

積分成層模型による貯水池水温構造の解析に関する研究*

ANALYSIS ON THERMAL STRUCTURE IN RESERVOIRS BY USING INTEGRAL LAYER MODEL

室田 明**・道奥康治***

By Akira MUROTA and Kohji MICHIOKU

An integral (bulk) layer model is devised for the prediction of thermal fields in reservoirs. The vertical mixing process is described by using the integral equation approach of a bulk mixed layer model. The horizontal advective process is evaluated by our developed theory for withdrawal flow fields. Intending to obtain useful information on internal behaviors, a year-long field survey was carried out at a reservoir. It is demonstrated by the comparison between predicted data and observed data that the present analysis is capable of reproducing field measurements of water temperature with remarkable accuracy, regardless of its simple modeling. Applying the analysis, the non-dimensional hydraulic parameters which govern the thermal fields are derived which enables the classification of the types of stratification in reservoirs.

1. 序 論

(1) 研究の目的

貯水池や湖沼の水温構造に関与する作用因子は、(i) 水面熱収支、(ii) 風の応力、(iii) 河川や揚水発電運転による流出入、に大別される。各外的因子の成層変形への貢献度は湖盆形状・躍層位置・成層安定度といった内的条件によって異なる。水面熱収支は受熱過程において混合の抑制や主として表水躍層の上昇に貢献し、放熱過程においては表水躍層または主躍層の低下をもたらす躍層が深いほど鉛直混合過程に対して支配的な要因となる。風の応力は海洋や大気のように半無限に開放された場では深い躍層に対してもせん断不安定をもたらすが、閉鎖水域では躍層が浅い場合にのみ効果的である。流出入による移流効果は人造貯水池において特に重要となり水交換率が成層構造の盛衰を支配する。

水温成層の代表特性量(たとえば躍層寿命や成層強度)がこれら外的・内的因子の関数として表示されれば、場所ごとの数値シミュレーションを行うことなく湖盆・溪

谷地形と気象・水文条件から水温成層形態を類推することが可能となる。これはたとえば水温観測資料の乏しい水域の内部構造を把握したりダム貯水池建設のマスタープラン策定に際しての糸口になり水工学上有用である。本研究は現地観測結果をもとにこの目的に適う数値モデルを組み立て水温構造の予測手法を確立するものである。さらにこれを発展させて水温構造を支配する代表量を見出し、水温成層形態と外的作用因子間の関係を明らかにする。

(2) 既往の水温予測手法に関する考察

水温・水質の予測手法としては Huber ら²⁾(1972) や Orlob ら³⁾(1969) によって提案された差分モデルが知られており、わが国でもこれを改良した予測モデルがいくつか提案されている。これらのモデルの利点は短期間の洪水流出時や循環期を除けば水温分布形の予測が精度よくなされる点であり、さらに濁質や水質についての予測が行えるようなモデルの拡張・改良も試みられている。しかしながら基礎方程式を拡散・粘性係数のレベルで閉じたり線形密度場の取水理論で池内流動を記述する数値差分モデルの多くは次のいずれかの欠点を有し本研究目的を達するためには不都合を含む。

(i) 鉛直混合過程が陽に考慮されていない……「重力的に不安定な逆密度勾配をもつ領域が一様に混合す

* 本研究の一部は文献1) に発表済みであるが、その後の研究成果を加えて取りまとめたものである。

** 正会員 工博 大阪大学教授 工学部土木工学科
(〒565 吹田市山田丘2-1)

*** 正会員 工修 大阪大学助手 工学部土木工学科(同上)

る」という仮定のもとに熱対流混合が評価されている。現実には循環期において明瞭な躍層を維持しながら混合速度が増大するが、この評価法によれば躍層面での密度勾配が大きくなるに従って熱対流による躍層低下量を過少評価することになり密度勾配が無限大の極限では鉛直混合が考慮されないという矛盾が生じる。

(ii) 未定定数を多く含む……見掛けの拡散係数は成層の度合によって場所的・時間的に変化するにもかかわらず経験定数とみなされ使用されている。また循環期の躍層低下のような一方方向の水質輸送過程を拡散係数で表現することはできない。流動解析に関しては躍層の発達した成層期においても線形密度場の取水理論を経験定数によって修正し適用している。本来的には実験・観測等の情報を取り入れてこれら定数を客観的に決定できるような判断規準を設けることが望ましい。

(iii) 局所的なコントロールボリューム内の保存則を基礎としており系全体を一括して記述していない……本研究の目的の1つは成層形態を支配する大域的な代表量を導出することであるが、現行の手法ではこれを行うことができない。

以上の点を念頭におき本研究では次に示すような研究方針を立てる。

(3) 本研究の考え方

乱流モデルと同様、温度成層の予測手法は(i)積分法、(ii)微分法、(iii)自己相似に基づく方法、に大別される³⁾。(i)は表層混合領域を平均化して記述し鉛直水質輸送を躍層面での混合速度によって表現するものである。(ii)には既往の貯水池モデルのような渦動拡散モデル^{21,3)}や完結仮説に基づく大気・海洋モデルが含まれる。(iii)は適用範囲が狭く自己相似仮定が問題となる場合が多い。

本研究では以下に示す理由により、水温成層のバルク特性に主体をおいた積分法の立場から数理モデルを組み立てる。

(i) 鉛直混合に関する実験的研究の大半は混合速度を大域的なりチャードソン数(あるいは密度フルード数)の関数として定量化するという積分法の立場をとっている。これら基礎実験成果を優先的に組み入れ混合量を評価するためには積分法による定式化が適している。

(ii) 積分法の最大の利点は混合によるフラックスを表現するにあたり水面と躍層面での乱流流束のみがわかればよいことである。したがって混合量が躍層面での成層安定度のみの関数として記述されるため、この点において拡散係数による表現より有利である。

(iii) 本研究は細部構造よりむしろ水温成層の全体的・大略的挙動を知ることにおよぶ。また現象を支配する代表量を見出すためにも全体系が極力単純化され

た巨視的なモデル化が必要である。系の単純化は未定定数を減らすことにもつながる。

(iv) 流出に伴う潜在的な内部擾乱のため躍層部以外の領域での水温は非常に小さい鉛直勾配を有する。よって躍層を近似的に境界面とするマクロな領域分割が可能である。

反面、本研究方針により水温分布形状や局所的な性状を知ることは犠牲となるが、以上の理由から本研究では積分法的接近を優先する。

2. 成層型貯水池の現地観測

(1) 概要

モデル構築のための情報を得る目的で表一に示す諸元の純揚水式発電用貯水池を対象として表二に示す項目の調査を行った。

図一は揚水発電水量・河川流出入量・貯水位の変化を示す。同図のように電力需要が大きい夏期において揚水発電運転が頻繁に行われ、水温構造の変形に対してはほとんど流出入の移流効果が支配的となる。冬期には揚水発電がほとんど行われず河川自流量もきわめて小さいことから、主として水面冷却に起因する鉛直混合過程が成層層の変遷に大きく寄与する。このように典型的に相異なる外力作用形態を観測することができ本研究目的に沿った数理モデル定式化のために有為な情報が得られることから、当貯水池を調査対象とした。

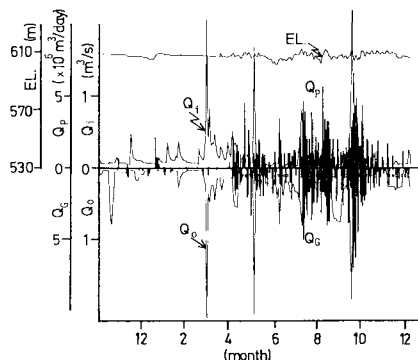
観測期間は昭和57年8月から58年12月までである。

表一 対象貯水池の諸元

流域面積	5.2 (km ²)
ダム高	98 (m)
総容量	33.4 × 10 ⁶ (m ³)
湛水面積	1.1 (km ²)
貯水池長	2.2 (km)
年間交換率	0.4 (1/年)
最大使用水量	376 (m ³ /s)
最大揚水量	288 (m ³ /s)

表二 調査項目

水温	湿度	温度
風速	射風	向風
日射	池水	位置
透射	明水	度
流出	入水	量
揚水	発電	量
流入	水	温



図一 貯水位・河川流出入量・揚水発電量の変化

水温は水深水温計を用いて水深方向0.5~1mごとに測定した。気象量はダム天端上に位置する管理所で時々刻々(約1分間おき)自動観測されている。

(2) 熱収支量

図-2に各種水面熱収支量の年周変化を示す。日射量・気温・湿度・風速・風向の各気象量についてはすべて連続計測された時系列より1日平均値を求め熱収支量の計算に用いられる。純日射量 ϕ_0 は日射計による直接計測値から評価される。潜熱・顕熱交換量 $\phi_e \cdot \phi_c$ は Rohwer の式⁵⁾ (1931), 有効輻射量 ϕ_{ra} としては Swinbank の式⁶⁾ (1963) によって算出する。以上の評価を用いた熱収支計算の妥当性については文献1) において実測値との比較から確認されており本観測範囲内においてはおおむね妥当な値を与えるものと考えられる。ただ近年新たに検討が加えられた経験式も提案されており²⁾ 水域特性や実測値との適合度を勘案したうえで各水域に適した熱収支式を採用することが望ましい。河川流入水温については各観測日において数回ずつ異なる時刻で計測された河川水温と同時刻の平衡水温との関係を求めておき、流入水温を平衡水温のみの関数として気象量から評価している¹⁾。各値とも密度と比熱の積で除し単位面積・単位時間当たりの熱量束(単位: m^2C/day) の形で表示している。全水面熱収支量 $\phi_t = \phi_0 + \phi_c + \phi_e + \phi_{ra}$

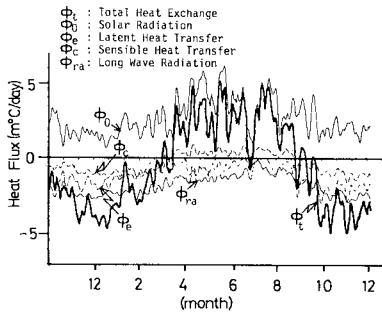


図-2 各種水面熱収支量の変化

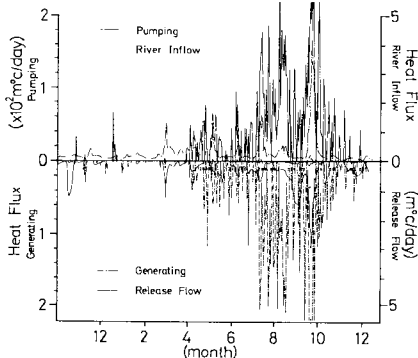


図-3 移流による熱収支量の変化

は1年周期でほぼ平衡している。

図-3は移流作用に伴う熱収支量である。いずれも流量と水温の積を水表面積で除し水面熱収支と同じ次元で示してある。河川流入に伴う移流熱は1年を通して非常に小さい。また揚水・発電に伴う熱の移動は受熱期に集中していることがわかる。

(3) 水温分布

最大水深点における水温分布の年変化を図-4に示す。同図中には発電用取水口位置と下流河川への放水口位置も示す。水温は4°Cを下ることはない。1月下旬から3月下旬にかけては一様水温である。4月に表層と発電取水口直下に弱い躍層が形成され5月には2つの躍層の水温勾配が増す。表層躍層の下方領域は湖沼のように内部流動擾乱がない場合、通常は連続的な成層をなす。しかし河川や揚水発電による流入が繰り返される人造貯水池では2つの躍層間の領域は同図のように水温勾配が非常にゆるやかである場合が多い。

表水域では夏期においても受熱・放熱を繰り返し、風の応力が断続的に作用するので(どんなに薄くとも)有限厚さの表水混合層が常に存在する。一方、下方の躍層(主躍層と称す)は4月から9月にかけて主に揚水発電の流入によって徐々に低下する。このように成層期では明瞭な躍層界面が発達し3層構造を呈する。その後、表層躍層が消失した放熱期においては揚水発電量も大幅に減少し冷却混合が主躍層の低下に対し支配的に貢献する。大略的な試算として平均幅500m, 上層厚50mで最大発電流量 Q_0 が流動する上層流動二層流とみなして密度フルード数を算出すると0.01程度である。したがって放熱期においてはたとえ最大の発電流出があったとしても観測し得る程度の躍層低下が界面連行によってもたらされることはあり得ない。また宮永らの取水流動解析

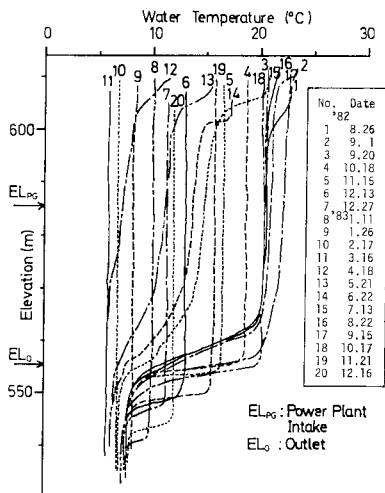


図-4 水温分布の変化

法²⁾を用いて算出される躍層位置での流速は取水口位置での流速の 10^{-4} 倍程度となり、発電取水流動による下層水の流出についてもやはりきわめて微少である(河川放流や湖底からの漏水の影響はさらに流量が僅少でありほぼ無視し得る程度である)。

以上の点を考慮するとこの時期における躍層低下の大部分は冷却による対流混合が支配的であることが推察される。従来の鉛直混合の評価法によると図-4にみられるような明瞭な躍層がこのように大きな速度で低下することが説明できず対流混合を考慮した解析が必要であることは多くの研究者によって指摘されてきた。

3. 水温予測手法

(1) 定式化

図-5のように成層の発達した場合を想定し表層躍層と主躍層によって水温場を3分割するモデル化を考える。各層内において水温は一様であり、境界面位置は水平とする。

図-5を参照して各層内で積分された体積および熱保存式は次のようになる。

$$A_1 \frac{dY_1}{dt} = \sum_{PR} (Q_A^i + Q_B^i + Q_C^i) - \sum_{PR} (Q_A^o + Q_B^o + Q_C^o) \dots (1)$$

$$A_2 \frac{dY_2}{dt} = \sum_{PR} (Q_B^i + Q_C^i) - HW_e A_2 - \sum_{PR} (Q_B^o + Q_C^o) \dots (2)$$

$$A_3 \frac{dY_3}{dt} = \sum_{PR} Q_C^i - \sum_{PR} Q_C^o \dots (3)$$

$$V_A \frac{dT_A}{dt} = \sum_{PR} Q_A^i (T_i - T_A) - HW_e (T_A - T_B) A_2 - I_2 A_2 + \phi_A A_1 \dots (4)$$

$$V_B \frac{dT_B}{dt} = \sum_{PR} Q_B^i (T_i - T_B) + I_2 A_2 - I_3 A_3 \dots (5)$$

$$V_C \frac{dT_C}{dt} = \sum_{PR} Q_C^i (T_i - T_C) + I_3 A_3 \dots (6)$$

ここで、 t ：時間、 $Y_1 \cdot Y_2 \cdot Y_3$ ：おのおのの水面・表層躍層・主躍層の標高、 $A_1 \cdot A_2 \cdot A_3$ ： $Y_1 \cdot Y_2 \cdot Y_3$ に対応する貯水池の水平面積、 $V_A \cdot V_B \cdot V_C$ ：各層の体積、 $T_A \cdot T_B \cdot T_C$ ：各層

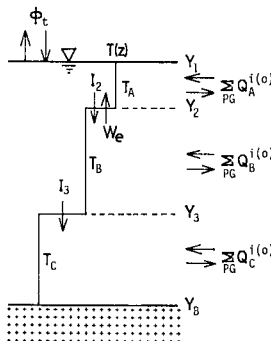


図-5 水温成層場の模式図

の水温、 $Q_A^i \cdot Q_B^i \cdot Q_C^i$ ：河川または揚水による各層への流入量、 $Q_A^o \cdot Q_B^o \cdot Q_C^o$ ：河川放流または発電による各層からの流出量、 \sum_{PR} ：河川と揚水発電運転による流出入量の和を表わす加算子、 $I_j = (1 - \beta) \phi_0 \exp[\eta(Y_1 - Y_j)]$ ($j=1, 2, 3$)： $Y_1 \cdot Y_2 \cdot Y_3$ における日射の内部熱吸収によるフラックス、 β ：水面反射率、 η ：吸光係数、 T_i ：河川または下部池からの流入水温、 W_e ：躍層面での混合速度(連行速度)、 H ：Heavisideの階段関数(後述)である。

なお上式においてはこれまでのほとんどの貯水池モデルと同様躍層面での移流せん断による連行過程を考慮していない。ここで対象としている貯水池においては、(3)でも示したように連行をもたらすほど強い流れはなくまた5本の谷からなる二次元的な平面形を有しているのでせん断をもたらす二層流のような流動形態は発達しないためこのような仮定に無理はないものと考えられる。また貯水池内での界面連行が問題となるのは一般的に大規模な出水が成層化した貯水池に流入ししかもその間躍層の水平勾配は $u(\partial T / \partial x)$ なる平均移流が顕著にならない程度に小さく維持される場合に限定されるであろう。本研究では界面連行に加え水平方向水温勾配が顕著になるような洪水による短期間の成層変形の場合を除外して考え水温構造の平均的な年周変化形態に重点を置いて議論をすすめる。したがって洪水流入による瞬時の成層破壊現象の予測は本モデルを含め鉛直次元モデルによっては精確に行えずこの点で本モデルの適用限界がある。

結局、式(1)~(6)に基づいた水温構造の予測は、

- (i) 各層内の流出入量(水平輸送量)
- (ii) 躍層面での鉛直混合量(鉛直輸送量)

を決定することに帰着する。

(2) 流動解析法

発電流出・河川流出に伴う池内の流動は著者ら(1985)による三層系での取水流動解析法⁷⁾を用いて評価する。

図-6のような開口形状を有する取水口を点吸い込みと考えた二成層軸対称取水を考える。

二層流としての支配断面の条件から上下層の流量比 $\lambda = Q_1 / Q_2$ が全流量 $Q_t = Q_1 + Q_2$ の関数として次のように求められる。

$$\lambda = \frac{Q_1}{Q_2} = \sqrt{\frac{\rho_1}{\rho_2}} \frac{\alpha_2}{\alpha_1} \sqrt{\frac{(\theta_u - \phi)^2 (\theta_l + \phi) \cos \phi - \sin \phi / 4}{(\theta_l + \phi)^2 (\theta_u - \phi) \cos \phi + \sin \phi / 4}}$$

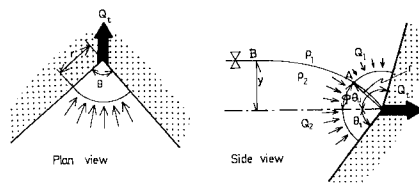


図-6 取水口形状の模式図

.....(7)

$$F_t = \frac{Q_t}{\sqrt{\varepsilon g y^3}} = \left(\frac{4}{5} \frac{1}{\sin \phi}\right)^{5/2} \left\{ \frac{\theta(\theta_u - \phi)^{3/2}}{\alpha_1} \times \sqrt{\frac{(\theta_l + \phi) \cos \phi - \sin \phi / 4}{\theta_u + \theta_l}} + \frac{\theta(\theta_l + \phi)^{3/2}}{\alpha_2} \sqrt{\frac{(\theta_u - \phi) \cos \phi + \sin \phi / 4}{\theta_u + \theta_l}} \right\} \dots (8)$$

ここで、 $Q_1 \cdot Q_2$: 上下層の流量、 $\alpha_1 \cdot \alpha_2$: 流速補正係数 ($\alpha_1 = \alpha_2 = 1$ とする)、 $\Delta \rho = \rho_2 - \rho_1, \rho_1 \cdot \rho_2$: 上下層密度、 g : 重力加速度、 y : 界面と取水口間の鉛直距離、 $\theta \cdot \theta_u \cdot \theta_l$: 各開口角度 (図-6 参照)、 ϕ : 媒介変数である。水平方向の拡がりがない二次元軸対称二層流の場合について実験的検証を別途行い上記理論の妥当性が確認されている⁸⁾。

受熱期の三成層を呈する期間においては、上記の結果を応用し著者らが先に示した三成層場での取水流動解析法を用いて各層の流出量を評価する。ここで、三成層での流動はたとえ全層からの流出がなくとも二層系としての流量比と異なり、あくまで三成層場としての解析が必要に留意を要する。解析法の詳細については文献7) において述べられておりここではその概要のみを示す。

図-7 のように取水口高さに仮想底面を想定し、これを境に上側と下側の二層系に対し式 (7), (8) を適用する。まず仮想底面より上側と下側の流量 Q_{11}, Q_{12} を仮定して ($Q_i = Q_{11} + Q_{12}, Q_{11} = Q_A + Q_{B1}, Q_{12} = Q_{B2} + Q_C$) 2つの密度界面に対する流量比 $\lambda_1 = Q_A / Q_{B1}, \lambda_2 = Q_C / Q_{B2}$ を式 (7), (8) より求める。 $Q_{B1} / Q_{B2} = y_1 / y_2$ および $Q_i = Q_A + Q_B + Q_C$ なる条件を満足する λ_1 と λ_2 が得られるまで Q_{11}, Q_{12} を仮定しなおせば唯一の Q_A, Q_B, Q_C の組合せが決定する。この解析の妥当性は文献7) において実験的に証明されている。取水口がA層あるいはC層のいずれかにある場合にはおのおのA-B層あるいはB-C層の二層系とみなして式 (7), (8) から各層流量が求められる。

流入に関しては流入点において流入水と池内水 (河川

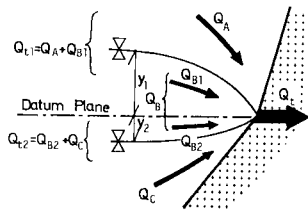


図-7 三層系の取水流動の模式図

流入については最上層水、揚水流入については発電用取放水口の位置する層の水) が初期混合率 $r=1$ で瞬時に混合すると仮定して混合後の流入量 Q_{im} と流入水密度 ρ_{im} を算定する。体積の保存はこのとき初期混合によって連行された量 ($Q_{im} - Q_i$) の分だけ層内の水が減少するとみなすことによって補償される。各層への流入量は ρ_{im} と池内各層の密度 $\rho_1 \cdot \rho_2 \cdot \rho_3$ との比較から図-8 に示すような割合で Q_{im} より配分され求められる。

(3) 躍層面での鉛直混合量の評価法

図-9 を参考にして最上層A層内 (層内は空間的に一様な水温 $T_A(t)$ を有する) でのある標高 Y に位置するコントロールボリューム内の熱の保存は次のように表わされる。

$$\frac{\partial}{\partial t} \{ T_A(t) A(Y) \} = - \frac{\partial}{\partial Y} \{ Q(Y) A(Y) \} + q_i \Delta T_i \dots (9)$$

ここで $T_A(t)$: 最上層の水温 (一様)、 $A(Y)$: 水平面積、 $\Delta T_i = T_i - T_A(t)$: 流入水温 T_i と最上層水温との差である。上式において層内に流入する水塊は高さ方向に一様な単位標高当たりの流入量 q_i を有するとしている。また層内の水温 $T_A(t)$ は一様であるのでコントロールボリュームからの流出や鉛直移流による水温変化は体積保存則を考慮すると消去される。また鉛直移流の効果は後述の境界条件式 (11), (12) のもとに式 (9) を積分した際に水面や躍層境界面の上下動として考慮されることになる。式 (9) 中の鉛直方向熱流束 $Q(Y)$ (鉛直上向きを正とする) は分子拡散の効果を見れば

$$Q(Y) = \overline{w'T'} - R_0 \exp[-\eta(Y_1 - Y)] \dots (10)$$

と表わされる。ここに $\overline{w'T'}$: 乱流熱フラックス、 $R_0 = (1 - \beta)\phi_0$: 内部への日射透過量、である。

一方、水面と躍層面での $\overline{w'T'}$ に関する境界条件はおのおの次式で与えられる。

$$\overline{w'T'}|_{y=y_1} = -F_0,$$

$$\therefore Q(Y_1) = -(F_0 + R_0) = -\phi_e \dots (11)$$

$$\overline{w'T'}|_{y=y_2} = -HW_e \Delta T,$$

$$\therefore Q(Y_2) = -HW_e \Delta T - R_0 \exp[-\eta(Y_1 - Y)] \dots (12)$$

ここで、 F_0 は内部熱吸収を除く全水面熱収支量である。

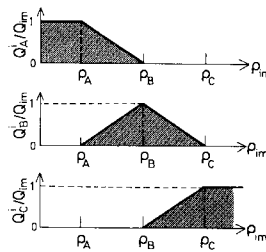


図-8 流入水の各層への配分法

(ρ_{im} : 初期混合後の流入水密度、 $\rho_{A,B,C}$: 各層の密度、 Q_{im} : 初期混合後の流量)

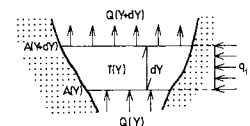


図-9 コントロールボリューム内の保存則の説明図

H は次式で定義される Heaviside の階段関数⁹⁾である。

$$H = \begin{cases} 1 & (W_e \geq 0) \\ 0 & (W_e < 0) \end{cases} \dots\dots\dots (13)$$

式 (11) の境界条件を用いて式 (9) を表層内の $Y \leq Y \leq Y_1$ の範囲で積分すると次式を得る。

$$\frac{dT_A}{dt} \int_Y^{Y_1} A(Y) dY = \phi_i A_1 - R_0 e^{-\eta(Y_1 - Y)} A(Y) + \overline{w'T'} A(Y) + q_i \Delta T_A (Y_1 - Y) \dots\dots\dots (14)$$

ここで $\partial T / \partial t = dT_A / dt$ とおき、 q_i は水深方向に一定と考えている。 $Y = Y_2$ とおけば式 (14) は式 (4) に一致する。

一方、乱れエネルギー平衡式の積分的表現を導出するにあたり以下の仮定を設ける。

(i) 閉鎖水域の場合は大気・海洋と異なり躍層面でのせん断効果は小さく無視される。

(ii) 表皮せん断層での乱れ生成を厳密にモデル化することは造波等への逸散があり困難であるが、幸いこの項は風の仕事率に比例することから形式的に圧力拡散項の中を含め比例定数で逸散の効果も表現する。

(iii) 乱れエネルギーの時間変化率は湖においては他の項に比べて非常に小さく、慣例的に無視される⁹⁾。

以上のことを念頭において、熱保存則の場合と同様に図-9のコントロールボリューム内でエネルギーの輸送を考えると次式が得られる。

$$\frac{d}{dY} \left[w' \left(\frac{p'}{\rho_0} + \frac{1}{2} c^2 \right) A \right] = \alpha \overline{w'T'} g A - \epsilon A \dots\dots\dots (15)$$

ここで、 $\frac{1}{2} c^2 = \frac{1}{2} (u'^2 + v'^2 + w'^2)$: 乱れエネルギー、 (u', v', w') 、 p' 、 T' : おのおのの速度、圧力、温度の乱れ変動成分、 ρ_0 : 基準密度、 ϵ : 乱れの逸散、 α : 熱膨張係数、overbar は時間平均操作である。

圧力・拡散項の境界条件として

$$\left[-c' \left(\frac{p'}{\rho_0} + \frac{1}{2} c^2 \right) A \right]_{Y=Y_1} = G = m u_*^3 A_1 \dots\dots\dots (16)$$

$$\left[-c' \left(\frac{p'}{\rho_0} + \frac{1}{2} c^2 \right) A \right]_{Y=Y_2} = \frac{1}{2} W_e c^2 A_2 \dots\dots\dots (17)$$

とおく。ここで、 u_* は摩擦速度、 m は比例定数である。次に式 (4)、(14) を用いて式 (15) の $\overline{w'T'}$ を消去した後、式 (15) を (16)、(17) の境界条件のもとに $Y_2 \leq Y \leq Y_1$ の表層内で積分すれば、混合速度が次のように得られる。

$$HW_e = \left[G - D + \alpha g \left\{ \phi_i A_1 (\lambda - 1) \Delta Y_A + R_0 J_1 - I_2 A_2 \lambda \Delta Y_A + \sum_{PR} Q_{Ai}^i \Delta T_i \left(\lambda - \frac{1}{2} \right) \Delta Y_A \right\} \right] / \left(\frac{1}{2} c^2 A_2 + \alpha g \Delta T A_2 \lambda \Delta Y_A \right) \dots\dots\dots (18)$$

ここに、 $D = \int_{Y_2}^{Y_1} \epsilon dV$: 表層内の全逸散量、 $\lambda = J_2 / (V_A \Delta Y_A)$ 、 $\Delta Y_A = Y_1 - Y_2$ 、 $J_2 = \int_{Y_2}^{Y_1} \int_Y^{Y_1} A dY$ 、 $J_1 = \int_{Y_2}^{Y_1} \exp[-\eta(Y_1 - Y)] A(Y) dY$ 、 $I_2 = R_0 \exp[-\eta \Delta Y_A]$ 、 $Q_{Ai} = q_i \Delta Y_A$ であ

る。

式 (18) を閉じるためには擾乱発生量 G 、逸散量 D 、混合層内の乱れエネルギー $\frac{1}{2} c^2$ を評価する必要がある。

c^2 については対流速度と摩擦速度の線形二乗和として近似的に表現することがあるが¹⁰⁾その影響は小さく通常は無視される。著者らの検討によってもこの項の影響は小さく、また新たに余分な未定定数を生み出さないためにもこの項を無視する。

次に発生・逸散項は一般に $(G - D)$ のごとく1つにまとめ風応力あるいは熱対流の擾乱のバルクエネルギー束に比例すると考えて表現し、逸散効果を比例定数の中に組み入れる。積分模型の利点はこの比例定数を室内実験の情報から決定し得る点である。まず前述のように風応力の擾乱発生項は式 (16) で表わす。貯水池において風の効果は水温成層の年周変化までを左右することではなく表水混合層を維持・存続させる程度の役割しかもたないため、比例定数 m が多少大幅に変化してもほとんど結果に差異はなくこのような近似表現が可能である。さらに水面で発生した擾乱のうち $m u_*^3 (A_1 - A_2)$ だけが湖底面へ作用し躍層面での混合に対し無効であるとする(図-10参照)。次に熱的擾乱効果に関しては次のように考える。水面熱収支 ϕ_i が正(受熱過程)の場合対流運動は生じず混合を抑制する方向に働く。逆に ϕ_i が負(放熱過程)の場合、対流が発生し混合層内部と湖底面で乱れの逸散効果を経て躍層面での混合に対し貢献する。以上より式 (18) 中の水面熱収支に関する項 $\alpha \phi_i A_1 (\lambda - 1) \Delta Y_A$ にこれら逸散効果を含めて次のように書き改める。

$$\alpha g \phi_i A_1 (\lambda - 1) \Delta Y_A \{ (1+n) \phi_i + (1-n) |\phi_i| \} f / 2$$

ここで、 n は混合層内での逸散効果を含む経験定数である。また、 f は機械的擾乱の場合と同様、表面で発生した対流エネルギーのうち躍層面への投影分だけが混合に対し貢献すると考えた場合の補正係数で

$$f = \begin{cases} 1 & \phi_i \geq 0 \\ A_2 / A_1 & \phi_i < 0 \end{cases} \dots\dots\dots (19)$$

とおく。なお式 (18) 中の内部加熱と流入に関する項は常に安定要因として混合の抑制に貢献するので逸散は考えない。

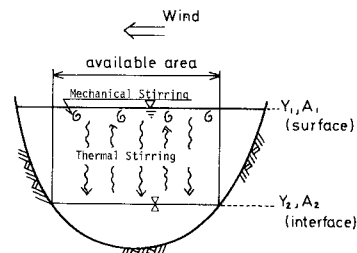


図-10 混合に対し有効な表面擾乱エネルギーの説明

以上のような G と D の評価を行って式 (18) は最終的に次のようになる。

$$HW_e = \left[m u_*^3 A_2 + ag \left\{ A_1 (\lambda - 1) \Delta Y_A (1 + n) \phi_1 + (1 - n) \left[\phi_1 \right] f / 2 + R_0 J_1 - I_2 A_2 \lambda \Delta Y_A + \sum_{i=1}^n Q_i \Delta T_i \left(\lambda - \frac{1}{2} \right) \Delta Y_A \right\} \right] / ag \Delta T A_2 \lambda \Delta Y_A \dots\dots\dots (20)$$

加熱が卓越し式 (20) において $W_e < 0$ となる場合 $H = 0$ となる。このとき右辺 = 0 を満足する表層厚 ΔY_A (風や熱対流の擾乱効果が内部加熱や高温水の流入による安定効果とつり合う厚さ) に到るまで躍層が上昇しこれが新たな躍層となる。

以上により式 (1) ~ (6) が完結し、これらを時間積分することによって時々刻々の各層諸量が算定される。躍層間の密度差が 0 になるか層厚が 0 となった場合、躍層が消失し隣接した層間が融合すると考える。また受熱過程で層数が 3 未満のとき、既存の層と異なる密度を有する水塊が流入するか $W_e < 0$ で新たな躍層が上方に形成されれば層数が増加するとする。

4. 実測値と予測値の比較

積分法に立脚した定式化を行ったので式 (20) に含まれる未定数 m , n は基礎的な水理実験との比較より決定され得る。 $A(Y) = \text{Const.}$ の鉛直一次性を仮定すれば、風応力と熱対流のそれぞれが単独に作用する場合、式 (20) はおのおの次のようになる。

$$W_e / u_*^3 = m R_{i*}^{-1} \text{ (風応力の場合)} \dots\dots\dots (21)$$

$$W_e / u_f^3 = n R_{if}^{-1} \text{ (熱対流の場合)} \dots\dots\dots (22)$$

ここで、 $R_{i*} = ag \Delta T \Delta Y_A / u_*^3$, $R_{if} = ag \Delta T \Delta Y_A / u_f^3$, $u_f = (-ag \phi_1 \Delta Y_A)^{1/3}$ である。

まず m について、本研究では貯水池を対象としていることから閉水域での吹送二層流の混合に関する $Wu^{(1)}$ (1973) の連行則をもとに $m = 0.23$ とする。なお、Denman⁹⁾ (1973) が Kato と Phillips¹²⁾ (1969) の実験をもとに決定した $m = 1.25$ を用いても結果にほとんど差異はなく、前述のごとく水温構造に及ぼす m の影響が小さいことが確認された。

n については現在定まった評価がなされていない。Ball¹³⁾ (1960) は大気成層の実測を行い、対流の乱れスケールが大きく逸散の影響がほとんどないという考えのもとに $n = 1$ を提唱した。逆に Gill と Turner¹⁴⁾ (1976) は混合層厚の増大とともに逸散量が増加し n が 0 に近づくとしている。Deardorff ら¹⁵⁾ (1980) は水温二成層の実験結果より $n \approx 0.25$ を得、著者ら (1985)¹⁶⁾ は 0.45 を得た。 n を定数として扱うことの是非については実験・実測の両面からともに結論は得られておらず十分な議論が別途必要であるが本研究では実験結果をもとに実

測値を説明し得るような定数係数としての n を求めることにする。

図-11 は躍層位置に関する計算値と水温観測から得られた水温インプレットとの比較を示す。理論値は n をパラメーターとして示されている。同図から n の躍層挙動への影響はほとんど循環期に限られていることがわかる。実測との比較から著者らの実験¹⁶⁾ によって得られた $n = 0.45$ なる値によって循環期の躍層低下過程が再現できるようなのである。なお、図-11, 13 の計算値の中で循環期のある時期に主躍層のわずかな上昇がみられる。これは気温が上昇し熱対流効果が弱まって計算上 $HW_e = 0$ となるためである。このとき実際現象としては対流塊が到達し得る位置にまで混合層フロントが上昇するのみで水温躍層は元の位置にとり残されたままであると思われる。しかし再び冷却効果が平年並みに戻ると以前とほぼ同じ躍層位置で熱対流強度と成層安定度がただちにつり合いその後現実に即した躍層低下が表現される。一方、受熱期の水温構造は m や n の値すなわち鉛直混合過程にはほとんど影響されず流出に伴う移流効果が支配的である。こうした受熱期における実測と計算との比較から、流動解析法に関しても本理論の妥当性が確認される。

図-12 は各層水温に関する結果を示す。表層水温については水温分布の観測値 (受熱期においては 10 回程度の計測値の平均分布) から得られる上層内平均値 (黒塗り記号) に加えて水表面から毎朝 9 時に採水計測された値 (ただし計測精度は劣る) も示されている。表層水温の計算値は受熱期において特に変動が大きい。これは躍層の上昇によって表層の体積 (熱容量) が減少するた

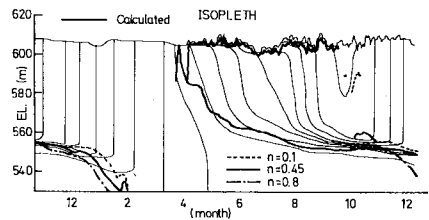


図-11 躍層位置に関する計算値と実測値の比較 (58 年)

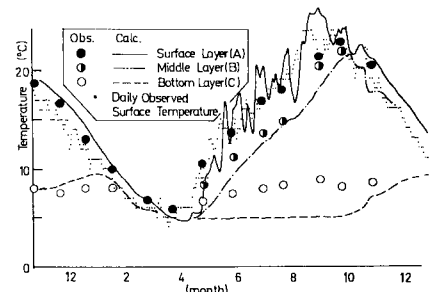


図-12 各層水温に関する計算値と実測値の比較 (58 年)

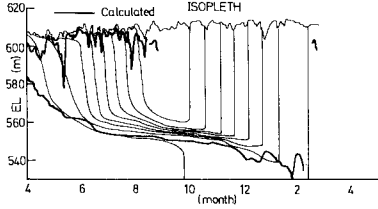


図-13 躍層位置に関する計算値と実測値の比較 (53 年)

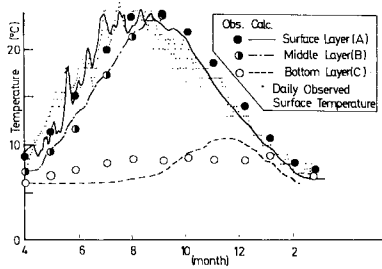


図-14 各層水温に関する計算値と実測値の比較 (53 年)

め、躍層位置のわずかなずれが実測値-計算値間の差を大きめに評価することに起因している。本モデルのように表層躍層を密度境界面で近似したためのやむを得ない誤差と考える。しかしながら、水温変動の振幅は採水計測から得られた表層水温の変動振幅とおおむね一致するようである。深層水温に関し計算値と実測値の誤差が特に大きな原因としては、(i) 成層安定度が弱く連続成層的な受熱初期での躍層構造でも密度境界面とみなして層内平均水温を算出していること、(ii) 躍層面を介しての層間の熱伝達輸送を無視していること、(iii) 各層への流入量配分法に含まれる不確実性 (図-8 の評価法に含まれる誤差、流入水温の評価に含まれる誤差の双方を含む)、(iv) 地熱交換、等が考えられる。本観測範囲内ではいずれが主な要因であるかを知ることはできないが、湖盆の形状によって底層の容量が小さくなるため以上のようなわずかな熱量評価の誤差でも比較的大きな水温予測誤差をもたらすことになる。

揚水発電頻度が昭和 58 年度より高い昭和 53 年度についての結果を図-13, 14 に示す。やはりこの場合も同様の結果が得られている。

5. 水温構造に及ぼす影響因子の分析

(1) 定式化

これまで成層の程度を実測資料に基づいて次元解析的に分類した研究例は少なくないが (たとえば文献 19), 20) 等) 分類指標に使われる無次元水理量は経験的にのみ導出されており、この目的に適した解析モデルがないため解析的な接近がなされていない。また水交換率ばかりでなく水面熱収支も成層形態に関与することが明らか

であるがこの影響について詳細に言及した研究成果は得られていない。本研究ならびに既往の貯水池成層に関する実証的・解析的研究からわかるように、水温成層の年周変化形態を規定する主要な外的因子は流量と水面熱収支量であり、内的因子としては貯水池の有効容量や水深が挙げられる。

本節では、3. で誘導された水温構造の支配方程式系を主だった代表量で規準化することによって成層形態と外的影響因子間の関係を分析する。

外的因子の代表量として年平均流量 \bar{Q} と水面熱収支量の振幅 $\bar{\phi}$ を選ぶ。貯水池内の形状代表量として表水面積 \bar{A} と最大水深 \bar{H} を選ぶ。時間の代表量として $\bar{t} = 365$ (日) をとる。

以上の諸量を用いて式 (1)~(6) の方程式は次のように無次元化される。

$$Y = \frac{\bar{Q}\bar{t}}{AH}Q + \frac{\alpha\bar{\phi}\bar{t}}{H}I \equiv \pi_1 Q + \pi_2 I \dots\dots\dots (23)$$

ここで $\pi_1 = \bar{Q}\bar{t}/A\bar{H}$, $\pi_2 = \alpha\bar{\phi}\bar{t}/\bar{H}$

$$Y \equiv \begin{bmatrix} A'_1 \frac{dY'_1}{dt'} \\ A'_2 \frac{dY'_2}{dt'} \\ A'_3 \frac{dY'_3}{dt'} \\ V'_A \frac{dT'_A}{dt'} \\ V'_B \frac{dT'_B}{dt'} \\ V'_C \frac{dT'_C}{dt'} \end{bmatrix}, \quad I \equiv \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ \phi'_1 A'_1 - I'_2 A'_2 \\ I'_2 A'_2 - I'_3 A'_3 \\ I'_3 A'_3 \end{bmatrix}$$

$$Q' \equiv \begin{bmatrix} \sum_{PR} (Q'_A + Q'_B + Q'_C) - \sum_{PR} (Q''_A + Q''_B + Q''_C) \\ \sum_{PR} (Q'_B + Q'_C) - HW'_e A'_2 - \sum_{PR} (Q''_B + Q''_C) \\ \sum_{PR} Q'_C - \sum_{PR} Q''_C \\ \sum_{PR} Q'_A (T'_i - T'_a) - HW'_e (T'_a - T'_b) A'_2 \\ \sum_{PR} Q'_B (T'_i - T'_b) \\ \sum_{PR} Q'_C (T'_i - T'_c) \end{bmatrix} \dots\dots\dots (24)$$

であり、各無次元量は $A'_j = A_j/\bar{A}$, $Y'_j = Y_j/\bar{H}$, $t' = t/\bar{t}$, $Q'^{iA,B,C} = Q^{iA,B,C}/\bar{Q}$, $V'^{A,B,C} = V_{A,B,C}/(\bar{A}\cdot\bar{H})$, $T'^{A,B,C} = \alpha T_{A,B,C}$, $I'_j = I_j/\bar{\phi}$, $\phi'_i = \phi_i/\bar{\phi}$ と定義される。

混合速度式 (20) の無次元表示は次式のようになる。

$$\begin{aligned} HW'_e &\equiv (\bar{A}/\bar{Q})HW_e \\ &= \pi_3 \frac{1}{\Delta Y'_A} + \frac{\pi_2}{\pi_1} \left[\frac{f}{2} (1+n)\phi'_i + (1-n) |\phi'_i| |A'_i(\lambda-1)| \right. \\ &\quad \left. + R'_0 J'_1 / \Delta Y'_A + \sum_{PR} Q''_A \Delta T'_i \left(\lambda - \frac{1}{2} \right) \right] / \Delta T'_A \lambda \end{aligned} \dots\dots\dots (25)$$

ここで、 $R'_0 = R_0/\bar{\phi}$, $J'_1 = J_1/(\bar{A}\cdot\bar{H})$, $\Delta T'_i = T'_i - T'_A$, $\Delta T' = T'_A - T'_B$, $\Delta Y'_A = \Delta Y_A/\bar{H}$ である。また $\pi_3 \equiv m_1 u_*^* \bar{A}/g\bar{Q}\bar{H}$ とおく。

流動を支配する式 (12) は次のように表現される。

$$\lambda = \frac{Q_1}{Q_2} = \frac{Q'_1}{Q'_2} = \text{Fnc.} \left(\frac{Q'_1}{\sqrt{\varepsilon g y^5}} \right) \equiv \text{Fnc.} \left(\pi_4 \sqrt{\frac{Q'_1}{\Delta T' y^5}} \right) \quad \dots\dots\dots (26)$$

ここで、 $y' = y/\bar{H}$ であり、 $\pi_4 \equiv \bar{Q}/\sqrt{g\bar{H}^5}$ である。

以上の規準化によって成層形態を規定する無次元量 $\pi_1 \sim \pi_4$ が導出された。 π_1 は年交換率に相当する。 π_2 は水面熱収支の貢献度と水深の比、 π_3 は風の擾乱と移流効果の比を表わす。 π_4 はフルード数に相当する。

$\pi_1 \sim \pi_4$ のうちまず風の効果については表層躍層の短期間変動に対しては支配的であるものの水温成層の年周変化形態に対する影響は小さいと考えられるので π_3 を除外して考える。また π_4 と π_1 は既設の貯水池ではほぼ正比例の関係にあり両者の比は $\pi_4/\pi_1 = 0.2 \sim 1.5$ ($\times 10^{-4}$) 程度の狭い範囲にある。以上より結局、 π_1 と π_2 を主要な独立パラメーターと考えることができる。

なお本研究は平均的な貯水池の成層特性を対象とし、洪水・渇水や気象量の短期変動については考えない。このような変動要素を含む解析は別途何らかの統計的手段を用いて行わなければならない。外力条件として与えられる気象・水文諸条件についても本邦の平均的な値を採用する。そこで貯水池の形状・取水口位置については多目的ダム管理年報¹⁷⁾を、気象条件と河川流入水温については新井・西沢¹⁸⁾の全国代表河川の資料等をもとに表-3のような条件を設定し本解析手法を用いて成層形態と π_1 , π_2 間の相関を明らかにする。

(2) 水温成層と π_1 , π_2 の関係

以上の入力条件で π_1 と π_2 を変化させ ($\pi_4/\pi_1 = 0.6 \times 10^{-4}$ に固定)、式 (23) から水温構造を解析し、これより躍層維持時間 $t_{1,2}$ を求めて成層強度の指標とする。図-15 は無次元躍層維持時間 $t_{1,2}/\bar{t}$ の等値線を $\pi_1 \sim \pi_2$ 平面上に示したものである。実線は成層を形成している時間 t_1/\bar{t} に対応し、破線は躍層が2つ存在する時間 t_2/\bar{t}

表-3 解析条件

貯水池形状:	湛水面積 \bar{A} , 最大水深 \bar{H} の三角錐
取水口位置:	$0.5\bar{H}$ (点吸い込み)
流入水量:	\bar{Q} (m^3/s) で一定
全水面熱収支:	$\phi_t = \bar{\phi} \sin[\omega(t - \tau_1)] + \phi_m$ ($\text{m}^\circ\text{C}/\text{day}$)
ここに、	$\omega = 2\pi/365$ ($1/\text{day}$), τ_1 : 位相差
	$\phi_m = 0$ (水面熱収支が1年で平衡する)
	$\bar{\phi} = 3.0$ ($\text{m}^\circ\text{C}/\text{day}$)
日射量:	$\phi_0 = 1.4 \sin[\omega(t - \tau_1)] + 3.0$ ($\text{m}^\circ\text{C}/\text{day}$) (大阪)
流入河川水温:	$T_1 = f_1 \sin[\omega(t - \tau_2)] + f_2$ ($^\circ\text{C}$)
ここに、	$f_1 = a\bar{\phi} + b$, $(a \ b) = \begin{pmatrix} -0.47 & 10.4 \\ f_2 = c\phi_m + d, (c \ d) = \begin{pmatrix} -1.95 & 14.8 \end{pmatrix}$
	$\tau_2 = \tau_1 + 60$ (day) である。

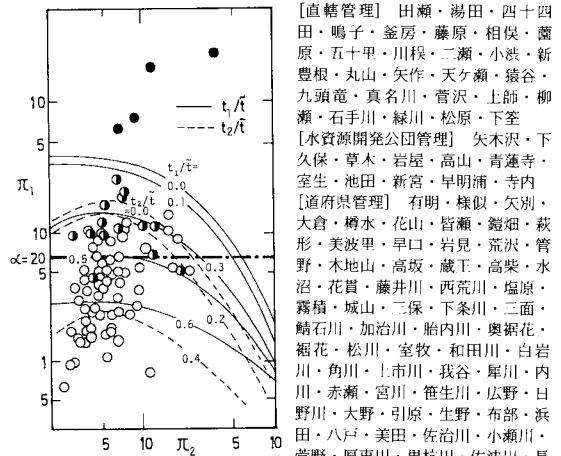


図-15 躍層維持時間と π_1 , π_2 の関係

に対応する。

一方、多目的ダム管理年報に記載されたダム貯水池のうち水温・流量・貯水池形状の資料が比較的整ったものを選んで $\pi_1 \cdot \pi_2$ を求め、水温インプレットから成層の程度を分析する。ここでは逆列成層については考えない。図-15 中にこの結果を各記号で示す。黒丸は成層がほとんど形成されない混合型、白丸は夏期に表層と取水口付近に2つの躍層が形成され三成層構造を呈するものである。半黒丸は成層最盛期においても躍層が1つ (ほとんどの場合表層の躍層) しか形成されない中間型である。また安芸と白砂¹⁹⁾ (1974) による年平均交換率 α (貯水池形状を三角錐と定義したとき、 $\alpha = 3\pi_1$) を用いた成層型・混合型の境界線も同図中に一点鎖線で示す。

図から次のことがいえる。

- (i) 解析から得られた成層の程度と実測資料はよく対応する。ただ実際の貯水池は表-3で仮定したような画一的な流入、熱収支、幾何形状、放水条件ではなく本解析はあくまで平均的な情報を提供するものとする。
- (ii) 貯水池資料が点在する範囲においては交換率 π_1 (あるいは α) が成層の有無をおおむね表わす指標となる。
- (iii) π_2 が大きくなり水深が浅くなるか水面熱収支に伴う鉛直熱輸送が卓越するとたとえ π_1 が小さくとも成層は形成されにくい。これは浅い湖沼において明瞭な躍層の発達がみられないという事実の一側面を示すものと考えられる。これより π_2 もまた重要なパラメーターであり貯水池の成層度を議論するうえにおいて水面熱収支または水深の効果を検討する必要があることが示される。
- (iv) 安芸らの分類では躍層が表層に形成されるもの

(図-15の半黒丸の記号)も混合型と定義されており、彼らによる α の区分値は取水によって主躍層が形成されるか否かの限界条件に対応する。

本節ではわが国の貯水池に限定し主に π_1 と π_2 に重点をおいて論を進めたが、水平・鉛直方向の形状比が大幅に変化したり風が重要となるようなより広範な成層水域を対象とする場合には他のパラメーターも重要となることはいうまでもない。

6. 結 論

本論での主要な結論は次のようである。

(1) 躍層を密度境界面として貯水池水温成層場を分割する数理モデルを組み立てその適用性を吟味した。極端な簡易化によって未定定数をほとんど含まない定式化がなされた。本モデルは積分法に立脚しており鉛直混合量に関して従来の室内実験成果を組み入れて評価することができる。また池内の水平流動に関しても実験情報に基づいて著者らが開発した方法により解析することができた。

(2) 受熱期において移流過程が、放熱期において鉛直混合過程がそれぞれ卓越して作用する純揚水式発電用貯水池を対象として水温の現地観測を行った。受熱期・放熱期においてともに、解析結果は実測値をよく再現し、水平・鉛直両方向の熱一水質輸送の評価法が妥当であることが示された。

(3) 流量・水面熱収支・貯水池形状に関する代表量で基礎方程式系を基準化し成層構造を規定する影響因子を導出した。その結果、池内水の交換率に加えて水面熱収支と水深からなる無次元パラメーターが成層強度を支配していることが示された。貯水池の成層形態に関する分類結果は解析と実測資料においてよい一致を示した。

本文中に示したように移流せん断による連行や水平密度勾配が顕著になる程度に大規模な出水の際の水温構造解析を行うためには場の三次元性を考慮した何らかの修正が必要である。また躍層が顕著に発達する場合から連続成層的な水温構造を呈する場合まで多様な成層状態を解析し得るモデル構築のためにはこれまでのように分布形を予測できる数値差分モデルと鉛直混合を躍層面での混合速度で表わししかも混合量に関する室内実験成果を取り入れることのできる離散モデルのおおのの長所を有機的に結合させたモデル化が必要であると考えられる。

最後に現地観測を遂行するにあたり協力頂いた石村豊・狭間滋・山辺建二・黒川純一良の各氏に謝意を表す。

参 考 文 献

1) 室田・道奥・狭間：混合層模型による貯水池水温構造の

- 予測, 第29回水理講演会論文集, pp.395~400, 1985.
- 2) Huber, W.C., Harleman, D.R.F. and Ryan, P.J. : Temperature prediction in stratified reservoirs, Proc. ASCE, Vol.98, pp. 645~666, 1972.
- 3) Orlob, G.T. and Selna, L.G. : Temperature variation in deep reservoirs, Proc. ASCE, Vol.96, pp.391~410, 1970.
- 4) 増田：海洋混合層模型について, 海洋科学, Vol.13, No.7, 1981.
- 5) Rohwer, E. : Evaporation from free water surfaces, U.S. Dept. Agriculture, Tech. Bulletin, No.271, 1931.
- 6) Swinbank, W.C. : Longwave radiation from clear skies, Quart. J. Roy. Meteor. Soc., Vol.89, 1963.
- 7) 室田・道奥：三成層密度場の取水流動に関する研究, 土木学会論文集, 第357号/II-3, pp.105~113, 1985.
- 8) 道奥・室田・大石：二成層密度場からの選択取水について, 第35回土木学会年次学術講演会概要集, pp.544~545, 1980.
- 9) (たとえば) Denman, K.L. : A time dependent model of the upper ocean, J. Phys. Oceanography, Vol.3, pp.173~184, 1973.
- 10) (たとえば) Zeman, O. and Tennekes, H. : Parameterization of the turbulent energy budget at the top of the daytime atmospheric boundary layer, J. Atmos. Sci., Vol.34, pp.111~123, 1973.
- 11) Wu, J. : Wind-induced turbulent entrainment across a stable density interface, J. Fluid Mech., Vol.61, pp.275~287, 1973.
- 12) Kato, H. and Phillips, O.M. : On the penetration of a turbulent layer into stratified fluid, J. Fluid Mech., Vol.37, pp.643~655, 1969.
- 13) Ball, F.K. : Control of inversion height by surface heating, Quart. J. Roy. Meteor. Soc., Vol.86, pp.483~494, 1960.
- 14) Gill, A.E. and Turner, J.S. : A comparison of seasonal thermocline models with observation, Deep-Sea Res., Vol.23, pp.391~401, 1976.
- 15) Deardorff, J.W., Willis, G.E. and Stockton, B.H. : Laboratory Studies of the entrainment zone of a convectively mixed layer, Vol.100, pp.41~64, 1980.
- 16) 室田・道奥：機械的擾乱・熱的擾乱が共存した密度成層場での鉛直混合に関する研究, 第29回水理講演会論文集, pp.407~412, 1985.
- 17) 建設省河川局：多目的ダム管理年報, 昭和54年.
- 18) 新井・西沢：「水温論」, 共立出版, 1974.
- 19) 安芸・白砂：貯水池濁水現象の調査と解析(その1), 電力中央研究所報告書, 74505, 1974.
- 20) 松尾・岩佐・綾：多目的貯水池の水温分布特性とその影響要因, 第27回水理講演会論文集, pp.151~157, 1983.
- 21) 土木学会編：水理公式集, pp.95~108, 1985.
- 22) 宮永洋一ほか：貯水池流動形態のシミュレーション解析手法, 電力中央研究所報告書, 378022, 1979.

(1985.7.29・受付)