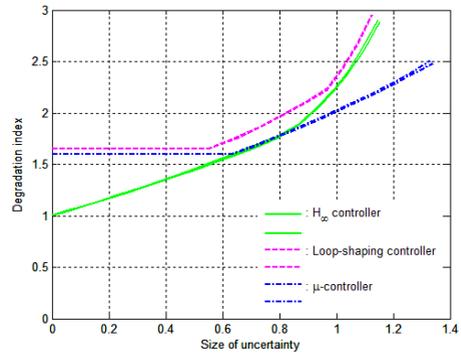


Figure 17: Performance degradation for three controllers

하지만, μ -합성 제어기를 제외한 그 밖의 제어기는 불확실성 0.8을 경계로 강인성능이 급격하게 저하됨을 보인다.

Figure 18~20은 식 (10)으로 주어지는 4개의 파라미터가 각각 하한값, 공칭값, 상한값으로 바뀐 상태의 모델기관 속도제어 계에 대하여, 기관이 60 rpm으로 운전중인 상태에서 기준 속도신호 변경과 외란을 가할 때의 응답특성이다. 각 그림의 윗부분은 외란이 가해지지 않은 상태에서 기준 속도신호가 단위속도 만큼 변경된 경우, 기관이 기준 속도신호를 추종하는 모습이다. 각 그림의 아랫부분은 기준 속도신호 변경이 없는 상태에서 단위 속도 변화에 해당하는 외란이 가해질 경우, 기관이 외란을 극복하고 기준속도를 따라가는 모습이다. 시각 0초, 40초에 기준 속도신호를 높이거나 외란을 가하고, 20초에 기준 속도신호를 낮추거나 외란을 제거한다.

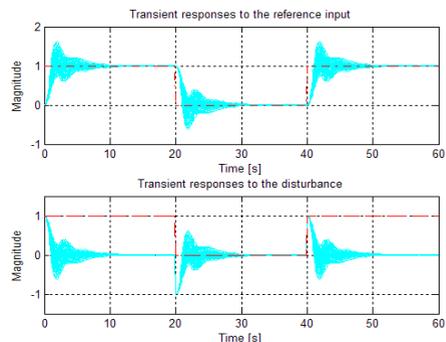


Figure 18: Transient response of perturbed systems with sub-optimal H_∞ controller

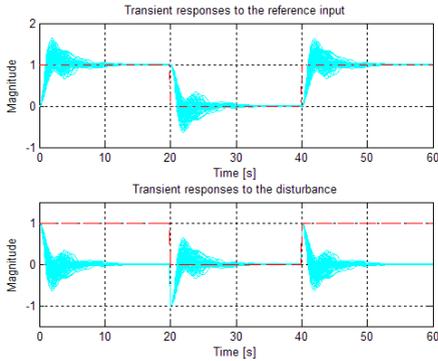


Figure 19: Transient response of perturbed systems with H_{∞} loop-shaping controller

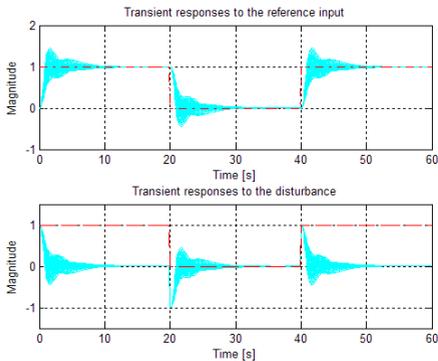


Figure 20: Transient response of perturbed systems with μ -synthesis controller

Figure 18~20에서 기준 속도신호의 변경이나 외란에 대한 기관의 과도응답 결과를 비교해 보면 μ -합성 제어기의 응답속도가 준최적 H_{∞} 제어기와 H_{∞} 루프-성형 제어기의 응답속도 보다 빠르며 오버슈트 또는 언더슈트가 작게 나타남을 알 수 있다.

4. 결 론

선박용 대형 디젤기관에 대한 3종류의 강인 속도제어기를 설계하고 구해진 응답 특성으로부터 다음사항을 확인하였다.

공칭 성능의 경우 μ -합성 제어기의 경우만 성능 지수가 1 미만이었고, 그 밖의 제어기의 경우 임계치이거나 그 보다는 높았다. 단순히 공칭 성능 지

수만 고려할 경우 μ -합성 제어기가 우수하다고 할 수 있다.

강인 안정성은 3개의 제어기 모두 만족하나 μ -합성 제어기가 가장 우수하였다. 또한 최악의 섭동에 대한 강인 성능에서는 μ -합성 제어기가 섭동이 어느 정도 커지더라도 강인 성능을 보장하는 것을 확인하였다. 단위 기준신호 변경 및 단위 외란에 대한 시간 응답에 있어서도 μ -합성 제어기가 우수하였다.

비교를 통하여 μ -합성 제어기가 공칭성능 및 강인 안정성, 강인 성능 등에서 적합하다는 것을 확인할 수 있었지만, 제어기의 차수가 높아 산업현장에 적용하기 위해서는 차수 축소가 필요하다.

참고문헌

- [1] Lyngsø Marine, "Electronic Governor System : Type EGS900", STL07.C.32, pp. 9-18.
- [2] Lyngsø-Valmet Marine, "Electronic Governor System EGS2000", 960.200.311, pp. 18-19.
- [3] Safonov, M.G., D.J.N. Limbeer and R.Y. Chiang, "Simplifying the H_{∞} theory via loop-shifting, matrix-pencil and descriptor concepts", Int. J. Control, vol. 50, no. 6, pp. 2467-2488, 1989.
- [4] J.C. Doyle, K. Glover, Kharagonekar, and B.A. Francis, "State-space solutions to standard H_{∞} and H_{∞} control problems", IEEE Transaction Automatic Control, vol. 34, no. 8, pp. 831-847, 1989.
- [5] K. Glover and J. C. Doyle, "State-space formulae for all stabilizing controllers that satisfy an H_{∞} -norm bound and relations to risk sensitivity", Systems & Control Letters, vol. 11, pp. 167-172, 1988.
- [6] Da-Wei Gu, P. Hr. Petkov and M. M. Konstantinov, Robust Control Design with Matlab, Springer, pp. 13-97, 2005.
- [7] R. Kondo, "How to Study Robust Control", J. of SICE, vol. 30, no. 8, pp. 737-738, 1991.
- [8] H. Kimura, "Recent development of design theory of control systems", J. of SICE, vol.

31, no. 1, pp. 78-84, 1992.

- [9] R. Kawatani, "Synthesis of robust control systems using loop shaping method", System, Control and Information, vol. 36, no.12, pp. 776-783, 1992.
- [10] Kwakernaak, H., "Robust Control and H_∞ -optimization-Tutorial Paper", Automatica, vol. 29, no. 2, pp. 255-273, 1993.
- [11] μ -analysis and synthesis toolbox user's guide, The Math Works Inc.
- [12] Da-Wei Gu, P.Hr. Petkov and M.M. Konstantinov, Robust Control Design with Matlab, Springer, pp. 13-97, 2005.

저 자 소 개



황순규(黃順奎)

2005년 한국해양대학교 기관시스템공학부(공학사), 2010년 한국해양대학교 대학원 메카트로닉스공학과(공학석사), 2005년 - 2011년 해군 기관병과 장교, 현재 MAN Diesel & Turbo 근무



이영찬(李榮瓚)

1999년 한국해양대학교 운항시스템공학부(공학사), 2006년 한국해양대학교 대학원 메카트로닉스공학과(공학석사), 2010년 한국대학교 메카트로닉스공학과(공학박사 과정 수료), 현재 한국해양수산연수원 전임강사



김창화(金昌和)

1991년 부산수산대학교 기관공학과 졸업, 1993년 부경대학교 대학원 졸업(공학석사), 1997년 부경대학교 대학원 수료(공학박사), 1997년~현재 경남정보대학 전자정보계열 부교수



정병건(鄭柄健)

1981년 한국해양대학 기관학과(공학사), 1990년 한국해양대학교 대학원 기관공학과 졸업(공학석사), 1993년 부경대학교 대학원 수료(공학박사), 1992~현재 한국해양대학교 기관공학부 교수