

好燃費-低公害エンジンのための適応空燃比制御

安井 裕 司*・川 澄 郁 絵*・東 谷 幸 祐*

The Adaptive Air-Fuel Ratio Control for High-Efficiency and Low-Emission Engines

Yuji Yasui*・Ikue Kawasumi* and Kousuke Higashitani*

Abstract: The mainstream of low emission technologies for gasoline engines is an accurate air-fuel ratio control to maximize emission conversion rate of three-way catalyst. An engine equipped with a continuously variable lift and phase mechanism is focused on as a method to improve fuel consumption. However, the engine indicates large variation and aging effect of in-cylinder gas amount, and the accuracy of air-fuel ratio of the engine is lower than conventional gasoline engines. Conventional feedback algorithms could not provide sufficient control performance of air-fuel ratio of the engine. Therefore, the control system composed of adaptive feedforward and feedback algorithms is newly designed and applied to the engine.

Keywords: adaptive control, air-fuel ratio control, gasoline engine, low emission & fuel economy

1. はじめに

米国カリフォルニア州の LEV 規制に代表されるように、1990 年代より世界各国において自動車の排ガスに対する規制強化が行われた。この強化された排ガス規制に適合するため、微粒化燃料インジェクタや可変動弁機構などのさまざまなハードウェア技術が開発された^{1),2)}。

これらと同時にソフトウェア技術、すなわち、制御技術の研究や開発も精力的に行われた。これらの代表的な例は、エンジンの燃焼ガスの空燃比を制御する空燃比制御^{3),4)}であった。これは、空燃比をその目標値に高精度に制御することによって触媒の浄化率を最大限に活用し、触媒下流のエミッションの低減を図るものである。

ところが、車両に搭載されるエンジンは、それが使用される環境条件の幅が広く、大量生産されることから、その特性の変化幅が大きく、固体ばらつきを有する。また、数十万キロ以上の走行による経年変化も生じる。このため、現代制御やロバスト制御、適応制御などの高度な制御アルゴリズムの空燃比制御への適用が数多く研究され^{5),6)}、一部量産されてきている。

一方、地球温暖化の抑制のため、自動車から排出される CO₂ 量の低減が求められるようになり、自動車の燃費規制が世界各国で課せられるようになった。

このため、ガソリンエンジンでは連続可変式バルブタイミング-リフト機構^{7),8)}を備えるもの(以下、連続可変リフトエンジン)が開発され、一部実用化されてきた。このエンジンは、吸気バルブリフトのリフト量と位相によりシリンダ内吸気量が急激に変化するため、従来のようなエアフローセンサや単純なマップを用いた燃料噴射量制御では、過渡時の空燃比の制御性能が従来エンジンに比べて低下するという課題があった。

そこで、本研究では、連続可変リフトエンジンのシリンダ内吸気量の固体ばらつきや経年変化を補償する適応機能を加えたフィードフォワード制御と適応制御を用いたフィード

バック制御を組み合わせた新たな適応空燃比制御系を構築し、連続可変リフトエンジンへ適用することにより過渡時の空燃比制御性能を向上した。

以下に連続可変リフトエンジンについての概要とその空燃比制御に関する課題について述べ、その後、新たな適応空燃比制御の制御アルゴリズムとそのテスト結果について述べる。

2. 連続可変リフトエンジンの概要

ガソリンエンジンの動弁機構を可変する機構としては、以下の3つの方式がある。

- ・連続可変位相機構 (Fig.1 の(a))
- ・切換式バルブタイミング-リフト機構 ((b))
- ・連続可変式バルブタイミング-リフト機構 ((c))

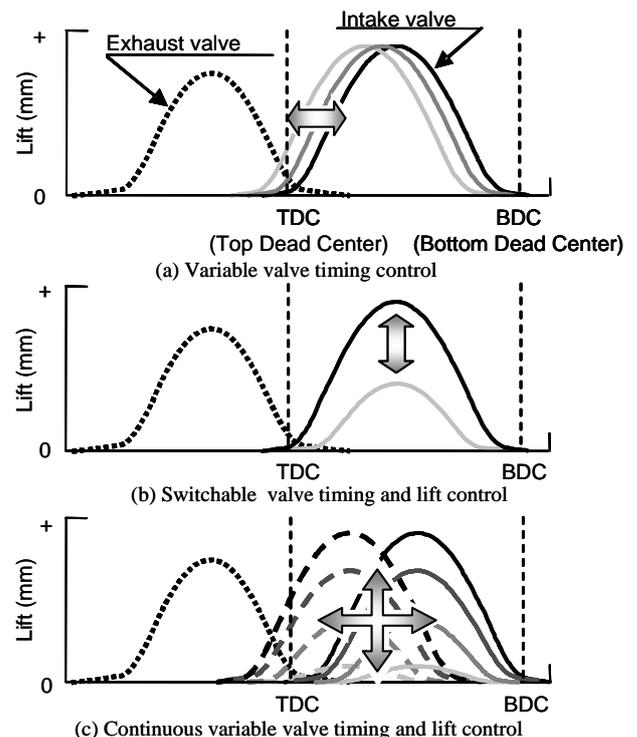
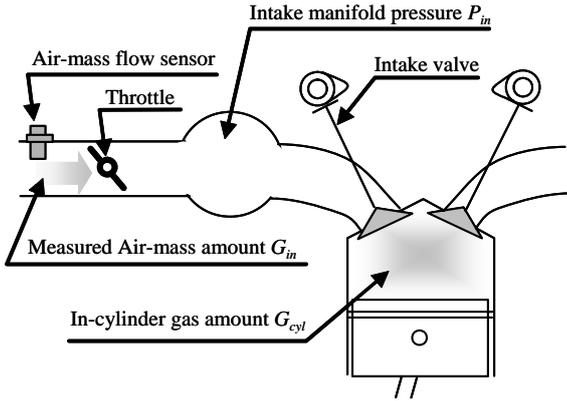


Fig.1 Variable valve technologies

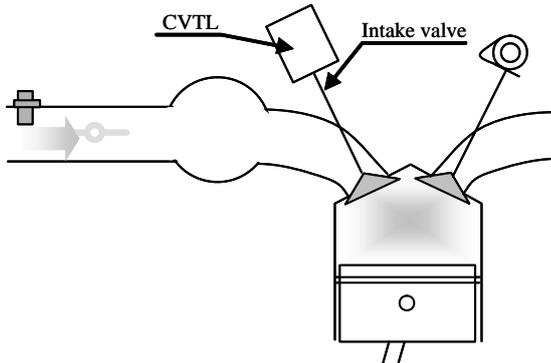
* (株)本田技術研究所 埼玉県和光市中央1丁目4番1号

* Honda R&D Co., Ltd.

(Received July 1, 2009)



(a) Conventional gasoline engine



(b) A gasoline engine equipped with CVTL

Fig. 2 Comparison of in-cylinder gas control

レシプロ型のガソリンエンジンでは、ピストンが最も高い位置となるタイミングを上死点(Fig.1 中の TDC : Top Dead Center), 最も低い位置となるタイミングを下死点(図中の BDC : Bottom Dead Center)と呼ぶ。このとき、連続可変位相機構は、吸気バルブのリフト量と開角を保持したまま吸気バルブの開きタイミングを上死点に対して連続的に変更するものであり、切換式バルブタイミング-リフト機構は、異なるリフト量と開角を持つ複数のカムをエンジンの運転条件に応じて切り換えることによって吸気バルブのリフト状態を変更するものである。連続可変式バルブタイミング-リフト機構(以下、CVTL : Continuous variable Valve Timing and Lift mechanism)は、Fig.1 に示すように、吸気バルブのリフト量と開角、開きタイミングを連続的に可変できる機構であり、CVTL は、前の二つの機構に比べて、ポンピングロスの低減効果が大きく、燃費向上効果も高い。また、これはエンジン回転数に応じてバルブリフト量と開角、開きタイミングを適切に設定できるため、可変動弁機構を備えない従来のエンジンに比べて最大トルクも向上することができる。

3. 連続可変リフトエンジンの課題

Fig.2 (a) に示した一般的ガソリンエンジンでは、吸気管に取り付けられたスロットルを調整することによって吸入管内負圧 P_{in} を増減し、シリンダへの吸気量 G_{cyl} を調整する。このとき、燃料噴射量 G_{fuel} は、吸気管の上流に取り付けられた

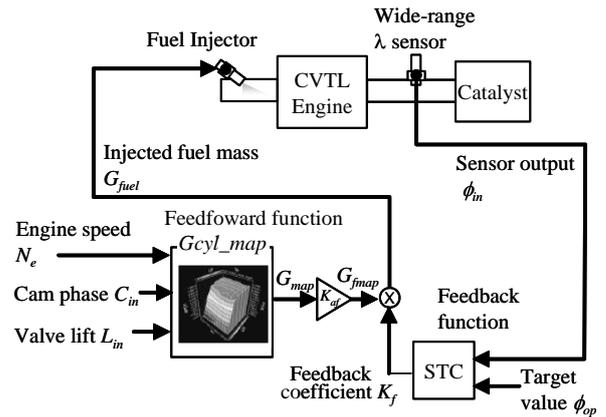


Fig. 3 Air-fuel ratio control for the engine equipped with CVTL

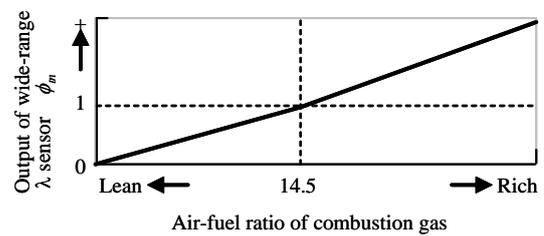


Fig. 4 Relationship between air-fuel ratio of combustion gas and the output of wide-range λ sensor

エアフローセンサによって観測される吸気量 G_{in} , または、 P_{in} に基づいて算出される。

一方、Fig.2 (b) に示した CVTL を備えた連続可変リフトエンジンでは、吸気バルブのリフト量や開角によって G_{cyl} を直接調整できるため、 G_{cyl} を調整するために P_{in} を負圧化する必要はない。このため、 P_{in} に基づいたマップにより燃料噴射量を決定できなくなる。よって、吸気管にエアフローセンサを設置し、それにより観測された G_{in} に基づいて G_{fuel} を算出する手法の適用が考えられる。

しかしながら、連続可変リフトエンジンでは、 P_{in} の負圧化を最小限に抑えることによりポッピングロスの低減を行っているため、スロットル開度を最大に近い状態とする。このため、吸気管内脈動が大きくなり、エアフローセンサの観測精度が低下するという課題が発生する。

さらに、一般的なガソリンエンジンでは、エアフローセンサの近傍に設置されたスロットルにより G_{cyl} が調整されるため、スロットル開度の変化によって生じた G_{cyl} の変化が G_{in} として観測されるまでのむだ時間が極めて小さい。一方、連続可変リフトエンジンでは、エアフローセンサから離れた場所に位置する吸気バルブにて G_{cyl} が調整されるため、 G_{cyl} と G_{in} の間のむだ時間が大きくなる。よって、 G_{in} に基づき G_{fuel} を決定すると、急な過渡状態において G_{fuel} の増減タイミングにずれが生じ、空燃比の制御性が低下する。

これらのことから、Fig.3 に示すように、燃料噴射量の基準値 G_{fmap} をリフト量 L_{in} , カム位相 C_{in} , エンジン回転数 N_e に対して設定されたマップ G_{cyl_map} を用いて算出し、Fig.4 に示すように燃焼ガスの空燃比を検出できるリニア空燃比センサ

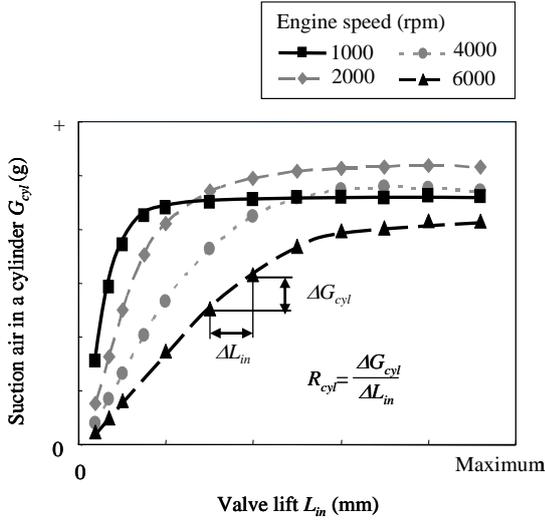


Fig. 5 Relationship between valve lift and suction air to a cylinder

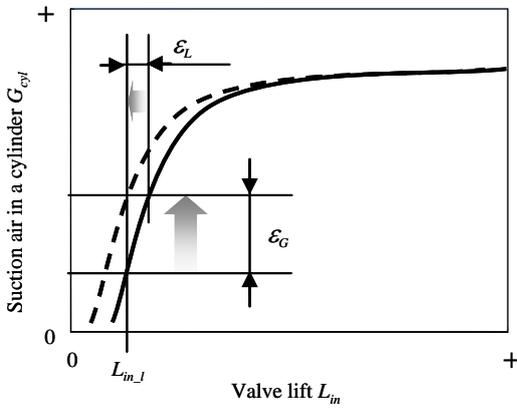


Fig. 6 The Influence of suction air in a cylinder caused by valve lift error

(Fig.3 の Wide-range λ sensor)の出力 ϕ_{in} を用いて算出された燃焼補正係数 K_f により G_{fmap} を補正することによって G_{fuel} を決定することが考えられる。

ここで、Fig.5 に各エンジン回転数における L_{in} と G_{cyl} との関係を示す。図からわかるように連続可変リフトエンジンでは、エンジン回転数に応じて L_{in} と G_{cyl} の関係が大きく変化し、特に 2000rpm 以下の低エンジン回転数条件において、 L_{in} に対する G_{cyl} の傾きが急になることが特徴となっている。

一方、CVTL は一般的に複数のギヤやリンク機構からなることが多く、機構部品の固体ばらつきや磨耗などによる経年変化により、 L_{in} のセンサによる検出値が実際のリフト量に対して誤差 ϵ_L を生じることがある。このとき、Fig.6 は低エンジン回転数における $G_{cyl, map}$ の設定に用いた基準の L_{in} に対する G_{cyl} 特性(図中の実線)とその L_{in} に対して ϵ_L が発生したときの特性(図中の破線)との比較であるが、前述のように低エンジン回転数では L_{in} の変化に対する G_{cyl} の傾きが急になっているため、 ϵ_L によって生じる吸気量誤差 ϵ_G は大きなものとなる。また、 ϵ_L に対する ϵ_G の感度は L_{in} が小さいときには大きく、 L_{in} が大きくなるにつれて小さくなる。このことから、過渡時に L_{in} が低リフトから高リフトに変化する際、 ϵ_L が存在すると ϵ_G が大きく変化することがわかる。よって、この ϵ_G によ

て生じる ϕ_{in} のその目標値 ϕ_{op} に対する偏差 ϵ_ϕ の補償速度を高める必要がある。よって、Fig.3 の制御系では、 K_f を算出するためのフィードバックアルゴリズムとしてセルフチューニングコントローラ(以下、STC: Self-Tuning Controller)^{4,9)}を採用した。

本研究に用いた連続可変リフトエンジンの K_f から ϕ_{in} までの動特性は、システム同定試験の結果より、以下のような入力に 3 制御時刻のむだ時間を有する ARX モデル⁹⁾として表現できることがわかった。

$$\phi_{in}(k) = a_1 \phi_{in}(k-1) + b_1 K_f(k-3) + b_2 K_f(k-4) \quad (1)$$

a_1, b_1, b_2 : モデルパラメータ

k : 制御時刻

このことから、PID 制御のような制御対象の出力を予測する要素を持たないフィードバックアルゴリズムを適用した場合、無駄時間に対する安定余裕の確保のためにフィードバックゲインを低く設定しなくてはならなくなる。つまり、 ϵ_ϕ の補償速度を高めることができない。

よって、ここでは(1)式を再帰的に用いることにより、3 制御時刻先の出力 $\phi_{in}(k+3)$ を予測する式を以下のように導出し、

$$\phi_{in}(k+3) = s_0 \phi_{in}(k) + r_3 K_f(k-3) + r_2 K_f(k-2) + r_1 K_f(k-1) + b_0 K_f(k) \quad (2)$$

$$s_0 = a_1^3 \quad r_3 = a_1^2 b_2 \quad r_2 = a_1^2 b_1 + a_1 b_2 \\ r_1 = a_1 b_1 + b_2 \quad b_0 = b_1$$

この $\phi_{in}(k+3)$ が ϕ_{op} となるように K_f を算出する STC を以下のように構成した。

コントローラ

$$K_f(k) = \frac{1}{b_0(k)} \{ \phi_{op}(k) - r_3(k) K_f(k-3) - r_2(k) K_f(k-2) - r_1(k) K_f(k-1) - s_0(k) \phi_{in}(k-3) \} \quad (3)$$

パラメータ調整則

$$\theta(k) = \theta_0 + d\theta(k) \quad (4)$$

$$d\theta(k) = \lambda d\theta(k-1) + P e_{id}(k) \quad (5)$$

$$P = \frac{\Gamma \zeta(k-3)}{1 + \zeta^T(k-3) \Gamma \zeta(k-3)} \quad (6)$$

$$e_{id}(k) = \phi_{in} - \phi_{in, hat}(k) \quad (7)$$

$$\phi_{in, hat}(k) = \theta^T(k-1) \zeta(k-3) \quad (8)$$

$$\theta^T(k) = [s_0(k) \ r_3(k) \ r_2(k) \ r_1(k) \ b_0(k)] \quad (9)$$

$$\zeta^T(k) = [\phi_{in}(k) \ K_f(k-3) \ K_f(k-2) \ K_f(k-1) \ K_f(k)] \quad (10)$$

$$\theta_0^T = [s_{00} \ r_{03} \ r_{02} \ r_{01} \ b_{00}] \quad (11)$$

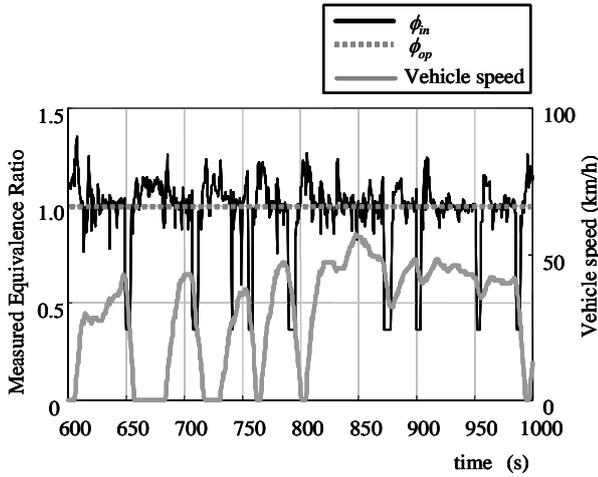


Fig. 7 Time series data of ϕ_{in} controlled by STC in FTP-75 mode

$$\Gamma = \begin{bmatrix} \Gamma_1 & & & & \\ & \Gamma_2 & & & \\ & & \Gamma_3 & & \\ 0 & & & \Gamma_4 & \\ & & & & \Gamma_5 \end{bmatrix} \quad (12)$$

$$\lambda = \begin{bmatrix} \lambda_1 & & & & \\ & \lambda_2 & & & \\ & & \lambda_3 & & \\ 0 & & & \lambda_4 & \\ & & & & \lambda_5 \end{bmatrix} \quad (13)$$

θ_0 : 初期適応パラメータ
 $\Gamma_{1\sim 5}$: 適応ゲイン
 $\lambda_{1\sim 5}$: 忘却係数 ($0 < \lambda_{1\sim 5} \leq 1$)

しかしながら、この STC もフィードバックアルゴリズムであるため、 ε_ϕ が発生しないと其の補償動作は発生せず、その補償にも数制御サイクルを要する。Fig.7 は、仮想的に ε_L を発生させ、FTP-75 モードを走行したときの STC による ϕ_{in} の制御結果であるが、図より、アイドル運転から加速にいたる条件において、STC の補償動作の遅れにより ε_ϕ が大きくなることわかる。

このことから、連続可変リフトエンジンの空燃比制御では更なる制御性能の向上が必要となることわかる。

4. 新たな空燃比制御アルゴリズム

フィードバックアルゴリズムは偏差の抑制に対して遅れを生じ、前述のように K_f から ϕ_m までの空燃比制御系はむだ時間を有するため、Fig.6 に示した ε_G によって生じる ε_ϕ をこれ以上速く補償することは困難である。

このことから、本研究ではフィードバックアルゴリズムの速応性を高めるのではなく、Fig.8 に示すように ε_L が直接影響を与える G_{imap} を算出するフィードフォワードアルゴリズムに適応機能(図中の Feedforward Adapter, 以下、フィードフォワード適応器)を追加することにより、空燃比の制御性の

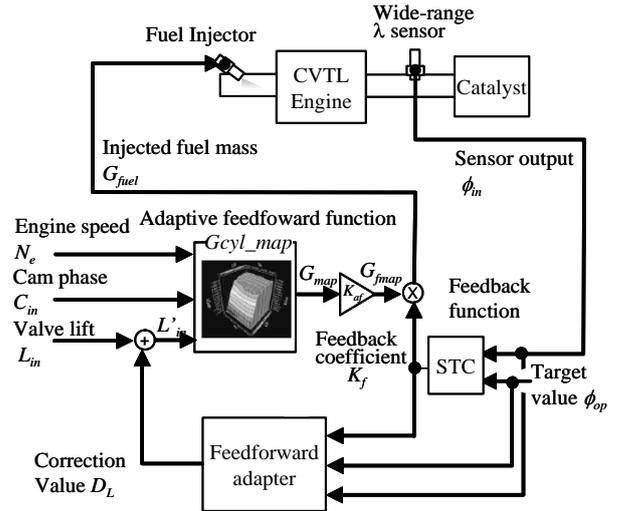


Fig. 8 Air-fuel ratio control with an adaptive feedforward function

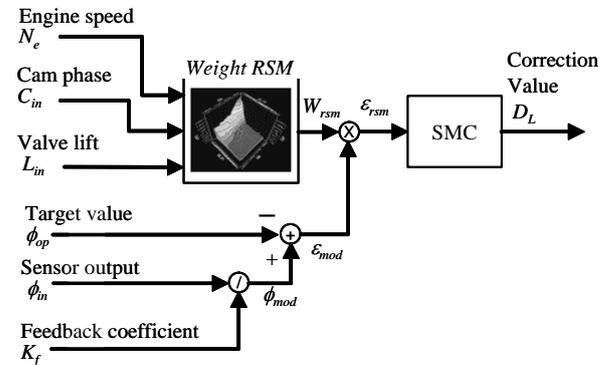


Fig. 9 The block diagram of the feedforward adapter

向上を図った。

図の制御アルゴリズムでは、 G_{cyl_map} の検索に用いるリフト量を L_{in} から以下の補正後リフト量 L'_{in} とし、 ε_L の影響を補償する。

$$L'_{in}(k) = L_{in}(k) + D_L(k) \quad (14)$$

D_L : リフト量補正量

このとき、 D_L がフィードフォワード適応器にて算出されるが、そのブロック図を Fig.9 に示す。

フィードフォワードアルゴリズムにおける G_{cyl_map} は、 ε_L がゼロのとき ϕ_{in} が ϕ_{op} に一致するように設定されている。よって、 ε_L が D_L によって適切に補償されたとき、 ϕ_{in} は ϕ_{op} に一致する。このことから、 ϕ_{in} が ϕ_{op} に一致するように D_L を算出すれば良い。しかしながら、この動作は、STC の制御目的と同じになってしまうため、STC とフィードフォワード適応器の干渉を回避しなくてはならない。

そこで、STC によるフィードバックが動作していない場合の仮想のリニア空燃比センサ出力として次式を定義する。

$$\phi_{mod}(k) = \phi_{in}(k-1) / K_f(k-3) \quad (15)$$

K_f : STC にて算出された燃料補正係数

(15)式では、(1)式における空燃比制御系の無駄時間を考慮し、 ϕ_{in} と K_f の間に3制御時刻の時間差を設定している。さらに、 ϕ_{mod} と ϕ_{op} の誤差 ε_{mod} を次式により求める。

$$\varepsilon_{mod}(k) = \phi_{mod}(k) - \phi_{op}(k-3) \quad (16)$$

このとき、 ε_{mod} は ε_L の影響のみではなく、インジェクタの流量特性の変化やばらつき、パージガスの導入など他の要因によって生じる可能性がある。このため、他の要因によって生じた ε_{mod} に基づいて D_L を算出するとフィードフォワードアルゴリズムの G_{cyl_map} を適切に補正できなくなることがある。

そこで、適切な D_L を算出するため、各 N_e において L_{in} と C_{in} を変化させたときの変化量を示す応答曲面 R_{cyl} を求める。このとき、 R_{cyl} はFig.5において L_{in} を ΔL_{in} 変化させたときの G_{cyl} の変化量を ΔG_{cyl} としたとき、下式を意味する。

$$R_{cyl} = \Delta G_{cyl} / \Delta L_{in} \quad (17)$$

R_{cyl} の最大値を R_{cyl_max} としたとき、 R_{cyl_max} を用いて R_{cyl} を正規化することにより重み応答曲面(Fig.9の $Weight\ RSM$)を算出し、これを用いて下式のように応答曲面重み W_{rsm} を算出する。

$$\begin{aligned} W_{rsm}(k) &= Weight\ RSM(L_{in}(k), C_{in}(k), N_e(k)) \\ &= R_{cyl}(L_{in}(k), C_{in}(k), N_e(k)) / R_{cyl_max} \end{aligned} \quad (18)$$

さらに、この W_{rsm} により ε_{mod} を重み付けすることにより、 ε_L の影響が強調された誤差信号として重み付き誤差 ε_{rsm} を次式のように算出する。

$$\varepsilon_{rsm}(k) = W_{rsm}(k) \varepsilon_{mod}(k) \quad (19)$$

ここで、 D_L は ε_{rsm} をゼロとするように算出すればよいので、つぎに示すスライディングモード制御アルゴリズム^{2),6),10)}により D_L を算出する。

$$\sigma(k) = \varepsilon_{rsm}(k) + S \varepsilon_{rsm}(k-1) \quad (20)$$

$$D_{rch}(k) = K_{rch} (\sigma(k) + \delta \text{sign}(\sigma(k))) \quad (21)$$

$$D_{adp}(k) = K_{adp} \sum_{i=0}^k \sigma(i) \quad (22)$$

$$D_L(k) = D_{rch}(k) + D_{adp}(k) \quad (23)$$

S : 切換関数設定パラメータ ($-1 < S < 0$)

K_{rch}, K_{adp}, δ : フィードバックゲイン(適応ゲイン)

5. シミュレーション結果

ϕ_{in} の制御性に対するフィードフォワード適応器の効果を確認するため、(1)式を仮想的な制御対象とし、エンジン負荷を周期的に変化させたときのシミュレーションを行った。このとき、エンジン回転数条件を一定、 $\varepsilon_L=0.1\text{mm}$ 、負荷の増大とともにパージガス導入率を上昇させる条件とした。

Fig.10は、Fig.3に示したSTCのみを用いた手法の結果で

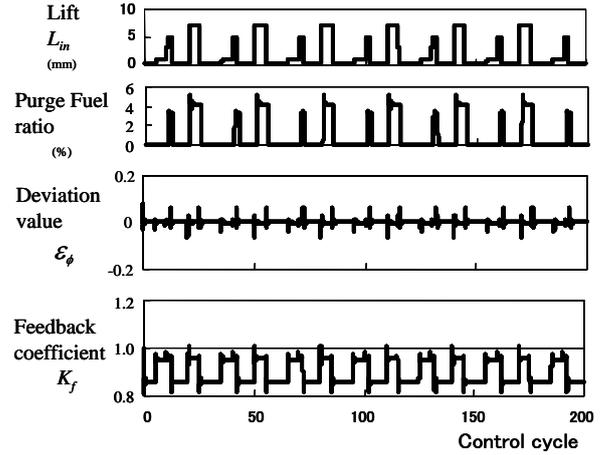


Fig. 10 Simulation result of the controller using only STC

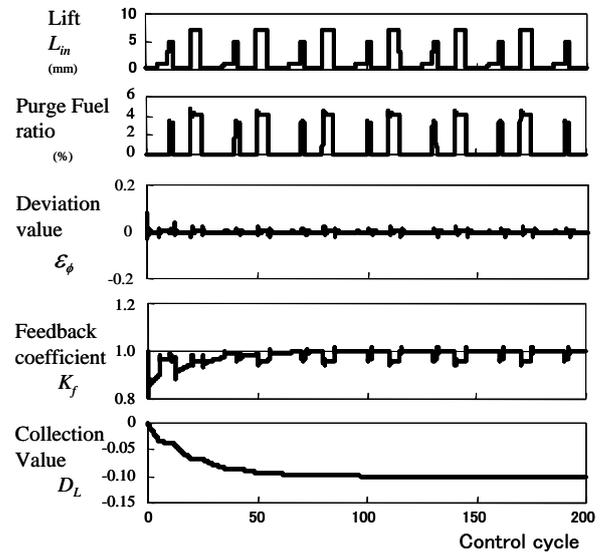


Fig. 11 Simulation result of newly proposed controller using STC and feedforward adapter

ある。STCは無駄時間に対する補償機能を有することから、高いゲインを維持しやすい。よって、STCはパージガスと ε_L の両者の影響を応答良く補償できる。このため、図では、 ε_{ϕ} が長い間発生し続けることはない。しかしながら、STCはフィードバックアルゴリズムであるため、 ε_{ϕ} が発生しなければその補償動作は生じないため、エンジン負荷の増減に伴う L_{in} の変化時に発生するスパイク状の ε_{ϕ} を抑制することはできない。

Fig.11は、Fig.8に示したSTCにフィードフォワード適応器を追加した手法の結果である。この手法では、 W_{rsm} による ε_{mod} の修正により、 ε_{ϕ} がパージガスの影響による成分と ε_L の影響による成分に分離されるため、フィードフォワード適応器によって算出される D_L は ε_L のみを補償し、STCがパージガスの影響を補償するようになる。よって、STCとフィードフォワード適応は干渉することなく、 D_L は ε_L を補償するための真値に収束し、Fig.10にて発生していたスパイク状の ε_{ϕ} は大幅に抑制される。

このことから、本研究における提案手法が ϕ_{in} の制御性向上に有効であることが確認できる。

6. 実機テスト結果

仮想的に ε_L を与えることにより $\varepsilon\phi$ を発生させた連続可変リフトエンジンに Fig.8 に示した提案手法による空燃比制御系を適用し、FTP-75 モードを走行したときの ϕ_{in} の制御結果を Fig.12 に示す。

図の結果は、STC のみにより制御を行った Fig.7 の結果に比べて、アイドル時や過渡時の ϕ_{in} の ϕ_{op} への制御性が明らかに向上しており、900sec 以降の緩やかな加減速にける ϕ_{in} の揺らぎ挙動も明らかに低減している。

これらのことから、フィードフォワード適応器を追加した空燃比制御系の有効性を実機エンジンにおいても確認することができた。

6. おわりに

連続可変リフトエンジンの空燃比制御に関する課題とその発生原理について述べ、それを解決する手法として、従来のSTCを用いた空燃比制御系に対し、適応機能をもったフィードフォワードアルゴリズムを追加することを提案した。

また、その手法を実際の連続可変リフトエンジンに適用し、その効果を示した。

参 考 文 献

- 1) K. Nishizawa and S. Momoshita : Nissan's Gasoline Sulev Technology, SAE Paper 2000-01-1583 (2000)
- 2) H. Kitagawa and Y. Yasui : L4-Engine Development for a Super Ultra Low Emission Vehicle, SAE Paper 2000-01-0887 (2000)
- 3) A. Ohata and M. Ohashi : Model-Based Air Fuel Ratio Control for Reducing Exhaust Gas Emissions, SAE Paper 950075 (1995)
- 4) M. Hidetaka and S. Akazaki :Real Time Engine Control Using STR in Feedback System, SAE Paper 950007 (1995)
- 5) K. Suzuki and T. Shen : Individual A/F Control with Fuel-Gas Estimation for Multi-Cylinder IC Engines, IEEE paper ACC2007 Fr.B06.3 (2007)
- 6) H. Hosoya and H. Yoshizawa : Development of New Concept Control System for Valve Timing Control, SAE Paper 2000-01-1226 (2000) Institution of Mechanical
- 7) Engineers : Modelling a Variable Valve Timing Spark Ignition Engine Using Different Neural Networks, Journal of Automobile Engineering, Vol. 218, No. D10 (2004)
- 8) Institution of Mechanical Engineers : Modelling a Variable Valve Timing Spark Ignition Engine Using Different Neural Networks, Journal of Automobile Engineering, Vol. 218, No. D10 (2004)
- 9) 寺尾満, 金井喜美雄: ロバスト適応制御入門, 東京, 187p, オーム社, 1989

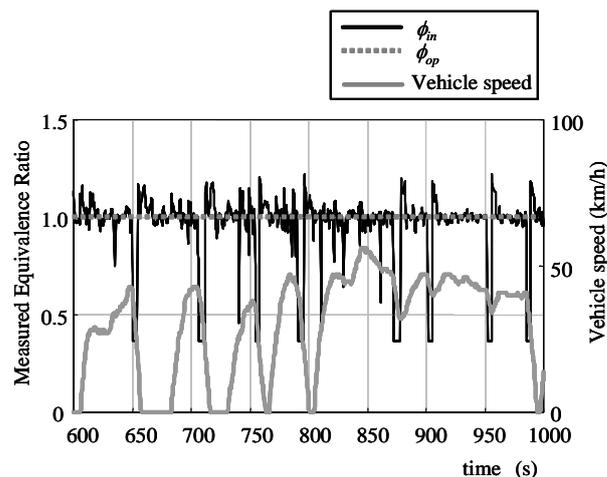


Fig. 12 Time series data of ϕ_{in} controlled by STC and the adaptive feedforward function

- 10) 野波健蔵, 田宏奇 : スライディングモード制御, 263p, コロナ社, 1994

[著 者 紹 介]

安 井 裕 司 (正会員)



1994年 東京理科大学 大学院 機械工学専攻 修士課程修了。同年(株)本田技術研究所入社。以後、ガソリンエンジンの低エミッション技術の研究、電子制御スロットルや自動マニュアルトランスミッションの開発、車両トラクション制御の研究、次世代パワープラントの研究に従事。日本機械学会会員。

川 澄 郁 絵



2004年 日本大学 大学院 機械工学専攻 修士過程修了。同年(株)本田技術研究所入社。以後、連続可変リフトガソリンエンジンの低エミッション技術、および、自動適合技術の研究、車両トラクション制御の研究、ジェットエンジンの開発に従事。

東 谷 幸 祐



2001年 京都工芸繊維大学 大学院 工芸科学研究科 電子情報工学専攻 修士課程修了。同年(株)本田技術研究所入社。以後、ガソリンエンジン用 ECU の開発、連続可変リフトガソリンエンジンの低エミッション技術、および、アイドル制御の研究、次世代パワープラント用 ECU の研究に従事。