自動車エンジンの空燃比制御方式の提案

正員 瀬古沢 照 治 (日立製作所)
 正員 塩 谷 真 (日立製作所)
 正員 船 橋 誠 壽 (日立製作所)
 正員 大 成 幹 彦 (日立製作所)

1. ま え が き

大気汚染対策による自動車の排ガス規制や、ユーザの高出力、低燃費化要求から、自動車エンジンを電子式燃料噴射装置により、高度に精密制御する傾向が急速に進展している。

電子式燃料噴射装置に関しては、各気筒ごとに噴射器を取り付けるマルチポイントインジェクションシステムがこれまでの主流であったが、普及期をむかえるに至って、一つの噴射器（インジェクタ）で全気筒に燃料供給を行うことによって低コスト化を狙ったシングルポイントインジェクションシステムの開発が進められている。一方、今後は更に排ガス規制の強化も行われる方向にあり、システムの高性能化が要求されている環境にもある。

シングルポイントインジェクションシステムの最大の技術的問題点は、噴射器から燃焼室までの距離が、マルチポイントインジェクションシステムに比べて長くなり、このため燃料供給の遅れ現象が顕在化することから燃料供給量の制御が困難となっていることである。

本論文は、このような問題に対し、燃料供給過程を制御の見地から分析し、制御方式を構築することを目的とする。最初にエンジン燃焼室に供給される空燃比(A/F) 乱れの要因となる吸気管内への燃料付着と空燃比の計測遅れを課題として整理し、対象とする燃料供給系を、むだ時間を含む二次遅れ系として捉える。

次に、このような系に対する新たな制御方式を提案する。従来、むだ時間を含む系に対しては、Smith氏による設計法が優れているとされていたが、本方式は、系の内部状態を推定・予測し、この結果に基づいてフィードフォワード的に操作量を決定するもので、提案方式の Smith 法に対する優位性をシミュレーション実験で示す。この優位差は、マイクロプロセッサという処理特性を生かし、非線形的演算を積極的に取り込んだことによるものと考えられる。

更にハードウェア構成の制約を考慮した液膜状態推定制御方式を構成する。この方式について、シミュレーション実験および実機実験にて検討評価する。その結果、排ガスが低減できたことを示す。

2. シングルポイントインジェクションシステムの制御構造

〈2・1〉 システム機構と制御の課題 シングルポイントインジェクションシステムの構成を図1に示す。本システムは、その名称のとおり、全気筒への燃料供給を唯一つのインジェクタで行う点に特徴がある。

エンジンの動特性として主要なファクターは、排ガス、動力性能、燃費効率があげられるが、これらのフ

図1 シングルポイントインジェクションシステムの構成

Fig. 1. Structure of a single point injection system.

An A/F Control Method for Automotive Engines. By Teruji Sekozawa, Member, Makoto Shiota, Member, Motohisa Funabashi, Member & Mikihiko Ohnari, Member (Systems Development Laboratory, Hitachi Ltd.)

瀬古沢照治: 正員, 日立製作所システム開発研究所
 塩谷 真: 正員, 日立製作所システム開発研究所
 船橋 誠壽: 正員, 日立製作所システム開発研究所
 大成 幹彦: 正員, 日立製作所システム開発研究所

ファクターを動的に決定するのは燃料噴射による空燃比制御である。エンジンからの排ガスは、三元触媒装置を通すことにより排ガスが酸化・還元反応し浄化される。この浄化反応が最もよく行われるのは理論空燃比(14.7)近傍であるが、一方では、希薄化して低燃費を狙ったり、濃くして動力性能向上を図るなどが考えられる。いずれにせよ、ここで示す方式が空燃比を定値化するものを狙うことはいうまでもない。

空燃比の定値化という使命に沿ってシステム機構を捉えてみると、系に加わる外乱は、ドライバからのスロットル開閉指令であり、これによるエンジン吸入空気量の変動に応じて必要とする(例えば、理論空燃比14.7に保てるよう)燃料を供給するにはどのようにするかということになる。

前記した制御の使命を阻害する要因は、過渡時には特に吸気管に付着する燃料により燃焼室の空燃比が乱されることにある。また、燃焼状態の測定は、 O_2 センサによって得られるが、これは排ガス中の残存酸素を検知するものであり、燃料噴射してから制御量である空燃比を計測するまでの遅れが発生する。この遅れをむだ時間 L とする。吸入行程から排気行程までの遅れを考えただけでも

$$\frac{60 \times 2}{N} (s)$$

N : エンジン回転数 (rpm)

(4 サイクルエンジン)

であり、噴射の演算周期が 10 ms 程度であることを考えれば、この遅れは深刻な問題となる。従って燃焼状態の検知遅れを考慮した制御系が不可欠であり、いかに的確に燃焼状態を予知するかが課題となる。

〈2・2〉 燃料供給のモデル化とシミュレーション

前節での検討を定量的に把握するために、吸気管内の空気や燃料の動的な振舞いを数式モデル化し、計算機シミュレーションを行う。この数式モデルについては先駆的な研究⁽¹⁾があり、これを利用することとする。

スロットルに流れる流入空気量は、断熱変化を仮定して次式のように表せる⁽¹⁾。

$$M_{at} = \frac{Cd A P_b (2k)}{R(k-1) \sqrt{T_a}} \left[\left(\frac{P}{P_b} \right)^{2/k} - \left(\frac{P}{P_b} \right)^{k+1/k} \right]^{1/2} \quad (1)$$

ただし、 $\left(\frac{P}{P_b} \right) \leq \left(\frac{2}{k+1} \right)^{k/(k-1)} \equiv \rho_p$ のとき

$$M_{at} = \frac{Cd A P_b (2k)}{R(k-1) \sqrt{T_a}} (\rho_p^{2/k} - \rho_p^{k+1/k})^{1/2} \quad (2)$$

ここに、 M_{at} : スロットルにおける単位時間あたりの流入空気質量 (kg/s), Cd : スロットルの流出係数, P : 吸気管内圧力 (Pa), P_b : 大気圧, k : 比熱係数, R : 気体定数, T_a : 吸気温度 ($^{\circ}K$), A : スロットル部の流量断面積 (m^2)

流量断面積 A はスロットル角 θ (度) を用いて次式で表す⁽²⁾。

$$A = a + b(1 - \cos \theta) \quad (3)$$

スロットル角 θ は、ドライバから与えられるものであるため、燃料供給系としては外部変動要因となる。一方、吸気管内圧力 P は次式で求められる。

$$\frac{dP}{dt} = -\frac{(N/60)D\eta_{vol}}{2V}P + \frac{RT_m}{V}M_{at} \quad (4)$$

ここに、 D : エンジン排気量 (m^3), V : 吸気管内容積 (m^3), T_m : 吸気管壁面温度 ($^{\circ}K$), η_{vol} : 容積効率

ここで、(5)式とする⁽¹⁾。

$$\eta_{vol} = E \frac{k-1}{k} + \frac{r - (P_b/P)}{k(r-1)} \quad (5)$$

r : 圧縮比, E : 定数

また、燃焼室に入る単位時間あたりの空気質量は次式にて表せる。

$$M_{ap} = \frac{(N/60)D\eta_{vol}}{2RT_m}P \quad (6)$$

燃料系動特性に関しては、噴射した燃料が一部分吸気管に付着すると同時に、付着した燃料が蒸発するというモデルがある⁽¹⁾。

$$\frac{dM_f}{dt} = -\frac{1}{\tau}M_f + XG_f \quad (7)$$

ここに、 M_f : 付着(液膜)燃料量 (kg), G_f : 噴射量 (kg/s), X : 壁面付着率, τ : 蒸発時定数 (s)

$$\frac{dM_v}{dt} = -\frac{M_{ap}M_v}{M_{ass}} + \frac{1}{\tau}M_f \quad (8)$$

ここで、 M_v : 燃料蒸気量 (kg)

$$M_{ass} = PV/RT_m \quad (9)$$

であり、吸気管内の気体質量を表す。

燃焼室に吸入される燃料量 G_{fe} は、燃料蒸気分と直達燃料量により次のように表される。

$$G_{fe} = \frac{M_{ap}}{M_{ass}}M_v + (1-X)\frac{M_{ap}}{M_{at}}G_f \quad (10)$$

ところで、付着率 X , 蒸発時定数 τ など、本来、分布的な現象を集中定数系として表現するため恣意的パラメータが含まれている。これらについては明確な決定基準がないので文献(1)の解析結果をそのまま踏襲

図2 燃料供給系のシミュレーション

Fig. 2. Simulation of a fuel supply system.

することにする。これによれば、付着率はスロットル角の関数として次のように表される⁽¹⁾。

$$X = 0.3 + \frac{0.7}{90} \theta th \quad (11)$$

θth : スロットル角 (度)

一方、蒸発時定数は、水温の関数として次のように表すことにする。

$$\tau = \frac{60}{(9/5)T_c - 38} \quad (12)$$

τ : 蒸発時定数 (s)

ここに、 T_c : 水温 (°C) ただし、 $T_c < 22^\circ\text{C}$ のとき $\tau = 60\text{ s}$ とする。以上のごとく構成した空気系および燃料系の動特性モデルに基づき計算機シミュレーションしたものを図2に示す。この例では、燃料噴射量に補正を加えずに $G_f = M_{af}/(A/F)$ という形で決定したものでシミュレーションしている。ここでは (A/F) は空燃比の目標値 (14.7) である。このために、燃焼室に流入する燃料には噴射遅れが生じ結果として一時的に、空燃比が希薄側にかたより徐々に理論空燃比に向かっている。このように、空燃比制御における燃料の付着現象の影響度合は大きいと推察される。

3. 空燃比定値化制御方法

空燃比定値化を困難とする要因につき再整理すると下記のごとくなる。

- (1) 燃焼状態の計測遅れ
 - (2) 吸気管内への燃料付着による燃料の燃焼室への送達遅れ
- 計測系について考える。空気系では、圧力 P 、吸気

管吸入空気量 M_{ai} を計測するとすれば、燃焼室吸入空気量 M_{af} も (6) 式より得られるので、空気系の現象の主な要因が計測可能となる。しかし、燃料系では、操作量である燃料噴射量が計測できるだけで、燃焼室に流入される燃料量 G_{fe} が計測できない。ここでは、この燃料系を対象を限定して考察を進める。

燃焼室の空燃比は、 M_{af}/G_{fe} である。時刻 t で計測した空燃比 $y(t)$ には、むだ時間 L が含まれるので、時刻 $(t-L)$ で、燃焼室に吸入された空気量 $M_{af}(t-L)$ と $(t-L)$ 時刻で燃焼室に吸入された燃料量 $G_{fe}(t-L)$ の比で表される。

$$y(t) = \frac{M_{af}(t-L)}{G_{fe}(t-L)} \quad (13)$$

理論的な見方をすれば、空燃比定値化の問題は、燃料系において (7) 式、(8) 式、(10) 式より G_f を入力とし、 G_{fe} を出力とする 2 次遅れ系となり、この 2 次遅れ系と、むだ時間 (ただし、変数間の関係を線形的に捉えるために、この系の出力 $G_{fe}(t-L)$ は、 $M_{af}(t-L)/y(t)$ とみなす。) からなる複合系において、 G_{fe} を $M_{af}(t-L)/\text{目標空燃比}$ に追従させることと捉えることができる。

また、むだ時間 L は、エンジンの行程による遅れと、混合気および排ガスの流動遅れによるので、測定可能な情報から次のように表す。

$$L = \frac{120}{N} + \frac{V_t}{M_{af}} \quad (14)$$

ここに、 V_t : インジェクタ下流の吸気管容積および空燃比センサまでの排気管容積に含まれる空気質量 (kg)

このような、むだ時間を含む系に対する制御の構成として定評があるのは Smith 法による古典的方法である。

一方、一連の燃料系モデルにおいて、状態量 M_f 、 M_a を計測値 $y(t)$ 、および噴射量 $G_f(t)$ から推定し、この結果に基づいて予測制御する方法がある。この二方法につき、シミュレーションによる比較を行う。比較の出発点として、本章で扱う制御系への入力情報を列挙する。スロットル流入空気量 M_{ai} 、吸気管内圧力 P 、スロットル角 θth 、エンジン回転数 N 、および吸気管壁面温度 T_m である。

ここで制御系の目標値については、目標空燃比が (A/F) とすると要求燃料量は、 $M_{af}/(A/F)$ となり、これが制御系の目標値となる。 M_{af} は、(6) 式より得る。

比較参照のため図2で示したものはオープン・ループ的に目標値となる要求燃料 $M_{af}/(A/F)$ を単純に噴射した場合である。図3の(1)、(2)が Smith 法によ

図 3 Smith 法と状態推定法との比較

Fig. 3. Comparison between Smith method and the state estimate method.

る制御系設計方法により求めた結果である。Smith 法は、むだ時間を持つ制御対象 $G(s)e^{-sL}$ に対して、制御対象モデル $G(s) - G(s)e^{-sL}$ を用い、制御要素 $G_c(s)$ のまわりでフィードバック補償するものである⁽³⁾⁽⁶⁾。制御対象の $G(s)$ は、基本的には(7)式、(8)式、(10)式の方程式で示されるものであり、むだ時間 L は、(14)式より求める。図3のうち(1)は、Smith の設計方法に沿って作成した制御系を計算機シミュレーションにより検証した結果であり、(2)は制御対象に何らかの外乱が混入されたときの対応として外乱補償要素 $H(s)$ を入れている。

ここでは、 $H(s)$ は簡単のため $1/s$ とした。また、 $G_c(s)$ も $1/s$ とした。これらの図において、応答図が著しく振動しているのは、モデルにおいてもっとも恣意的なパラメータの一つである付着率、空燃比観測値が、それぞれ標準偏差 10%、5% の白色雑音が印加されていることによる（空燃比観測は、現状では二値センサが主であるがここでは空燃比の変化に対して、空燃比センサの起電力が線形特性を示すような計測が可能であるとした）。これらの図をみるとスロットルを開く過渡状態において、いずれも空燃比が大きく乱れており、古典的な制御手法では対応が困難なことがう

かがえる。

図中(3)、(4)は観測不能な付着量、蒸気量を推定し、蓄積したデータからむだ時間分の予測（付着量および蒸気量）を行い噴射量を決定するものである。(3)は、付着量（液膜量）のみを状態変数として扱ったものである。後述するように、燃料噴射量の決定法を有限整定とするために、以下では離散時間系で表現する。液膜の状態方程式は、 $(k-d)$ 時刻において次のように表せる。

$$M_f(k-d+1) = A(k-d)M_f(k-d) + B(k-d)G_f(k-d) \quad (15)$$

空燃比の計測値 $v(k)$ とシリンダ流入空気量 $M_{a,r}(k-d)$ から観測量としてシリンダ吸入燃料量 $G_{f,r}(k-d)$ が得られるので、次のように観測方程式が立てられる。

$$G_{f,r}(k-d) = C(k-d)M_f(k-d) + D(k-d)G_f(k-d) + \xi \quad (16)$$

ここで、 $A(k-d) = \exp(-\Delta T/\tau(k-d))$,
 $B(k-d) = X(k-d)\tau(k-d)(1-A(k-d))$,
 $C(k-d) = 1/\tau(k-d)$, $D(k-d) = (1-X(k-d))$

d はむだ時間で、 $(d-1/2) \Delta T \leq L < (d+1/2) \Delta T$ のとき d とする。 ΔT は、サンプリング周期。また、 ξ は観測雑音である。

上の2式にカルマンフィルタを適用すると液膜量を推定する推定式は次のように得られる。

$$\begin{aligned} \hat{M}_f(k-d) &= \tilde{M}_f(k-d) + \frac{FC(k-d)}{\sigma^2 + C(k-d)FC(k-d)} \\ &\times [\hat{G}_{fe}(k-d) + (C(k-d)\tilde{M}_f(k-d) \\ &+ D(k-d)G_f(k-d))] \end{aligned} \quad (17)$$

ここで、 F は推定誤差分散、 σ^2 は観測雑音の分散である。 $\tilde{M}_f(k-d)$ は、 $(k-d-1)$ 時刻で得られた液膜予測量であり、 $\hat{M}_f(k-d)$ は、 $(k-d)$ 時刻の液膜推定量である。

上式で得られた $(k-d)$ 時刻の液膜推定量から、 (k) 時刻までに得られている状態方程式の係数データおよび燃料噴射量を用いて (15) 式から $(k+1)$ 時刻までの液膜の状態を予測して行く。

得られた $\hat{M}_f(k+1)$ から次のように燃料噴射量を決定する。

$$G_f(k+1) = \frac{\frac{M_{ap}(k)}{(A/F)} - \frac{1}{\tau(k)} \tilde{M}_f(k+1)}{1 - X(k)} \quad (18)$$

(4) では、付着量および蒸気量も状態変数とした状態方程式から $\tilde{M}_f(k+1)$ および $\tilde{M}_v(k+1)$ を求め、燃料噴射量は次のように決定する。

$$G_f(k+1) = \frac{\frac{M_{ap}(k)}{(A/F)} - \frac{M_{at}(k)}{M_{ss}(k)} \tilde{M}_v(k+1)}{1 - X(k)} \quad (19)$$

図3における空燃比の変動傾向から、このような吸気管内の燃料状態を推定して制御する方法は、古典制御論に基づいたアプローチよりも優れたものとなっていることがわかる。

4. 液膜状態推定制御方式

前節で、空燃比定値化制御の方法として燃料系モデルに基づいて吸気管内の燃料量を推定し、その結果を用いてフィードフォワード的に噴射量を決定する方法が有効であることが分かった。ここでは、ハードウェア構造を念頭に実機で実行するための液膜状態推定制御方式を構成する。コントローラのハードウェア構造は8ビット CPU と EPROM (Erasable and Programmable Read Only Memory) および I/O LSI か

ら成る。燃料噴射制御用に入力できる信号は、吸気管吸入空気量、クランク角センサから得るエンジン回転数および回転角、水温、スロットル角、REF (Reference) パルス (噴射のタイミングパルス) がある。出力信号は、インジェクタの噴射弁を制御する噴射パルス信号である。従来方法では、次のような演算により燃料噴射時間 (噴射パルス信号) を決定していた。

$$T_i = k_i \frac{M_{si}}{N} \alpha + T_i$$

T_i : 燃料噴射時間, T_i : 無効噴射時間, k_i : 各種補正係数, α : フィードバックゲイン

ハードウェアの制約から第3章で示した制御方式をコンパクトにする必要があり、次のように構成する。吸気管内の燃料付着量の特性を (7) 式とし、付着率および蒸発時定数は、(11) 式、(12) 式に従うとする。前章では、燃焼室へ供給される燃料量 G_{fe} と付着燃料量 M_f との間に中間的な変数 M_v を想定したが、(8) 式で

$$\frac{M_{ap}}{M_{ass}} M_v = \frac{1}{\tau} M_f \quad (20)$$

として静的に扱う。更に、スロットル流入空気量と燃料室流入空気量が等しいと仮定する ($M_{si} = M_{sp}$) と、 G_{fe} は G_f および M_f によって次のように表せる。

$$G_{fe} = \frac{1}{\tau} M_f + (1 - X) G_f \quad (21)$$

いま、 M_f が測定可能であるとする、空燃比目標値 (A/F) に定値化するために、

$$G_f = \frac{\frac{M_{at}}{(A/F)} - \frac{1}{\tau} M_f}{1 - X} \quad (22)$$

で定まる燃料量を噴射することにする。

上式によって噴射量を決定するには、付着量 M_f を推定することが必要となる。これには、空燃比状態を2値信号で捉える O_2 センサの情報を (7) 式に加味して次のように加減算修正する。

燃料希薄の場合

$$\begin{aligned} M_f(k) &= \left(1 - \frac{1}{\tau} \Delta T\right) M_f(k-1) \\ &+ X \Delta T \cdot G_f(k) - \beta \end{aligned} \quad (23)$$

燃料過剰の場合

$$\begin{aligned} M_f(k) &= \left(1 - \frac{1}{\tau} \Delta T\right) M_f(k-1) \\ &+ X \Delta T \cdot G_f(k) + \beta \end{aligned} \quad (24)$$

ここで、 $\beta = K_\beta G_f$ とする。 K_β は比例定数。これは、噴射量に応じて付着量を修正し、応答性を高めるために噴射量に比例するものとした。

図 4 液膜状態推定制御系の構成

Fig. 4. Structure of the fuel estimate control system.

燃料噴射時間を次のように算出する。

$$T_i = K_i \frac{\gamma \cdot G_f}{N} + T_s \quad (25)$$

ここに、 T_i : 燃料噴射時間、 K_i : 各種単位換算やインジェクタ特性で決まる係数、 T_s : 無効噴射時間 (バッテリー電圧補正など)

また、フィードバックゲイン γ は、 O_2 センサ情報より噴射量を補正するもので、燃料噴射時間が決定されるまでの演算手順上に混入される誤差をフィードバック補償する空燃比係数である。 γ は次のように決定する。

$$\begin{aligned} \text{Rich} \rightarrow \text{Rich} \text{ の場合: } \gamma(k) &= \gamma(k-1) - I_{RR} \\ \text{Rich} \rightarrow \text{Lean} \text{ の場合: } \gamma(k) &= \gamma(k-1) + I_{RL} \\ \text{Lean} \rightarrow \text{Rich} \text{ の場合: } \gamma(k) &= \gamma(k-1) - I_{LR} \\ \text{Lean} \rightarrow \text{Lean} \text{ の場合: } \gamma(k) &= \gamma(k-1) + I_{LL} \end{aligned} \quad (26)$$

Rich : 排ガスの空燃比が理論空燃比より濃い。

Lean : 排ガスの空燃比が理論空燃比より薄い。

I_{RR} , I_{RL} , I_{LR} , I_{LL} は、フィードバックゲイン修正定数。

例えば、 I_{RR} は、1時刻の間に、 Rich から Rich になったときにフィードバックゲイン γ を修正する定数である。

以上の制御系の構成をまとめて図 4 に示す。

第 3 章で提案した方式との相異は、液膜モデル (7) 式のみを取り入れたこと、遅れの補償は、(7) 式のようなフィードバックゲインを用いたこと、および、燃焼室吸入空気量 $M_{a,p}$ の代用として、吸気管吸入空気

図 5 シミュレーション実験

Fig. 5. Simulation study.

量 $M_{a,i}$ を用いた点にある。これらは制御装置の制約から生じた差異である。

液膜状態推定制御方式の実機実験に際して、計算機シミュレーションによって制御性を検討しておく。ここでは、過渡運転時 (加速時) の制御性をみる。図 5 はスロットルを全閉から 60 度に急開し、加速したときのもので、加速中は、空燃比の計測遅れの影響が大きいので、 O_2 センサから得る空燃比情報よりむしろ、吸気管内の燃料付着量の補償が重要になると考えられる。

また、加速前よりも加速後の方が空燃比変動周期が短くなり、これも燃料供給系の伝達遅れ時間に影響するもので、実機実験をよくシミュレートしていることになる。シミュレーション実験では、図 5 のように空燃比が一時的に理論空燃比より希薄になるのみで、制

(a) 制御性の比較 (LA-4の一部)
(a) Comparison of Control Performance
(A Part of LA-4 mode)

(b) 制御性の比較 (急加減速運転)
(b) Comparison of Control Performance
(Extremely Transient Drive mode)

図 6

Fig. 6.

御性が良好であると考えられる。

この結果を踏まえて、次に実車実験による排ガス評価を行う。

図 7 排気ガス特性

Fig. 7. Characteristic of the exhaust emissions.

5. 実機による制御方式の実験、評価

実車実験では運転モードを、加減速の含まれた都会地走行の代表として排ガス浄化の法規制標準としてよく試験条件に用いられるカリフォルニアモード (LA-4 モード) と、繰り返し急加減速運転について行った。その結果を図 6 (a), (b) に示す。

図 7 は、三元触媒通過後の排ガス特性を示している。三元触媒は、排ガス中の有害ガス三成分 CO, HC, NO_x を酸化還元反応し、排ガスを浄化するものである。この触媒の排ガス特性は、燃料が過剰な場合は CO ガスが多く排出され、希薄な場合は NO_x が多く排出される。以上からわかるように、従来方法に比べて、運転モードによる検証では、CO ガスおよび NO_x が減少しており、空燃比が理論空燃比近傍に抑えられたことが認められる。これにより従来の触媒量を低減させることも可能になると考えられる。

6. おわりに

シングルポイントインジェクションシステムの高性能化のため、吸気管内に蓄積する燃料量を推定し、燃料噴射量を決定する制御方式を考案し、実験によって、排ガスが低減できることを確認した。

(1) 制御上の問題として、吸気管壁面に付着する燃料と、燃料供給系が内包するむだ時間を指摘し、付着燃料量を流入空気量などの情報と数式モデルとによって推定し、この結果に基づいて空燃比を一定に保つよう噴射量を決定する方式を考案した。これは、古典理論における Smith 法を用いたものよりも優れた制御性能を有することをシミュレーションにより確認した。

(2) 8 ビットマイコン上で実行可能な制御方式を構成し、実車実験を行った。カリフォルニア州評価モードおよび繰り返し急加減速運転を設定し、いずれの

場合も CO ガス, NO_x ガスが低減できたことを確認した。

終わりに、本研究の機会を与えて下さった(株)日立製作所システム開発研究所所長 川崎淳博士をはじめ、御検討いただいた佐和工場ならびに日立研究所の関係者の方々に深謝します。

(昭和 61 年 4 月 17 日受付, 同 61 年 10 月 11 日再受付)

文 献

- (1) C. F. Aquino: "Transient A/F Control Characteristics of the 5 Liter Central Fuel Injection Engine", *SAE*

paper No. 810494 (1981)

- (2) S. D. Hires, et al.: "Transient Mixture Strength Excursion", *ibid.* No. 810495 (1981)
- (3) 伊藤・渡部: 「むだ時間をもつシステムの制御」, システムと制御, **26**, No. 8, pp. 479 (昭 57)
- (4) R. G. DeLosh, et al.: "Dynamic Computer Simulation of a Vehicle with Electronic Engine Control", *SAE paper* No. 810447 (1981)
- (5) R. L. Morris, et al.: "An Identification Approach to Throttle-Torque Modeling", *ibid.* No. 810448 (1981)
- (6) 渡部・伊藤: 「入・出力にむだ時間を含むシステムの制御」, システムと制御, **28**, No. 5, pp. 269 (昭 59)
- (7) D. J. Dobner: "Dynamic engine models for control development-Part I: Non-linear and linear model formulation", *Int. J. of Vehicle Design SP 4*, pp. 54 (1983)