

重力脱水機構 — 高速天日乾燥方式への応用 —

西村 修*・後藤光亀**・佐藤敦久***

上水汚泥の固液分離特性を考慮した圧密理論を用いて天日乾燥法の重力脱水機構を解析し、重力脱水過程での内部メカニズムについて考察した。また、高速天日乾燥方式におけるケーキ層破壊の効果を定量化するため完全混合状態を仮定した重力脱水式を導き、高速天日乾燥方式の性能を実験的および理論的に考察した。これらの結果をもとに、天日乾燥方式の重力脱水過程における汚泥負荷と処理性の関係をシミュレートして合理的運転方法を検討した。

Key Words : high speed sludge drying bed, gravity dewatering, aeration, mechanical stirring, consolidation theory, water-treatment sludge

1. はじめに

浄水場における排水処理方式は自然方式、機械方式および両者併用方式の3つに大別される。この中で自然方式は気象条件に処理効率が大きく左右され不安定であること、また比較的大きな敷地面積を必要とすること等に問題があると言われている。しかしながら、排水処理方式の中では最も経済性に優れた省エネルギー型であることが大きな特徴である¹⁾。したがって自然方式の中でも特に天日乾燥方式は中小規模の浄水場で多数採用されているが、上述のような問題点から大規模の浄水場では敬遠される傾向にある²⁾。一方、近年高速天日乾燥方式が開発され、良好な運転実績を示すことが報告されている³⁾。この方式は天日乾燥方式にエアレーションおよび機械的攪はんを付加したユニークなものであり、脱水過程で砂上床面に形成される難透水性のケーキ層を破壊することで高い脱水速度を維持するという原理に基づいている。

しかしながら天日乾燥方式は、重力脱水と蒸発乾燥という2つの異なる固液分離機構より成り立ち、加えて汚泥の性状、運転方法（打ち込み厚、打ち込み濃度等）、気象条件等の因子が処理効率を決定する複雑なプロセスである。したがって設計や運転管理は多分に経験的であり、合理化のための機構解明に関する研究は少ない^{4)~6)}。特に汚泥の性状は各浄水場によって大きく異なるため⁷⁾、新しい排水処理方式に一定の評価を与えるためには現場データの集積を待たなければならない状況にある。

そこで、本論文では従来ブラックボックスとして扱われてきた天日乾燥法の重力脱水機構について上水汚泥の

固液分離特性を考慮して圧密理論を用いて解析し、重力脱水過程での内部メカニズム（汚泥内空隙率分布、液圧分布）について考察を加えた。また、高速天日乾燥方式におけるケーキ層破壊の効果を定量化するために、新たに完全混合状態における重力脱水式を導き、高速天日乾燥方式の性能を実験的および理論的に検討した。これらの結果をもとに、天日乾燥方式の重力脱水過程における汚泥負荷と処理性の関係をシミュレーションして合理的運転方法を検討した。

2. 重力脱水機構の解析

(1) 凝集汚泥への圧密方程式の適用

自重および層厚の変化を考慮し圧密係数が一定でない場合の圧密方程式は次式で示される（式(1)は補遺に示す式群より導かれる）^{8)~10)}。

$$\frac{\partial \varepsilon}{\partial t} = -\frac{\rho_s^2}{\rho_t g} (1-\varepsilon)^2 \left\{ M \cdot N \frac{\partial^2 \varepsilon}{\partial w^2} + \frac{d(M \cdot N)}{d\varepsilon} \left(\frac{\partial \varepsilon}{\partial w} \right)^2 + g \frac{dN}{d\varepsilon} \frac{\partial \varepsilon}{\partial w} \right\}, \dots (1)$$

ここで、 ε は空隙率、 ρ_s, ρ_t は汚泥固相および液相の密度、 w は固体分の質量を基準とした座標、 t は時間の座標である。また、 M は汚泥の固相にかかる圧力 P_s と空隙率の関係 ($M = dP_s/d\varepsilon$) であり汚泥の圧縮性を示す。一方、 N は汚泥の透水係数 k と空隙率の関係 ($N = k(1-\varepsilon)$) であり透水性を示す。圧密係数 C_v とこれら M, N との関係は次式で示される。

$$C_v = -\frac{M \cdot N}{\rho_t g} \dots \dots \dots (2)$$

式(1)の右辺第2項は C_v が一定つまり $M \cdot N$ が一定のときに消去される。また、第3項は N が一定のときに消去することができる。しかしながら、上水汚泥のような凝集汚泥の特に重力脱水レベルの低圧力領域における圧縮性、透水性に関して検討された例はなかった。著者らは定率ひずみ圧縮透過実験によってこれらを実験

* 正会員 工博 東北大学助手 工学部土木工学科 (〒980-77 仙台市青葉区荒巻字青葉) (現 国立環境研究所地域環境研究グループ水改善手法研究チーム研究員)

** 正会員 工博 東北大学助教授 工学部土木工学科

*** 正会員 工博 東北大学名誉教授 八戸工業大学教授

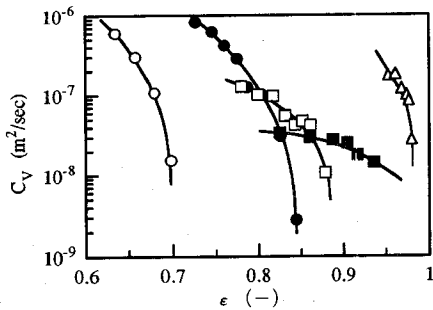


Fig. 1 Relationship between porosity and coefficient of consolidation for model sludges

○ kaolinite
● AIT ratio 1/100
□ AIT ratio 1/50
■ AIT ratio 1/20
△ Alum sludge

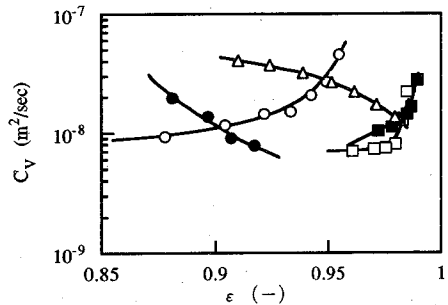


Fig. 2 Relationship between porosity and coefficient of consolidation for water-treatment sludges

○ sludge A
● sludge B
□ sludge C
■ sludge D
△ sludge E

し、凝集汚泥については式(3)および(4)が近似的に成立することを明らかにした¹¹⁾。

$$(1 - \epsilon) = a_d \cdot P_s^{b_d} \dots\dots\dots (3)$$

$$k = a_k \cdot \left\{ \frac{\epsilon^3}{(1 - \epsilon)^2} \right\}^{b_k} \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 a_d, b_d, a_k, b_k は定数である。なお、この結果をもとに圧密係数を求めた例を Figs. 1, 2 に示す。

Fig. 1 に示すカオリン汚泥は、粒径 $2\mu\text{m}$ 以下が 80% を占めるカオリンを学内水道水に懸濁させ、家庭用ミキサーで攪はん後重力沈降させて作成した。また、水酸化アルミニウム汚泥は硫酸アルミニウム ($\text{Al}_2(\text{SO}_4)_3 \cdot 16\text{H}_2\text{O}$) 20g に 2N-NaOH 溶液を添加して pH 7.0 に調整し、上澄水の電気伝導度を水道水レベルに至るまで 3 回程度デカンテーションを行って沈降させたものである。また、AIT 比を変えたモデル汚泥は濁質としてカオリン、凝集剤として硫酸アルミニウムを用い、AIT 比が 1/20, 1/50, 1/100 の 3 種類を作成した。

カオリンの初期濃度が異なると同一 AIT 比でも著しく固液分離特性が変化するので、本実験ではカオリン初期濃度を 500mg/l とし硫酸アルミニウム量を変化させた。急速攪はん後、直接砂ろ過を行ってフロックを抑制させ、その逆洗排水を重力沈降濃縮した。Fig. 1 のモデル汚泥の ϵ と C_v の関係からは、片対数紙上で全ての試料に関して ϵ が小さくなると C_v は増加するが、その傾きは小さくなる傾向が認められた。また、AIT 比 1/20 の汚泥は ϵ の減少とともに C_v は増加するもののその傾きは非常に小さくなり ϵ が 0.8~0.9 では変化は小さい。AIT 比 1/20, 1/50, 1/100 の汚泥はその曲線が交わり、水酸化アルミニウム分の増減に対する一定の傾向は C_v に関しては得られない。

一方、Fig. 2 に示す上水汚泥は取水元の異なる 3ヶ所の浄水場より採取した 4 種類の汚泥を用いた。A 汚泥は河川水を原水とする汚泥、B 汚泥は湖水を原水とし、ハ

ニコム式生物接触酸化処理槽の沈殿汚泥(凝集剤は含まれていない)、C 汚泥は処理槽後の凝集沈殿汚泥、D 汚泥はダム湖が取水元の汚泥である。B 汚泥はモデル汚泥と同様の挙動を示すが、A, D 汚泥は逆に ϵ の減少とともに C_v も減少し、その傾きは片対数紙上で小さくなる。また、C 汚泥は初め減少し ϵ が 0.95 より小さくなるあたりで一定となる。このように C_v は本実験の圧力範囲で大きく変化し一定の傾向も見られないが、高空隙率領域言い替えば低圧力領域で大きな変化を示すことは明かである。したがって、定率ひずみ圧縮実験から式(3)、(4)の定数を直接決定して式(1)を計算した。

なお、解析解は求められないので、空間差分は中央差分で、時間差分は陽形式表示と陰形式表示を交互に使用して互いの拡散誤差を消去する Leendertse の方法を用いて差分式を作成した。

また、初期条件は汚泥初期空隙率 ϵ_0 を鉛直方向に均一として与え、境界条件は下部排水面で境界面空隙率 ϵ_b を、上部は ϵ_0 を与えた。下部の ϵ_b は予想される最大の固相にかかる圧力(初期打ち込み高さで決定される)の値を用いて式(3)から求め、脱水期間中一定とした。

(2) 実験試料および実験方法

a) 実験試料

試料汚泥は、仙台市近郊の浄水場排泥池より採取し、十分重力沈降させ上澄水を排除したものを用いた。汚泥濃度は 6.4% である。定率ひずみ圧縮実験結果から、 $a_d = 0.018, b_d = 0.194, a_k = 2.03 \times 10^{-12}, b_k = 2.05$ が得られた。これを C_v と ϵ の関係で示すと Fig. 2 の E 汚泥のようになり、汚泥の圧密係数は空隙率の減少に対して増加する関数となった。

b) 重力脱水実験

Fig. 3 に重力脱水の実験装置を示す。内径 12cm のカラムに汚泥を 50cm 打ち込み、ろ材としてはろ紙 (No.5C) を用いた。ろ材面より 2, 3, 5, 10, 16, 25cm の壁面に

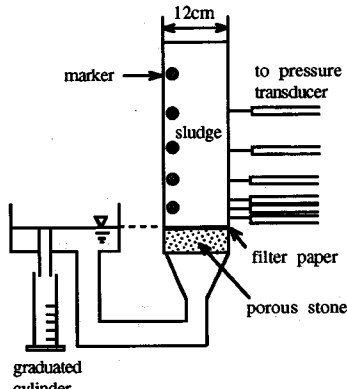


Fig. 3 Experimental apparatus of gravity dewatering process

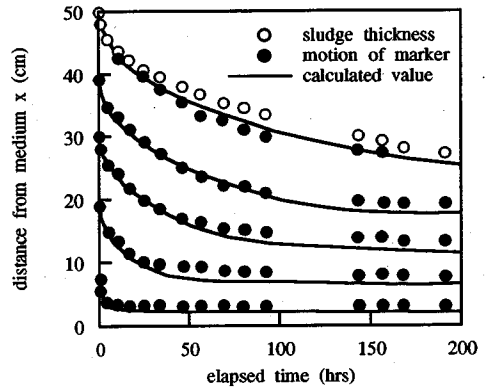


Fig. 4 Motion of solid in gravity dewatering process

小型圧力変換器を取り付け、液圧を検出した。なお、ろ水のオーバーフローする高さは、ろ紙の高さと一致させた。また、汚泥打ち込み直後、あらかじめカラム内壁に外部から磁力により適当な位置に固定したマーカー（直径約 5mm の球形のウキに針金を巻き汚泥の比重に近づけたもの）に作用している磁力を切り、マーカーの動きを観察した。このマーカーは、汚泥の固体成分とともに移動するものとして解析した。

(3) 実験結果および考察

Fig. 4 に重力脱水過程での汚泥厚 (○印) とマーカー (●印) の移動状態の実測値を示した。また実線は計算値である。本実験に用いた汚泥は十分に重力沈降させたものであるが、実験開始から 10 時間を経過した頃から上澄水が生じ始めた。したがって、図中最上部の●と○の間は上澄水が生じていることを示している。排水面付近の固相は実験開始とともに速やかに排水面方向へ移動し、かつ短時間でその動きをとめる。このような動きが緩やかに上部へ伝播する傾向が明確に示されている。これら固相の動きを計算した結果は、実測値よりも下に位置する傾向はあるもののほぼ一致し、シミュレーションが妥当であることがわかる。

式 (1) において自重項あるいは圧密係数変化項を無視した場合には、Table 1 に示すように自重項の影響はほとんど無視できるのに比較して、圧密係数変化項が大きな影響を及ぼしている。圧密係数の変化は Fig. 1 に示したように脱水による空隙率の減少にともない大きくなる。これを無視することで汚泥厚の減少は 20% 弱小さく計算される。Fig. 2 に示したように種々の上水汚泥の圧密係数について検討した結果からは、本実験に用いた汚泥よりも大きな変化を示すものもありまた空隙率の減少にともない小さくなるものもある。特に比較的高い圧力における圧密係数の変化の傾向は低圧力におけるそれと大きく異なる。したがって、重力脱水過程のシミュレ

Table 1 Effect of each term of eq. (1) on calculated sludge thickness

	sludge thickness* (cm)
eq.(1)	24.987
Assuming that N is a constant	24.992
Assuming that C_v is a constant	28.478

* at time $t=200$ hrs

ションにあたっては、適切な圧力レベルによる圧密係数の評価が非常に重要である。

Fig. 5 は重力脱水過程での空隙率分布の計算値である。初期の空隙率分布は、汚泥上部 90% において初期空隙率とほとんど変わらず、排水面近傍において急激に低下する。この低空隙率のケーキ層が脱水を律速し、汚泥上部は下層に対するヘッドの役割を果たしていることがわかる。10 時間における空隙率分布からケーキ層と認められる 4cm までの平均空隙率はおよそ 0.93 であり、透水係数は 7.1×10^{-8} m/sec である。これに対し、汚泥を混合して全層を均一の空隙率にした場合はおよそ 0.97 であり、透水係数は 3.0×10^{-6} m/sec となる。したがって、ケーキ層を破壊し重力脱水を促進させる高速天日乾燥方式が非常に効果的であることが予測される。

Fig. 6 は、重力脱水過程での液圧の分布の実測値 (図中プロット) と計算値 (図中実線) である。ここで液圧はある位置での固相にかかる圧力と液圧の和はその位置から上部に含まれる、つまりその位置より上部にある汚泥の質量に等しいとして求めた。

脱水初期 (10, 20hrs) の計算値と実測値はほぼ一致している。しかし、脱水の進行にしたがって実測値と計算値に大きな差が生じ、計算値の方がかなり小さくなる。言い換えれば、固相にかかる圧力を過大に評価しており、この傾向は特に排水面付近で顕著である。この理由

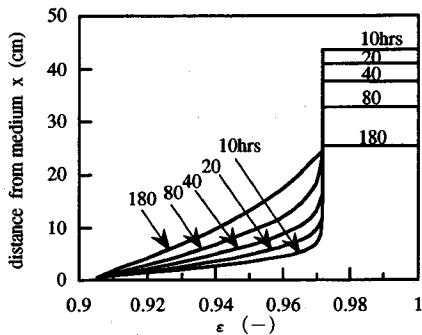


Fig. 5 Porosity profiles in gravity dewatering process

は以下に示すように、固相にかかる圧力が減少する過程での汚泥の挙動を式(3)で表わすためである。

重力脱水過程では全圧力に対する固相にかかる圧力の割合は時間とともに増加する。しかし汚泥の全質量が減少する(汚泥から水分が除去される)のに伴い全圧力は減少し始める。この過程を Fig. 7 に示す(この実験は、打ち込み厚さ 40cm で行った)。 ω は、補遺 I に示す式(I.7)で定義される固相質量基準の座標である。 $\omega = 0.116$ の位置にある固相にかかる圧力は時間とともに上昇し、約 30 時間でピークに達し、その後減少し始める。この固相の圧力が減少したときの汚泥の挙動を式(3)で表わされるものとして計算すると、空隙率は増加することとなる。ところが、Fig. 5 にも示したように本シミュレーションでは空隙率が増加することはなく、結果として空隙率から計算される固相にかかる圧力は減少することはない。したがって実際に減少過程に入ってから、空隙率から評価される固相にかかる圧力を常に過大評価しており、液圧は過小評価されることになる。なお、実際の汚泥は固相にかかる圧力を取り除いてもひずみはほとんど回復しない¹²⁾。この性質は排水面での境界条件を一定とすることで与えられており、本シミュレーションの結果からは境界条件の与え方が妥当なものであることがわかる。しかしながら、厳密には上述の点を考慮したシミュレーションが必要である。

3. 高速天日乾燥方式の重力脱水機構

(1) 完全混合状態における重力脱水式

高速天日乾燥方式は、排水面に形成されるケーキ層を破壊して重力脱水を促進させるという原理に基づいている。そこで完全混合状態を仮定して理論的に考え得る最高の脱水速度を表す式を導き高速天日乾燥方式の性能を検討する。

完全混合状態においては鉛直方向に均一なケーキを形成しながら脱水が進行するので、汚泥厚は脱水により除去された水分量に相当する分減少し、 ε は t のみの関数

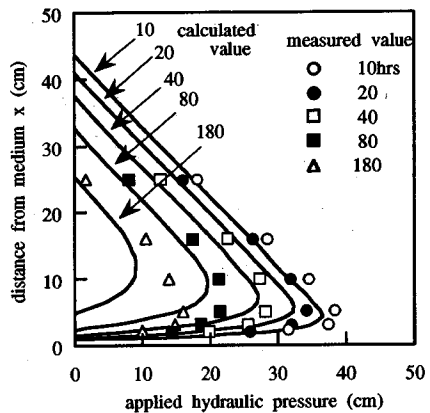


Fig. 6 Applied hydraulic pressure profiles in gravity dewatering process

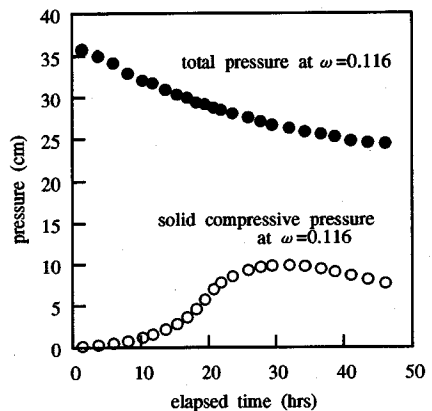


Fig. 7 Relationship between applied solid compressive pressure and total pressure

である。したがって固相の連続の式(I.5)は x で積分され次式を得る。

$$V_s = \frac{dc}{dt}x + C_s, \dots\dots\dots (5)$$

ここで V_s は汚泥固相の空塔速度、 x は鉛直方向の座標(上向き正)であり、排水面を $x = 0$ とする。 C_s は積分定数で、 $x = 0$ の位置で $V_s = 0$ であるから、 $C_s = 0$ となる。一方、液相の連続の式(I.6)を積分して次式を得る。

$$V_\ell = -\frac{dc}{dt}x + C_\ell, \dots\dots\dots (6)$$

ここで V_ℓ は汚泥液相の空塔速度である。 C_ℓ は積分定数で、 $x = 0$ の位置で $V_\ell = q$ となるから $C_\ell = q$ となる。この q は汚泥全体のフラックスである。また、液相に関する運動方程式(I.3)に式(5)、(6)を代入して積分する。

$$P_\ell = \frac{\rho_\ell g}{k} \left(\frac{1}{1-\varepsilon} \frac{d\varepsilon}{dt} \times x^2 - qx \right) - \varepsilon \rho_\ell g \cdot x + C_p, \quad (7)$$

ここで P_ℓ は液圧である。 C_p は積分定数であるが、 $x = 0$ でろ材抵抗を無視できると仮定すると $P_\ell = 0$ であるか

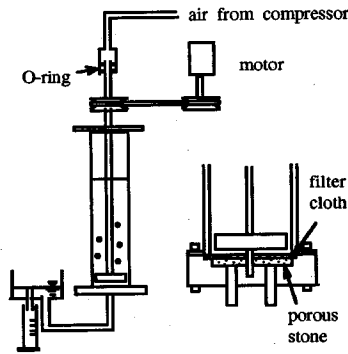


Fig. 8 Experimental apparatus of high speed sludge drying bed

ら $C_p = 0$ となる。また、 $x = H$ で $P_t = 0$ から式 (8) を得る。この H は汚泥厚である。

$$\frac{1}{k} \left(\frac{1}{1-\epsilon} \frac{d\epsilon}{dt} H - q \right) - \epsilon = 0. \dots\dots\dots (8)$$

一方、 H と ϵ は H_s を汚泥固相の高さとする $H = H_s / (1-\epsilon)$ の関係にある。したがって、汚泥全体のフラックスと空隙率の関係は次式となる。

$$q = \frac{dH}{dt} = \frac{H_s}{(1-\epsilon)^2} \frac{d\epsilon}{dt}. \dots\dots\dots (9)$$

式 (9) を式 (8) に代入し整理すると次式を得る。

$$\frac{d\epsilon}{dt} = -\frac{2k}{H_s} (1-\epsilon)^2 \epsilon, \dots\dots\dots (10)$$

したがって透水係数に関する式 (4) を用い、 $t = 0$ で $\epsilon = \epsilon_0$ とすると式 (11) に示す積分方程式の形で、完全混合状態における重力脱水式が得られる。

$$t = -\frac{H_s}{2ak} \int_{\epsilon_0}^{\epsilon} \frac{(1-\epsilon)^{2b_k-2}}{\epsilon^{2b_k+1}} d\epsilon. \dots\dots\dots (11)$$

つまり、完全混合状態における重力脱水式においては、汚泥の固液分離特性は透水性のみを考慮すればよいことがわかる。

(2) 実験方法

Fig. 8 に高速天日乾燥法の実験装置を示す。カラムは内径 12cm、高さ 100cm の透明アクリル製である。カラムの中心にパイプ (内径 12mm) をセットし攪はん軸として用いると共に、エアレーション用の空気を送り込んだ。ろ材としては、混合によって乱れを生じないようにろ布 (不織布) を用いた。混合方法としては、エアレーション (タイプA)、機械的攪はん (タイプB)、エアレーション+機械的攪はん (タイプC) の 3つの方法を用いた。これら混合装置の形状 (パドル、ディフューザ) および操作方法 (空気量、回転速度) は、Table 2 に示す通りである。実験は連続混合と間欠混合 (3時間間隔) で行った。汚泥の打ち込み高さは 50cm、初期濃度は 6.4% である。

Table 2 Experimental conditions in high speed sludge drying bed

	Type A	Type B	Type C
mixing method	aeration	mechanical stirring	both
air flow (l/min)	2.5		2.5
rotation speed (rpm)		1.9	1.9
shapes of paddle and diffuser			

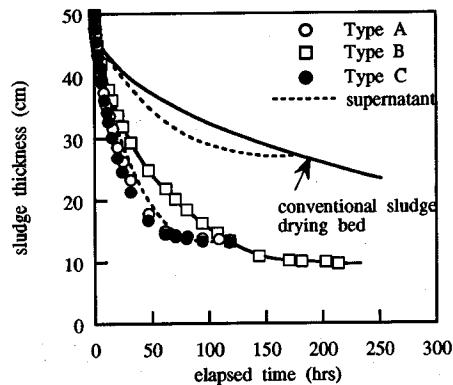


Fig. 9 Comparison of sludge thickness among three types of high speed sludge drying bed under continuous mixing condition

(3) 実験結果および考察

a) 連続混合実験

連続混合における汚泥厚低下曲線を Fig. 9 に示す。タイプAとタイプCは実験結果にほとんど差が見られないが、タイプBは上澄水が生じた点で大きく異なった。本実験で混合方法に関していえば、エアレーションは汚泥を鉛直方向に混合するのに効果的であったが、機械的攪はんは汚泥濃度の均一化の効果を持たないことがわかった。もちろん機械的攪はん (タイプB) においても回転速度を上昇させれば混合は強くなるが、本実験方法では排水面付近のケーキ層の破壊に注目したために、パドルの位置は排水面より 0.5~3.3cm の部分にある。このパドルの近辺の汚泥が混合されるだけで、汚泥上部は攪はんの影響が直接的には伝わらず上澄水が生じた。しかし、上澄水を除いた汚泥の界面の低下曲線はほかの2つのタイプとほとんど差がなかった。このことは、汚泥の混合が部分的であっても、脱水速度の改善ができることを示している。

比較のため、同様の打ち込み条件で行った普通天日乾燥方式の実験結果も Fig. 9 に示している。汚泥高さが

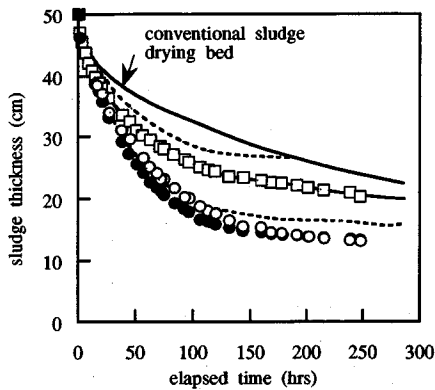


Fig. 10 Comparison of sludge thickness among three types of high speed sludge drying bed under intermittent mixing condition

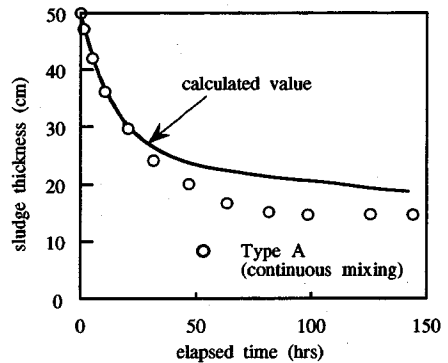


Fig. 11 Comparison of sludge thickness between calculated value and measured one in high speed sludge drying bed

30cm (汚泥平均濃度約 10%) になるまでの時間は、普通天日乾燥方式で 140 時間程度であるのに対してタイプ A, C で 20 時間、タイプ B で 30 時間であり、約 1/7 ~ 1/5 ほど時間を減少させることができる。汚泥厚が 20cm (汚泥平均濃度約 15%) になるまでの時間は、普通天日乾燥方式は 300 時間をすぎても到達しないのに対し、タイプ A, C で 40 時間、タイプ B で 70 時間となり、その改善効果は著しい。

乾燥期間を考えないで高速天日乾燥方式の性能を簡単に論じれば、処理能力(単位期間、単位面積当りの処理量)は最大 7 倍程度であり、言い換えれば従来の乾燥床の面積を 1/7 に縮小することが可能である。

最終状態(200 時間後)の汚泥の高さは、高速天日乾燥方式の 3 つのタイプともほぼ同じになり、普通天日乾燥方式のろ液量の 4 割増しのろ液量が得られる。したがって、混合の効果は脱水速度の改善効果のみならず、重力脱水で得られるろ液量も増加させることになる。これは、蒸発乾燥によって除去される水分量が減じることを意味し、結果として乾燥に必要な期間を減少させることができるものと思われる。高速天日乾燥方式の効果は機械的攪はんによる濃縮ケーキ層の破壊、エアレーションによる汚泥濃度の均一化、人工的クラック発生による蒸発乾燥面積の増大と言われているが^(9),13)、本実験でもその効果が確かめられた。

b) 間欠混合実験

脱水効率のみならず、エネルギー効率を考えると、間欠混合等の方法も実際上有効であると考えられる。そこで、3 時間のインターバル(15 分の混合と 165 分の静置)で間欠混合実験を行った。その結果を Fig. 10 に示す。タイプ A とタイプ C は連続混合の実験と同様に脱水曲線に差がみられなかった。タイプ B の実験結果は、最初は他の高速天日乾燥方式と同じであったが、200 時間をすぎる頃には上澄水を含む界面は普通天日乾燥方式に

近づく。これは、タイプ B の混合が部分的な弱い混合であり、ケーキ層の濃度がある程度高くなると脱水速度を改善するようなケーキ層の破壊ができないためと考えられる。

上澄水を除いた汚泥界面の低下は A, B, C いずれのタイプもほぼ同じであり、タイプ B の上澄水排除をうまくコントロールできれば、機械的攪はんのみでも同等の効果が期待できることを示唆している。この上澄水の発生は、十分に重力沈降させて上澄水を排除した汚泥を再度攪はん、静置したときに新たに上澄水が生じるという現象に類似し、フロクの破壊、それにとまなう内部水の排除による汚泥の質的变化に起因すると考えられる^{14)~16)}。

c) 高速天日乾燥方式のシミュレーション

式(11)を用いて完全混合状態における高速天日乾燥方式のシミュレーションを試みた。その計算結果と、タイプ A の連続混合実験結果を Fig. 11 に示す。30 時間程度まで実測値と計算値はほぼ一致する。しかし、実測値は 100 時間を過ぎるとほとんど低下せず、汚泥高さ 15cm で定常状態になる。これに対して汚泥高さの計算値は 20cm であり大きく異なる。

加えられた攪はんのエネルギーが汚泥のフロク構造を破壊し、内部水が吐き出される。したがって、汚泥の固液分離性のパラメーターとして式(11)に用いられている a_k, b_k が変化する。あるいは、排水面で脱水されるとそこでの汚泥は高濃度になり、濃縮の不可逆性により元に戻らず、剥離後水中に微粒子として残存する。このような原因から、計算値よりも実測値は常に脱水の進行が速やかであり、言い換えれば完全混合状態の高速天日乾燥方式の性能は計算値の予測を上回ると考えられる。高速天日乾燥方式による脱水ではこのような現象を期待できるということも示唆された。

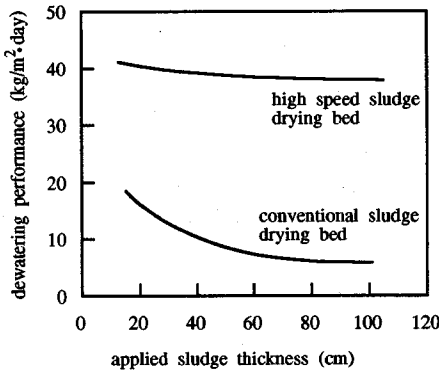


Fig.12 Relationship between applied sludge thickness and dewatering performance

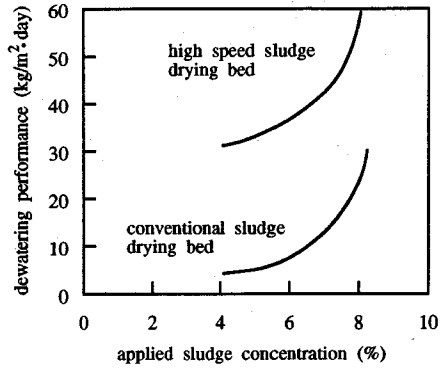


Fig.13 Relationship between applied sludge concentration and dewatering performance

4. シミュレーションによる天日乾燥方式の 運転方法の検討

天日乾燥方式における操作因子である汚泥の濃度および汚泥の打ち込み厚さは脱水の効率を大きく左右する。すなわち、単位面積当りにどれだけの乾燥固形物量の負荷がかかるかが問題であり、次式に示すような汚泥負荷という概念が用いられる¹⁷⁾。

$$\text{汚泥負荷}(\text{kg}/\text{m}^2) = \text{汚泥厚さ}(\text{m}) \times \text{汚泥濃度}(\text{kg}/\text{m}^3) \dots (12)$$

一般的には汚泥負荷が同じでも汚泥濃度が高く、打ち込み厚さを浅くした時の方が脱水効率が良いといわれている。しかしながら、これはおもに蒸発による脱水効率の面から言われていることであり、重力脱水の効率に対する汚泥負荷の影響は明らかでない。

そこで、式(1)を用い重力脱水から見た天日乾燥方式の打ち込み厚さ、濃度の影響をシミュレーションした。また、式(11)を用いて高速天日乾燥方式についても同様のシミュレーションを行った。ここで、脱水性能は、次式で定義した。

$$\text{脱水性能}(\text{kg}/\text{m}^2 \cdot \text{day}) \equiv \text{汚泥負荷}(\text{kg}/\text{m}^2) / \text{脱水日数}(\text{day}), \dots (13)$$

なお、脱水日数は濃度 10% に到達するまでの日数である。Fig. 12 は、初期濃度 6.4% で打ち込み厚さを変えたときの脱水性能変化である。普通天日乾燥方式の脱水性能は打ち込み厚さが増すにつれて大きく低下し、従来の報告と同様に打ち込み厚さを浅くした時の方が脱水性能が良い。これに対し高速天日乾燥方式では打ち込み厚さの増加に対して脱水性能は低下するものの、その影響は普通天日乾燥方式に比較してはるかに小さくほとんど変わらないともいえる。普通天日乾燥方式と高速天日乾燥方式を比較すると、打ち込み厚さ 20cm において 2.5 倍、

1m において 6 倍の脱水性能を得ることができる。このようなことから、天日乾燥床の面積が十分な広さを確保することができず打ち込み厚さを大きくしなければならない場合には高速天日乾燥方式がより効果的といえよう。

Fig. 13 は、打ち込み厚さ 50cm で打ち込み濃度を変えたときの脱水性能の変化である。ここで、濃縮操作によるパラメータの変化はなく、式(3) および(4) が成り立つものと仮定した。この場合には普通天日乾燥方式、高速天日乾燥方式とも、濃度が高くなるにしたがって脱水性能は非常に向上する。つまり、天日乾燥床に打ち込む前に汚泥を濃縮することが両法にとって非常に効果的であり、遠心濃縮などを天日乾燥方式の前段階に用いることの有効性も示唆された。

5. 結論

本研究では天日乾燥方式ならびに高速天日乾燥方式の重力脱水機構について検討し、脱水性能を上水汚泥の固液分離性からシミュレーションする方法を提案した。得られた結果を以下にまとめる。

- 1) 定率ひずみ圧密試験より得られた圧縮性、透水性を用いて圧密方程式を計算した結果は、実測値とほぼ一致する。この場合、圧密係数の変化は低圧力領域で著しく、圧密方程式中の自重項の影響はほとんど無視できるのに比較して圧密係数変化項の影響は大きい。
- 2) 重力脱水過程では排水面付近に低空隙率のケーキ層が形成される。このケーキ層は固相にかかる圧力の減少によって回復せず水の透水性に大きな影響を及ぼしている。このため高速天日乾燥方式において、排水面付近の部分的あるいは間欠的な混合を行うことによっても脱水速度は大幅に改善される。
- 3) 完全混合状態を仮定して導いた高速天日乾燥方式の重力脱水式は実験結果とほぼ一致する。しかし、よ

り精度を高めるためには汚泥に加えられるせん断力によるフロック構造の変化を考慮する必要がある。

- 4) 普通天日乾燥方式では、打ち込み高さを浅くしたときに脱水性能が向上する。これに対し高速天日乾燥方式では打ち込み高さの増加に対して若干脱水性能は低下するものの、その影響は普通天日乾燥方式に比較してはるかに小さい。また、普通天日乾燥方式、高速天日乾燥方式とも、打ち込み濃度が高くなるにしたがって脱水性能は格段に向上する。以上より、普通天日乾燥方式に比較して高速天日乾燥方式は汚泥負荷を非常に大きくとることが可能である。

補遺 I 固液混相における固液分離の基礎式

汚泥性状の均一性等を仮定した場合、汚泥全体、固相および液相それぞれの運動方程式は式 (I.1), (I.2), (I.3) となる⁸⁾。

$$\frac{\partial}{\partial x}(P_s + P_l) + \{(1 - \epsilon)\rho_s + \epsilon\rho_l\}g = 0, \quad \dots (I.1)$$

$$\frac{\partial P_s}{\partial x} - \frac{\rho_l g}{k} \left(V_l - \frac{\epsilon}{1 - \epsilon} V_s \right) + (1 - \epsilon)\rho_s g = 0, \quad \dots (I.2)$$

$$\frac{\partial P_l}{\partial x} + \frac{\rho_l g}{k} \left(V_l - \frac{\epsilon}{1 - \epsilon} V_s \right) + \epsilon\rho_l g = 0, \quad \dots (I.3)$$

ここで、 x は鉛直方向の座標 (上向き正) である。また連続の式は、汚泥全体、固相および液相それぞれに対して式 (I.4), (I.5), (I.6) となる。

$$V_l + V_s = q(t), \quad \dots (I.4)$$

$$\frac{\partial V_s}{\partial x} - \frac{\partial \epsilon}{\partial t} = 0, \quad \dots (I.5)$$

$$\frac{\partial V_l}{\partial x} + \frac{\partial \epsilon}{\partial t} = 0. \quad \dots (I.6)$$

数値計算の便宜のため座標 (x, t) を固体分の質量を基準とした座標 (w, t) に変換する場合、 x と w の関係式 (I.7) を用いた。

$$w = \int_0^x (1 - \epsilon)\rho_s dx. \quad \dots (I.7)$$

参 考 文 献

- 1) 佐藤敦久：日本における汚泥処理技術，水道協会雑誌，第 528 号，pp.73-78，1978.
- 2) 厚生省水道環境部水道整備課：水道統計の経年分析，水道協会雑誌，第 707 号，pp.56-59，1993.
- 3) 江川智男・白濱英一：西谷浄水場高速天日乾燥床の概要と運転実績，水道協会雑誌，第 675 号，pp.9-19，1989.
- 4) 後藤光亀・佐藤敦久・西村修：天日乾燥法の重力脱水過程に関する研究，水道協会雑誌，第 638 号，pp.15-27，1987.
- 5) K. M. Lo：Digital computer simulation of water and wastewater sludge dewatering on sand beds, Doctor thesis, University of Massachusetts, 1971.
- 6) D. D. Adrian：Sludge Dewatering and Drying on Sand Beds, EPA-600/2-78-141, 1978.
- 7) 笠倉忠夫・秋吉功：浄水場排泥性状とろ過脱水性の関係，水道協会雑誌，第 477 号，pp.34-50，1974.
- 8) 楠田哲也・古賀憲一・栗谷陽一：汚泥の沈降濃縮に関する研究，土木学会論文報告集，第 294 号，pp.59-71，1980.
- 9) 三笠正人：軟弱粘土の圧密，鹿島研究出版会，1963.
- 10) M. Shirato, M. Sambuichi, H. Kato and T. Aragaki: Internal flow mechanism in filter cakes, A.I.Ch.E. Journal, Vol.15, No.3, pp.405-409, 1969.
- 11) 後藤光亀・西村修・佐藤敦久：定率ひずみ圧縮実験による低圧力域における上水汚泥の脱水特性，水道協会雑誌，第 661 号，pp.10-18，1989.
- 12) 佐藤敦久・石橋良信：上水汚泥の凍結融解処理に関する研究 (II) — 脱水性の改善および影響因子 —，水道協会雑誌，第 525 号，pp.18-27，1978.
- 13) 土屋辰志・小林幸夫・近藤泰正：ばっき攪はん式高速天日乾燥装置，工業用水，No.301, pp.20-28, 1983.
- 14) 楠田哲也：フロックの形成条件がその性質に及ぼす影響，土木学会論文報告集，第 217 号，pp.33-39，1973.
- 15) 松尾友矩：フロックの破壊機構と強度に関する研究，土木学会論文報告集，第 229 号，pp.31-39，1974.
- 16) 土木学会：汚泥処理上からみた合理的浄水方法，土木学会，pp.210-219，1980.
- 17) 日本水道協会：水道施設設計指針解説 — 5.19.3 自然乾燥処理施設 —，pp.272-275，1977.

(1993. 11. 受付)

GRAVITY DEWATERING MECHANISM — APPLICATION TO HIGH SPEED SLUDGE DRYING BED —

Osamu NISHIMURA, Koki GOTOH and Atsuhisa SATO

The mechanism of gravity dewatering process in sludge drying bed is analysed using the consolidation theory. In order to ensure the accuracy of simulation, it is very important to evaluate the compressibility and permeability of water treatment sludge under low compressive pressure. The result shows that cake layer formed above media has poor permeability, and dewatering rate is limited. The destruction of this cake layer by aeration and/or mechanical stirring to maintain high dewatering rate is the principle of high speed sludge drying bed. The performance of this process is investigated experimentally, and gravity dewatering equation under completely mixed condition is derived. The dewatering performances of two processes are compared, and it becomes clear that high speed sludge drying bed can treat higher sludge loading than conventional method.