ごみ焼却炉の動特性とその燃焼制御への応用[†]五郎丸 剛 志*・花 房 秀 郎**・米 澤 洋***・伊 藤 良 三*
森 本 林****・高 野 治****・岩 河 信 裕*Modeling of a Refuse Incineration Plant and Its
Application to Combustion Control ProblemTsuyoshi GOROMARU*, Hideo HANAFUSA**, Yoh YONEZAWA***, Ryoza ITOH*,
Hayashi MORIMOTO****, Osamu TAKANO**** and Nobuhiro IWAKAWA*

Proper knowledge of static and dynamic behavior for refuse combustion process is necessary not only for operation of refuse incineration plants but also for designing the automatic combustion control system of the plants. However, the incineration process is very complex and the experimental measurement of dynamic characteristics is not easy because of fluctuation of physical and chemical characteristics in the refuse as a fuel.

This paper deals with the studies concerning the analyses of dynamic characteristics to the refuse incinerator, and then the automatic combustion control system aimed at stabilizing steam flow rate in the waste heat boiler of the incineration plants. In order to reduce fluctuation taking place in the steam flow rate, we propose effective utilization of refuse agitation, which is practically available for a quick recovery of the heat release rate in the furnace. As a result of simulation, we show that good responses to reference inputs are obtained for the PI control system with an effective agitating apparatus, in comparison

with the conventional PID control system without agitating one. Furthermore, the refuse incineration process is shown by that of the system with time delay in state variables.

Key Words: incineration plant, modeling, process control, dynamic characteristics, system with time delay

1. ま え が き

都市ごみ焼却炉においては、廃熱ボイラから発生する蒸気流量の安定化のためにごみの自動燃焼制御は必至となっている。最近、中小都市向けの小規模プラントにおいてもごみの安定燃焼が重要視され自動燃焼制御機構を常備するようになってきた。しかしながら、燃焼物がごみのゆえに発熱量、水分、不燃物などが大幅に変動すること、ごみ焼却炉は本来多入力多出力のプラントであり、かつ非線形で大きなむだ時間をもっていることなどのために、ごみの燃焼制御にはかなりの困難が伴っている。

近年、ごみ焼却炉の動特性の解析については多くの研究がなされており、安定運転と省力化を目的とした焼却炉の自動燃焼制御方式の開発も行われてきた^{1)~7)}。一方、二次公害防止のために NO_x の制御に関する研究もなされた⁸⁾。しかし、ごみ焼却炉に対する諸特性の解明はいまだ十分でなく改善すべき事柄も多く残されている。

さきの報告⁹⁾では、炉内ごみを板状のごみ素片の集まりとみなして物理モデルをつくり、さらに数学モデルを構成し、これに基づいてごみ中の着火曲線、ストーカ上のごみの吸熱、発熱速度分布など、ごみ焼却炉の静特性を検討した。本論文では、さきに得られた数学モデルを用いてごみ焼却炉の動特性を明らかにする

† 第8回計測自動制御学会九州支部学術講演会で一部発表 (1989・11)

* 福岡大学工学部 福岡市城南区七隈 8-19-1

** 立命館大学理工学部 京都市北区等持院北町 56-1

*** 広島大学工学部 東広島市西条町大字下見

**** (株)タクマ 大阪市北区堂島浜 1-3-23

* Faculty of Engineering, Fukuoka University, Fukuoka

** Faculty of Science and Engineering, Ritsumeikan University, Kyoto

*** Faculty of Engineering, Hiroshima University, Higashihiroshima

**** Takuma Corporation, Osaka

(Received January 9, 1990)

(Revised June 4, 1990)

ことを目的としている。まず、入力としてとくに重要視されるごみの供給量、燃焼用空気流量およびごみのかくはん速度を、出力としてボイラ蒸気流量および炉内ごみの燃え切り点を用いる。これらの入力のステップ変化に対する出力の応答波形を求め、これより近似伝達関数を求める。つぎに、これらの伝達関数を用いてシステムを構成し、実地テストの結果を参照してこれを修正するとともにその動特性について検討する。さいごに、制御装置を付加して自動燃焼制御システムを構成してその制御性能を検討するとともに、今後の課題などについて述べる。

2. 過渡特性

ここで取り扱うごみ焼却炉は連続燃焼ストーク式であり、その燃焼制御系の概要を **Fig. 1** に、主な仕様を **Table 1** に示す。炉内ごみは角柱素片 ΔM の集まりとみなし、これがストーク上を並んで炉入口から出口方向 (x 方向) へ速度 v_R で移動するものとする。この ΔM は Δm (ごみの最小構成単位とする) の n 層の積み重ね ($\Delta M = \sum_{i=1}^n \Delta m_i$) とする。 Δm_i の着火までに必要な温度上昇に伴う吸熱速度 (単位時間あたりの吸熱量) を $\Delta\Phi_i^-$ 、燃焼に伴う発熱速度を $\Delta\Phi_i^+$ とすると、 ΔM の有効発熱速度 Φ は次式で与えられる。

Fig. 1 Schematic diagram of combustion control system

Table 1 Main specification and data for numerical calculation

Refuse incineration capacity	150 t/d
Evaporation of boiler	15 t/h
Combustion air flow rate	250 Nm ³ /min
Temperature in furnace	900–1,000°C
Lower calorific value of charged refuse	1,200–1,800 kcal/kg {5,024–7,536 kJ/kg}
$a_T=5$ min, $b_T=0.05$ min, $n=100$, $u_{GS}=0.27$ m/s, $\Delta w_{RS}=0.105$ kg, $\Delta x=0.1$ m, $x_T=13.7$ m, $y_T=1.0$ m, $\kappa=1.0$, $H_R=1,600$ kcal/kg {6,699 kJ/kg}

Fig. 2 Energy release rate along the stoker length

$$\Phi(t) = \sum_{i=1}^n (\Delta\Phi_i^+(t) - \Delta\Phi_i^-(t)) \quad (1)$$

なお、 $\Delta\Phi_i^-$ 、 $\Delta\Phi_i^+$ は前報⁹⁾に示したものをを用いる。炉内の ΔM は炉入口側より順次、 $\Delta M_{r+N}^1(\Delta x)$ 、 $\Delta M_{r+N-1}^2(2\Delta x)$ 、 $\dots$ 、 $\Delta M_{r+N-k+1}^k(k\Delta x)$ 、 $\dots$ で表わし、 ΔM に対応する Φ をそれぞれ $\Phi_{r+N}^1(\Delta t_1)$ 、 $\Phi_{r+N-1}^2(2\Delta t_1)$ 、 $\dots$ 、 $\Phi_{r+N-k+1}^k(k\Delta t_1)$ 、 $\dots$ で表わす。ここで、 Δx は ΔM の x 方向の長さ、 $N(=x_T/\Delta x)$ はストーク上 x 方向の ΔM の数、 x_T はストーク全長、 $\Delta t_1 = \Delta x/v_{RS}$ を表わす(注1)。**Fig. 2** に Φ の炉上分布の1例を示している。

2.1 ごみ供給量のステップ変化

ごみ層の厚さ y_T を一定にとり、 $t=t_S$ においてごみ供給量すなわちごみの送り速度 v_R をステップ変化させる。このときごみの乾燥や燃焼について時間的変化はないものとするれば、ごみはストーク上を v_{RS} より $v_{RS} + \Delta v_R$ (Δv_R は変化量) に増加する。したがって、炉内の全有効発熱速度 (燃焼ガスの全発熱流量) Q_T は次式で与えられる。

$$Q_{TS}(t) = \sum_{i=1}^m \{ \Phi_{r+N}^1(\Delta t_1) + \Phi_{r+N-1}^2(2\Delta t_1) + \dots + \Phi_{r+N-k+1}^k(k\Delta t_1) + \dots + \Phi_{r+1}^N(N\Delta t_1) \}, \quad t \leq t_S \quad (2)$$

$$Q_T(t) = \sum_{i=1}^m \{ \Phi_{r+N+p}^1(\Delta t_2) + \Phi_{r+N+p-1}^2(2\Delta t_2) + \dots + \Phi_{r+N+1}^p(p\Delta t_2) + \Phi_{r+N}^{p+1}((N-p)\Delta t_1 + p\Delta t_2) + \dots + \Phi_{r+1}^{N-p+1}((N-p)\Delta t_1 + p\Delta t_2) \}, \quad t = t_S + p\Delta t_2 \quad (p=1, 2, \dots) \quad (3)$$

ここで、 $\Delta t_2 = \Delta x/(v_{RS} + \Delta v_R)$ 、 $\sum$ は炉幅方向 (z 方向) の Φ の和を表わす。**Fig. 3** は $\Delta v_R = \pm 25\%$ のステップ変化に対する $\Delta Q_T (=Q_T - Q_{TS})$ の応答を示している。図より等価むだ時間 L_e は約 6 min とみられる。

(注1) $\Delta M_j^k(k\Delta x)$ 、($j=r+N-k+1$) の j は ΔM 固有の一貫番号であり、基準時間 $t=0$ よりスタートして炉内に第 j 番目到達し、炉入口 ($x=0$) より x 方向へ $k\Delta x$ m の位置にある、入口より第 k 番目の ΔM を表わす。 r は j に対応して定まる数である。 Φ についても同様であり、炉内での経過時間が $k\Delta t_1$ min であることを表わす。これらの添字は必要のない場合は省略する。なお、 t_S 、 v_{RS} などの添字 S は t 、 v_R などの基準値を表わす。

Fig. 3 Responses of Q_T and X_F to stepwise change in v_R

ストーカ上の燃え切り点 X_F の基準値 X_{FS} は Fig. 2 の Φ の最大値 Φ_m より $0.02 \Phi_m$ に低下したストーカ上の位置 (図では $X_{FS}=9.5 \text{ m}$) と定義する. $t_{FS}=X_{FS}/v_{RS}$ とおくと, ステップ変化後では $X_{FS}+\Delta X_F=(v_{RS}+\Delta v_{RS})t_{FS}$ に落ちつく. この場合の ΔX_F の応答を Fig. 3 に示す. なお, 記載された値のほかの諸数値は前報⁹⁾および Table 1 に示す値を用いる.

2.2 空気量のステップ変化

ストーカ下からの燃焼用空気量 (以後熱風と称す) の流速 u_G の変化量 Δu_G が 30% 以内では, ごみ層内の着火の状態すなわち着火曲線 Ψ にはほとんど変化はなく, ごみの燃焼速度すなわちごみ素片 Δm_i の燃焼時定数 T_{Ri} のみ変化するとみなせるので⁹⁾, $T_{Ri} \propto u_G^2$ と仮定するとステップ変化後の T'_{Ri} は次式で表わされる.

$$T'_{Ri}(i) = T_{Ri}(i) \frac{u_{GS}}{u_{GS} + \kappa \Delta u_G} \quad (4)$$

ここで, κ は正の定数である. $t=t_S$ で空気量をステップ変化させた場合, Δm_{ji} (ΔM_j 内で上方から第 i 層目の Δm を示す) の発熱速度 $\Delta \Phi_{ji}^*$ は次式で表わされる.

- 1) 空気量変化後に着火の場合 ($t_S \leq \tau_j + \tau_{ji}$)

$$\Delta \Phi_{ji}^*(t) = \frac{\Delta w_{RS} H_R}{T'_{Ri}(i)} \exp\left(-\frac{t - \tau_j - \tau_{ji}}{T'_{Ri}(i)}\right) \cdot u(t - \tau_j - \tau_{ji}) \quad (5)$$

ここで, τ_j は ΔM_j が $t=0$ よりスタートして炉内に到達するまでの時間, τ_{ji} は ΔM_j 内の Δm_{ji} が炉内到達後に着火するまでの時間, Δw_{RS} は Δm_{ji} の初期重量, H_R はごみの低位発熱量, $T_{Ri} = a_T + b_T i$, $u(t)$ はステップ関数, a_T , b_T は正の定数, $i=1, 2, \dots, n$ である.

- 2) 空気量変化前に着火した場合 ($t_S > \tau_j + \tau_{ji}$)

$$\Delta \Phi_{ji}^*(t) = \frac{\Delta w_{RS} H_R}{T'_{Ri}(i)} \exp\left(-\frac{t - \tau_j - \tau_{ji}}{T'_{Ri}(i)}\right) \cdot u(t - \tau_j - \tau_{ji}), \quad \tau_j + \tau_{ji} \leq t < t_S \quad (6)$$

$$\Delta \Phi_{ji}^*(t) = \frac{\Delta w_{RS} H_R}{T'_{Ri}(i)} \exp\left(-\frac{t_S - \tau_j - \tau_{ji}}{T'_{Ri}(i)}\right) \cdot u(t - t_S) \quad (7)$$

Fig. 4 Responses of Q_T and X_F to stepwise change in u_G

$$\times \exp\left(-\frac{t - t_S}{T'_{Ri}(i)}\right) u(t - t_S),$$

$$\tau_j + \tau_{ji} < t_S \leq t \quad (7)$$

(1), (2) および (4) ~ (7) 式より次式を得る.

$$Q_T(t) = Q_{TS}(t), \quad t \leq t_S \quad (8)$$

$$Q_T(t) = \sum \{\Phi_{r+N}^1(\Delta t_1) + \Phi_{r+N-1}^2(2\Delta t_1) + \dots + \Phi_{r+1}^N(N\Delta t_1)\}, \quad t = t_S + 0 \quad (9)$$

$$Q_T(t) = \sum \{\bar{\Phi}_{r+N+p}^1(\Delta t_1) + \bar{\Phi}_{r+N+p-1}^2(2\Delta t_1) + \dots + \bar{\Phi}_{r+N+1}^p(p\Delta t_1) + \bar{\Phi}_{r+N}^{p+1}(\overline{p+1}\Delta t_1) + \dots + \bar{\Phi}_{r+p+1}^N(N\Delta t_1)\}, \quad t = t_S + p\Delta t_1, \quad (p=1, 2, \dots) \quad (10)$$

ここで, $\bar{\Phi}$ は空気量変化後の, Φ は変化前の, $\bar{\Phi}$ は変化後に炉内に入った, それぞれ ΔM の有効発熱速度を表わす. この場合の ΔQ_T を Fig. 4 に示す. このように空気量の増加に伴う有効発熱速度の増加を以後, “熱風効果” と称す.

燃え切り点 X_F は Fig. 4 に示すように, Δu_G の増加後一時的に増加するが漸次減少して一定値に落ちつく.

2.3 ごみと空气の同時変化

ごみ供給量と空気量を $t=t_S$ で同時にステップ変化させた場合の Q_T は次式で表わされる.

$$Q_T(t) = Q_{TS}(t), \quad t \leq t_S \quad (11)$$

$$Q_T(t) = \sum \{\Phi_{r+N}^1(\Delta t_1) + \Phi_{r+N-1}^2(2\Delta t_1) + \dots + \Phi_{r+N-k+1}^k(k\Delta t_1) + \dots + \Phi_{r+1}^N(N\Delta t_1)\}, \quad t = t_S + 0 \quad (12)$$

$$Q_T(t) = \sum \{\bar{\Phi}_{r+N+p}^1(\Delta t_2) + \bar{\Phi}_{r+N+p-1}^2(2\Delta t_2) + \dots + \bar{\Phi}_{r+N+1}^p(p\Delta t_2) + \bar{\Phi}_{r+N}^{p+1}(\Delta t_1 + p\Delta t_2) + \dots + \bar{\Phi}_{r+p+1}^N(\overline{N-p}\Delta t_1 + p\Delta t_2)\}, \quad t = t_S + p\Delta t_2, \quad (p=1, 2, \dots) \quad (13)$$

Fig. 5 はこの場合における ΔQ_T を示したもので, 破線はごみ供給量ならびに空気量をそれぞれ独立に変化させた場合の和を示す. 実炉では空気量の変化はせいぜい基準値の $\pm 30\%$ 以内とみられるので, 両方は実用上ほぼ同じとみられる.

Fig. 6 は同時変化に対する ΔX_F の応答を示したも

Fig. 5 Responses of Q_T to simultaneous stepwise changes in v_R and u_G

Fig. 6 Responses of X_F to simultaneous stepwise changes in v_R and u_G

ので変化後はほぼ一定値を持続する傾向のあることがわかる。

2.4 ごみのかくはん効果

実炉では Fig. 1 に示すようにストーカの往復運動によりごみの移動とかくはんを同時に行う構造のものが多い。ここではとくにかくはんの影響¹⁰⁾を調べるためにごみの送りと独立に取り扱う。数学モデルによるとかくはん速度 $S_R = 0.5$ (かくはんを 2 min に 1 回行う) より 1.0 (1 min に 1 回) ヘステップ状に増速した場合、ごみ層内の着火曲線 Ψ は Fig. 7 に示すように $\Psi_{0.5}$ より時間経過とともに平行移動して約 65 min 後に $\Psi_{1.0}$ に落ち着く。この間に $\Psi_{0.5}$ と $\Psi_{1.0}$ の間に囲まれた未燃ごみが燃焼し、このぶんだけ Q_T が増加する。この場合の ΔQ_T の増加は熱風効果の場合よりも長時間持続し、Fig. 7 に示すようになる。図より、 $\Delta Q_{T\max}$ は約 20% であるので、ごみのカロリー低下が 20% 以内であれば v_R と S_R の同時増速によって Q_T の低下をある程度防止できることがわかる。

以上の Fig. 3~7 に示す過渡応答波形を近似的に伝達関数で表わすとつぎようになる。

Fig. 7 Ignition temperature curves and responses of Q_T to stepwise change in S_R

$$G_{pa}(s) = \frac{Q_T(s)}{V_R(s)} = \frac{e^{-L_{10}s}}{T_{10}s(T_{11}s+1)} \quad (14)$$

$$G_{pb}(s) = \frac{Q_T(s)}{U_G(s)} = k_{20} \frac{T_{21}s}{T_{21}s+1} \quad (15)$$

$$G_{pc}(s) = \frac{X_F(s)}{V_R(s)} = \frac{1}{T_{30}s} \quad (16)$$

$$G_{pd}(s) = \frac{X_F(s)}{U_G(s)} = k_{40} \frac{k_{41}}{T_{41}s+1} \quad (17)$$

$$G_{pe}(s) = \frac{Q_T(s)}{S_R(s)} = k_{50} \frac{\omega_5^2 s}{s^2 + 2\zeta_5 \omega_5 s + \omega_5^2} \quad (18)$$

ここで、 $T_{10} = 50$ min, $T_{11} = 3.5$ min, $L_{10} = 3$ min, $k_{20} = 1.2$, $T_{21} = 12.5$ min, $T_{30} = 95$ min, $k_{40} = 0.1$, $k_{41} = 0.4$, $T_{41} = 80$ min, $k_{50} = 11.8$, $\zeta_5 = 0.8$, $\omega_5 = 1/22$ min である。

3. 動特性の検討

ごみ焼却炉に対して実地テストを行い、前述の伝達関数表示の結果と比較検討しその修正を行う。ごみ質は前報⁹⁾とほぼ同様の低位発熱量約 1,300 kcal/kg {5,442 kJ/kg} (含水量約 50%) である。ボイラ蒸気流量の制御においては減少よりも増加が困難であるので、主として蒸気流量の増加について検討する。

まず、炉内の燃焼ガスの熱流量 Q_T からボイラ蒸気流量 Q_B への伝熱遅れを調べる。Fig. 8 に補助燃料(重油)量をステップ変化させた場合の ΔQ_B の応答を示す。図より、伝熱時定数 $T_F \approx 4.0$ min を得るが、燃焼ガス流量 $F_G \approx 130$ Nm³/min の場合であり、定格の 250 Nm³/min を考慮すると $T_F = 2.0 \sim 4.0$ min とみるのが適当であろう。ここでは、 $T_F = 2.0$ min を用いる。これより伝熱遅れ G_F は次式を用いる。

$$G_F(s) = \frac{Q_B(s)}{Q_T(s)} = \frac{k_F}{T_F s + 1} \quad (19)$$

ここで、 k_F は正の定数である。

つぎに、ストーカ速度(ごみ送り速度)設定ダイヤル D_R をステップ変化させた場合の Q_B の実験結果を Fig. 9 に示す。図の実験 A では $Q_B = 6.8$ t/h において、フィーダの送り速度 $v_f = 1.2 \rightarrow 1.4$ (D_R を S_R に換算、以下同じ)、乾燥ストーカ $v_d = 0.6 \rightarrow 0.8$, 燃

Fig. 8 Experimental result of Q_B to stepwise change in auxiliary fuel flow rate

Fig. 9 Experimental results of Q_B to stepwise change in refuse feed speed

焼ストーカ $v_c=0.9 \rightarrow 1.1$ とし平均約 25% 増加の場合である。同様に、実験 B は、 $Q_B=10.2 \text{ t/h}$, $v_f=1.4 \rightarrow 1.1$, $v_d=0.6 \rightarrow 0.45$, $v_c=0.7 \rightarrow 0.4$ とし平均約 30% 減少の場合を示す。実験 A をみるとむだ時間後の立ち上りはほぼ直線的とみるほうが実状に近い。これは多少ともかくはん効果の寄与があるものと考えられる。これより (14), (19) 式をまとめて次式のように修正する。

$$G_{P1}(s) = \frac{Q_B(s)}{D_R(s)} = k_a \left(\frac{1}{T_{11}s + 1} - \frac{T_{14}s}{T_{12}s^2 + T_{13}s + 1} \right) \frac{e^{-L_1s}}{T_Fs + 1} \quad (20)$$

ここで、 $T_{11}=42.5 \text{ min}$, $T_{12}=557 \text{ min}^2$, $T_{13}=23.6 \text{ min}$, $T_{14}=13.6 \text{ min}$, $L_1=7.0 \text{ min}$, $T_F=2.0 \text{ min}$, k_a は正の定数である。図の破線はそのステップ応答を示す。

Fig. 10 は空気量設定ダイヤル D_A のステップ変化に対する Q_B の実験結果である。 $Q_B=8.5 \text{ t/h}$ において $F_G=115 \rightarrow 90 \text{ Nm}^3/\text{min}$ に減少、さらに $90 \rightarrow 115 \text{ Nm}^3/\text{min}$ に増加した場合を示す。図の破線は (15), (19) 式に駆動機構の遅れ $(T_{PM}s + 1)^{-2}$ を考慮した次式

$$G_{P2}(s) = \frac{Q_B(s)}{D_A(s)} = \frac{k_b}{(T_{PM}s + 1)^2} \frac{T_{21}s}{T_{21}s + 1} \frac{1}{T_Fs + 1} \quad (21)$$

の応答を示す。ここで、 $T_{PM}=0.5 \text{ min}$, $T_{21}=12.5 \text{ min}$, $T_F=2.0 \text{ min}$, k_b は正の定数である。図では実測値と推算値はよく一致しているがこれは比較的高カ

Fig. 10 Experimental results of Q_B to stepwise change in air flow rate

ロリー、低水分のごみ質の場合である。逆に低カロリー、高水分のごみの場合は k_b は小さくなり、空気量増加に伴う有効発熱速度の増加は期待できないことが起こるので注意が肝要である。

Fig. 9 の実験 C は、ストーカの微速運転を約 20 min 続けたのち $Q_B=5.3 \text{ t/h}$ において、 $v_f=0.55 \rightarrow 0.55$, $v_d=0.15 \rightarrow 0.30$, $v_c=0.25 \rightarrow 0.55$ のように、 v_f は一定、 v_d , v_c を平均 110% 増加した場合の応答である。この場合、①ストーカの急激な揺動運動により、いわゆるかくはん速度が増加した、②揺動運動の増加によりごみ層内の灰や不燃物が炉床のすき間から落下して熱の伝達が良くなった、③ごみの持ち上げによりごみ層内にすき間が生じたためにごみ層を通過する通風量が増し、いわゆる熱風効果が生じた、ことが考えられる。

以上のことから、実炉では (18) 式に (15) 式を加え、さらに駆動機構の遅れを考慮した次式が妥当と考えられる。

$$G_{P3}(s) = \frac{Q_B(s)}{D_R(s)} = \frac{1}{(T_{PM}s + 1)^2} \left\{ \frac{k_{20}T_{21}s}{T_{21}s + 1} + \frac{k_{50}\omega_5^2s}{s^2 + 2\zeta_5\omega_5s + \omega_5^2} \right\} \frac{1}{T_Fs + 1} \quad (22)$$

この応答は k_{20} , k_{50} の大きさにもよるが、Fig. 9 の実験 C に示されるように、 D_R のステップ変化後約 30 min 程度はほぼステップ状の応答が続くとみられる。通常、自動運転時では数 min 以内に修正動作が行われるので近似的にステップ波形とみなしてさしつかえないであろう。ゆえに、次式を用いることにする。

$$G_{P3}(s) = \frac{Q_B(s)}{D_R(s)} = \frac{k_c}{(T_{PM}s + 1)^2} \frac{1}{T_Fs + 1} \quad (23)$$

ここで、 k_c は正の定数である。図の鎖線は (23) 式のステップ応答を示している。

ごみの燃え切り点 X_F の移動状態は、未燃ごみを炉外へ排出しないためにも十分に留意する必要がある。しかし、本報告では主としてごみの燃焼がボイラ蒸発流量に与える影響を取り扱うのでここでは割愛する。

4. システムの特性と考察

ごみの燃焼制御に着目したブロック線図を Fig. 11 に示す。図において、 G_C は PID 制御装置、 G_P はごみ焼却炉、 G_{P1} , G_{P2} および G_{P3} はそれぞれ (20), (21) および (23) 式に対応する。簡単のために入力は統一して u を用いる。

Fig. 11 において、 G_C は P 動作、 G_P は $k_a=1.0$, $k_b=0$, k_c は任意の値に設定し、 k_p を増減させてこのシステムに持続振動を起させる、いわゆる限界感度法

Fig. 11 Block diagram of combustion control system

により、 k_c とそのときの持続振動周期 P_u およびゲイン $k_u (=k_p)$ の関係を Fig. 12 に示す。図より $k_c=0.05$ において P_u は 2.0 min より約 30 min に跳躍し、 k_c の減少とともに約 40 min に落ち着く。この現象がシステムの制御を困難にする一因と考えられる。また、 $k_c=0$ 、 k_b を増減させた場合の結果を鎖線で示すがほぼ同様の傾向を示している。このことから、かくはん効果と熱風効果はこのシステムにほぼ同じ影響を与えること、このことは(22)式の代りに(23)式を用いてもさほど問題にならないことを示している。しかし、第3章で述べたように熱風効果は期待できない場合があるのでかくはんを主として用いるほうが望ましい。

Fig. 11 のシステムにおいて、Fig. 13 のAは G_{P1} のみのステップ応答、Bは G_{P1} にPID制御を、Cは $G_{P1}+G_{P3}$ ($k_a=1.0$ 、 $k_c=0.4$) にPI制御を行った場合のそれぞれのステップ応答を示す。図より、かくはん効果が大($k_c \geq 0.4$)であればPI制御で十分であることがわかる。

Fig. 12 Relations between P_u (or k_u) and k_b (or k_c) under ultimate sensitivity method

Fig. 13 Responses of A, B and C to step reference input

Fig. 14 は、図の(a)に示す定常不規則外乱を Fig. 11 の d の位置に加えた場合、制御偏差 e および G_c の積分要素出力 u_i の応答を(b)~(d)に示したもの(ただし $k_a=1.0$ 、 $k_b=0$)で、 k_c を異なった値に設定している。いずれもシミュレーションの結果である。図の(b)、(c)は $k_p=5.5$ 、 $T_i=2.0$ 、 $T_d=0.5$ 、 $\alpha=0.5$ としたPID制御の場合の応答である。図の(b)では良好な制御状態にあるが k_c の減少に伴い、(c)では不安定となり u_i の振動周期は約 60 min となる。(d)は不安定なシステム(c)に対し、 $k_p=3.5$ 、 $T_i=40$ 、 $T_d=4.0$ 、 $\alpha=0.25$ に再調整した場合の応答である。とくに T_i を 20 倍にとることによりシステムを安定にできることが u_i の波形からわかる。これより安定、不安定の指標に u_i が利用できることがわかる。

Fig. 15 は実炉における自動運転の結果である。(e)は通常の状態、(f)はごみ質劣化のときの記録であり、Fig. 14 の(c)とよく似ており、 G_P を $G_{P1}+G_{P3}$ で表現することの妥当性がうかがえる。現在では高カロリーのごみ質のためにほとんどみられない現象である。

Fig. 16(a)はごみ質 $q_0=2,050$ kcal/kg {8,582 kJ/kg} から $q_1=1,222$ kcal/kg {5,116 kJ/kg} にステップ変化した場合の Q_B の応答のシミュレーション結果である。図の q_1 は q_0 から q_1 に変動してもそのままの状態を維持した場合である。そのほかは、 Q_B が

Fig. 14 Simulation results of responses for disturbance

Fig. 15 Operating results under automatic combustion control

Fig. 16 Comparison between simulations and operating result

-10% 低下したとき、 q_2 は v_R を 2 倍に増速、 q_3 は 3 倍に、 q_6 は 6 倍に増速したと仮定した場合の応答である。 q'_3 は 3 倍増速とともにごみの乾燥と燃焼の速度を 50% 増加したと想定した場合の応答である。 q_3 の場合の復帰が約 50 min に対し q'_3 ではその 1/2 であり、ごみのかくはんの有用性がうかがえる。Fig. 16(b) は自動運転中の記録であり、ごみ質の変化時によく似た現象の起こることを示している。なお、図の鎖線は 100%/60 min の降下量を示す直線である。

以上のほか、システムの制御性能の改善には G_P のむだ時間 L_1 の短縮が考えられる。この場合 Fig. 2 において炉入口側の有効発熱速度 ϕ を速かに正にすればよい。したがって炉としては炉内投入ごみの表面を高温燃焼ガスが通過する構造のものが望ましい。

ごみのかくはん効果はごみ焼却炉の性能評価の一つとして挙げられる。前述のように通常の炉ではごみの移動とかくはんは分離できない。それゆえストーカ送り速度 v_R の変化前と後のストーカ直上のごみの温度分布状態を測定でき、ごみの着火終了点の移動が把握できればこれよりその炉のかくはん効果の推算が可能となる。

最後に、ごみ焼却炉の入力としてごみ供給量とかくはん速度、出力としてボイラ蒸気流量とした場合、Fig. 11 および (20)、(23) 式よりつぎの状態方程式が得られる。

$$\begin{cases} \dot{x}(t) = Ax(t) + \tilde{A}x(t-L_1) + bu(t) \\ c(t) = \tilde{c}x(t) \end{cases} \quad (24)$$

ここで、 $x = [x_1 \ x_2 \ \dots \ x_6]^T$ 、 $u(t)$ は入力、

$$\begin{aligned} A &= \begin{bmatrix} a_{11} & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & a_{32} & a_{33} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_{54} & a_{55} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & a_{64} & 0 & a_{66} \end{bmatrix} \\ \tilde{A} &= \begin{bmatrix} 0 \\ \dots \\ \bar{a}_{61} & 0 & \bar{a}_{63} & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \\ b &= [b_{11} \ 0 \ b_{31} \ 0 \ b_{51} \ 0]^T \\ \tilde{c} &= [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 1] \end{aligned} \quad (25)$$

$a_{11} = -1/T_{11}$, $a_{32} = -1/T_{12}$, $a_{33} = -T_{13}/T_{12}$, $a_{54} = -1/T_{PM}^2$, $a_{55} = -2/T_{PM}$, $a_{64} = -a_{66} = -\bar{a}_{63} = -1/T_F$, $b_{11} = k_a/T_{11}$, $b_{31} = k_a T_{14}/T_{12}$, $b_{51} = k_c/T_{PM}^2$ である。

(24) 式で表わされるシステムは、状態にむだ時間を含むプロセスである。このプロセスの特徴は前述のようにごみ質の変動によってパラメータが変化する。すなわち、ごみ質が高カロリー、低水分の場合は k_a , k_c は大きく、 L_1 は小さい。逆に、低カロリー、高水分の場合は k_a , k_c は小さく、 L_1 はかなり大きくなる。これが経験的にわかっている。これらの取り扱いについては別の機会にゆずる。

5. あとがき

ごみ燃焼システムの動特性について検討した結果、①ごみの燃焼システムに着目した場合、ごみ焼却炉の伝達関数 G_P は G_{P1} , G_{P2} および G_{P3} の並列結合で表わすことができる、②ごみのかくはん効果が大であれば制御は PI 動作でよい、③ごみ質が低下しシステムが不安定になった場合、 T_i を極端に大きく (約 20 倍) とれば安定になる。しかし制御性能は劣化する、④システムの安定、不安定の判別指標として G_C の積分要素出力 u_i が利用できる、⑤炉内高温燃焼ガスを炉入口側のごみの表面を通過する構造の炉は、 L_1 を小さくでき、制御は容易となる、⑥このプロセスは状態にむだ時間を含むシステムで表現できることなどがわかった。ここではボイラ蒸気流量の安定化を主にして述べたが、このほかストーカ温度、炉内温度、廃ガスとくに NO_x の濃度などに対する総合的な制御を考えねばならぬこと、このプロセスに対して状態にむだ時間を含むシステムとしての検討などが課題として残されている。

終わりに、実地テストその他に多大のご協力をいただいた福岡市環境局ならびに各地方公共団体の関係各位、数値計算などにご協力をいただいた福岡大学工学部吉國宣幸氏に感謝します。

参 考 文 献

- 1) J. E. Flanagan and G. A. Hosack: Theoretical Model of Solid-Waste Combustion Process, Proc. of 1970 National Incinerator Conference, ASME, 65/70(1970)
- 2) 足立, 川立: 清掃工場のデータ処理と自動化, システムと制御, 20-9, 460/467 (1976)
- 3) 春名, 小沢, 足立: 形態的弛緩法による都市ごみ焼却炉制御方式の開発, 電気学会論文誌, 52-C-20, 149/155 (1977)
- 4) 小柳, 堀江, 阿瀬, 富島, 山岸, 柏崎: NKK-フェルント式ごみ焼却炉用蒸気安定化装置の開発, 日本鋼管技報, 84, 85/93 (1980)

- 5) 北見, 奥野: 都市ごみ焼却炉における有害ガス低減化および蒸発量安定化を目的とした燃焼制御法, 産業公害, **16-7**, 705/709 (1980)
- 6) H. Ase, S. Horie and M. Koyanagi: Dynamic and Control Studies of a Refuse Incinerator, Preprint of IFAC 8th Triennial World Congress, **119.3**, 169/174 (1981)
- 7) 黒崎泰充: ごみ焼却プラントの自動燃焼制御, 制御理論と実システムへの応用, **119/124**, 計測自動制御学会 (1983)
- 8) 阿瀬, 小柳: ごみ焼却炉における無触媒脱硝制御, 計測自動制御学会論文集, **22-8**, 904/909 (1986)
- 9) 五郎丸, 花房, 米澤, 岩河: 揺動火格子式ごみ焼却炉のごみの燃焼過程モデル, 計測自動制御学会論文集, **25-1**, 62/68 (1989)
- 10) 五郎丸, 伊藤, 岩河, 吉國: ごみ焼却炉におけるかくはん効果, 第8回計測自動制御学会九州支部学術講演会予稿集, **17/18** (1989)