報 文

超深層曝気槽の酸素供給性能に関する 実験的研究

橋 本 奨 *・藤 本 忠 生 **・河 杉 忠 昭 ***・塩 山 昌 彦 **

1. は じ め に

超深層曝気槽は、①水深の深さによる静水圧の増大で、液中飽和溶存酸素濃度 (C_s) が高くなり、酸素濃度こう配 ($C_s - C_L$) が増大する。②気液 2 相垂直流で起る乱流によって、総括酸素移動容量係数 (K_{La}) が大きくなる。③気泡が循環水とともに超深層曝気槽底部まで下降してから上昇するため、気泡と混合液の接触時間が長くなるので、著しく高い総括酸素移動容量係数と飽和溶存酸素濃度が得られる。

超深層曝気槽は酸素供給性能が著しく高いので、大量の活性汚泥に十分な酸素を供給でき、高MLSS濃度の反応槽で、処理時間の短縮や高濃度基質の高効率処理が可能となる。

従って、本法は高濃度活性汚泥法とうまく組みあわせれば、きわめて効率的な処理法となり¹⁾、また、酸素富化装置としても利用できる。

そこで、本報では超深層曝気槽の高酸素供給性能を検証するため、酸素溶解理論を用いて、超深層曝気槽の平均 K_{La} 、平均 C_s を実験的に算出し、その算出結果から曝気効率を求めて、本法の酸素供給性能を評価した。

2. 超深層曝気槽の酸素溶解理論

2. 1 酸素溶解理論

下・廃水処理の曝気槽における酸素移動は、①気相から液相への溶解と②溶存酸素の活性汚泥による消費の両者の物質収支から次式で示される。

$$\frac{dC_L}{dt} = K_{La} \cdot (C_s - C_L) - R_r \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここで C_L : 溶存酸素濃度 (mg/ℓ)

C_s : 飽和溶存酸素濃度 (mg/ℓ)

K_{La} : 総括酸素移動容量係数 ($1/\text{hr}$)

R_r : 酸素消費速度 ($\text{mgO}_2/\ell \cdot \text{hr}$)

$\frac{dC_L}{dt}$: 溶存酸素濃度の時間変化
($\text{mgO}_2/\ell \cdot \text{hr}$)

Mitchellら²⁾は、曝気槽の頭部と底部(距離 9 m)での気泡径の差は殆どないと報告しているが、超深層曝気では、静水圧の増減、気泡の合体・分散が考えられる。

1 個の気泡を対象とする場合、総括酸素移動容量係数 (K_{La}) の“ a ”の変化を推定することができるが、気泡の合体・分散が起こる超深層曝気槽では、 K_L (液膜移動係数)と a (気液 2 相流の単位容積あたりの気-液界面の面積)をそれぞれ個別に推定することは、ここでは意味がないので、 K_{La} として酸素移動容量係数を推定することとした。

酸素移動に及ぼす温度の影響はEckenfelder³⁾によると次式で示される。

$$K_{La}(\text{at } \theta^\circ\text{C}) = K_{La}(\text{at } 20^\circ\text{C}) \cdot 1.02^{\theta - 20} \quad \dots\dots\dots(2)$$

ここで θ : 水温 ($^\circ\text{C}$)

また、廃水中の種々の成分が酸素移動に影響を及ぼすことが知られている。そこで、真水中の K_{La} に対する廃水中の K_{La} の比を α と定義すると、酸素移動に及ぼす温度と廃水成分の影響を示す関係式は次式で示される。

$$K_{La}(\text{at } \theta^\circ\text{C}) = K_{La}(\text{at } 20^\circ\text{C}) \cdot \alpha \cdot 1.02^{\theta - 20} \quad \dots\dots\dots(3)$$

ここで α : 廃水成分による総括酸素移動容量係数補正值 (—)

次に、酸素移動に及ぼす影響として、散気式曝気法の場合、曝気槽の平均 K_{La} は通気量、散気深度、槽容積の関係として次式で示される³⁾。

* 大阪大学工学部環境工学科教授 Susumu HASHIMOTO

昭和63年12月8日受理

** 久保田鉄工(株)環境施設事業本部 Tadao FUJIMOTO, Masahiko SHIOYAMA

*** “ 技術開発研究所 Tadaaki KAWASUGI

$$K_{L,a} \cdot V = F' \cdot G^{(1-m)} \cdot H_a^{(1-l)} \quad \dots\dots\dots(4)$$

ここで V : 曝気槽容積 (m^3)

G : 通気量 (Nm^3/hr)

H_a : 散気深度 (m)

F', m, l : 実験定数 (-)

Mitchellら²⁾は、Uチューブ法の場合、水深を一定とすると、曝気槽の平均 $K_{L,a}$ は循環流量(Q)、気液比(G/Q)の関係として次式で示されると報告している。

$$K_{L,a} = F'' \cdot (G/Q) \cdot Q^g \quad \dots\dots\dots(5)$$

ここで Q : 循環流量 (m^3/hr)

F'', g : 実験定数 (-)

よって、水深と循環流量を一定とすると、超深層曝気槽の平均 $K_{L,a}$ は、気液比の関係として、次式で示すことができる。

$$K_{L,a} = F''' \cdot (G/Q) \quad \dots\dots\dots(6)$$

ここで F''' : 実験定数 (-)

G/Q : 気液比 (-)

2.2 平均 $K_{L,a}$ と平均 C_s の算出理論

(1)式を変形すると次のようになる。

$$C_L = C_s - \frac{1}{K_{L,a}} \left(\frac{dC_L}{dt} + R_r \right) \quad \dots\dots\dots(7)$$

(7)式から、 C_L を $dC_L/dt + R_r$ に対してプロットすれば、傾きが $-1/K_{L,a}$ 、縦軸切片が C_s となる直線が得られる⁴⁾⁵⁾。ここで、 dC_L/dt は、図-1に示したように、水深別の実測 C_L 値から次式で算出される。

$$\begin{aligned} \frac{dC_L}{dt} &= \frac{\Delta C_L}{\Delta t} \\ &= \Delta C_L \cdot \frac{v}{\Delta Z} \\ &= (C_L' - C_L) \cdot \frac{v}{Z' - Z} \quad \dots\dots\dots(8) \end{aligned}$$

ここで v : 超深層曝気槽混合液の流速 ($m/秒$)

(循環流量+通気量)/(流路断面積)

Z : 超深層曝気槽内の任意水深 (m)

図-1 超深層曝気槽における dC_L/dt の算出図

3. 超深層曝気槽の酸素供給性能の実験的検討

3.1 実験方法

精糖工場廃水を原水として運転中の実プラント超深層曝気槽の下降流路と上昇流路における溶存酸素濃度を、水深10mごとに測定した。測定に用いた溶存酸素濃度計は給水化学社製のIP-4 TC型で、水深100mでの溶存酸素濃度を測定するために、110mのケーブル長さをもつ高耐圧性電極(最高使用圧力: 11kg/cm²)を使用した。超深層曝気槽のMLSS濃度、処理水質が安定した定常運転時に、下降流路と上昇流路の水深10mごとに、それぞれ順次溶存酸素濃度を測定した。又、混合調整槽の活性汚泥混合液を採取し、酸素消費速度を測定した。分析はすべて下水試験方法⁶⁾に準じた。

供試実プラント超深層曝気槽の概略流系図とその仕様をそれぞれ図-2、表1に示した。又、定常状態での運転条件を表2に示した。図-2において、流入廃水量を Q_s 、浮上分離槽からの返送汚泥量を Q_r とすると、 Q_s および Q_r は混合調整槽へ流入するので、超深層曝気槽の流入・流出水量は($Q_s + Q_r$)となる。循環ポンプは循環流量 Q で、混合調整槽内の活性汚泥混合液(流入廃水、返送汚泥を含む)を下降管内に強制循環するので、下降流路、上昇流路内は流量 Q の活性

図-2 供試実プラント超深層曝気槽の概略流系図

表1 供試実プラント超深層曝気槽の仕様

項目	仕様	項目	仕様
下降管径	1.5m	上昇管径	2.8m
下降流路断面積	1.77m ²	上昇流路断面積	4.39m ²
下降流路容積	177m ³	上昇流路容積	439m ³
超深層曝気槽全容積	616m ³	水深	100m

表2 定常状態における運転条件

項 目	試験番号	U - 1	U - 2	U - 3	U - 4
流入廃水量 (m ³ /日)	Q _s	6,330	4,330	6,000	6,000
循環流量 (m ³ /分)	Q	154	116	154	154
返送汚泥量 (m ³ /分)	Q _r	4.4	3.0	4.2	4.2
通気量 (Nm ³ /分)	G	40	22	20	40
下降流速 (m/秒)	v_1	1.83	1.30	1.64	1.83
上昇流速 (m/秒)	v_2	0.74	0.52	0.66	0.74
気液比 (—)	G/Q	0.26	0.19	0.13	0.26
MLSS濃度 (mg/ℓ)	S _a	6,850	7,250	6,600	6,750
流入水BOD濃度 (mg/ℓ)	l _s	1,040	884	1,350	1,300
処理水BOD濃度 (mg/ℓ)	l _e	28	22	22	20
酸素消費速度 (mgO ₂ /ℓ・hr)	R _r	100	30	100	100
水 温 (°C)	θ	29.5	17.2	20.0	20.0

汚泥混合液が循環することになる。

3. 2 実験成績と考察

(1) 実験成績

定常状態における超深層曝気槽内の実測溶存酸素濃度の変化を、試験番号U-1を例として、図-3に示した。図の横軸は、水深を活性汚泥混合液の流速で除した時間を表わしている。図から、下降流路の溶存酸素濃度は、水深の増加、即ち下降流路通過時間の増加に伴い、急速に増大していることがわかる。又、試験番号U-1～U-4では、通気量によって差はあるものの、下降流路の溶存酸素濃度は、水深30mで17～23mg/ℓ、同50mで21～31mg/ℓ、同100mで30～40mg/ℓと非常に高い値になることがわかった。

一方、上昇流路の溶存酸素濃度は、水深が浅くなる程つまり上昇流路通過時間の増加にしたがって、緩やかに減少することがわかった。このことは、下降流路底部までに溶解された酸素は、上昇流路で水深圧に比例して減少するのではなく、過飽和状態で、緩やかに

図-3 超深層曝気槽内溶存酸素濃度の変化 (試験番号U-1)

減少していることを示している。

(2) 平均 K_{La} と平均 C_s の算出

溶存酸素濃度測定成績を用いて、(7)式から C_L と $dC_L/dt + R_r$ の関係をプロットした。その一例として試験番号U-1のプロットを図-4に示した。ここで、 C_s は静水圧に比例して増加するが、(7)式では平均 C_s として表されている。しかし、 C_s は水深が浅ければ、より小さく、又、水深が大きければ、より大きく見積もられる可能性があるため、図-4の現実には、なだらかな減少曲線になるものと考えられる。しかし、実測 C_L から両者の関係をみると、図から明らかなように、下降流路、上昇流路いづれにおいても両者の関係はともに直線関係となり、(7)式の成立することがわかった。直線の傾き、縦軸切片から各試験番号について、平均 K_{La} 、平均 C_s を求め表3に要約した。上昇流路では、水面に向かって水深が浅くなるにつれて、溶存酸素濃度

図-4 C_L と $\frac{dC_L}{dt} + R_r$ の関係 (試験番号U-1)

表3 超深層曝気槽の平均 K_{La} と平均 C_s の測定値

項 目	試験番号	U-1	U-2	U-3	U-4
下降流路の平均 K_{La} (at $\theta^\circ\text{C}$)	(1/hr)	185	122	106	186
上昇流路の平均 K_{La} (at $\theta^\circ\text{C}$)	(1/hr)	-42.0	-27.7	-24.1	-42.1
超深層曝気槽全体の平均 K_{La} (at $\theta^\circ\text{C}$)	(1/hr)	23.2	15.3	13.3	23.4
超深層曝気槽全体の平均 K_{La} (at 20°C) ※	(1/hr)	19.2	16.2	13.3	23.4
下降流路の平均 C_s (at $\theta^\circ\text{C}$)	(mg/l)	34.2	33.5	28.7	40.0
上昇流路の平均 C_s (at $\theta^\circ\text{C}$)	(mg/l)	34.6	34.4	29.5	39.5
超深層曝気槽全体の平均 C_s (at $\theta^\circ\text{C}$)	(mg/l)	34.5	34.1	29.3	39.6
超深層曝気槽全体の平均 C_s (at 20°C) ※	(mg/l)	42.4	32.0	30.8	41.7

※ 20°C 清水中への換算値

が減少しているが、気相への放散を考慮して、便宜上 K_{La} として扱い、下降流路、上昇流路を合わせた超深層曝気槽全体の K_{La} として、平均 K_{La} を算出した。

ここで、超深層曝気槽全体の平均 K_{La} 、平均 C_s は、それぞれ次の(9)式、(10)式を用いて計算した。又、平均 K_{La} は、便宜上清水中への補正值 α を1として(3)式を用いて、 20°C 清水中での値に換算し、 K_{La} (at 20°C)として示した。平均 C_s は、酸素飽和濃度表⁶⁾を用いて温度補正し、更に清水中への補正值を0.95³⁾として、 20°C 清水中での値に換算し、 C_s (at 20°C)として示した。

(槽全体の平均 K_{La})

$$= \frac{(\text{下降流路の平均}K_{La}) \cdot V_1 + (\text{上昇流路の平均}K_{La}) \cdot V_2}{V_1 + V_2} \quad \dots\dots\dots(9)$$

(槽全体の平均 C_s)

$$= \frac{(\text{下降流路の平均}C_s) \cdot V_1 + (\text{上昇流路の平均}C_s) \cdot V_2}{V_1 + V_2} \quad \dots\dots\dots(10)$$

ここで V_1 : 下降流路容積 (m^3) V_2 : 上昇流路容積 (m^3)(3) 平均 K_{La} と気液比の関係

超深層曝気槽では、水深と循環流量を一定とすると、槽全体の平均 K_{La} と気液比 (G/Q) の関係は前述(6)式で示される。表2に示したように、本実験装置の水深は100mで、循環流量は116~154 $\text{m}^3/\text{分}$ の範囲で、ほぼ一定とみられる。槽全体の平均 K_{La} と気液比の関係をプロットすると図-5のように、直線関係が得られた。

図から明らかなように、プロット点数は少ないが、概ね(6)式の成立することがわかる。このことから、超深層曝気槽全体での平均 K_{La} は、水深と循環流量

図-5 超深層曝気槽全体の平均 K_{La} と気液比の関係

が一定の場合、気液比に比例して増加することがわかる。

気液比が0.13~0.26の範囲で、下降流路の平均 K_{La} は106~186 1/hr、超深層曝気槽全体での平均 K_{La} は、13~23 1/hrとなり、従来散気式曝気槽の K_{La} (2~5 1/hr⁷⁾と比較して、極めて高い値となることがわかる。

(4) 理論 C_s と平均 C_s の比較

純水中の所定水温の酸素飽和濃度表⁶⁾から求めた酸素飽和濃度 (C_w) と水深 (H)、酸素移動効率 (E_A) など曝気条件の諸元から、曝気槽の平均酸素飽和濃度 (平均 C_s) を算出する理論式を表4に要約した。

酸素溶解理論から求めた実測平均 C_s と表4の算出理論式から得た理論平均 C_s の比較を図-6に示した。ここで、Oldshue式とPasveer式では、その算出に気泡の酸素分率が必要なので、ここでは、曝気槽での酸素移動効率別に水温と平均 C_s の関係を示した。又、 C_w は、実際曝気槽での値とするため、酸素飽和濃度表⁶⁾から得た所定水温の酸素飽和濃度に0.95³⁾を乗じた値とした。

表 4 平均酸素飽和濃度 (平均 C_s) の算出理論式⁵⁾

提唱者	算 出 理 論 式	算 出 方 法
Oldshue, J.	$C_s = C_w \left(\frac{O_t}{42} + \frac{P \cdot b}{2.066} \right)$	$O_t = \frac{21 (1 - E_A / 100)}{21 (1 - E_A / 100) + 79} \times 100 (\%)$ $Pb = 1.033 + H/10 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$
Pasveer, A.	$C_s = p \cdot \frac{V_{O_2}}{V_b} \cdot q'$	$q' = C_w / 0.21 \text{ (mg/ℓ)}$ $V_{O_2} / V_b = (0.21 + O_t / 100) / 2 (-)$ $p = 1 + \frac{H/2}{10.33} \text{ (atm)}$
Ippen, A. T. and Carver, C. E. Jr.	$C_s = 0.21 \cdot \frac{P}{760} \cdot q' \cdot \lambda$	$q' = C_w / 0.21 \text{ (mg/ℓ)}$ $P = 760 \left(1 + \frac{H/2}{10.33} \right) \text{ (mmHg)}$ $\lambda = \frac{1 - P_v / P}{1 - P_v / 760} (-)$
Somiya, I.	$C_s = C_w \left(1 + \frac{H/2}{10.24} \right)$	

注) C_s : 平均飽和酸素濃度 (mg/ℓ)
 E_A : 曝気槽での酸素移動効率 (%)
 p : 気泡の圧力 (atm)
 C_w : 1 atm、 O_2 21%における気相酸素と平衡な水中の酸素濃度 (mg/ℓ)
 V_{O_2} : 気泡中の酸素容積 (mℓ)
 P : 曝気槽中点における全圧力 (mmHg)
 O_t : 出口ガスの酸素分率 (%)
 Pb : 散気点水深における圧力 (kg/cm²)
 H : 曝気槽水深 (m)
 q' : 所定温度における酸素溶解度 (mg/ℓ)
 V_b : 気泡の容積 (mℓ)
 P_v : 所定温度における水蒸気圧 (mmHg)

図-6 理論式による平均飽和酸素濃度と酸素溶解理論から得た槽全体の実測平均飽和酸素濃度の比較 (曝気槽水深: 100m)

図-6 から、曝気槽での酸素移動効率を 0%とした場合、いずれの理論式を用いても、理論平均 C_s は同程度の値となることがわかる。又、図から、実測平均 C_s は、Pasveer 式において酸素移動効率を 0~100%とした理論値の範囲に含まれることがわかる。

水深 4~5 m の従来曝気槽での飽和酸素濃度は、8 mg/ℓ 前後であるのに対し、水深 100 m の超深層曝気槽では、水深に応じた水圧により、多量の酸素が混合液に溶解するので、表 3 に示したように、30~42 mg/ℓ と極めて高い平均飽和酸素濃度となることがわかる。

4. 超深層曝気槽の曝気動力と酸素供給性能の評価

超深層曝気槽は、深さ 50~150 m で、この深さの下降流路と上昇流路から構成されている。活性汚泥混合液は毎秒約 1~2 m の流速で、吹き込み空気を伴って下降し、水深に応じた静水圧により多量の酸素が混合液に溶解する。従って、超深層曝気槽の曝気動力は、循環ポンプとブローの消費エネルギーが主となる。

従来の旋回流式曝気槽では、約 4~10 m 水深に散気装置を設置するので、酸素移動効率が低く、ブローの曝気動力は処理場での全消費電力量の約 40%⁸⁾ と非常に大きくなっている。

しかし、超深層曝気槽の場合には、空気は下降流路の水面近くで吹き込み、又、極めて高い K_{La} と飽和溶存酸素濃度を保持できることから、旋回流式曝気槽と比較して、消費動力は少くなると期待される。ここでは、曝気動力の算定から、超深層曝気槽の酸素供給性能の評価を行った。

4. 1 曝気動力の算定

(1) 曝気ブロー動力

曝気ブローの消費動力は一般に次式⁹⁾で示される。

$$P_a = \frac{k}{k-1} \cdot \frac{P_s \cdot G}{6,120} \cdot \left\{ \left(\frac{P_d}{P_s} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right\} \cdot \frac{1}{\eta} \tag{11}$$

ここで P_a : 曝気ブローの消費動力 (kWh)
 k : 比熱比 (気体の定圧比熱と定容積比熱の比であって、空気の場合 1.4 である。) (-)

- P_s : 吸い込み空氣の絶対圧力(吸い込み空氣ゲージ圧+大氣圧) (kg/m^2)
 G : 吸い込み状態に換算した空氣量(吐き出し空氣量を標準吸い込み状態即ち, 20°C , 1 気圧, 湿度65%及び密度 $1.20 \text{ kg}/\text{m}^3$ の体積に換算) ($\text{Nm}^3/\text{分}$)
 P_d : 吐き出し空氣の絶対圧力(吐き出し空氣ゲージ圧+大氣圧) (kg/m^2)
 η : 全断熱効率(機械効率と断熱圧縮効率の積) (—)

超深層曝氣槽の曝氣空氣供給は, 旋回流式のように散氣管を設置しないで下降流路の水面近くで行うので, 曝氣ブロワーの吐き出し圧力は非常に小さい。空氣吐き出し水深, ブロワー付属品(空氣濾過器, 流量計)や送風管での圧力損失に余裕を加えても送氣圧は約 1300 mmAq である。

また, 超深層曝氣槽では, 空氣量(G)は循環流量(Q)と氣液比(G/Q)の關係として示されるため, 曝氣ブロワーの動力は次式のようになる。

$$P_a = \frac{k}{k-1} \cdot \frac{P_s \cdot Q \cdot (G/Q)}{6,120} \cdot \left\{ \left(\frac{P_d}{P_s} \right)^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right\} \cdot \frac{1}{\eta} \quad \text{.....(12)}$$

(2) 循環ポンプ動力

循環ポンプの消費動力は一般に次式¹⁰⁾で示される。

$$P_p = \frac{0.163 \gamma \cdot Q \cdot H_p}{\eta_p} \quad \text{.....(13)}$$

- ここで P_p : 循環ポンプの消費動力 (kWh)
 Q : 循環流量 ($\text{m}^3/\text{分}$)
 H_p : 循環ポンプの全揚程 (m)
 γ : 揚水の単位体積の重量(ただし, 下水の場合は $\gamma = 1$) (kg/ℓ)
 η_p : ポンプの効率 (—)

超深層曝氣槽の場合, 循環ポンプの全揚程(H_p)は, 混合調整槽から下降流路上部水面までの実揚程, 吸い込み及び吐き出し管の損失水頭の和に加えて, 内筒管, 外筒管壁での圧力損失, 氣液2相流での圧力損失を考慮に入れる必要がある。

4. 2 超深層曝氣槽の曝氣効率の算定

曝氣装置の機能の評価比較には, 一般に, 酸素移動効率や酸素移動動力効率などの曝氣効率が指標となる。酸素移動効率は次式のように, 曝氣槽に送入された酸素重量に対する溶解酸素重量の比で示される⁸⁾。

$$E_A = \frac{K_{La} \cdot C_s \cdot V \cdot 10^{-3}}{G \cdot \rho_a \cdot O\omega} \times 100 \quad \text{.....(14)}$$

- ここで E_A : 酸素移動効率 (%)
 K_{La} : 総括酸素移動容量係数 ($1/\text{hr}$)
 V : 曝氣槽容積 (m^3)
 C_s : 飽和溶存酸素濃度 (mg/ℓ)
 G : 通氣量 (m^3/hr)
 ρ_a : 空氣密度 ($1.293 \text{ kg}/\text{Nm}^3$)
 $O\omega$: 空氣中の酸素含有重量率 ($0.233 \text{ kg O}_2/\text{kg 空氣}$)

次に, 酸素移動動力効率は, 次式のように, 曝氣装置の消費動力に対する溶解酸素量の比で示される⁸⁾。

$$E_p = \frac{K_{La} \cdot C_s \cdot V \cdot 10^{-3}}{P_a + P_p} \quad \text{.....(15)}$$

- ここで E_p : 酸素移動動力効率 ($\text{kg O}_2/\text{kWh}$)
 P_a : 曝氣ブロワーの消費動力 (kWh)
 P_p : 循環ポンプの消費動力 (kWh)

超深層曝氣槽全体での平均 K_{La} , 平均 C_s 測定値を用いて, 20°C の清水中における酸素移動効率および酸素移動動力効率を, それぞれ(14)式, (15)式から算出し, 表5に要約した。超深層曝氣槽の消費動力は, (12)式, (13)式からそれぞれ求めた曝氣ブロワーと循環ポンプ消費動力の合計値とし, 表5に付記した。

超深層曝氣槽の酸素移動効率は, 条件によって変化するものの, $69 \sim 83\%$ となり, 従来旋回流式曝氣槽の $15 \sim 20\%$ ⁸⁾と比較して, 極めて高いことがわかる。又, 酸素移動動力効率は, $3.3 \sim 4.9 \text{ kg O}_2/\text{kWh}$ となり, 従来旋回流式曝氣槽の $1.8 \sim 3.3 \text{ kg O}_2/\text{kWh}$ と比較して高い値となることがわかった。

以上のことから, 超深層曝氣槽は, 高い酸素供給性能を有するとともに, 極めて省エネルギー的な曝氣システムであることが明らかとなった。

表5 超深層曝氣槽の曝氣効率の計算結果

項 目	試験番号	U-1	U-2	U-3	U-4
酸素移動効率 : E_A (%)		69.4	80.2	69.7	83.1
酸素移動動力効率 : E_p ($\text{kg O}_2/\text{kWh}$)		4.1	4.0	3.3	4.9
消費動力 : $P_a + P_p$ (kWh)		122.3	79.2	75.9	122.3

5. ま と め

超深層曝気槽の高酸素供給性能を検証するため、酸素溶解理論を用いて、超深層曝気槽の平均 K_{La} 、平均 C_s を実測・算出し、その結果から曝気効率を算定し、本法の酸素供給性能の評価を行った。得られた知見を要約すると次のようである。

(1) 定常状態にある超深層曝気槽内の溶存酸素濃度を測定したところ、下降流路では、水深に伴い、溶存酸素濃度は増加し、水深100mで、30~40mg/ℓとなった。

(2) 溶存酸素濃度測定成績から酸素溶解理論を用いて、超深層曝気槽の平均 K_{La} 、平均 C_s を算出できることがわかった。

(3) 平均 K_{La} は、水深と循環流量が一定の場合、気液比に比例して増加し、13~23 1/hrと従来散気式曝気槽と比較して、極めて高い値となることが明らかとなった。

(4) 酸素溶解理論から実測・算出した平均 C_s は、理論式から得た飽和溶存酸素濃度と良く一致し、水深100mの超深層曝気槽で30~42mg/ℓと極めて高い値となることが明らかとなった。

(5) 平均 K_{La} 、平均 C_s の測定値を用いて、超深層曝気槽の曝気効率を算定した。酸素移動効率は69~83%、酸素移動動力効率は3.3~4.9kgO₂/kWhと従来曝気槽と比較して極めて高い値となることがわかった。以上のことから、超深層曝気槽は高い酸素供給性能を有するとともに、極めて省エネルギー的な曝気システムであることが明らかとなった。

記 号

a : 気液2相流の単位容積あたりの気-液界面の面積 (m²/m³)
 C_L : 溶存酸素濃度 (mg/ℓ)
 C_s : 飽和溶存酸素濃度 (mg/ℓ)
 C_w : 1 atm, O₂ 21%における気相酸素と平衡な水中の酸素濃度 (mg/ℓ)
 dC_L/dt : 溶存酸素濃度の時間変化 (mgO₂/ℓ・hr)
 E_A : 酸素移動効率 (%)
 E_p : 酸素移動動力効率 (kgO₂/kWh)
 F', F'', F''' : 実験定数 (-)
 G : 通気量 (Nm³/hr)
 G/Q : 気液比 (-)
 H : 曝気槽水深 (m)
 H_a : 散気深度 (m)
 H_p : 循環ポンプの全揚程 (m)
 k : 比熱比 (-)
 K_L : 液膜移動係数 (m²/m²・hr)
 K_{La} : 総括酸素移動容量係数 (1/hr)
 ℓ, m, g : 実験定数 (-)

ls : 流入水BOD濃度 (mg/ℓ)
le : 処理水BOD濃度 (mg/ℓ)
Ot : 出口ガスの酸素分率 (%)
 $O\omega$: 空気中の酸素含有重量率 (0.233kgO₂/kg空気)
 P : 曝気槽中点における全圧力 (mmHg)
 P_a : 曝気ブロワーの消費動力 (kWh)
 P_b : 散気点水深における圧力 (kg/cm²)
 P_s : 吸込み空氣の絶対圧力 (kg/m²)
 P_d : 吐出し空氣の絶対圧力 (kg/m²)
 P_p : 循環ポンプの消費動力 (kWh)
 P_v : 所定温度における水蒸気圧 (mmHg)
 p : 気泡の圧力 (atm)
 Q : 循環流量 (m³/hr)
 Q_s : 流入廃水量 (m³/日)
 Q_r : 返送汚泥量 (m³/分)
 q' : 所定温度における酸素溶解度 (mg/ℓ)
 R_r : 酸素消費速度 (mgO₂/ℓ・hr)
 S_a : MLSS濃度 (mg/ℓ)
 V : 曝気槽容積 (m³)
 V_b : 気泡の容積 (ml)
 V_{O_2} : 気泡中の酸素容積 (ml)
 Z : 超深層曝気槽内の任意水深 (m)
 α : 廃水成分による総括酸素移動容量係数補正値 (-)
 γ : 揚水の単位体積の重量 (kg/ℓ)
 η : 全効効率 (-)
 η_p : ポンプの効率 (-)
 θ : 水温 (°C)
 ρ_a : 空気密度 (1.293kg/Nm³)
 v : 超深層曝気槽混合液の流速 (m/秒)
添字1 : 下降流路
添字2 : 上昇流路

参 考 文 献

- 1) 橋本 奨, 藤田正憲: 廃水処理におけるDeep Aeration Tankの酸素移動性能からみた経済性について, 水処理技術, 16, (7), 615 (1975)
- 2) Mitchell, R. C. and A. D. Lev.: The U-tube for Water Aeration, Report R-8043, Rocketdyne Division, Rockwell International, Canoga Park, California, EP A Contract No.14-12-434 (1970)
- 3) Eckenfelder Jr., W. W. and O'Connor, D. J. 著, 岩井重久訳: 廃水の生物学的処理, コロナ社, p84~105 (1965)
- 4) Taguchi, H. and Humphrey, A. E.: Dynamic Measurement of the Volumetric Oxygen Transfer Coefficient in Fermentation Systems, 醸酵工学雑誌, 44, (12), 881 (1966)
- 5) 橋本 奨, 藤田正憲: 下水処理における総括酸素移動容量係数算出法の理論的研究, 水処理技術, 11, (6), 25 (1970)
- 6) 下水試験方法-1974年版-, 社団法人日本下水道協会 (1974)
- 7) 橋本 奨, 西 信俊: 活性汚泥動力学と酸素移動からみた曝気システムの評価と二, 三の私見, 水処理技術, 23, (6), 437 (1982)
- 8) 建設省都市局下水道部監修: 下水道施設設計指針と解説, 日本下水道協会, p318~322 (1984)
- 9) 8) の文献と同じ, p224~226 (1984)
- 10) 8) の文献と同じ, p352~353 (1984)