

# 埋設管内通水方式による堆肥発酵熱抽出の試み

関 平和・小森友明

(金沢大学工学部建設工学科)

A Proposal and Trial of Heat Extraction from a Compost Bed  
by Water Flowing through the Pipe Buried in the Bed

Hirakazu SEKI and Tomoaki KOMORI

(Department of Construction and Environmental Engineering,  
Faculty of Technology, Kanazawa University, Kanazawa 920)

## 1. 緒 言

筆者らは、バイオマスエネルギーの一つである堆肥発酵熱に着目し、断熱容器(堆肥そう)内に堆積した農畜産系混合廃棄物の堆肥化過程におけるそう内温度の実測、発熱量(発熱速度)の推算を行った(関・小森, 1983; 1984)。自然状態の堆肥化過程で得られる発熱量は150~200 kcal/m<sup>3</sup>hr程度で、燃焼反応で得られるものと比較すれば極めて小さいが、高温(60~70℃)持続期間が比較的長い(2~3週間)ことから、もし効果的な熱抽出が可能ならそれほどの高温条件を必要としない施設栽培への利用(土壌加温など)は必ずしも不可能ではないと考えられる。

さて、上述のごとく堆肥は低発熱源なので、発酵熱の抽出は系外への熱損失を最小限にとどめて行う必要がある。そのためには発酵熱をそう内で直接的に熱媒体と熱交換させる方法が最も有利であろう。

そこで本研究では、直接的熱交換方式の一例として、あらかじめそう内に埋設された円管内に通水し、水(熱媒体)によって発酵熱を抽出する方法を取り上げ、その適用可能性を追求する指針を得るため、非定常熱抽出実験を行った。そして幾つかの仮定の下で非定常熱抽出過程のモデル解析を行い、そう内温度分布、管内水温の解析解を導き、実験結果と比較して解法の妥当性を検討した。更に、管出口水温に及ぼす初期温度推進力(そう内及び管内水の初期温度の差)と発熱量の影響、定常的な熱抽出操作の可能性についても考察した。

## 2. 実験装置及び実験方法

### 2.1 混合堆肥素材

実験に使用した混合堆肥素材は、牛ふん、鶏ふん、米ぬか、のこずを素材とした有機性物質であり、その配合割合は最適堆肥化条件[混合物のC/N比が約30,含水率約60%(久保田ら, 1977)]から、乾物重量比で牛ふん12%, 鶏ふん18%, 米ぬか19%, のこず51%とした。

### 2.2 実験装置

堆肥そうはFig. 1に示すごとく側壁を厚さ150mmのスチロフォーム板で作成した内容積0.71m<sup>3</sup>(1m×0.75m×0.95m)の断熱容器であり、発酵停滞時の混合素材の切り返し(再混合)と堆肥化過程終了後の堆肥のそう外搬出を容易にするため側壁は取りはずし可能な構造とした。又、好気性発酵促進のため、そう上端に約100mmの厚さに稲わらを敷きつめた。そう下部には空気室を設置し、U字鋼とプラスチック製の多孔管を敷き、堆積混合素材の荷重を支えと同時に側壁下部に任意の間隔であけられた通気孔から空気の入出が自然に行われるようにした。そう上、下端部では外気への熱損失の影響が大きく温度上昇が小さいので、実際に熱抽出に有効なそう容積は全そう容積の約80%(0.57m<sup>3</sup>)程度であると思われた。通水管は一本の長さが800mm, 内径14mm, 肉厚1mmの鋼管(SUS 304)に市販のさび止め塗料を塗布したものであり、そう内に水平に等間隔(150mm)に25本基盤目状に配列した。又、発酵の進行に伴う体積減少により混合素材が沈下した場合でも通水管外壁と混合素材の密着状態が保持できるようにFig. 1(c)のごとく単管の両端をプラスチック製のフレキシブル管を介して側壁に固定した。そして、合成ゴム管を用いて隣接した単管をすべて直列に接続し、そう内埋設部分の全長 $l_c$ を

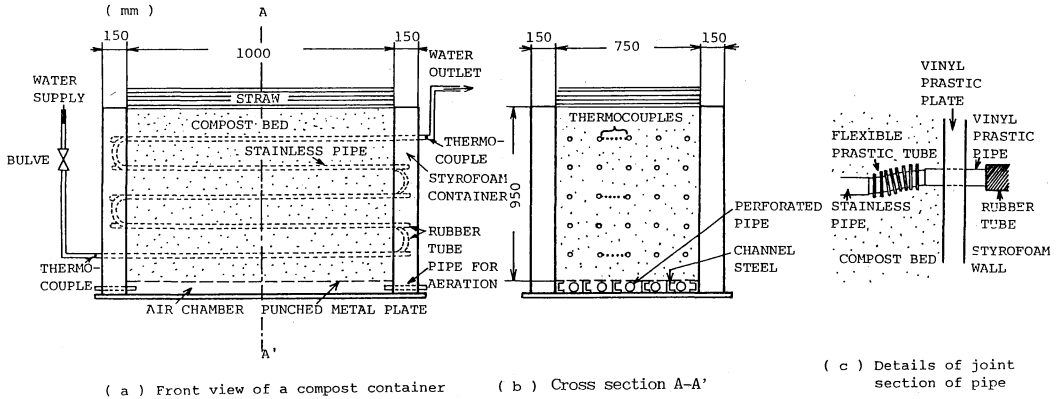


Fig. 1 Compost container

25mとした。

### 2.3 実験方法

そう内は混合素材積み込み時から約5日経過後、約15日間高温状態(50~58℃)が維持された。その間、通水量を1~5 l/minの範囲内で任意の値に設定し、通水熱抽出実験を合計13回断続的に行った。通水量は実験中一定に保たれるようバルブによって調整しつつ管出口からの排出水量を数回メシリンダーで測定し、その平均値を実験中の通水量とした。そう内三領域(そう下部( $\zeta=0.14, 0.18$ の間)、中央部( $\zeta=0.54, 0.58$ の間)、上部( $\zeta=0.94, 0.98$ の間))で隣接した二つの通水管壁とその間の $r$ 方向任意の位置及び通水管出入口には銅-コンスタンタン熱電対をそう入し、自記記録計により温度を実測した。通水継続時間は実験後のそう内温度の早期回復を図るため熱抽出時に逐次降下するそう内平均温度がほぼ高温菌生育下限温度[約40℃(例えば、相田ら, 1974)]に達するまでとし、約2hrで終了した。又、実験終了後のそう内温度回復と次回の実験準備を含め実験終了時から次回の実験開始時までの待ち時間を15~24hrとした。なお、高温持続期間中のそう内平均温度は約55℃であり、その間繰り返し作業を一回行ったが、断続的に熱抽出を行ったのでそのまま放置された場合の予想最高温度60~70℃には達しなかった。

### 3. 非定常熱抽出過程の理論解析

本操作では管入口から流入した水は、そう内を通過する間に混合堆肥素材から熱伝導で伝えられる熱によって加温された後、出口から排出される。この伝熱システムは、工学的には固体(混合堆肥素材)-流体(水)間の熱交換過程である。自動制御理論の概念(例えば、高橋, 1959)に準じ、流体の管入口温度を「入力」、管内温度を「応答」とみなすと、固体-流体間熱交換では両者の

間に「流体輸送距離/流速」で与えられるパラメータすなわち「むだ時間」のほかに、固体の体積熱容量の大小に応じて決まる「パーコレーション効果」(Gould, 1971)による「相当時間遅れ」も現れる。このため、流体-流体間熱交換過程に比べ、一般にその数学的解析は複雑になる。固体-流体間熱交換過程の実例としては蓄熱型熱交換器が上げられるが、その場合は主として厚さが比較的小さい固体壁やそれほど粒径の大きくない固体粒子と流体との熱交換が対象となるので、蓄熱型熱交換器に関する既報の解析結果は流体流れ方向の各位置でそれと直角方向の固体内温度を均一とみなして得られたもの(Brasz et al., 1980, Sandner, 1980, Willmott, 1969)が多く、ここで対象とする混合素材のように通水管外径に比して固体部分が相対的に厚く(通水管の配置間隔が大きい)、その中の温度分布が流体温度の増減に大きな影響を及ぼすような場合を扱った例は少なく、半無限固体と流体との熱交換を対象としたCarslawら(1959)の解析以外ほとんど報告されていない。

そこで、ここでは熱抽出過程における堆肥そう内熱伝導方程式と管内水の熱収支式を連立して解析を行い、「入力」と「応答」の因果関係を明らかにし、そう内温度、管内水温の解析解を導く。差し当たり、数学的取り扱いを容易にするため以下の仮定を設定する。

(1) 熱抽出過程において、堆肥そう内保有熱量は水との熱交換のみによって失われるものとし、そう側壁及び上・下端から外界への熱損失は抽出熱量に比して相対的に小さく、無視できるものとする。

(2) 混合堆肥素材の熱的物性値は既知かつ一定である。

(3) そう内通水管軸方向( $z$ 方向)の熱伝導は通水管半径方向( $r$ 方向)のそれに比して小さく無視できる。

(4) 通水管はそう内に等間隔( $2r_2$ )に配置されている

が、隣接する通水管から等距離の位置( $r=r_2$ )では温度こう配がほぼ0であり、通水管を取り巻く混合堆肥素材の形状は近似的に内、外半径  $r_1, r_2$ 、長さ  $l_c$  (通水管全長)の中空円柱とみなす。

(5) 熱抽出過程の間、そう内見掛け発熱量  $G_0$  は時間、場所に無関係に一定とする。

(6) 管内水の流れは栓流とみなす。

(7) 通水開始前のそう内温度は均一である。

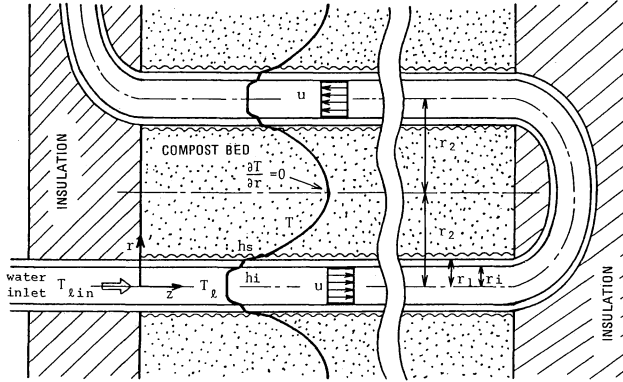


Fig. 2 Schematic representation of heat transfer for the heat extraction process

以上の仮定の下に、通水管付近の温度モデルは Fig. 2 のように示され、そう内熱伝導方程式は、

$$\frac{\partial T}{\partial \theta} = \kappa \left( \frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{G_0}{C_p \rho} \quad \left( \begin{array}{l} r_1 < r < r_2 \\ 0 < z < l_c \end{array} \right) \quad (1)$$

通水管外表面では総括伝熱係数を  $U$  として、

$$K \frac{\partial T}{\partial r} = U(T - T_i) \quad (r = r_1) \quad (2)$$

ただし、 $U$  は、

$$U = \frac{1}{(r_1/r_i)/h_i + (r_1/K_w) \ln(r_1/r_i) + 1/h_s} \quad (3)$$

仮定(4)より、 $r=r_2$  では熱移動がないと考えて、

$$\frac{\partial T}{\partial r} = 0 \quad (r = r_2) \quad (4)$$

そして、初期条件は、

$$T = T_i \quad (\theta = 0) \quad (5)$$

一方、管内水の熱収支式は、

$$\frac{\partial T_i}{\partial \theta} + u \frac{\partial T_i}{\partial z} = \frac{2 r_1 U}{C_{pl} \rho_l r_i^2} (T - T_i) \quad \left( \begin{array}{l} r = r_1 \\ 0 < z < l_c \end{array} \right) \quad (6)$$

入口水温は、一たん出口から排出した水を所定の温度にまで加温するために再度そう内へ循環通水するような場

合をも考えて、時間の関数  $T_{lin}(\theta)$  と表せば、

$$T_i = T_{lin}(\theta) \quad (z = 0) \quad (7)$$

ところで、実際には時間  $\theta=0$  で管内に水は存在しないのだが、解析の都合上、その初期条件を次式のように設定する。

$$T_i = \lim_{\theta \rightarrow 0} T_{lin}(\theta) \quad (\theta = 0) \quad (8)$$

以上のように基礎式、境界、初期条件が与えられたが、解析を容易にするために  $T, T_i$  を温度変数  $\Phi (= T - T_i$

$- (G_0 r_1^2 / K) \theta$ ),  $\Phi_l (= T_i - T_{li})$  に変換し、無次元時間  $\Phi (= \kappa \theta / r_1^2)$ 、無次元距離  $\xi (= r / r_1)$ 、 $\zeta (= z / l_c)$  を導入して基礎式(1)、(6)、境界条件式(2)、(4)、(7)、初期条件式(5)、(8)を書き換えると、書き換えられた式中には次の五つの無次元数が現れる。

$$\left. \begin{array}{l} \eta_1 = r_1 / r_i, \eta_2 = r_2 / r_1, H = U r_1 / K \\ M = C_p \rho / C_{pl} \rho_l, V = u r_1^2 / l_c \kappa \end{array} \right\} \quad (9)$$

この内、 $\eta_1, \eta_2$  は通水管の規格、配置間隔に基づく幾何学的因子で、 $H$  は混合素材の伝導による熱抵抗と管内水の対流伝熱による熱抵抗の比、 $M$  は混合素材と管内水の体積熱容量の比であり、共に伝熱機構にかかわる因子である。又、 $V$  は通水量の無次元数である。

今、上記の変数、無次元数を用いて書き換えられた各式を  $\theta$  についてラプラス変換した後、 $\Phi, \Phi_l$  のラプラス変換像関数  $\mathcal{L}(\Phi), \mathcal{L}(\Phi_l)$  を求めると次式が得られる。

$$\begin{aligned} \mathcal{L}(\Phi) &= \int_0^\infty \Phi e^{-s\theta} d\theta \\ &= [-\mathcal{L}(\Phi_l) + (1/s) \mathcal{L}(G_0 r_1^2 / K) \\ &\quad + \mathcal{L}(T_i - T_{li})] \cdot P(\xi, s) \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \mathcal{L}(\Phi_l) &= \int_0^\infty \Phi_l e^{-s\theta} d\theta \\ &= G_1(\zeta, s) \mathcal{L}(\Phi_{lin}) + G_2(\zeta, s) \mathcal{L}(G_0 r_1^2 / K) \\ &\quad + G_3(\zeta, s) \mathcal{L}(T_i - T_{li}) \end{aligned} \quad (11)$$

ただし、式(10)、(11)中の  $P(\xi, s), G_1(\zeta, s), G_2(\zeta, s), G_3(\zeta, s)$  はそれぞれ以下のごとくである。

$$P(\xi, s) = \frac{H \{ I_0(\sqrt{s} \xi) K_1(\sqrt{s} \eta_2) + K_0(\sqrt{s} \xi) I_1(\sqrt{s} \eta_2) \}}{\left[ \begin{array}{l} \sqrt{s} \{ I_1(\sqrt{s}) K_1(\sqrt{s} \eta_2) - K_1(\sqrt{s}) I_1(\sqrt{s} \eta_2) \} \\ - H \{ I_0(\sqrt{s}) K_1(\sqrt{s} \eta_2) + K_0(\sqrt{s}) I_1(\sqrt{s} \eta_2) \} \end{array} \right]} \quad (12)$$

なお、上式中の  $I_m(x), K_m(x)$  はそれぞれ  $m$  次の第一種、第二種変形ベッセル関数を表す。

$$G_1(\zeta, s) = e^{-\langle \zeta / V \rangle s} \cdot e^{-2HM\eta_1^2 \langle \zeta / V \rangle \{ 1 + P(1, s) \}} \quad (13)$$

$$G_2(\zeta, s) = \frac{2HM\eta_1^2 \{ 1 + P(1, s) \} \{ 1 - G_1(\zeta, s) \}}{s \{ s + 2HM\eta_1^2 \{ 1 + P(1, s) \} \}} \quad (14)$$

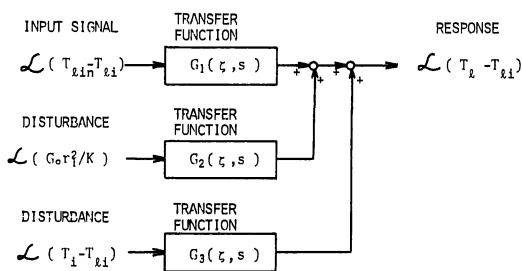


Fig. 3 Block diagram for the operation of heat extraction from a compost bed

$$G_3(\zeta, s) = \frac{2HM\eta_1^2 \{1+P(1, s)\} \{1-G_1(\zeta, s)\}}{s+2HM\eta_1^2 \{1+P(1, s)\}} \quad (15)$$

ここで、「入力」 $\mathcal{L}(\Phi_{in})$ と「応答」 $\mathcal{L}(\Phi_l)$ の因果関係を明らかにするため、式(11)の関係をブロック線図で表す(Fig. 3)と、既述のごとく両者は「むだ時間要素」 $e^{-\langle\zeta/V\rangle s}$ と「非相コレーション関数」 $e^{-2HM\eta_1^2 \langle\zeta/V\rangle \{1+P(1, s)\}}$ の積である $G_1(\zeta, s)$ なる伝達関数で結合されることが分かる。又、発熱項 $G_0 r_1^2/K$ 、初期温度推進力項 $T_1-T_{1i}$ のラプラス変換 $\mathcal{L}(G_0 r_1^2/K)$ 、 $\mathcal{L}(T_1-T_{1i})$ はそれぞれ $G_1(\zeta, s)$ を含んだ特異な伝達関数 $G_2(\zeta, s)$ 、 $G_3(\zeta, s)$ を介し、「外乱」(高橋, 1959)として「応答」に寄与するものとみなされる。そして、もし入口水温 $T_{1in}$ が一定に保たれるなら、 $T_{1i}=T_{1in}$ となり、 $\mathcal{L}(\Phi_{in})$ は0となるので、「応答」は「外乱」のみの影響を受けることになる。本操作では多くの場合 $G_0 r_1^2/K \ll T_1-T_{1i}$ (本実験では $(G_0 r_1^2/K)/(T_1-T_{1i}) < 0.001$ )なので、二つの外乱の内、 $\mathcal{L}(T_1-T_{1i})$ の影響が支配的になると予想される。ただし、式(14)、(15)から分かるように $G_2(\zeta, s)$ の逆変換 $\mathcal{L}^{-1}[G_2(\zeta, s)]$ は $G_3(\zeta, s)$ の逆変換 $\mathcal{L}^{-1}[G_3(\zeta, s)]$ の時間積分形となる[ラプラス変換像関係に $1/s$ を乗ずることは元の関数を積分することを意味する]ため、「応答」に及ぼす発熱項の影響も時間的に逐次増大することが示唆される。

式(10)、(11)を逆変換すれば、 $T_{1in}$ が一定の場合 $T$ 、 $T_l$ は最終的に次式のごとく解かれる。

$$T-T_l = [(G_0 r_1^2/K)\Theta + T_1-T_{1i}] * \left[ -2H^2 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\alpha_n \{J_0(\alpha_n \xi) Y_1(\alpha_n \eta_2) - Y_0(\alpha_n \xi) J_1(\alpha_n \eta_2)\} e^{-\alpha_n^2 \Theta}}{(\alpha_n^2 + H^2) Z_1(\alpha_n) - \eta_2 H \{ \alpha_n B_1(\alpha_n) + H B_0(\alpha_n) \}} \right] + (G_0 r_1^2/K)\Theta \quad (16)$$

$$T_l - T_{1i} = (G_0 r_1^2/K) g_1(\zeta, \Theta) + (T_1 - T_{1i}) g_2(\zeta, \Theta) \quad (17)$$

ただし、式(16)中の\*印は合成積を表し、 $J_m(x)$ 、 $Y_m(x)$ は $m$ 次の第一種、第二種ベッセル関数で、 $Z_m(x)$ 、 $B_m(x)$ はそれぞれ次式で示される。

$$Z_m(x) = J_m(x) Y_1(x \eta_2) - Y_m(x) J_1(x \eta_2) \quad (18)$$

$$B_m(x) = J_m(x) Y_0(x \eta_2) - Y_m(x) J_0(x \eta_2) \quad (19)$$

又、 $\alpha_n$ は次式の正根である。

$$\alpha_n Z_1(\alpha_n) + H Z_0(\alpha_n) = 0 \quad (20)$$

一方、式(17)中の $g_1(\zeta, \Theta)$ 、 $g_2(\zeta, \Theta)$ は次式のごとく表される。

$$g_1(\zeta, \Theta) = \int_0^\Theta f_1(\tau) (\Theta - \tau) d\tau - e^{-2HM\eta_1^2 \langle\zeta/V\rangle} \cdot \int_{\zeta/V}^\Theta (\Theta - \tau) f_1(\tau - \frac{\zeta}{V}) d\tau - e^{-2HM\eta_1^2 \langle\zeta/V\rangle} \int_{\zeta/V}^\Theta (\Theta - \tau) \cdot \int_{\zeta/V}^\tau f_1(\lambda - \frac{\zeta}{V}) f_2(\zeta, \tau - \lambda) d\lambda d\tau \quad (21)$$

$$g_2(\zeta, \Theta) = \int_0^\Theta f_1(\tau) d\tau - e^{-2HM\eta_1^2 \langle\zeta/V\rangle} \cdot \int_{\zeta/V}^\Theta f_1(\tau - \frac{\zeta}{V}) d\tau - e^{-2HM\eta_1^2 \langle\zeta/V\rangle} \int_{\zeta/V}^\Theta \int_{\zeta/V}^\tau f_1(\lambda - \frac{\zeta}{V}) \cdot f_2(\zeta, \tau - \lambda) d\lambda d\tau \quad (22)$$

ここで、 $f_1(\Theta)$ 、 $f_2(\zeta, \Theta)$ は、

$$f_1(\Theta) = -4H^2 M \eta_1^2 \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\beta_n^2 Z_1(\beta_n) e^{-\beta_n^2 \Theta}}{\{H^2 \beta_n^2 - 4H^2 M \eta_1^2 + (2HM\eta_1^2 - \beta_n^2) Z_1(\beta_n) + H(2HM\eta_1^2 - \beta_n^2) \beta_n \eta_2 B_1(\beta_n) - H^2 \beta_n^2 \eta_2 B_0(\beta_n)\}} \quad (23)$$

$$f_2(\zeta, \Theta) = p_1(\zeta, \Theta) * p_2(\zeta, \Theta) * \dots * p_1(\zeta, \Theta) * \dots - \delta(\Theta) \quad (24)$$

ただし、式(23)中の $\beta_n$ は次式の正根であり、

$$(2HM\eta_1^2 - \beta_n^2) Z_1(\beta_n) - \beta_n H Z_0(\beta_n) = 0 \quad (25)$$

式(24)中の $p_1(\zeta, \Theta)$ は次のごとく示される。

$$p_1(\zeta, \Theta) = \delta(\Theta) + \sqrt{\frac{A_1}{\Theta}} I_1(2\sqrt{A_1}\Theta) e^{-\alpha_1^2 \Theta} \quad (26)$$

そして、式(26)中の $\delta(\Theta)$ はDiracのデルタ関数で、 $A_1$ は次式で示される。

$$A_1 = \frac{-4H^2 M \eta_1^2 \langle\zeta/V\rangle \alpha_1^2 Z_1(\alpha_1)}{(\alpha_1^2 + H^2) Z_1(\alpha_1) - \eta_2 H \{ \alpha_1 B_1(\alpha_1) + H B_0(\alpha_1) \}} \quad (27)$$

なお、 $T_{1in}$ が時間的に変動する場合、式(17)には式(11)の右辺第一項の逆変換形も加算され、解は更に複雑になるが、ここでは $T_{1in}$ をほぼ一定に保って実験を行ったので、 $T_{1in}$ の時間的変動の影響については検討を差し控える。

#### 4. 結果と考察

各熱抽出実験におけるそう内温度分布、出口水温の経時的変化はどの実験についてもほぼ同様の傾向を示した。得られた結果をすべて示すことは紙面の都合上割愛

するが、ここではその内の代表的な四例を取り上げ考察を行うことにする。

#### 4.1 混合堆肥素材の物性値と実験操作条件

混合素材の物性値、実験操作条件を Table 1 に示す。有効熱伝導率  $K$  は Krischer の並列モデルに準拠した推算式(小森・関, 1981)から、比熱  $C_p$  は含水率との相関実験式(関・小森, 1983)から算出した値である。 $H$  の算出に用いる  $U$  は実験終了時のその内温度分布が近似的に擬定常温度分布であるとみなして推算された通水管外壁近傍の境膜伝熱係数  $h_s$  (通水管壁と混合素材との接触部に生ずる熱抵抗の逆数)、管壁の熱伝導率  $K_w$  (14 kcal/m hr °C)、Graetz の式あるいは Colburn の式(内田, 1972)から求められた管内境膜伝熱係数  $h_i$  を式(14)に代入して算出した。見掛け発熱量  $G_0$  は実験終了後その内半径方向温度分布がほぼ均一化した時点(約 5 hr 後)から更に 5 hr 経過後までのその内温度の平均上昇速度から見積った。

#### 4.2 実験結果と計算結果の比較

##### 4.2.1 出口水温 $T_{lou}$

時間  $\theta$  に対する  $T_{lou}$  の実験結果を式(17)による計算結果と共に Fig. 4 に図示した。管入口から流入する水は、計算上は  $l_c/u$  [hr] 経過後(一点鎖線で示す)に初めて出口に達することになるが、実験では水が個々の単管連結

用の合成ゴム管(合計長さ  $\Delta l_c = 4.8$  m。これは伝熱には何ら寄与しない部分である)内を通過するのに要する時間分だけ出口に達するまでの時間が長くなる。従って計算結果との比較に当たり、熱抽出過程とは無関係なこの時間  $\Delta l_c/u$  を実際の経過時間から差し引いた時間に対して実測値を図示した。

実測値は、水が出口へ到達した時点( $\theta = l_c/u$ )では  $T_{lin}$  との差が約 23°C (Run 1)、約 14°C (Run 2)、約 13°C (Run 3)、約 8°C (Run 4)であったが、約 0.2 hr の間にその差は急激に 5~10°C 程度縮まった。その後も  $T_{lou}$  は徐々に低下するものの、変化のこう配はいずれの場合も 0.2 hr 以前に比べれば小さかった。このことは、初期には混合素材から水への熱流束の時間的変化が顕著だったが、短時間の内にその内温度分布が擬定常状態に達し、熱流束の時間的変化が小さくなったためと考えられる。すなわち、非定常熱抽出といえども時間のごく初期を除けばほぼ一定の  $T_{lou}$  を確保し得ることを意味しており、このことは本操作の特徴の一つと考えられる。

一方、計算値は  $\theta = l_c/u$  において実測値より約 3°C (Run 1)、約 25°C (Run 2)、約 4°C (Run 3)、約 1°C (Run 4)低い値を示すが、間もなく両者の値は逆転し、実測値よりも幾分高い値になる。その後、Run 2 では両者の差は徐々に小さくなり、約 1.5 hr 以降は実測値とは

Table 1 Physical properties and operating conditions used for calculation

| Run | Thermal conductivity of the compost bed<br>$K$<br>[kcal/m hr °C] | Heat capacity of the compost bed<br>$C_p$<br>[kcal/kg °C] | Apparent density of the compost bed<br>$\rho$<br>[kg/m <sup>3</sup> ] | Apparent rate of heat generation in the compost bed<br>$G_0$<br>[kcal/m <sup>3</sup> hr] | Initial temperature of the compost bed<br>$T_i$<br>[°C] | Initial temperature of water in the pipe<br>$T_{li}$<br>[°C] |
|-----|--|---|---|--|---|--|
| 1   | 0.59   | 0.76  | 701   | 245  | 56.2  | 16.4   |
| 2   | 0.59   | 0.76  | 701   | 256  | 53.3  | 13.0   |
| 3   | 0.59   | 0.76  | 701   | 245  | 50.0  | 14.6   |
| 4   | 0.59   | 0.76  | 701   | 270  | 52.7  | 16.7   |
| Run | Water temperature at the inlet of the pipe<br>$T_{lin}$<br>[°C]  | Dimensionless parameters                                  |   |  |   |  |
|     |  | $\eta_1$<br>[ - ]   | $\eta_2$<br>[ - ]   | $H$<br>[ - ]   | $M$<br>[ - ]  | $V$<br>[ - ]   |
| 1   | 16.4   | 1.14  | 9.38  | 0.83   | 0.50  | 0.85   |
| 2   | 13.0   | 1.14  | 9.38  | 0.83   | 0.50  | 2.21   |
| 3   | 14.6   | 1.14  | 9.38  | 0.83   | 0.50  | 2.81   |
| 4   | 16.7   | 1.14  | 9.38  | 0.83   | 0.50  | 3.74   |

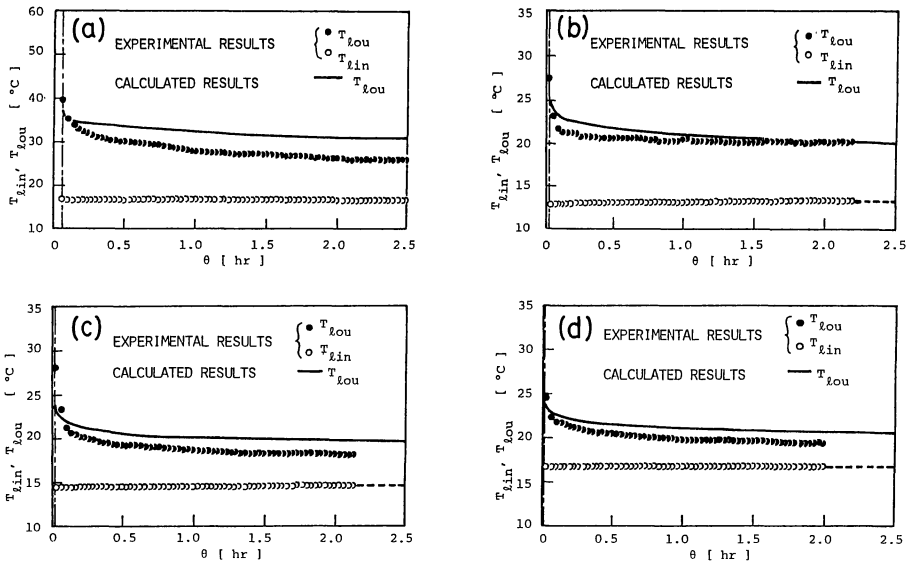


Fig. 4 Comparison of the experimental results with the calculated results of  $T_{lou}$  [(a)–for Run 1, (b)–for Run 2, (c)–for Run 3, (d)–for Run 4]

とんど一致する。Runs 1, 3, 4 についても計算値の経時変化の傾向は実測値と類似しているが、Run 1 では約 5°C、Run 3, 4 では約 2°C 実測値より高い値を示した。

実験初期において、実測値が計算値より大きかったのは、前の実験終了時に幾分管内に残存していた水が次の実験が開始するまでにそう内温度の回復と共に加温され、実験開始直後に供給水と混合して排出されたので、 $\theta = l_c/u$  では予想以上の値になったためと考えられる。又、初期を除いて全体的に計算値が実測値に比べて幾分か大きくなったのは、計算に使用した物性値が多少誤差を含んでいた可能性があること、後述のごとくそう内初期温度分布が不均一であったこと、そう側壁部の断熱が不完全で管接合部から側壁への熱の漏えいが無視できなかったと思われることなど、実験条件と計算条件とに若干差異があったためと考えられる。特に、Run 1 では通水量が小さく、バルブによる制御が困難だったため、実験開始時と終了時での通水量の差が相対的に大きかった(開始時 0.8 l/min, 終了時 1.2 l/min)ことも原因となって両者の差が他の場合に比べて大きくなったものと思われる。しかし、Run 1 を除いて両者の差はそれほど大きくはなく、計算結果は実験結果を比較的よく再現しているものと考えられる。

#### 4.2.2 そう内温度分布

本実験では外部から強制通気を施さなかったため、発熱反応に必要な酸素はそう上・下端部から内部へ向かって拡散しなければならない。このような自然状態の堆肥化過程では、そう内発熱量は経日的、場所的に変化し、

温度分布もそれに追隨して変化する(関・小森, 1984)。本実験では高温持続期間の初期には発熱がそう上・下部で起こるので、そう内温度は上・下部で高く、中央部で低くなったが、発熱域の移動と共にこの関係が逆転し、高温持続期間後期には中央部の温度の方が高くなる傾向を示した。その間、既述のごとく繰り返し作業を一回行った以外に人為的な温度制御ができなかったため、各熱抽出実験に際して均一な初期温度を得るのは困難であった。

そう内任意位置での  $r$  方向温度分布の実測値と式(16)より算出された計算値との比較を Fig. 5 に示した。図から明らかのように、上述の理由により、測定された三領域の初期温度には約  $\pm 6^\circ\text{C}$  (Runs 1, 2), 約  $\pm 3^\circ\text{C}$  (Run 3), 約  $\pm 12^\circ\text{C}$  (Run 4) の差があった。このため、熱抽出時においても実測値と計算値は各位置において若干ずれを生じたが、その経時変化の傾向は比較的類似している。特に、初期温度が計算に使用したそう内平均値 (Table 1) にほぼ等しかった Run 1 の下部、Run 2 の上部、Run 3 の中央部、Run 4 の下部では両者により一致が認められる。

以上の結果から、微生物反応を利用するこの実験では均一な実験条件の設定が困難ではあったものの実験結果と計算結果は比較的良好に一致し、本解法はほぼ妥当であると思われる。

#### 4.3 出口水温に及ぼす初期温度推進力と発熱量の影響

本実験は  $T_{jin}$  を一定として行われたので、3.で述べた

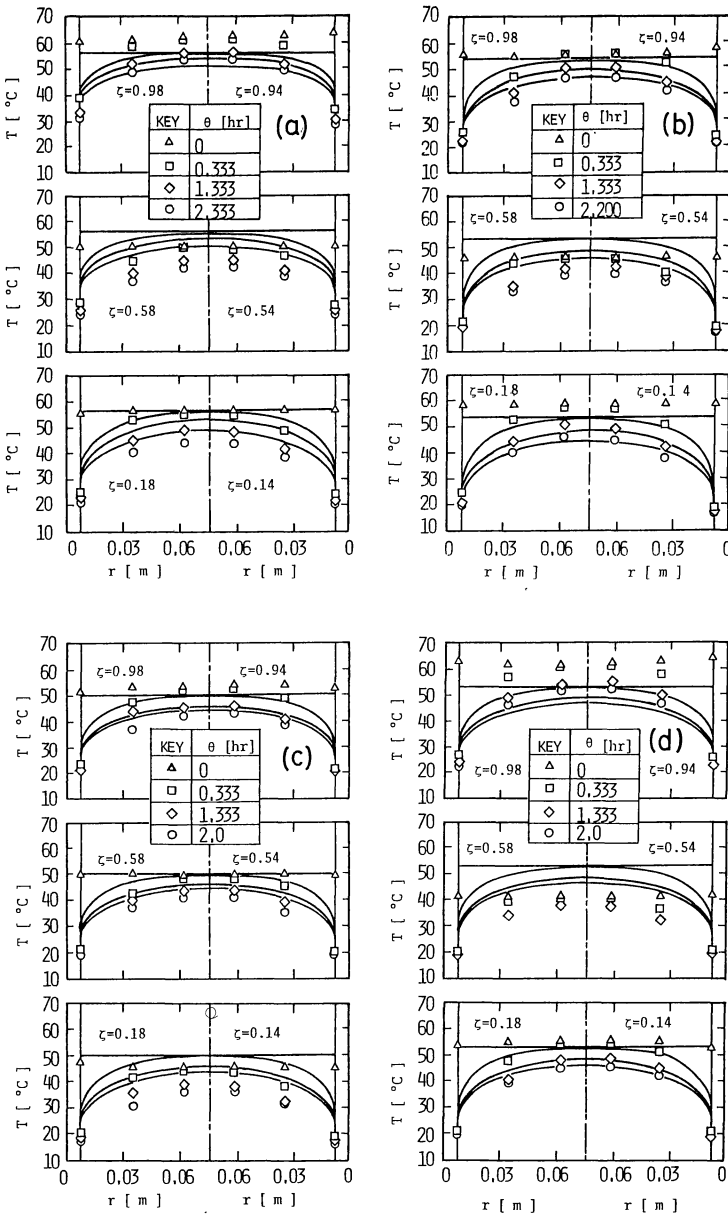


Fig. 5 Comparison of the experimental results with the calculated results of temperature profiles in the compost bed [(a)—for Run 1, (b)—for Run 2, (c)—for Run 3, (d)—for Run 4]

ごとく  $T_{lou}$  は発熱項  $G_0 r_1^2 / K$  と初期温度推進力項  $T_1 - T_{li}$  のみの影響を受ける。それぞれの影響度合は式(17)の右辺第一、二項の大小関係で示される。Fig. 6にはこれらの値を時間  $\theta$  に対して図示した。第一項は2.で示唆されたごとく時間的に逐次増大するものの、いずれも実験終了時においても第二項の3%程度の値であり、 $T_{lou}$  への寄与はわずかである。従って、 $T_{lou}$  は実質的にほとん

ど第二項に等しくなる。すなわち、非定常熱抽出過程では、 $T_{lou}$  の高低は初期温度推進力が支配的で、発熱量はほとんど影響を及ぼさないといえる。ただ、各熱抽出操作終了後のそう内温度の早期回復を図るには発熱量が大きい方が有利になることは言うまでもない。

#### 4.4 定常熱抽出操作の可能性

上述の議論は、断続的な熱抽出、すなわち非定常操作についてのものであったが、発熱量が一定に保たれるなら通水時間を延長すると最終的に熱抽出速度と発熱量が等しくなり、定常状態に達するであろう。定常操作では出口水温が一定に保持され、連続的な熱抽出が可能なので非定常操作よりも制御が容易になる。ただし、1.で述べたごとく見掛け発熱量はせいぜい  $200 \text{ kcal/m}^3 \text{ hr}$  と小さいので、定常操作において出口水温を所定の温度にまで上昇させるには相当大きなそう容積が必要になることが予想される。

本稿では、一例としてそう内平均温度を  $40^\circ\text{C}$  以上(高温菌の活動を維持するため)に保ち、入出口水温差を  $10^\circ\text{C}$  (Run 2の結果を基準にした)以上に保ちながら定常熱抽出操作を行うのに必要なそう容積を概算し、その実用可能性を定量的に検討する。

まず、定常状態では発熱量と熱抽出速度が等しいことから、 $T_{lou} - T_{lin}$  は次式で与えられる。

$$T_{lou} - T_{lin} = \frac{G_0 \pi r_1^2 (\eta_g^2 - 1) l_c}{C_{pl} \rho_l v} \quad (28)$$

非定常解においても  $\theta$  を大きくすれば  $T_{lou} - T_{lin}$  は式(28)から得られる値に近づくはずである。しかし、本解析ではそう内  $z$  方向熱伝導を無視した[仮定(3)]のために、そう内各位置で発生する熱量の内、管内水に奪われる以外の熱は  $z$  方向へ移動せず逐次そこに蓄積されるように計算されるので、初期から単調減少を持続するそ

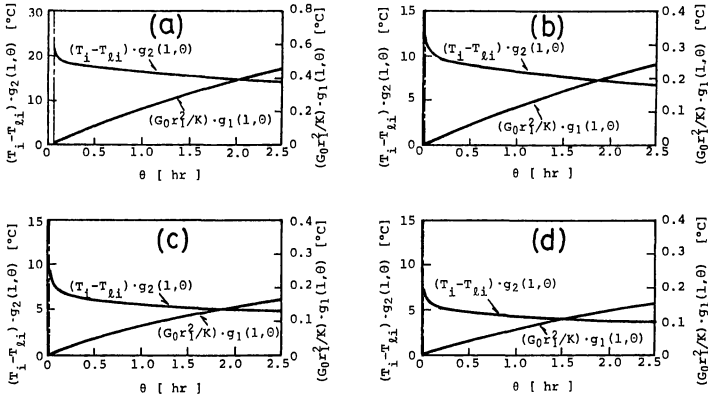


Fig. 6 Calculated results of two terms in Eq. (17) with time [(a)—for Run 1, (b)—for Run 2, (c)—for Run 3, (d)—for Run 4]

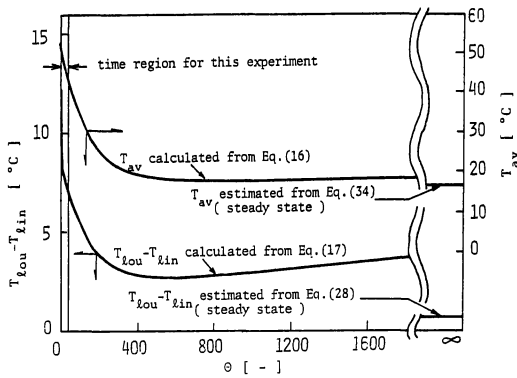


Fig. 7 Calculated results of  $T_{av}$  and  $T_{lou} - T_{lin}$  with dimensionless time  $\theta$

う内温度もやがて ( $\theta > 800$ ) 少しずつ増大し始め、それに追従して  $T_{lou}$  も増大し、結果的には定常値に等しくはならない (Fig. 7)。このような実際現象との矛盾は、本実験の時間範囲 ( $\theta < 40$ ) では十分無視できると思われるが、誤差の累積は時間と共に大きくなるので、既述の非定常解 [式(16), (17)] を定常状態にまで拡張することは妥当でない。そこで、ここでは以下のような便宜的方法により定常状態におけるそう内平均温度  $T_{av}$  を近似的に求めることにする。すなわち、そう内温度として  $z$  方向に平均化された値  $\tilde{T}$  を考えれば、 $\tilde{T}$  の  $r$  方向の分布は次の微分方程式 (29) を式 (30), (31) の境界条件下で解いて得られる。

$$\frac{d^2 \tilde{T}}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{d\tilde{T}}{dr} + \frac{G_0}{K} = 0 \quad (r_1 < r < r_2) \quad (29)$$

$$\tilde{T} = \tilde{T}_s \quad (r = r_1) \quad (30)$$

$$d\tilde{T}/dr = 0 \quad (r = r_2) \quad (31)$$

ただし、 $\tilde{T}_s$  は管壁と混合素材の接触部近傍におけるそう内温度の  $z$  方向平均値であり、 $T_i$  の  $z$  方向平均値を

近似的に  $T_{lin}$  と  $T_{lou}$  の算術平均値とみなし、そう内から管外壁への平均熱流束が、そう内掛け発熱量の全量を管外壁の表面積で除した値  $\{G_0 \pi r_1^2 (\eta_2^2 - 1) l_c\} / (2 \pi r_1 l_c) = G_0 r_1 (\eta_2^2 - 1) / 2$  で与えられることを考慮すれば次式で表される。

$$\tilde{T}_s = \frac{G_0 r_1 (\eta_2^2 - 1)}{2U} + \frac{G_0 \pi r_1^2 (\eta_2^2 - 1) l_c}{2C_{pi} \rho_i v} + T_{lin} \quad (32)$$

式 (30), (31) を満足する式 (29) の解は、

$$\tilde{T} = \tilde{T}_s + \frac{G_0 r_1^2 \eta_2^2}{2K} \ln \xi - \frac{G_0 r_1^2}{4K} (\xi^2 - 1) \quad (33)$$

$T_{av}$  は  $\tilde{T}$  の  $r$  方向平均値とみなされるから、

$$T_{av} = \frac{\int_{r_1}^{r_2} \tilde{T} \cdot 2\pi r dr}{\int_{r_1}^{r_2} 2\pi r dr} = \tilde{T}_s + \frac{G_0 r_1^2 \eta_2^2}{4K} \left( \frac{2\eta_2^2 \ln \eta_2 - 1}{\eta_2^2 - 1} - 1 \right) - \frac{G_0 r_1^2}{8K} (\eta_2^2 - 1) \quad (34)$$

今、 $r_1$ ,  $U$ ,  $K$ ,  $T_{lin}$  を Run 2 の

場合と同一値とし、式 (28), (34) より上述の条件 ( $T_{lou} - T_{lin} \geq 10$ ,  $T_{av} \geq 40$ ) を満足する  $\eta_2$ ,  $l_c$  を求めると、

$$\eta_2 \geq 21, \quad l_c \geq 441 v \quad (35)$$

$\eta_2 = 21$  として、通水量  $v = 0.156 \text{ m}^3/\text{hr}$  ( $2.6 \text{ l}/\text{min}$  ... Run 2 の場合と同一値),  $0.3 \text{ m}^3/\text{hr}$  ( $5 \text{ l}/\text{min}$ ),  $0.6 \text{ m}^3/\text{hr}$  ( $10 \text{ l}/\text{min}$ ) の各場合の最小所要容積 ( $\pi r_1^2 \eta_2^2 l_c$ ) を求めると、それぞれ  $6.1$ ,  $11.7$ ,  $23.5 \text{ m}^3$  となる。 $v$  を小さくすればそう容積は小さくできるが、Run 2 の場合と同一通水量の場合を比較しても非定常操作に比べて約 11 倍 ( $6.1/0.57$ ) のそう容積が必要となる。実際には外界への熱損失も考慮せねばならないから、更に大きなそう容積が必要であろう。又、抽出された熱量をハウス内土壌加温等に利用するには堆肥そうをハウス内に設置するのが便利であるが、ハウス内全敷地面積に対して堆肥そうなどの付帯設備占有面積を大きくし過ぎると作物の生産性が低下するのみならず、素材の積み込み、切り返し、搬出等の作業性の点からも堆肥そうの大型化には制約があると思われる。従って、実用的には定常操作を計画する



のはむしろ不都合であり、本実験のように比較的小型の堆肥そうを用いて非定常熱抽出を断続的に行う方がよいと思われる。ただし、非定常熱抽出では連続運転ができないので、熱抽出操作で得られた温水を一たん蓄熱そうに貯えた後、利用設備に使用するなどの対策を検討する必要がある。

## 5. 結 言

堆肥発酵熱抽出方法の一例として、堆肥そう内に埋設された管内通水方式による熱抽出操作を取り上げ、幾つかの仮定の下で管内水温、そう内温度の解析解が導かれた。そして、解析解による計算結果を断続的な非定常熱抽出実験結果と比較検討した。

1) 出口水温、そう内温度分布の計算結果は実験結果と良好に一致し、解法の妥当性が示されると共に、熱抽出過程の伝熱機構が明らかにされた。

2) 非定常操作においても、時間のごく初期を除けばほぼ一定値の出口水温が得られるので、操作中、熱抽出速度をほぼ一定に保持し得る可能性のあることが示唆された。

3) 入口水温が一定の場合、出口水温は混合素材と管内水の初期温度推進力及び発熱量のみの影響を受けるが、非定常操作では前者の寄与が支配的になることが分かった。

4) 発熱量が比較的小さいので、定常操作において非定常操作と同値の出口水温を確保するには、少なくとも非定常の場合の10倍以上のそう容積が必要である。従って、ハウス一棟当たりの作物の生産性、作業性を考えれば、定常操作は不利であると思われる。

5) ここに示された解析解は、実際の熱移動機構を比較的適確に数式化して得られたものだが、このまま実用計算に適用するには相当複雑である。従って、今後上記の結果1)~4)を踏まえた上で解析モデルの簡略化を行い、そう容積、配管間隔、通水量などの最適化を検討すると共に、各熱抽出操作終了後のそう内温度回復に要する時間をも考慮しつつ、最大抽出可能熱量の算定基準を明らかにする必要がある。

〔謝辞〕本研究の一部は、昭和55年度及び57年度文部省科学研究費(奨励研究A(課題番号575592, 5775079))の補助を受けて行われた。記して謝意を表す。又、実験用堆肥素材を準備していただいた石川県農業試験場の関係各位に感謝の意を表します。

〔使用記号〕

- $C_p$  混合堆肥素材の比熱 (kcal/kg °C)  
 $C_{pl}$  水の比熱 (kcal/kg °C)  
 $G_0$  そう内見掛け発熱量 (kcal/m<sup>3</sup>hr)

- $H$  無次元数 (-)  
 $h_i$  管内境膜伝熱係数 (kcal/m<sup>2</sup>hr °C)  
 $h_o$  管外境膜伝熱係数 (kcal/m<sup>2</sup>hr °C)  
 $K$  混合堆肥素材の有効熱伝導率 (kcal/m hr °C)  
 $K_w$  通水管壁の熱伝導率 (kcal/m hr °C)  
 $l_c$  通水管全長 (m)  
 $M$  無次元数 (-)  
 $r$  半径方向距離 (m)  
 $r_1$  通水管外半径 (m)  
 $r_2$  混合堆肥素材の有効半径 (m)  
 $r_i$  通水管内半径 (m)  
 $T$  そう内温度 (°C)  
 $T_{av}$  そう内平均温度 (°C)  
 $T_l$  管内水温 (°C)  
 $T_{li}$  管内水初期温度 (°C)  
 $T_{lin}$  管入口水温 (°C)  
 $T_{lou}$  管出口水温 (°C)  
 $U$  管外径基準の総括伝熱係数 (kcal/m<sup>2</sup>hr °C)  
 $u$  管内水の線速度 (m/hr)  
 $V$  無次元数 (-)  
 $v$  管内通水量 (m<sup>3</sup>/hr)  
 $z$  管長さ方向距離 (m)  
 $\Theta$  無次元時間 (-)  
 $\theta$  時間 (hr)  
 $\Phi$  温度変数 (°C)  
 $\Phi_l$  温度変数 (°C)  
 $\kappa$  混合堆肥素材の有効熱拡散率 (m<sup>2</sup>/hr)  
 $\zeta$  無次元距離 (-)  
 $\xi$  無次元距離 (-)  
 $\rho$  混合堆肥素材の見掛け密度 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $\rho_l$  水密度 (kg/m<sup>3</sup>)  
 $\eta_1, \eta_2$  無次元数 (-)

## 引用文献

- 1) 相田 浩・高尾彰一・柄倉辰六郎・斎藤日向・高橋 甫, 1974: 応用微生物学 I, 訂正版, 朝倉書店, 123-124
- 2) Brasz, J., Voskamp, J. H., Rademaker, O., 1980: *The Dynamic Behavior of a Gas-Solid Cross-Flow Heat Exchanger*, 海外研究開発レポート Data No. DT-1108 (E) 熱交換器の動特性と熱伝達特性の解析, JTRA, 3
- 3) Carslaw, H. S. and Jaeger, J. C., 1959: *Conduction of Heat in Solids, 2nd ed.*, Clarendon Press, Oxford, 391-398
- 4) Gould, L. A. (望月 聡訳), 1971: 化学プロセス制御—その理論と応用—, 東京化学同人, 10-75

- 5) 久保田 宏・細野恭生, 1977: コンポスティング—有機質固体廃棄物の土壌還元, 化学工学, **41**, 364-368
- 6) 小森友明・関 平和, 1981: 混合有機質資材の有効熱伝導率, 第15回化学工学秋季大会講演要旨集Ⅱ, 193-194
- 7) Sandner, H., 1980: *Contribution to the Linear Theory of Regenerators*, 海外研究開発レポート Data No. DT-1108 (E) 熱交換器の動特性と熱伝達特性の解析, JTRA, 5
- 8) 関 平和・小森友明, 1983: 堆肥化過程における熱移動, 農業気象, **39**(3), 173-179
- 9) 関 平和・小森友明, 1984: 堆肥化過程における熱移動(第2報), 農業気象, **40**(1), 37-45
- 10) 高橋安人, 1959: 自動制御理論, 改訂版, 岩波全書, 5-7
- 11) 内田秀雄, 1972: 大学演習伝熱工学, 裳華房, 95-146
- 12) Willmott, A. J., 1969: *The Regenerative Heat Exchanger Computer Representation*, Int. J. Heat Mass Transfer, **12**, 997-1014, 1969

### Summary

As a method of extraction of heat generated in composting process, an operation of heat extraction from a compost bed by water flowing through the pipe buried in the bed had been investigated. The analytical solutions of the water temperature in the pipe and the temperature in the bed were derived from heat conduction and heat balance equations with suitable boundary conditions and several assumptions. These calculated results from the proposed solutions were compared with the results of the experiments which had been made intermittently under the unsteady-state conditions.

1) The calculated results of the water temperature at the outlet of the pipe and the temperature profile in the compost bed were in good agreement with the experimental results, so that the proposed mathematical treatment for the heat transfer mechanism would be approximately available for this unsteady-state heat extraction process.

2) The water temperature at the outlet of the pipe did not varied significantly with time during the unsteady-state heat extraction process, except for the extremely early stage immediately after supplying water into the pipe. Therefore, it seems that this operation for heat extraction which had been carried out under the unsteady-state condition would be appropriate to obtain approximately constant water temperature at the outlet of the pipe.

3) In these experiments, a water temperature at the outlet of the pipe depended upon only two terms because the water temperature at the inlet of the pipe was controlled at a constant value. One of the terms is a driving force of the initial temperature difference between the compost bed and the water in the pipe, and the other is the apparent rate of heat generation in the compost bed. The effect of the former term on the water temperature at the outlet of the pipe was considered to be much greater than that of the latter term.

4) To obtain a similar value of the water temperature at the outlet of the pipe to the value given in the unsteady-state operation under the same condition of the flow rate of water in the steady-state operation of heat extraction, the volume of the container for the compost was estimated to be about 10 times larger than that required for the unsteady-state operation, because the apparent rate of heat generation is usually comparatively small. Thus, the steady-state operation seems to be inconvenient in practical use in comparison with the unsteady-state operation.

5) Mathematical manipulation in the analytical solutions is so complicated that it requires the simplification of the physical description of the problem by considering the above-mentioned items 1)~4) for the practical application of them.

6) It would be also advisable to investigate the maximum amount of heat possibly can to be extracted from the compost bed throughout a series of the intermittently unsteady-state operations, by taking account of both the time interval employed for heat extraction by water and the time required for the recovery of temperature in the compost bed.