

비례적분 방식의 피드백 공연비 콘트롤 시스템 해석

Analysis of PI Air-Fuel Ratio Feedback Control System

이 대 영*, 박 경 석*, 고 상 근**, 노 승 탁**, 김 응 서**
 D. Y. Lee, K. S. Park, S. K. Kauh, S. T. Ro, E. S. Kim

ABSTRACT

Air/fuel ratio control system for gasoline engines has been analyzed to determine the control gain of the system. In this analysis the engine is modelled to be a simple time delaying element and the ramp-and-jump method is used to control air/fuel ratio. The result shows that it is necessary to measure the air flow rate accurately to enhance the control performance. And also it is shown that the control gain must be determined in some bounded region to meet the fast dynamic response and high catalyst conversion efficiency together.

Key word : Air/fuel Ratio Control (공연비 제어), Ramp and Jump Method
 (or proportional plus Integral Control, 비례적분 제어),
 Integral Gain (적분 이득), Delay Time (지연 시간),
 Transient Response (과도 응답)

기 호 설 명

(A/F) : 공연비	K_p : 무차원 비례 콘트롤 이득
Amp^* : 한계 사이클의 무차원화된 진폭	$\left(\frac{k_p \dot{m}_a}{(F/A)_{stoi}} \right)$
E : 식 (1)로 정의되는 오차	k_I : 적분 콘트롤 이득
Eff_c : 삼원 촉매 전환 장치의 전환 효율	K_I : 무차원 적분 콘트롤 이득
(F/A) : 연료 대 공기 질량비, (A/F) 의 역수	$\left(\frac{K_I \dot{m}_a}{(F/A)_{stoi}} \right)$
$(F/A)^*$: $(F/A) / (F/A)_{stoi}$	K_I^* : $K_I \times \bar{t}_d$
$(F/A)^+$: $(1 - (F/A)^*) / \Delta(F/A)^*$	K_I^+ : $K_I^* / \Delta(F/A)^*$
$\Delta(F/A)^*$: 무차원 초기 입력	t : 시 간
\dot{m} : 단위 시간 당 유량	t^* : 무차원 시간 (t / t_d)
k_p : 비례 콘트롤 이득	t_d : 지연 시간

* 서울대학교 대학원 기계공학과

** 정회원, 서울대학교 공과대학 기계공학과

- t_i : 한계 사이클의 주기
 t_s : 정착 시간
 t_s^* : 무차원 정착 시간 (t_s/t_d)
 $u(t)$: 단위 계단 함수

1. 서 론

환경보호를 위한 자동차 배기가스 규제로 인하여 엔진/연료 시스템의 설계에 있어서, 엔진으로부터의 대기 배출물에 관계된 측면이 엔진의 성능 못지않게 중요한 관점으로 대두되었다.

이러한 결과로 1970년대 초 유럽에서는 삼원 촉매 전환장치를 이용한 배출물의 사후 처리 방법이 개발되어 엔진 성능과 연료 경제성 측면은 거의 최적한 상태로 유지하면서 공해 배출물을 저감시킬 수 있게 되었다.

삼원 촉매 전환장치에서는 엔진으로부터의 대표적인 공해 배출물인 CO, HC, NOx를 동시에 정화시킬 수 있으나 이 장치의 가장 중요한 특성은 공연비가 이론 공연비로 거의 정확하게 유지될 경우에만 그 성능을 효과적으로 발휘할 수 있다는 것이다.

그러나 기화기의 개선만으로 공연비를 이론 공연비로 정확하게 맞춘다는 것은 거의 불가능하며 산소 센서를 이용한 공연비의 측정을 통해 공연비를 전자 피드백 콘트롤로써 세밀하게 제어하는 것이 필요하게 된다.¹⁾

이러한 전자 피드백 콘트롤 시스템은 연료를 토출시켜주는 방법에 따라 피드백 기화기형, 분사형으로 나뉘어 지며 분사형은 또 분사기의 갯수와 위치에 따라 SPI(Single-Point Injection), TBI(Throttle Body Injection), MPI(Multi-Point Injection) 등으로 구분된다.

본 연구에서는 특정한 연료 토출장치에 관계없는 일반적인 on-off형 산소 센서를 이용한 피드백 공연비 콘트롤 시스템을 모델화한다. 이 모델을 통해 콘트롤 과정을 해석하여 운전 조건이 변화할 때 콘트롤 이득에 따른

과도 응답 특성을 구하며 이러한 결과로부터 효과적인 배기가스의 정화를 위해 콘트롤 이득이 가져야할 범위를 결정하고 또한 콘트롤 성능을 향상시키기 위해 선결하여야 할 문제점 및 해결 방안을 제시하고자 한다.

2. 시스템 전달 함수

피드백 콘트롤을 통해 공연비를 이론 공연비 근처로 맞춤으로써 공해 배출물을 정화하는 시스템의 제어 구성도를 그리면 Fig.1로 나타낼 수 있다.

산소 센서는 공연비를 측정하여 공연비가 이론 공연비로 맞춰졌는가를 판정하는 기준이 된다. 산소 센서의 기전력은 배기가스 내의 산소 농도와 관계가 있는데 이 산소 농도가 공연비에 따라 달라지는 것을 이용하여 공연비를 알 수 있게 된다.²⁾

on-off형 산소 센서의 기전력은 Fig.2와 같이 이론 공연비 근처에서 급격히 변화하여 연료가 희박한 지역에서는 0V, 농후한 지역에서는 1V 정도로 거의 일정하게 되고 따라서 이러한 센서로는 공연비가 이론 공연비보다 큰지, 작은지는 알 수 있어도 얼마나 큰지, 얼마나 작은지는 알 수 없다. 결국 산소 센서로서는 공연비와 이론 공연비와의 차이, 즉 오차의 절대량은 알 수 없으며 단지 오차의 부호만을 판별할 수 있다. 물론 최근 광역 산소 센서³⁾가 개발되고 있지만 아직 상용차에 적용하기에는 상당히 고가이므로 실제에 있어서는 이러한 on-off형의 산소 센서가 계속 쓰이고 있다.

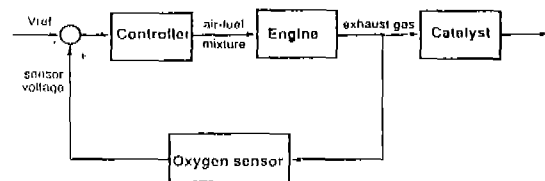


Fig.1 Emission control system

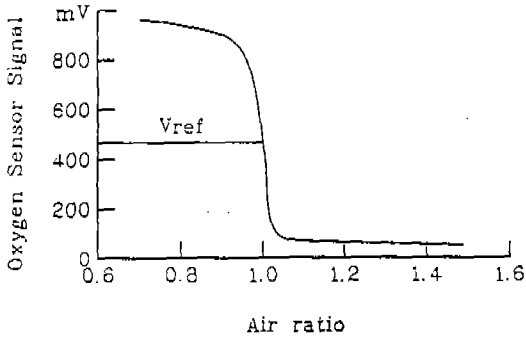


Fig.2 Oxygen sensor characteristics

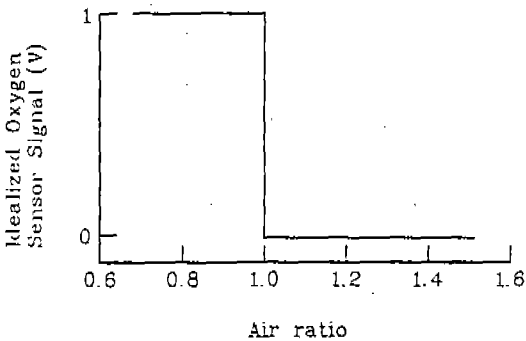


Fig.3 Idealized oxygen sensor signal
(after passing through a comparator)

공연비를 제어하기 위한 실제의 전자회로에서는 산소 센서의 시그널을 비교기(Comparator)를 통과시킴으로써 Fig. 2에서와 같은 산소 센서의 특성은 Fig. 3에서와 같이 바뀌게 된다.

또한 배기가스 내의 산소량은 공연비에만 직접적으로 관계되고 엔진의 운전상태 즉 연소 상태에 따라서는 크게 변하지 않으므로 산소 센서 시그널은 공기 연료 혼합 장치에서 생성되는 혼합기의 공연비에만 의존하게 된다.

한편 시간에 따라 공연비가 변하는 경우에는 공기 연료 혼합 장치에서 생성된 혼합기의 공연비가 배기가스에 부착된 산소 센서에서 측정되기 까지의 시간이 중요하게 된다.

결국 공기 연료 혼합 장치에서 생성되는 혼합기의 공연비 $(A/F)_m$ 과 산소 센서에서 측정되는 시그널 E 사이의 관계는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$E = u(t - t_d) \times \frac{(A/F)_{stoi} - (A/F)_m}{|(A/F)_{stoi} - (A/F)_m|} \quad (1)$$

이 식에서 $(A/F)_{stoi}$ 는 이론 공연비를 나타내며 $u(t - t_d)$ 는 단위 계단 함수(unit step function)이다. 또한 t_d 는 지연 시간으로 이는 공기 연료 혼합 장치에서 생성된 공연비가 실린더에까지 이르는 데 걸리는 시간, 실린더에서의 흡입, 압축, 폭발 과정에 걸리는 시간, 배기된 가스가 산소 센서에까지 이르는 데 걸리는 시간, 산소 센서 자체의 응답시간 등을 모두 더한 값이다.

3. 콘트롤 과정의 해석

산소 센서를 이용하여 공연비를 제어하는 콘트롤 시스템은 그 콘트롤 특성이 일반적인 콘트롤 시스템과는 상이한데 그 이유는 산소 센서의 특성에 기인한다.

다시 말해서 공연비 측정에 관계되는 부분 즉 산소 센서의 특성이 비선형이며 또한 그 비선형도가 심하기 때문에 선형 제어 이론을 도입하여 콘트롤 과정을 해석할 수는 없다.

결국 잘 정립된 선형 제어 이론의 잇점을 이용할 수는 없으나 반면 엔진의 특성식이 미분 방정식의 형태가 아니며 오차항이 1과(-1)의 값만을 가지는 간단한 형태이므로 실제 시간 영역상에서의 해석이 오히려 용이하다.

한편 공연비를 이론 공연비로 맞추기 위해서 실제로 조절하여 주는 것은 공기량이 아니라 연료량이므로 (A/F) 대신 (F/A) 를 콘트롤 변수로 하는 것이 취급하기 편리하다.

3.1 정상 상태 특성

위에서 언급한 시간 지연과 산소 센서의 특성으로 인하여 이러한 시스템에 의해 제어되는 공연비는 가속이나 감속이 아닌 일정 엔진 상태에서도 이론 공연비로 정확히 유지되지는 못하며 Fig.4에서와 같이 이론 공연비를 중심으로 연료가 희박한 부분과 농후한 부분을 주기적으로 오가게 된다.⁴⁾ 이러한 공연비의 주기적인 반복 형태는 한계 싸이클(limit cycle)로 나타내며 이 싸이클의 주기 t_1 은 지

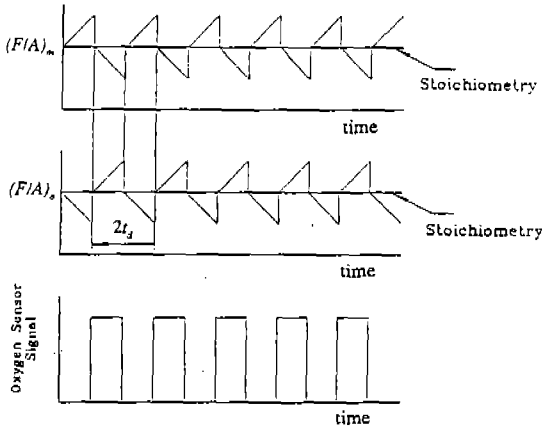


Fig.4 Limit cycle operation in proportional plus integral feedback control (or ramp-and-jump method)

연 시간의 2배가 된다. Fig.4에서 $(F/A)_m$ 과 $(F/A)_0$ 는 각각 공기 연료 혼합 장치에서 생성되는 연료 공기비와 산소 센서에서 측정 되는 연료 공기비를 나타낸다.

Fig.4에 나타낸 제어 방법은 비례 적분 제어인데 산소 센서가 연료의 농후를 나타낼 때 연료량을 줄이고 희박을 나타낼 때는 반대로 연료량을 증가시키며 산소 센서의 시그널이 농후에서 희박 또는 희박에서 농후로 바뀌는 순간에는 가장 최근의 최대 연료량과 최소 연료량의 평균값으로 도약하는 방법이다.

3.2 과도 응답 특성

일반적인 선형 시스템의 과도 응답 특성을 해석할 때에는 보통 단위 계단 함수의 입력에 대한 응답 특성을 과도 응답 특성의 기준으로 삼는데 그 근거는 전체 시스템이 선형이기 때문이다. 즉 선형 시스템의 경우 출력값을 입력값의 크기로 규준화(normalize)시킬 경우 모든 계단 입력에 대한 과도 응답 특성은 단위 계단 함수 입력에 대한 응답 특성과 동일하게 된다.

반면 비선형 시스템의 경우에는 이와 같은 방법을 쓸 수 없으며 콘트롤 결과인 출력값은 입력값의 크기에 따라 달라지게 된다.

공연비 제어 시스템의 경우에 있어서 입력은 엔진의 운전 조건(예를 들어 엔진 회전수

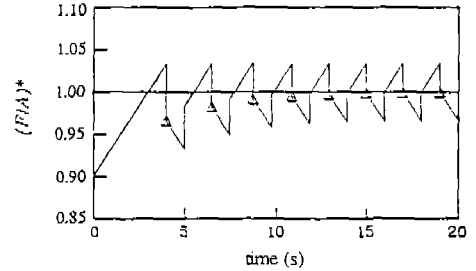


Fig.5 Transient response of PI feedback control system

Initial step input : $0.1 (F/A)^* \text{ unit}$
 Integral gain : $0.033 (F/A)^* \text{ unit/s}$
 Delay time : $1s$

와 부하)의 변화로 인해 공연비를 이룬 공연비로 맞춰주기 위한 연료량이 달라지는 것이라 말할 수 있으며 이러한 연료량의 차이가 작을 경우(한계 사이클의 진폭보다 작은 크기의 변화)에 변화가 생긴 이후부터 다시 공연비가 Fig.4의 한계 사이클과 같은 정상 상태에 도달하기까지의 시간은 콘트롤 이득의 크기 보다는 한계 사이클의 주기에 더욱 의존하게 된다.

한편 연료량의 차이가 클 경우에는 콘트롤 이득이 크면 클수록 목표값에 더 빨리 도달하게 된다.

Fig.5는 운전 상태가 변화했을 때 시간이 지남에 따라 공연비가 이룬 공연비로 접근하는 것을 보여주고 있다.

비례 적분 콘트롤에 의해 제어되는 연료량은 다음과 같이 된다.

$$\dot{m}_f = -k_p E - k_I \int E dt \quad (2)$$

$$\begin{aligned} F/A &= \frac{\dot{m}_f}{\dot{m}_a} \\ &= \frac{1}{\dot{m}_a} (-k_p E - k_I \int E dt) \end{aligned} \quad (3)$$

위 식에서 첨자 a 는 공기를, f 는 연료를 표시하며 k_p 와 k_I 는 각각 비례 콘트롤 이득과 적분 콘트롤 이득을 나타낸다.

(F/A) 와 t 를 각각 $(F/A)_{stoi}$ 와 t_d 로써 무차원화시키고 위 식에 대입하면 다음과 같이 된다.

$$(F/A)^* = \frac{F/A}{(F/A)_{stoi}} \quad (4)$$

$$t^* = t/t_d \quad (5)$$

$$\begin{aligned} (F/A)^* &= -\frac{k_p}{\dot{m}_a} (A/F)_{stoi} E - \frac{k_I}{\dot{m}_a} (A/F)_{stoi} \times \\ &\int E \cdot t_d dt^* \\ &= -K_p E - K_I t_d \int E dt^* \\ &= -K_p E - K_I^* \int E dt^* \end{aligned} \quad (6)$$

여기서 평균 지연 시간 t_d 와 K_I^* 는 각각 다음과 같다.

$$\bar{t}_d = \frac{\int E \cdot t_d dt^*}{\int E dt^*} \quad (7)$$

$$K_I^* = K_I \times \bar{t}_d \quad (8)$$

이제 등비 수열을 응용한 간단한 계산을 통해 Fig.5에 삼각형으로 표시한 점의 $(F/A)^*$ 와 무차원 시간 t^* 의 관계를 구하면 다음과 같이 된다.

$$\begin{aligned} t^* &= \frac{3}{2} \left(\frac{\Delta(F/A)^*}{K_I^*} - 1 \right) + 2 \log_2 \left(\frac{\Delta(F/A)^* - K_I^*}{1 - (F/A)^*} \right) \\ &\quad - \frac{1 - (F/A)^*}{K_I^*} \end{aligned}$$

$$= \frac{3}{2} \left(\frac{1}{K_I^+} - 1 \right) + 2 \log_2 \left(\frac{1 - K_I^+}{(F/A)^+} \right) - \frac{(F/A)^+}{K_I^+} \quad (9)$$

$$(F/A)^+ = \frac{1 - (F/A)^*}{\Delta(F/A)^*} \quad (10)$$

$$K_I^+ = \frac{K_I^*}{\Delta(F/A)^*} \quad (11)$$

위 식에서 $\Delta(F/A)^*$ 는 초기의 시스템 입력에 해당하는 것으로 운전상태 변화의 상대적인 크기를 나타내며 시스템 출력값 뿐만 아니

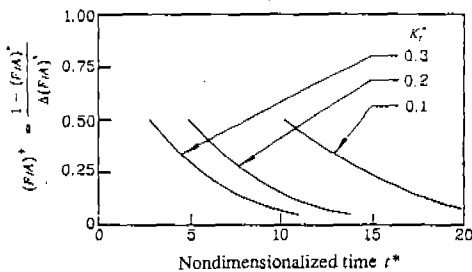


Fig.6 Variation of nondimensionalized air/fuel ratio with respect to nondimensionalized time

라 적분 이득 K_I^* 를 규준화하는 데에도 사용된다. 즉 피드백량이 오차의 절대량을 나타내주지 못하기 때문에 선형 시스템과는 달리 적분 이득에도 이러한 초기 입력값의 크기가 영향을 주게 된다. 식 (9)로부터 K_I^* 를 파라미터로 하여 무차원 시간 t^* 에 따른 $(F/A)^*$ 의 변화를 나타내면 Fig.6과 같다. 그림에서 보면 K_I^* 가 클수록 $(F/A)^*$ 가 0. 즉 이론 공연비에 접근하는 시간이 짧은 것을 볼 수 있다.

4. 콘트롤 이득의 결정

공연비가 주기적으로 변할 때 산소 저장재의 첨가로 삼원 촉매 전환장치의 전환 효율이 향상된다는 것이 알려져 있으며 이 경우 전환 효율은 한계 싸이클의 주기와 진폭에 의해 결정된다.^{5,6)}

Gaudhi 등⁵⁾의 실험결과를 바탕으로 하여 삼원 촉매 장치의 전환 효율을 최소 오차 자승법을 이용, 공연비가 이론 공연비를 중심으로 변동하는 주파수와 진폭의 함수로 나타내면 다음 식과 같다.

$$\begin{aligned} Eff_c &= C_0 - (1 - e^{-C_1 Amp^*}) (C_2 t_I + C_3 t_I^2) \\ C_0 &= 0.95 \quad C_1 = 10.0 \\ C_2 &= 0.259 \quad C_3 = -0.125 \end{aligned} \quad (12)$$

비례 적분 제어의 경우 한계 싸이클의 주파수와 진폭은 지연 시간과 콘트롤 이득에 각각 다음과 같은 관계가 있다.

$$t_I = 2 t_d \quad (13)$$

$$Amp^* = K_I \cdot t_d \quad (14)$$

이제 정상 상태에서 전환 효율을 어느 한도 이상으로 하기 위해서는 콘트롤 이득, K_I 가 다음 식을 만족시켜야 함을 알 수 있다.

$$K_I < \frac{1}{C_1 t_d} \ln \left[1 - \frac{C_0 - Eff_c}{2 C_2 t_d + 4 C_3 t_d^2} \right]^{-1} \quad (15)$$

Fig.7에 전환 효율을 90%, 80%, 70% 이상으로 하려 할때 콘트롤 이득이 가질 수 있는 최대 값을 나타내었다.

앞서의 정상 상태에 대한 고려로부터 콘트롤 이득이 작으면 작을수록 유해 배기가스의

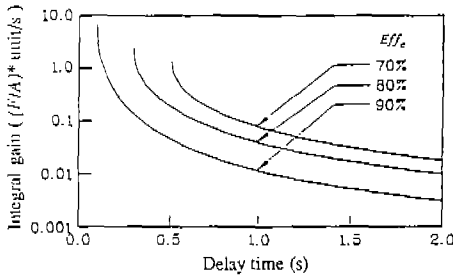


Fig.7 Maximum integral gain allowed to achieve some values of catalyst conversion efficiency

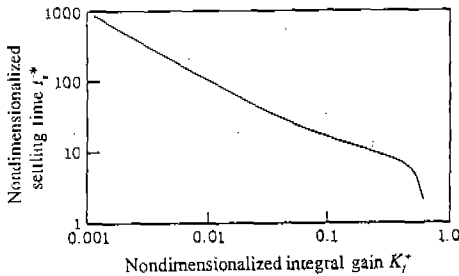


Fig.8 Variation of nondimensionalized settling time with respect to nondimensionalized integral gain

전환 효율을 향상시키는 데 유리하다는 사실을 얻었으나 반면 과도 응답 특성을 고려할 경우에는 콘트롤 이득이 크면 클수록 정상 상태에 빨리 도달할 수 있다.

과도 응답 특성을 고려하여 콘트롤 이득을 결정할 때 (F/A) 가 $(F/A)^*$ 로 접근하는 데 걸리는 정착시간(settling time) t_s 를 기준으로 취할 수 있다.

$(F/A)^+ = 0.05(5\%)$ 가 되는 시간을 정착시간으로 정의하여 식 (9)에 대입하면 다음과 같다.

$$t_s^* = \frac{3}{2} \left(\frac{1}{K_I^+} - 1 \right) + 2 \log_2 \left(\frac{1 - K_I^+}{0.05} \right) - \frac{0.05}{K_I^+} \quad (16)$$

Fig.8에 무차원 적분 이득 K_I^+ 에 따른 무차원 정착 시간 t_s^* 의 변화를 나타내었다. 그림에서 보면 무차원 적분 이득 K_I^+ 가 약 0.2일때 t_s^* 가 10 정도인 것을 알 수 있는데 이는 K_I^+ 가 0.2일때의 정착 시간은 지연 시간의 10배 정도가 된다는 것을 나타낸다. 또

한 K_I^+ 가 증가할수록 정착 시간이 거의 일정하게 지수적으로 감소하다가 1.0에 가까워지면 급격히 감소하는 것을 볼 수 있는데 K_I^+ 가 1.0 근처의 값을 갖는 것은 과도 응답 특성을 구할 때의 기본 가정에 어긋나는 것으로 이 부분의 큰 의미는 없다.

식 (16)의 변수들을 다시 차원화한 형태로 나타내면 다음과 같다.

$$t_s = \frac{3}{2} t_d \left(\frac{\Delta(F/A)^*}{K_I \cdot \bar{t}_d} - 1 \right) + 2 t_d \log_2 \left(\frac{1 - (K_I \cdot \bar{t}_d / \Delta(F/A)^*)}{0.05} \right) - t_d \frac{0.05 \Delta(F/A)^*}{K_I \cdot \bar{t}_d} \quad (17)$$

위 식에서 \bar{t}_d 는 식 (7)로 정의되는 시간인데 이 값은 운전 조건 변화의 크기 $\Delta(F/A)$ 에 따라서 또 운전 조건의 변화가 일어날 때의 t_d 에 따라 그 값이 달라진다. 그러나 피드백 회기형이나 분사형의 경우 모두에 있어서 운전 상태는 거의 소로를 밸브의 개도에 의해서 결정되며 피드백 콘트롤되는 연료량은 전체 연료량에 비하여 상당히 적기 때문에 운전 상태에는 거의 영향을 주지 못한다. 즉 운전 상태에 의해서 결정되는 t_d 는 과도 상태중 거의 일정하게 유지되므로 $\bar{t}_d = t_d$ 로 놓을 수 있다. 이로부터 식 (17)은 다음 식과 같이 된다.

$$t_s = \frac{3}{2} \left(\frac{\Delta(F/A)^*}{K_I} - t_d \right) + 2 t_d \log_2 \left(\frac{1 - (K_I \cdot t_d / \Delta(F/A)^*)}{0.05} \right) - 0.05 \frac{\Delta(F/A)^*}{K_I} \quad (18)$$

위 식에서 보면 3.2에서 밝힌 바와 같이 적분 이득 K_I 의 크기가 같더라도 초기 입력 $\Delta(F/A)^*$ 의 크기에 따라 정착 시간이 달라지는데 초기 입력 $\Delta(F/A)^*$ 가 작을수록 정착 시간이 짧아지는 것을 알 수 있다.

이렇게 제어 결과가 초기 입력의 크기에 직접적으로 영향을 받게 되는 것은 근본적으로 on-off형 산소 센서의 특성에 기인한다. 즉 초기 입력의 크기가 크더라도 on-off형 산소 센서로는 그 절대적인 크기를 감지할 수 없으므로 정상 상태에 도달하기 까지 시간이 오래 걸리게 되는 것은 자명하다. 이러한 결과는

비례 적분 제어에만 한정되지 않으며 on-off 형 산소 센서를 이용하는 한 다른 어떠한 제어 논리를 적용하더라도 마찬가지이다.

결과적으로 제어 성능을 향상시키기 위해서는 광역 산소 센서를 채용하여 초기 입력의 절대적인 크기가 피드백되도록 하든지 아니면 초기 입력 자체의 크기를 줄이는 수밖에 없다. 초기 입력 $\Delta(F/A)^*$ 는 공기량 센서가 없는 시스템에서는 초기의 엔진 조정(engine calibration) 정도와, 센서가 있는 시스템에서는 측정의 정확도와 관계되므로 정착 시간을 줄이기 위해서는 흡입 공기량의 정확한 추정 또는 측정이 필수적이다.⁷⁾

$\Delta(F/A)^*$ 가 최대 0.1정도의 값을 가지는 것으로 가정할 경우 t_s 를 각각 2, 5, 10 초 이내로 하기 위해서 콘트롤 이득이 가져야 하는 최소값을 Fig.9에 나타내었다.

결국 콘트롤 이득은 정상 상태의 고려로부터 결정되는 최대값과 과도 상태의 고려로부터 결정되는 최소값 사이에 존재하여야 한다는 것을 알 수 있으며, 그 예를 정상 상태에서의 80% 전환 효율과 정착 시간 10초를 기준으로 하여 Fig.10에 나타내었다.

Fig.10에서 보면 지연 시간이 약 1.0초보다 올 때에는 두 조건을 동시에 만족시킬 수

는 없게 되는데 이 지연 시간은 엔진 / 연료 시스템의 특성에 관계된 부분으로 임의로 조절할 수는 없으므로 엔진의 운전 상태가 이 부분에 있게 될 경우에는 공연비의 피드백 콘트롤이 부적합함을 알 수 있다.

결국 처음에 공연비의 피드백 콘트롤 시스템을 포함한 전체 엔진 / 연료 시스템을 설계

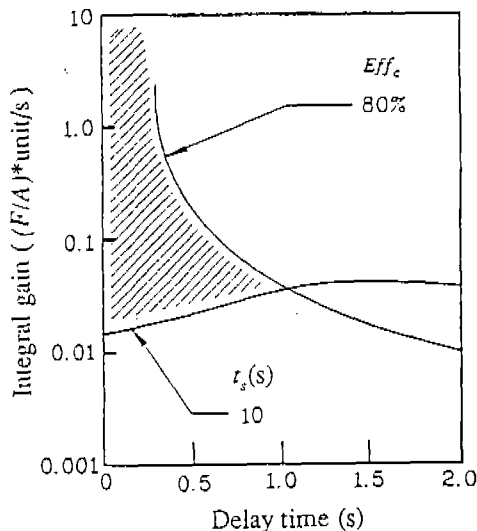


Fig.10 Range of integral gain to achieve 80% conversion efficiency and settling time 10s together

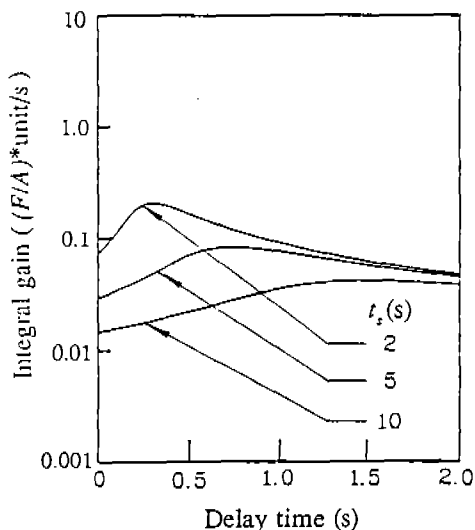


Fig.9 Minimum integral gain allowed to achieve some values of settling time

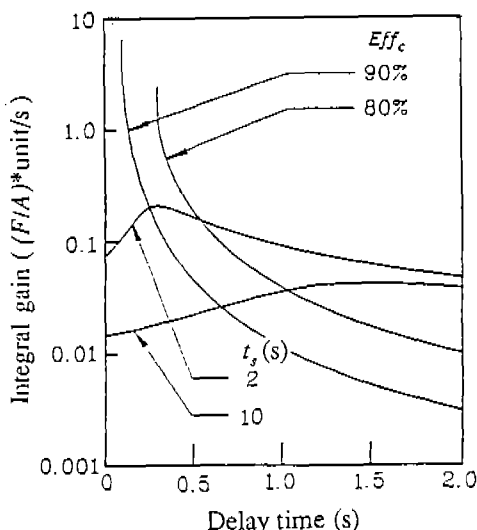


Fig.11 Relation between integral gain and delay time

할때 전체적인 시간 지연이 작아지도록 하여야 하는데 예를 들어 연료토출 장치의 응답 속도와 산소 센서의 응답 속도는 엔진의 운전 상태에 크게 관계 없이 전체 지연 시간에서 일정한 값을 차지하므로 이러한 부분의 개선을 통해서 지연 시간을 줄일 수 있다. 또한 연료 공기 혼합기 또는 배기가스의 유동 시간 지연을 줄이기 위해서는 피드백 기화기나 TBI 보다는 MPI 가 유리하며 이러한 관점에서 배기관에 장치하는 산소 센서의 위치도 고려되어야 할 것이다. Fig.11은 Fig.7과 Fig.9를 겹쳐 그린 그림으로 지연 시간에 따라 만족시킬 수 있는 정상 상태에서의 전환 효율과 정착 시간의 한계를 나타낸다.

Fig.11에 나타낸 콘트롤 이득은 그 단위가 $(F/A) \cdot \text{unit/s}$ 이기 때문에 실제 콘트롤시의 제어 이득으로 직접 취할 수는 없으며 각 운전 조건에 따른 흡입 공기량의 측정 또는 추정으로부터 실제 콘트롤 이득을 구해야 한다.

5. 결 론

본 연구에서는 산소 센서를 이용한 공연비 제어 시스템을 모델화하였는데 엔진은 단지 시간지연 영향을 주는 것으로, 또 산소 센서는 공연비가 이론 공연비보다 클 때에는 0 V, 작을 때에는 1 V의 일정한 기전력을 발생시키는 것으로 단순화하였다.

이 단순화된 모델을 이용하여 실시간 상에서 과도 응답 특성을 콘트롤 이득의 함수 형태로 구하였다.

또한 정상 상태에서의 삼원 촉매 전환장치의 전환 효율과 과도 응답 특성을 고려하여 콘트롤 이득을 결정하는 방법을 제시하였다. 콘트롤 이득을 작게하면 정상 상태에서 유해 배기가스의 전환 효율을 향상시킬 수 있지만 반면 너무 작으면 과도 응답 특성이 나빠지게 되므로 두 조건을 모두 향상시키기 위해서 콘트롤 이득은 식 (15)와 식 (18)로부터 결정되어야 한다.

산소 센서를 이용한 피드백 공연비 제어 시스템의 제어 성능은 산소 센서의 비선형성으

로 인하여 공기량 측정 오차의 절대값에 의존하게 되며 따라서 과도 응답 특성을 개선하기 위해서는 흡입 공기량의 정확한 측정이 필수적이고 이를 위해서는 공기량 측정 장치를 포함한 흡기계의 해석 및 측정 장치 자체의 세밀한 보정이 필요하다.

본 연구에 제시된 콘트롤 이득은 그 단위가 $(F/A) \cdot \text{unit/s}$ 의 형태이므로 이러한 콘트롤 시스템을 적용할 엔진 / 연료 시스템의 엔진 운전 상태에 따른 흡입 공기량만 알면 단위 변환을 통해 단위 시간당의 연료의 가감량을 결정할 수 있다.

참 고 문 헌

1. Dalas, D. and Thiessen, F., 1984, *Automotive Electronics and Engine Performance*, Reston Pub. Co., Inc./A Prentice-Hall Co.
2. Cook, J.A., Hamburg, D.R., Kaiser, W.J., and Logothetis, E.M., 1983, "Engine Dynamometer Study of the Transient Response of ZrO_2 and TiO_2 Exhaust Gas Oxygen Sensors", SAE No. 830985
3. Kamo, T., Chujo, Y., Akatsuka, T., and Nakano, J., "Lean mixture sensor", SAE No. 850380
4. Hamburg, D.R. and Schulman, M.A., "A closed-loop A/F control model for internal combustion engines", SAE No. 800826
5. Gaudhi, H.S., Piken, A.G., Shelef, M., and Delosh, R.G., 1976, "Laboratory evaluation of Three-Way Catalysts", SAE No. 760201
6. Matsunaga, S., Yokota, K., Muraki, H., and Fujitani, Y., "Improvement of engine emissions over three-way catalyst by the periodic operations", SAE No. 872098
7. Washino, S., Nishiyama, R., and Ohkubo, S., "A fundamental study for the control of periodic oscillation of SI engine revolutions", SAE No. 860411