

下水汚泥の着火温度に関する研究

STUDY ON THE IGNITION TEMPERATURE OF SEWAGE SLUDGE

浦 辺 真 郎*・寺 島 泰**

By Shinro URABE and Yutaka TERASHIMA

1. 結 論

下・廃水処理施設の整備・拡充と処理の高度化に伴って、汚泥の多様化と発生量の急速な増大が進行しつつあり、再資源化を含めてこれらの適正処理の確立は重要な問題となっている。現在のところ発生汚泥のほとんどは、濃縮、脱水等の固液分離操作により減容化されたのち、焼却や埋立等によって処理・処分されている。本論文はこれら処理操作のうち焼却プロセスを対象とし、なかでも焼却に伴う現象、すなわち乾燥、熱分解、着火、燃焼といった諸現象のうちの着火現象を中心に、基礎的な検討を加えたものである。

着火現象について最初に科学的解明を加えた Van't Hoff 以来、着火に関する研究は燃焼工学や火災・消防関連分野において理論的に取り扱われるようになった。その結果、以下で取り扱うような固形物質の着火は、次の3つに分類して把握される場合が多い。すなわち、発火 (spontaneous ignition)、引火 (piloted ignition) および自然発火 (self ignition) である。

汚泥の焼却処理における着火現象を考慮する場合には、発火すなわち高温領域において物質が加熱を受けたとき自ら発火する場合、および引火すなわち高温領域において口火に基づいて起こる発火が重要になる。しかし汚泥の燃焼反応のような気・固相からなる2相系のしかも不均一反応を対象とする場合、着火特性、反応特性、燃焼特性の3者の相互関係が明確に把握できないため、厳密な意味での発火点や引火点の定義は難しい¹⁾とされている。また発火温度については、実験操作因子、たとえば試料に与える放射エネルギー量²⁾、試料の表面積³⁾によって変化するといわれている。一方引火点も上述の発火点と同様の操作因子のほかに、加熱時間や空気の混

合状態、口火の位置によって影響を受ける¹⁾。したがって固形物質の発火点や引火点は、一般的には一定数値として取り扱われておらず、たとえば汚泥に熱的性質が類似しているといわれる木材における引火点は 250~260°C、木炭・褐炭では約 300°C⁴⁾、木片では約 340°C⁵⁾ などのように報告されている。またこれらの結果は、水分を含まない乾燥試料について得られたものであり、試料が水分を含む場合は試料の熱的性質、試料内への酸素供給などが変化するため、着火現象はさらに複雑となり、研究例も少なく未解明の問題が多い。

廃棄物処理といった観点から着火現象をとらえた高月⁶⁾は、湿潤ろ紙の含水率、見かけ密度等を変化させた実験を行い、着火時間に与える影響を定性的に把握している。また Simms⁷⁾ は、水分を含む木片の発火実験において、Fons⁸⁾、Maclean⁹⁾ による比熱、熱伝導率と水分との関係を利用し、熱伝導方程式に基づいて解析している。

以上のような状況を背景として本研究では、乾燥状態、湿潤状態の汚泥の着火現象について、まずは試料への流入熱量、試料含水率や試料形状等の影響因子を考慮しつつ着火実験を行い、発煙時間や着火時間を測定し、ついでその結果を熱伝導方程式に基づき解析することによって、おもに試料の着火温度の推定を試みた。なおここでいう着火とは、試料の発火に伴って炎が観察されるが、この有炎着火を示すもので、厳密には発火、引火と同義ではない。しかし汚泥等の廃棄物焼却炉における実際の着火現象は、それらの区別が明らかでないため、このような表現を用いている。

2. 着火実験概要

(1) 実験装置

a) 円板試料を用いた場合

通常、着火や燃焼などの現象を速度論的に把握しよう

* 正会員 工博 京都大学助手 工学部衛生工学教室

** 正会員 工博 京都大学教授 工学部衛生工学教室

とする場合、装置的にも簡便で、結果の解析を行ううえでも簡明となるよう平板状試料に対して一定の一方から放射エネルギー等を与えて、着火や燃焼を促すのが最も妥当な方法となる。そこで本研究では、Fig. 1 (a) に示すような簡単な装置を用いて汚泥の着火実験を行った。試料容器 (sample vessel) は透明な石英製の円筒容器 (直径 60 mm, 深さ 40 mm) で、その上方 20~30 mm のところにあらかじめ十分加熱しておいた円板状の電熱板 (electric heater, 直径 120 mm) を素早くかぶせ、容器内の試料を放射加熱した。なお試料容器の温度上昇に伴う試料容器からの試料への熱伝導の影響を排除するため、試料容器の上部縁と周辺とは耐火レンガ (insulating brick) で断熱した。また通風は試料層と電熱板との間の自然通風による。

試料の充填密度が着火に与える影響を知るため、試料汚泥の粒径および試料容器への充填量を変化させ、さらに放射伝熱量の影響を知るためには、電熱板の電圧調整および試料と電熱板との間隔の変化・調整を行った。なお雰囲気温度の測定は試料層の数 mm 上部に設置した熱電対 (thermo couple, クロメル・アルメル熱電対) により、また電熱板の温度 (表面温度) の測定は光高温計を用いて行った。

b) 球型試料を用いた場合

試料形状の違いや試料への流入熱量の違い等が着火に与える影響をより明確にするため、汚泥を球型 (直径 12.4~15.0 mm) に成型し、Fig. 1 (b) に示す装置を用いて着火実験を行った。同図にみられるように、本装置は管状炉 (内径 80 mm, 長さ 500 mm) に石英管の中央部の中心に試料が置かれるようになっている。この場合も上述 (a) と同じ温度制御、温度測定法を採用しているが、(a) と異なる点は、強制通風を行っていることである。

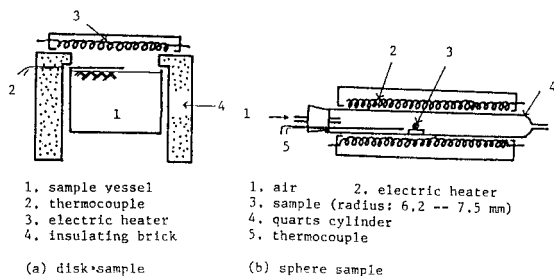


Fig. 1 Experimental Installation.

(2) 実験方法

実験手順の概略は、以下のとおりである。

1) 汚泥 (脱水ケーキ) を乾燥させ、その後粉碎、加湿、造粒等の操作により、所定の形状や性状になるように調製しこれを試料とする。

2) 所定の雰囲気温度になるまで、電熱板および管状炉をあらかじめ十分加熱しておく。

3) 試料が高温雰囲気下に瞬時に暴露されるように、(a) では電熱板を試料層上部の所定の位置に素早く置き、(b) では試料を管状炉内中心部に素早く挿入する。この時刻を実験開始時刻とする。

4) 試料が発煙 (smoking), 有炎着火する時間を測定する。なお発煙とは、試料に熱を与えることにより分解を始めるが、そのときに発生する煙がみえる状態を指す。これは活発な熱分解反応が開始されたことを示すものと考えられる。発煙時間、着火時間とは、試料を加温し始めてから発煙、有炎が目視できるまでの時間をいう。

(3) 試料汚泥の性質

試料汚泥は、A市の下水処理場 (合流式、標準活性汚泥法による処理場) から発生する最初沈殿池生汚泥脱水ケーキである。脱水方法は、塩化第2鉄、石灰を汚泥固形分当たり 40~50% 程度添加したのち真空脱水するという方法によっている。この汚泥の性質、特に熱的性質を Table 1 に示す。また同下水処理場から発生する他の汚泥、すなわち混合汚泥脱水ケーキ、余剰汚泥消化脱水ケーキの性質も同表下欄に併記したが、これからみると、試料汚泥は他の汚泥に比べて性質のうえで大差はない。なお試料の強熱減量は、600°C, 1時間電気炉内で加熱灰化させた際の減量から求め、低位発熱量は、ボンブ発熱量計による実測値 (高位発熱量) から元素組成欄に示した水素による影響を差し引いて算定した。試料の真比重 (true density) は、試料そのものの比重を示すもので、試料 (粉体) をピクノメーターに入れ、空隙を水で十分置換するためそれを煮沸する方法によって測定した。また以下でいうかさ比重 (bulk density) とは、ある容積を占める粉粒体状の試料の堆積重量をいい、円板試料における充填密度に相当し、また見かけ比重 (apparent density) とは、塊状試料個々の塊の見かけ容積当

Table 1 Characteristics of Sewage Sludge Used.

sludge type	true density ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	ignition loss (%)	C, H, N content			net calorific value ($\text{MJ}\cdot\text{kg}^{-1}$ (dry))	thermal conductivity ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{deg}^{-1}$)
			C (%)	H (%)	N (%)		
raw sludge	2.07×10^3	56.1	25.4	3.8	1.69	8.51	46.81
mixed sludge	1.38×10^3	58.5	23.2	3.2	1.81	9.09	—
digested sludge	—	46.5	22.4	4.0	2.84	8.63	—

たりの重量であり、球型試料の場合はこれを用いている。また試料汚泥の熱伝導率は、熱線法による有効熱伝導率の測定値から推定²⁰⁾したものである。

3. 実験結果と考察

(1) 実験結果

a) 円板試料を用いた場合

Fig. 2 は、絶乾状態の円板状試料を用いて求めた種々の温度雰囲気における発煙および着火時間の変化を図示したものである。この図にみられるように発煙および着火時間は、両者とも雰囲気温度に対してほぼ同様な変化の傾向を示しており、発煙後約 7~10 秒遅れて着火している。

Fig. 3 は、含水率 23.6~23.8% (乾重量基準：以下同じ) とほぼ一定の含水率に保った試料について、かさ比重 (充填密度) を変化させた場合の実験結果である。前図と同様、発煙時間と着火時間との間には 15~20 秒の遅れがみられ、雰囲気温度が下がるとその時間間隔が長くなるという傾向がある。またかさ比重が増大すると発煙および着火時間も増大し、両者の時間間隔も増大して

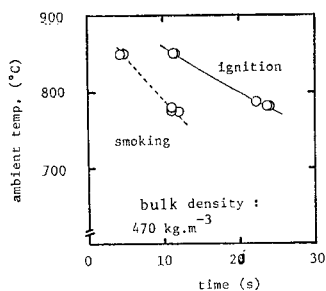


Fig. 2 Ambient Temperature vs. Smoking or Ignition Time (Dried-up Sample : Disk).

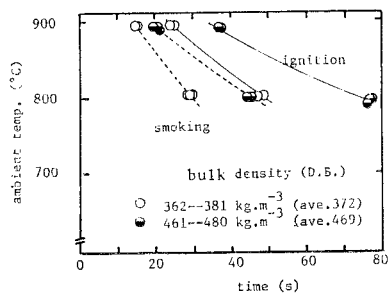


Fig. 3 Ambient Temperature vs. Smoking or Ignition Time (Wetted Sample : Water Content 0.237 Dry Basis : Disk).

いる。この理由としては、汚泥の充填密度が増加すれば、その比熱とともに有効熱伝導率が大きくなるが、熱量収支からすれば、後述する熱伝導モデルによる解 (式 (20) 参照) から推定できるように、密度と比熱の増大が試料表面温度上

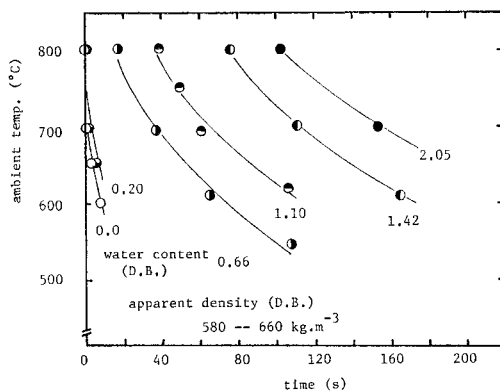


Fig. 5 Ambient Temperature vs. Ignition Time (Dried-up and Wetted Sample : Sphere).

昇速度を抑制する度合の方が、有効熱伝導率増大がこの速度の増加に及ぼす影響より大きいと考えられる。

また汚泥の乾燥重量当たりのかさ比重をほぼ一定に保ち、試料の含水率を変化させた場合の同様な実験の結果が **Fig. 4** である。この場合、水分の影響によって発煙と着火との時間間隔は **図-2,3** の場合よりさらに大きくなり、また当然ながら雰囲気温度の上昇に伴って着火および発煙時間、さらにそれらの時間間隔は短縮されている。

b) 球型試料を用いた場合

球型に成型した試料について着火に及ぼす水分の影響を把握するために、管状炉を用いて実験を行った結果が **Fig. 5** である。この実験は、試料の乾燥重量当たりの見かけ比重をほぼ一定に保ち、試料の含水率変化が着火時間に与える影響のみに焦点をあてたものである。着火は、含水率 20% 以下の試料の場合、雰囲気温度 600°C 以上ではほとんど数秒で起こっているが、含水率が 60% 以上になると、着火時間の遅れが顕著となる傾向を示している。また前述 (a) の円板状試料を用いた実験の結果と比較すれば、試料含水率と雰囲気温度とにつきほぼ同じ条件下で行った実験 (含水率 20~30%, 雰

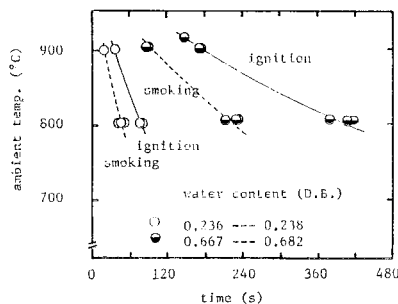


Fig. 4 Ambient Temperature vs. Smoking or Ignition Time (Wetted Sample : Bulk Density 469 kg.m⁻³ D.B. : Disk).

気温度約 800°C) において、(b) の実験での着火時間は、(a) のそれより約 1 桁小さなオーダーで起こっていることがわかる。このことは雰囲気温度が同じでも、試料の受熱量が試料の加熱方法、試料の形状によって異なることを示していると考えられる。したがって次節では、発煙や着火現象を雰囲気温度との関係からよりもむしろ、試料の受熱量との関係から把握するた

め、試料の受熱量について検討する。

Table 2 Heat Flux into Disk-Sample by Radiation.

temperature of electric heater	°C	930		1 050	
ambient temperature	°C	775	805	850	890
radiant energy of heater	kW·m ⁻²	92.6		137.2	
distance between heater and sample	mm	30	20	30	20
radius of heater	mm	60		60	
radius of disk-sample	mm	30		30	
configuration factor	—	0.191	0.219	0.191	0.219
effective blackness	—	0.069 7	0.080 4	0.070 6	0.081 4
heat flux into sample	kW·m ⁻²	15.0	17.3	22.3	25.7

(2) 試料の受熱量の計算

a) 円板試料の受熱量の計算

装置図(図-1(a))にみられるとおり、電熱板と円板試料との間に空間があり、しかもその空間の空気は強制混合されていないので、この場合の伝熱は放射伝熱が卓越する。そこでこの実験系では放射伝熱のみを考慮する。

いま、温度 $T(K)$ の実存固体の単位表面から発し得る熱放射エネルギー $Q(W·m^{-2})$ は、Stefan-Boltzmann の法則(式(1))で与えられる。ただし実存固体を黒体と仮定している。

$$Q = \sigma T^4 \dots\dots\dots(1)$$

この熱放射エネルギーが試料面(受熱面)に投射される系において、本実験のように発熱面(熱放射面)1と受熱面2との間に空間があり、そこに熱放射線ガスまたは炎を含まない場合(本実験では着火までを考慮しているため)には、固体表面を灰色体と仮定すると熱放射エネルギーの総括吸収率を示す有効黒度 φ は次式(2)で与えられる¹⁰⁾。

$$\frac{1}{A_1 \varphi_{12}} = \frac{1}{A_1 F_{12} \varepsilon_1 \varepsilon_2} - \frac{F_{12}}{A_2} \left(\frac{1}{\varepsilon_1} - 1 \right) \left(\frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right) \dots\dots\dots(2)$$

上式中 F_{12} は、面1と面2との角関係を示す形態係数であり、面1と面2とが平行な同心円板である場合には、それらの半径をそれぞれ r_1, r_2 、円板間距離を S とすると F_{12} は次式(3)となる¹⁰⁾。

$$F_{12} = \{r_1^2 + r_2^2 + S^2 - \sqrt{(r_1^2 + r_2^2 + S^2)^2 - 4r_1^2 r_2^2}\} / (2r_1^2) \dots\dots\dots(3)$$

したがって、発熱面から受熱面への放射伝熱量 $Q_{12}(W)$ は、上式(1),(2)に基づいて、式(4)

$$Q_{12} = \sigma A_1 \varphi_{12} (T_1^4 - T_2^4) \dots\dots\dots(4)$$

で計算される。ところで受熱面は、この放射伝熱量全量を受取り熱に変えるわけではないので、吸収率 a を用いると、試料の単位表面積当たりの吸収熱量 $Q_2(W·m^{-2})$ は次式(5)となる。

$$Q_2 = a Q_{12} / A_2 \dots\dots\dots(5)$$

式(5)の計算にあたり、式(1)~(4)中の定数や他の数値は、次のように推定あるいは仮定した。

1) ε_1 : ニクロム線が輝いている場合、温度範囲 49~1 000°C における熱放射率は、0.65~0.79¹¹⁾ であるので、光高温計で測定した加熱板の温度 930°C、1 050°C のニクロム線の ε_1 を温度補間して求めると、それぞれ 0.78、0.79 となる。

2) ε_2 : 汚泥についての熱放射率の測定例はなく、ここでは汚泥とほぼ同様な性質をもつと考えられる石灰石、花こう岩のそれと同じ値、0.46(約 200°C)¹¹⁾ とする。

3) T_2 : 受熱面の温度は、室温から着火温度以上まで変化するが、ここではその平均温度 160°C (433 K) と仮定する。

4) a : 非金属の場合、 a はその温度に対する熱放射率に等しい¹¹⁾ことから、0.46 とする。

5) その他 : 実測値(Table 2 に記載)を用いる。

以上に基づいて各実験での試料の受熱量を計算すると、Table 2 に示す結果となる。

b) 球型試料の受熱量の計算

この場合の伝熱系では、試料が熱放射面で包まれ、しかも両者間隙の空気が強制流動しているため、放射面による放射伝熱と高温の雰囲気ガスによる強制対流伝熱とを考慮しなければならない。まず放射伝熱について検討する。ただし透明な石英管は、管状炉の熱放射エネルギーを全量透過するものとする。

発熱面1と受熱面2および管状炉断面3, 4(黒体とみなせる)との形態係数を計算するため、Fig. 6 に示すように放射伝熱系をとらえると、形態係数は次の式(6)~(8)を用いて計算される。

$$\left. \begin{aligned} F_{2-1} &= \frac{1}{A_2} \int_{A_1} \int_{A_1} \frac{\cos \beta}{\pi S^2} dA_1 dA_2 \\ \text{ただし } S &= (r_1 / \cos \beta) - r_2 \\ 0 \leq \beta &\leq \frac{\pi}{2} - \sin^{-1}(2r_1/L) \end{aligned} \right\} \dots\dots(6)$$

$$\left. \begin{aligned} F_{2-3} &= \frac{1}{2} \{1 - (1/\sqrt{1+R^2})\} = F_{2-4} \\ \text{ただし } R &= 2r_1/L \end{aligned} \right\} \dots\dots(7)$$

ここでこれらの形態係数の関係は、

$$F_{2-1} + F_{2-3} + F_{2-4} = 1.0 \dots\dots\dots(8)$$

で示されるから、形態係数 F_{2-1} は、式(7),(8)から所与の r_1, L を用いて、 $F_{2-1} = 0.9996 \approx 1.0$ と計算される。

また相反定理(reciprocal relation)から

$$A_2 F_{2-1} = A_1 F_{1-2} \dots\dots\dots(9)$$

が導き出されるから、 $F_{2-1} = 1.0$ とすると、 F_{1-2} は次式(10)で表わされる。

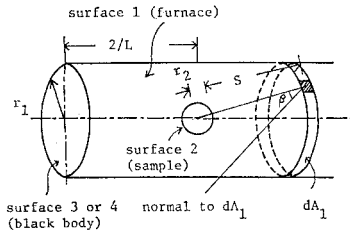


Fig. 6 Radiation Exchange between Sphere-Surface and Cylinder-Surface (Configuration Factor between Two Specular or Diffuse Surfaces).

$$F_{1-2} = A_2/A_1 \dots\dots\dots(10)$$

形態係数 F_{1-2} が式 (10) の関係にある場合、面 1 の熱放射エネルギーが、面 1 または面 2 で反射され再び面 1 に投射されると、その熱放射エネルギーは、

$$A_1 \epsilon_1 F_{1-2} \sigma T_1^4 = A_1 \epsilon_1 (A_2/A_1) \sigma_1 T_1^4 = A_2 \epsilon_1 \sigma T_1^4 \dots\dots\dots(11)$$

となる。すなわち発熱面 1 から直接または面 1 および面 2 の反射によって再び面 2 へ投射されるエネルギーは、面 2 の表面積 A_2 のみに依存し、 A_1 には無関係となる。したがってこのように反射面（保温の完全な耐火壁面が高温の定常状態にある場合には、投射した熱放射エネルギーの全量が反射する面と考えて差し支えない¹²⁾）で包まれた場合は、面 1 および面 2（ともに反射面）が平行な無限平面である場合の正味の放射伝熱量を表現する次式 (12) と同様な取扱いが可能となる¹³⁾。

$$Q_2 = -Q_1 = \frac{A_2 \sigma (T_2^4 - T_1^4)}{(1/\epsilon_1) + (1/\epsilon_2) - 1} \dots\dots\dots(12)$$

次に強制対流伝熱について検討する。Williams ら¹⁴⁾ は、球面全体の平均伝熱係数 h に対し、空気を用いた実験 ($17 < Re < 70,000$) から次の実験式を与えた。

$$\frac{2hr_2}{\lambda_f} = 0.37 \left(\frac{2r_2 u_a \rho_a}{\mu_f} \right)^{0.6} \dots\dots\dots(13)$$

この伝熱係数を Newton の熱伝達の法則式¹⁴⁾ に代入すると、対流伝熱量 Q_2' が求まる。

$$dQ_2' = h dA (T_a - T_2) \dots\dots\dots(14)$$

したがって試料の単位表面積当たりの受熱量は、式 (12)、(14) の合計を表面積 A_2 で割ることから求まるが、その計算の際に必要な数値、条件等の設定は以下のとおりである。

- 1) $\epsilon_1, \epsilon_2, T_2$: 前述のとおり。
- 2) λ_f : 境界平均温度をガス温度 (800°C ないしは 700°C) と試料表面平均温度 (T_2 : 160°C) との平均温度として、その温度における空気の熱伝導率¹⁵⁾ 0.057, 0.055 $W \cdot m^{-1} \cdot deg^{-1}$ とする。
- 3) ρ_a : 同上の温度における乾燥空気の 1 気圧下での密度¹⁶⁾ 0.456, 0.488 $kg \cdot m^{-3}$ とする。
- 4) μ_f : 同上の温度における空気の粘度¹⁶⁾ 360 ×

Table 3 Heat Flux into Sphere-Sample by Radiation and Convection.

temperature of electric heater	°C	940	1 030
ambient temperature	°C	710	805
heat-transfer coefficient by convection	$W \cdot m^{-2} \cdot deg^{-1}$	38.6	34.3
heat flux into sample by convection	$kW \cdot m^{-2}$	20.6	21.9
heat flux into sample by radiation	$kW \cdot m^{-2}$	49.2	65.7
heat flux into sample	$kW \cdot m^{-2}$	69.8	87.6

$10^{-7}, 341 \times 10^{-7} kg \cdot m^{-1} \cdot s^{-1}$ とする。

5) r_2 : Table 6 に記載

6) u_a : ガス流速は 1.1 $m \cdot s^{-1}$ であった。

以上より球型試料の受熱量を計算すると、Table 3 の結果が得られる。この結果と前掲の Table 2 とを比較すれば、ほぼ同一雰囲気温度の場合、球型試料の受熱量は、円板試料のその数倍程度であったことがわかる。

(3) 理論的考察

固形試料の表面上に上述のような伝熱量を受けた場合の試料内の伝熱としては、基本的には伝導、対流、放射伝熱が考えられる。対流による試料内伝熱については、Lande¹⁷⁾ が直立させた平板間に温度差を与え、空気層の平均温度を約 540°C にした場合の伝熱を調べた結果、空気層（間隙層）厚さが約 5 mm 以下の平板間伝熱では、対流の影響をほとんど無視できるとしている。このことから本実験のように試料粒子径が 1 mm 程度である場合の粒子間の間隙空気による対流伝熱は無視¹⁸⁾して差し支えない。また粒子充填層内の放射伝熱も、国井¹⁹⁾ の理論式を用いて計算した結果²⁰⁾や Francl ら²¹⁾の結果に基づいて無視することができる。したがって本実験の場合のような試料内の伝熱では、伝導伝熱が卓越していると考えられる。さらに試料が水分を含んでいると、相変化による伝達を考慮しなければならないが、これについては前述した Simms⁵⁾ の考えに従って、比熱項に乾燥に伴う蒸発潜熱等を含めるという方法により、通常の伝導伝熱として取り扱うことが可能となる。

以上の考察から、本実験での試料内伝熱は受熱量一定条件下での熱伝導として以下のようにとらえることができる。

a) 円板試料を用いた場合の熱伝導

十分な厚さをもたせた円板状試料内の短時間の熱伝導は、試料の熱的性質等が温度変化に影響されず一定であれば、次の式 (15) で示される 1 次元熱伝導方程式によって半無限平板における熱伝導として解析できる。すなわち本実験での試料層厚さは 40 mm あり、別途同様の実験により試料層内の温度分布を測定した結果（詳細は別の機会に発表予定）、試料層内の熱移動は遅く、40 mm 深さの試料の温度が上昇し始める時間は、ここで問題と

なっている発煙，着火時間に比較して十分長い。したがって本実験条件の範囲内では，半無限厚さをもつ平板内の1次元熱伝導問題として取り扱うことができる。ここで初期および境界条件は，受熱量一定であることなどから式(16)~(18)で示される。

$$\partial\theta/\partial t = (\lambda/c\rho)\partial^2\theta/\partial x^2 \dots\dots\dots(15)$$

$$\theta = \theta_0 : t = 0 \dots\dots\dots(16)$$

$$Q_2 = -\lambda\partial\theta/\partial x = \text{const.} : x = 0, t > 0 \dots\dots(17)$$

$$\theta = \theta_0 : x = \infty, t > 0 \dots\dots\dots(18)$$

上式群の解は次式(19)で与えられる²²⁾ので，試料表面，すなわち $x=0$ での温度 $\theta_{x=0}$ (°C) は，式(20)で，したがってまた発煙温度や着火温度も式(20)で示されることになる。

$$\theta = \frac{Q}{\lambda} \int_0^\infty \text{erf} c \frac{x}{2\sqrt{at}} dx \dots\dots\dots(19)$$

$$\theta_{x=0} = -\frac{2Q}{\lambda} \left(\frac{at}{\pi}\right)^{1/2} + \theta_0 \dots\dots\dots(20)$$

ただし $\alpha = \lambda/(c\rho)$

b) 球型試料を用いた場合の熱伝導

この場合の熱伝導は，球座標における熱伝導方程式に基づいて解析することができ，受熱量が一定な条件下での試料内の温度分布は次の式(21)で与えられる²³⁾。

$$\theta = \frac{3Qt}{\rho cr_0} + \frac{Q(5r^2 - 3r_0^2)}{10\lambda r_0} - \frac{2Qr_0^2}{\lambda r} \sum_{n=1}^\infty \left\{ \frac{\sin(r\delta_n/r_0)}{\delta_n^2 \sin \delta_n} \cdot \exp\left(-\frac{\lambda}{c\rho} \delta_n^2 \frac{t}{r_0^2}\right) \right\} \dots\dots\dots(21)$$

ただし $\delta_n (n=1, 2, 3, \dots)$ は $\tan \delta = \delta$ の正根を示す。

したがって試料表面，すなわち $r=r_0$ の温度(着火温度)も上式(21)から求めることができる。

c) 試料汚泥の熱的性質として比熱 c ，熱伝導率 λ を知り，さらに見かけ密度 ρ を測定すれば，上述の熱伝導方程式に着火時間 t_{ig} (s)，発煙時間 t_{sm} (s) の実測値を代入することから，それらの生じる温度 θ_{ig} ， θ_{sm} (°C) を算定することができる。著者らは乾燥汚泥および湿潤汚泥の c ， λ について検討した結果，以下のような式を得ている。

1) 乾燥汚泥の有効熱伝導率²⁰⁾ ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{deg}^{-1}$)
 $\lambda = 0.544 V_s - 0.010 \dots\dots\dots(22)$

2) 湿潤汚泥の有効熱伝導率²⁰⁾ ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{deg}^{-1}$)
 $0 < \phi \leq 0.2 \quad \lambda = 0.544 V_s + 0.040 \dots\dots(23)$
 $0.2 < \phi \leq 1.0 \quad \lambda = 0.544 V_s + 1.059 \phi - 0.175 \dots\dots\dots(24)$

3) 乾燥汚泥の比熱²⁴⁾ ($\text{mJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{deg}^{-1}$)
 $c = 1.26 (\theta \leq 300^\circ\text{C}) \dots\dots\dots(25)$

4) 湿潤汚泥の比熱 ($\text{mJ}\cdot\text{kg}^{-1}\cdot\text{deg}^{-1}$)
 $c = \frac{1.26}{1+w}$

$$+ \frac{4.182(100 - \theta_0) + 2260 + 2.0(\theta - 100)}{\theta - \theta_0} \cdot \frac{w}{1+w} \dots\dots\dots(26)$$

湿潤汚泥の有効熱伝導率の推定式については，飽和度(容積基準含水率) ϕ が 0.2 以下では，水は汚泥固形分粒子容積 V_s に吸着・結合され (bound water)， ϕ が 0.2 以上になると間隙内自由水 (bulk water) になるとして，このような汚泥の水分存在状態に基づいて有効熱伝導率を求めたものである。また湿潤汚泥の比熱の推定式については，試料内の水分が蒸発・乾燥するには，水および水蒸気の顕熱と水の蒸発潜熱とが必要になるが，これらの熱量を初期の試料温度 θ_0 (°C) から着火または発煙温度 θ (°C) までの温度上昇分で割ることにより，水分の乾燥という相変化に伴う影響を試料そのものの顕熱として平均的に取り扱っている。

(4) 解析結果

a) 円板試料の場合

乾燥汚泥の発煙温度 θ_{sm} と着火温度 θ_{ig} とを計算するため，Fig. 2 および Table 2 の結果と式(22)に実測の V_s を代入して得られる λ と式(25)の c を式(20)に代入すると(ただし汚泥の初期温度 $\theta_0 = 15^\circ\text{C}$)，Table 4に示す結果となった。 θ_{sm} は，236，232°C (平均 234°C) と，受熱量の違いによって 4°C の違いがみられるが小差であり，満足のいく推定がされている。一方 θ_{ig} は，338，348°C (平均 343°C) と両者に 10°C の差異があるが大差ではなく，この種の実験・解析結果としてはほぼ妥当である。これらの結果と同一汚泥を用いた熱分析結果，特に熱重量分析 (以下 TG という)，示差熱分析 (以下 DTA という) および示差走査熱量分析 (以下 DSC という) の結果²⁴⁾ とを比較してみる。 θ_{sm} は，TG からいえば熱分解によって緩慢な重量減少から急速なそれに移行する温度 (約 230°C) に相当し，また DTA では試料温度を 1°C 程度上昇させる熱分解反応を示す温度に相当している。一方 θ_{ig} は，DTA の第1番目の発熱ピーク (約 300°C) と，それよりさらに大きく，試料温度を 2.5~3°C も上昇させる最大の発熱ピーク (約 420~430°C) とのちょうど中間で，これら2つの発熱ピークの谷間を示す温度 (約 350°C) に近く，DSC についても DTA と同様ながいえる。すなわち試料温度が θ_{sm} ， θ_{ig} より上昇すると，熱分解反応が顕著に促進されており，このような熱分析結果も，得られた θ_{sm} ， θ_{ig} を熱分解開始温度，着火温度とみなし得る根拠を与えている。

次に湿潤汚泥の θ_{sm} ， θ_{ig} を，乾燥汚泥と同様な考え方に立ち，上述のモデルを用いて計算した結果が Table 5 である。ただし比熱の推定式(26)中にも温度因子が

Table 4 Smoking and Ignition Temperature and Other Characteristic Values of Dried-up Sewage Sludge and Test Conditions (Disk).

Run No.		1	2
specific heat of sample	$J \cdot g^{-1} \cdot deg^{-1}$	1.26	
effective thermal conductivity	$mW \cdot m^{-1} \cdot deg^{-1}$	114	
bulk density	$kg \cdot m^{-3}$	470	
initial temp. of sample	$^{\circ}C$	15	
thermal diffusivity	$m^2 \cdot s^{-1}$	0.193×10^{-6}	
heat flux into sample	$kW \cdot m^{-2}$	15.0	22.3
smoking time (observed)	s	11.5	5.0
ignition time (observed)	s	24.5	11.8
smoking temperature (calculated)	$^{\circ}C$	236	232
ignition temperature (calculated)	$^{\circ}C$	338	348

入っているため、このままでは式 (20) の解析解は得られないので、便宜的に上述の乾燥汚泥の θ_{sm} , θ_{ig} の平均値を用いて湿潤汚泥の比熱を推定して、それを式 (20) 中の c に代入している。Table 5 の結果にみられるように、湿潤汚泥の θ_{sm} は、228~241 $^{\circ}C$ (平均 236 $^{\circ}C$, 標本標準偏差 5.1 $^{\circ}C$) と 13 $^{\circ}C$ の開きがみられるが、平均的には乾燥汚泥の θ_{sm} より若干高くなっている。一方 θ_{ig} は、334~361 $^{\circ}C$ (平均 348 $^{\circ}C$, 標本標準偏差 9.7 $^{\circ}C$) と相当大きな差異が生じているが、平均的には乾燥汚泥の θ_{ig} より約 5 $^{\circ}C$ 高くなっている。また θ_{sm} , θ_{ig} と試料の含水率、受熱量との関係に着目すると、 θ_{sm} は含水率が高くなると低くなり、受熱量が大きくなると低くなる傾向が認められるが、 θ_{ig} は特にこのような傾向は見出せない。

ところで比熱の推定式 (26) に含まれる試料温度 (表面温度)、すなわち θ_{sm} や θ_{ig} の設定が変化すれば、当然比熱の推定値も変化する。したがって厳密に言えば式 (20) と式 (26) とを連立させて θ_{sm} , θ_{ig} を求めなければならない。そこで式 (20), (26) の c と θ との関係を逐次計算し、図示すると Fig. 7 の結果が得られる。

Table 5 Smoking and Ignition Temperature and Other Characteristic Values of Wetted Sewage Sludge and Test Conditions (Disk).

Run No.		3	4	5	6	7	8
specific heat (smoking)*1	$J \cdot g^{-1} \cdot deg^{-1}$	3.54	3.54	6.06	3.54	3.54	6.06
specific heat (ignition)*2	$J \cdot g^{-1} \cdot deg^{-1}$	2.83	2.83	4.56	2.83	2.83	4.56
effective thermal conductivity	$mW \cdot m^{-1} \cdot deg^{-1}$	138	163	385	138	163	385
bulk density (wet basis)	$kg \cdot m^{-3}$	460	580	790	460	580	790
volume ratio of solid	—	0.180	0.226	0.228	0.180	0.226	0.228
water content	—	0.237	0.237	0.675	0.237	0.237	0.675
liquid saturation ratio based on void volume	—	0.107	0.144	0.412	0.107	0.144	0.412
heat flux into sample	$kW \cdot m^{-2}$	17.3		25.7			
smoking time (observed)	s	30	45	230	13	20	99
ignition time (observed)	s	48	76	400	25	38	180
smoking temperature (calculated)	$^{\circ}C$	241	241	233	236	239	228
ignition temperature (calculated)	$^{\circ}C$	334	344	346	357	361	345

*1 Calculated by eq. (26) at 234 $^{\circ}C$ (smoking temperature for dried-up sample).

*2 Calculated by eq. (26) at 343 $^{\circ}C$ (ignition temperature for dried-up sample).

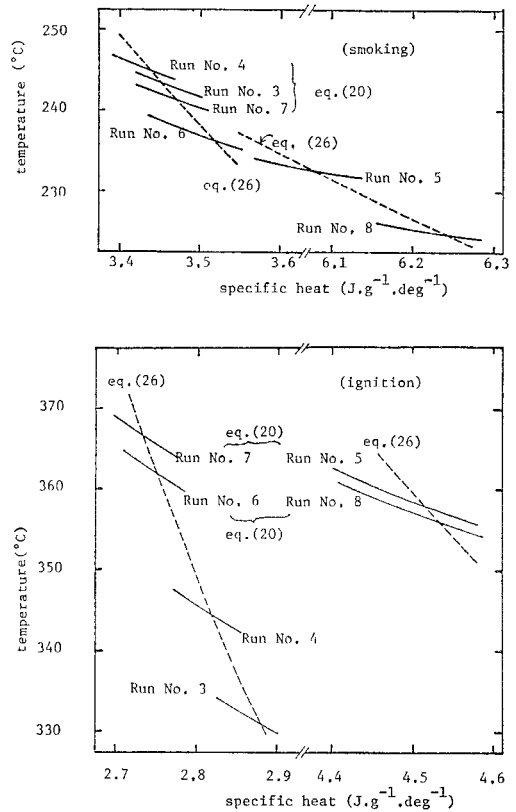


Fig. 7 Relations between Smoking or Ignition Temperature and Specific Heat of Sludge Calculated by Eqs. (20) and (26), Respectively (Disk Sample).

Fig. 7 中の 2 曲線の交点の温度が、両式を満足する θ_{sm} または θ_{ig} となるが、これらは前掲 Table 5 の結果、すなわち乾燥汚泥での θ_{sm} , θ_{ig} の平均値を用いて湿潤汚泥の比熱を求め、それによって湿潤汚泥の θ_{sm} , θ_{ig} を計算した結果よりそれぞれ約 2 $^{\circ}C$ 高くなっているが、小差である。

Table 6 Ignition Temperature and Other Characteristic Values of Dried-up and Wetted Sewage Sludge and Test Conditions (Sphere).

specific heat (ignition)*	J·g ⁻¹ ·deg ⁻¹	1.26	2.60	4.46	5.47	5.98	6.66
effective thermal conductivity	mW·m ⁻¹ ·deg ⁻¹	158	209	577	918	1 036	1 036
apparent density (wet basis)	kg·m ⁻³	640	770	1 000	1 220	1 400	1 770
volume ratio of solid	—	0.309	0.310	0.291	0.281	0.279	0.280
water content	—	0.0	0.20	0.66	1.10	1.42	2.05
liquid saturation ratio based on void volume	—	0.0	0.186	0.561	0.888	1.0	1.0
radius of sample	mm	6.2	6.8	7.3	7.5	7.4	7.5
heat flux into sample	kW·m ⁻²	69.8					
(Run No.)		9	11	13	15	17	19
ignition time (observed)	s	2.0	6.5	30	57	110	150
ignition temp. (calculated)	°C	357	362	364	353	472	456
heat flux into sample	kW·m ⁻²	87.6					
(Run No.)		10	12	14	16	18	20
ignition time (observed)	s	1.2	3.5	18	38	74	103
ignition temp. (calculated)	°C	349	332	342	351	449	443

* Calculated by eq. (26) at 350°C (ignition temperature for wetted sample).

b) 球型試料の場合

球型試料を用いた着火実験では、強制的な通風によって発煙が明確に判定できなかったため、以下では着火についてのみ触れる。この場合も上述 a) の円板試料の場合と同様な手順で解析を行った。ただし式 (21) 右辺の級数項の計算については、 $n=9$ 以上の項は無視し得る程度に小さくなるため、 $n=8$ までの計算を行い、また初期温度 θ_0 は 15°C、湿潤汚泥の着火温度は上述の結果から 350°C とし、湿潤汚泥の比熱の推定を行っている。計算結果をまとめて **Table 6** に示す。

乾燥汚泥の θ_{ig} は、349, 357°C であり、受熱量が大きい場合の着火温度は、小さい場合のそれより 8°C 低下している。平均値は 353°C となり、円板試料での θ_{ig} の平均値より 10°C 高い。また湿潤汚泥の θ_{ig} についてみると、実験番号 11~16 の 6 つの実験では、受熱量 69.8 kW·m⁻² の場合に 353~364°C (平均 359°C, 標本標準偏差 5.0°C)、受熱量 87.6 kW·m⁻² の場合に 332~364°C (同 343°C, 8.6°C) となり、受熱量が大きくなると着火温度が低下している。この 6 つの実験全体を通じての θ_{ig} は、332~364°C (同 351°C, 12.1°C) と相当の変動幅をもつものの、平均的には円板試料 (湿潤汚泥) の θ_{ig} とほぼ同じ大きさとなっている。一方実験番号 17~20 の 4 実験での θ_{ig} は、443~472°C と非常に高い。この原因は、式 (24) で示した湿潤汚泥に対する有効熱伝導率の推定式の適用範囲は、飽和度 ϕ が 1.0 までとなっているが、実験でのその値は 1.0 を超えており、熱伝導率が正しく推定されなかったためと考えられる。なお ϕ は空隙に占める水分の容積比であるため理論的に 1.0 を超えることはあり得ないが、この 4 つの実験では 1.0 以上と計算されている。この程度の試料含水率になるとそのまま試料を成型しただけでは、着火実験中に試料が割れたり、くずれたりするが、これを防

ぐため、微粉碎した乾燥試料をうすくひいた 2 つの半球型の成型器を万力で締めつけることによって実験試料を作製している。したがって試料の膨潤による見かけ容積の増大を抑制することになり、このため計算された試料の見かけ比重が大きくなるが、これが第 1 の原因と考えられる。またこの 4 つの実験特に実験 18, 20 では、実験中に試料が収縮し、粒径において約 1 割程度減少するが、このため **Table 6** に示した見かけ比重の計算では、実験前、後の粒径の平均値を用いて見かけ容積を求めているため、実験前の試料の見かけ容積より小さく評価、すなわち見かけ比重を大きく評価したことになり、これが第 2 の原因と考えられる。そこでこの場合の汚泥の有効熱伝導率を、**Table 1** に示した汚泥の真の熱伝導率と水の 15°C における熱伝導率とを用い、次式 (27) のように汚泥と水の容積比で重みづけて推定する。

$$\lambda = 46.81 V_s + 0.5873(1 - V_s) \dots\dots\dots (27)$$

このことは、湿潤汚泥の有効熱伝導率の推定式 (24) が、空隙を含む汚泥固形粒子と水分それぞれの有効熱伝導率を用い、それぞれの容積比で重みづけて求められたことと同様の考え方によっている。式 (27) の計算を番号 17~20 の実験について行くと、 $\lambda = 13.5 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{deg}^{-1}$ となり、この値を用いて式 (21) の計算を再度同様に行くと **Table 7** の結果となる。これらの結果は、各実験間で受熱量の違いがある場合に大きな差異が生じており、必ずしも満足のいくものではないが、4 実験の平均の θ_{ig} としては、364°C (標本標準偏差 26.1°C) が得られた。またこの場合も受熱量が大きくなると着火温度

Table 7 Ignition Temperature of Wetted Sludge after Correcting Thermal Conductivity by Eq. (27).

Run No.	17	18	19	20
ignition temp. (°C)	394	346	378	339

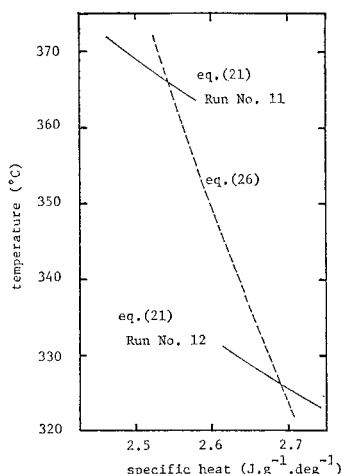


Fig. 8 Relations between Ignition Temperature and Specific Heat of Sludge Calculated by Eqs. (21) and (26), Respectively (Sphere Sample).

は低下している。

さらに前述の円板状試料で行ったように、湿潤汚泥について式 (26) の比熱と温度との関係および式 (21) の温度と比熱との関係から、厳密な意味での着火温度を求めるための図式解法の一例を Fig. 8 に示す。この結果は、Table 6 の結果の変動幅をさらに増大させることになっている。

4. 結 論

水を含みしかも複雑な組成からなる物質である下水汚泥の熱分解、着火現象について実験を行い、その結果を伝熱という観点から、熱流束一定下の熱伝導モデルに基づいて解析し、検討を加えた。これらの現象は、熱移動のみならず物質移動現象としても興味深い。これについては別の機会に発表する予定である。すなわち微視的には熱移動と物質移動に伴って試料の熱的性質も変化することになるが、本研究では、熱的性質の λ , c と見かけ比重またはかさ比重 ρ としては実験開始時の初期値を一定値として用いている (湿潤汚泥の c については、厳密には初期の性状値というよりも推定値である)。この単純化したモデルによって、下水汚泥の発煙温度、着火温度を求めたが、この結果は、熱分析結果から推定されるそれらの値とほとんど差がなく満足のいくものである。本研究で得られた成果をまとめると以下のとおりである。

(1) 汚泥の発煙、着火温度は、試料の受熱量を一定とした場合の熱伝導方程式の解析解の表面温度として推定できる。その際熱的性質 λ , c や ρ の各性状値は実験開始時の測定値や推定値を用いることが可能である。

(2) 湿潤汚泥の比熱の推定には、汚泥および水、水蒸気の顕熱上昇分と蒸発潜熱分を加味した式 (26) を用いるのが妥当である。また間隙が水で飽和された汚泥の有効熱伝導率を推定するために式 (27) を呈示した。

(3) 乾燥汚泥の発煙温度は約 234°C、着火温度は 343~353°C 程度であり、これらの結果は、熱分析結果から判断しても妥当である。

(4) 湿潤汚泥の発煙、着火温度は、試料の形状、試料の受熱量、試料含水率によって変動があるものの、平均的にみれば、前者で約 236°C、後方で 343~359°C となり、乾燥汚泥でのそれらよりとも高くなる。

記 号

[Symbols]

- A : area (m^2)
- a : absorptivity (—)
- c : specific heat ($\text{J}\cdot\text{g}^{-1}\cdot\text{deg}^{-1}$)
- F : configuration factor (—)
- h : heat-transfer coefficient ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{deg}^{-1}$)
- Q : energy per unit time (W) or ($\text{W}\cdot\text{m}^{-2}$)
- Re : Reynolds number (—)
- r : radius of disk or sphere (m)
- S : distance between two surfaces (m)
- T : temperature (K)
- t : time (s)
- u : velocity over sphere cross section ($\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$)
- V_s : volume ratio of solid (—)
- w : water content (dry basis) (—)
- α : thermal diffusivity ($\text{m}^2\cdot\text{s}^{-1}$)
- β : angle from normal of surface (rad)
- δ : constant (positive roots of $\tan \delta = \delta$) (—)
- ϵ : emissivity (—)
- θ : temperature ($^{\circ}\text{C}$)
- λ : thermal conductivity ($\text{W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{deg}^{-1}$)
- μ : viscosity ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{s}^{-1}$)
- ρ : density ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)
- σ : Stefan-Boltzmann constant
($5.6687 \times 10^{-8} \text{ W}\cdot\text{K}^{-4}\cdot\text{m}^{-2}$)
- Φ : liquid saturation ratio based on the void volume (—)
- φ : effective blackness (—)

[Subscripts]

- 1 : at area 1 (electric heater or electric furnace)
- 2 : at area 2 (surface of sample)
- a : air

f : boundary layer

sm : smoking

ig : ignition

参 考 文 献

- 1) Martin, S.B. : [10th Symp. (Int.) on Comb., The Comb. Institute, Pittsburgh, pp. 877~896, 1965.
- 2) Anderson, W.H. : Theory of surface ignition with application to cellulose, explosives and propellants, Comb. Sci. Tech., Vol. 2, p. 213, 1970.
- 3) Simms, D.L. : Damage to cellulosic materials thermal radiation, Comb. & Flame, Vol. 6, No. 4, p. 303, 1962.
- 4) 崎川範行 : 燃焼の科学, 共立出版, p. 35, 1970.
- 5) Simms, D.L. : On the pilot ignition of wood by radiation, Comb. & Flame, Vol. 7, No. 3, p. 253, 1963.
- 6) 高月 紘 : 都市ごみの焼却処理に関する基礎的研究, 京都大学学位論文, p. 94, 1977.
- 7) Simms, D.L. and M. Law : The ignition of wet and dry wood by radiation, Comb. & Flame, Vol. 11, No. 10, p. 385, 1967.
- 8) Fons, W.L. : J. Agr. Research, Vol. 172, No. 3, pp. 93~121, 1946.
- 9) Maclean, J.D. : The thermal conductivity of wood, Trans. Amer. Soc. Heat Vent. Engrs., Vol. 47, p. 1184, 1941.
- 10) 化学工学協会編 : 化学工学便覧, 改訂4版, 丸善, p. 278, 1978.
- 11) *ibid.* : p. 330.
- 12) *ibid.* : p. 280.
- 13) Siegel, R. and J.R. Howell : Thermal Radiation Heat Transfer, McGraw-Hill Book Co., New York, pp. 278~280, 1972.
- 14) Williams, G.C. and W.H. McAdams : Heat Transmission, 3rd ed., McGraw-Hill Book Co., New York, p. 245, 1954.
- 15) 10) に同じ, p. 58.
- 16) 日本化学会編 : 化学便覧, 基礎編 II, 改訂2版, 丸善, p. 58, 1978.
- 17) Lande, C.H. : Proc. Inst. Mech. Eng., Vol. 148, p. 81, 1941.
- 18) 大谷茂盛・山川紀夫・遠藤 敦 : 第7回熱測定討論会講演要旨集, p. 62, 1971.
- 19) 国井大蔵 : 化学工学, Vol. 25, p. 891, 1961.
- 20) 浦辺真郎・寺島 泰 : 下水汚泥の熱伝導率に関する実験的研究, 下水道協会誌, Vol. 17, No. 198, pp. 38~48, 1980.
- 21) Francl, J. and W.D. Kingery : J. Am. Ceram. Soc., Vol. 37, p. 99, 1954.
- 22) Carslaw, H.S. and J.C. Jaeger : Conduction of Heat in Solids, Oxford Univ. Press, London, p. 75, 1959.
- 23) *ibid.* : p. 242.
- 24) 浦辺真郎・寺島 泰 : 熱分析 からみた 下水汚泥の熱的性状, 下水道協会誌, Vol. 18, No. 209, pp. 46~54, 1981.

(1981.7.20・受付)