HOKKAIDO UNIVERSITY

Title	フロックブランケット型接触高速凝集沈澱池の除去特性
Author(s)	丹保, 憲仁; 穂積, 準
Citation	北海道大學工學部研究報告, 46, 1-15
Issue Date	1968-01-29
Doc URL	https://hdl.handle.net/2115/40853
Type	departmental bulletin paper
File Information	46_1-16.pdf

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

フロックブランケット型接触高速凝集沈澱池の除去特性

丹保憲仁*
穂積準*
(昭和42年9月16日受理)

The Effect of Physical Variables on Floc Blanket Type Suspended Solid Contact Clarifier Performance

Norihito TAMBO
Hitoshi HOZUMI
(Received September 16, 1967)

Abstract

The aim of this investigation is to establish the underlying principles which control the different stages of the floc blanket type clarifier so that the operation of existing units may be improved. The aim also includes improvements in the designing efficiency.

In this study two kinds of testing palnts were used. One which has a 30 m^3/day hydraulic capacity was used for preliminary experiments. Another with a 3 m^3/day capacity was used under varying operation conditions.

The results obtained in this study are as follows:

1. The Change of flocculation intensity index follows the following relationship.

$$\varepsilon_0 \propto R^3$$

where ε_0: effective energy dissipation per unit volume per unit time (erg/cm^3·sec), R: rate of rotation of the impeller (r. p. s.).

2. The relationship between flocculation intensity index ε_0 and the floc diameter D under the agitation condition is as follows.

$$D \propto \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_0}}$$

3. The collision coefficient C in the floc blanket is in the order of 10^{-1} with respect to flocculated microflocs.

4. The controlling factor which decides the thickness of floc blanket is the disturbance of the upflow current. A thicker blanket may damp out the inlet turbulence and thus give a better overflow quality.

* 衛生工学科上水工学講座

1. はじめに

接触高速凝集沈澱装置 (Sludge Contact Clarifier) と称される凝集・沈澱方式が近年用廃水の処理に広く用いられてきている。しかしながら，これら装置内での懸濁物除去の機構に対する理解は十分でなく，したがってその理論的な扱いはほとんど行なわれておらず，装置が実用化されて久しい今日でも経験のみに基づく設計，運転に依っている現況である。

筆者等は凝集・沈澱装置の理論的設計のための基礎研究を1960年以来続けて来ているが[1)~4)]，本論はその一環として，多くの凝集沈澱処理装置の中で最も高速化，高効率化の期待できる，したがって将来の該処理装置の主流を構成するであろうと思われるフロックブランケット型における注薬済み原水からのマイクロフロックの除去機構について考察をほどこしたものである。実験は札幌市水道局藻岩第1浄水場内に設置された1日に 30 m^3 の処理能力を持つ標準型フロックブランケットプラントと，北大工学部上水工学研究室内に設置された1日に 3 m^3 の処理量を持つテストプラントを連続運転することによって行なわれた。

2. 30 m^3/d テスト・プラントによる予備実験

2·1 実験目的

フロックブランケット型接触高速凝集沈澱装置の基本型である，Spaulding Precipitator 型の装置を用い，実際の処理を行なって，平均的な状況下における，装置内の懸濁質群の挙動を観測し，除去のパターンを知ることを目的とした。そのために，比較的大型の 30 m^3/day の標準的なプラントを浄水場内に設置し，浄水場の注薬水を原水として連続長期間の運転を行なって，一般的な特性の把握につとめた。

2·2 実験装置及び条件

実験装置は，J. 社の製作にかかる Fig. 1, Photo 1 のようなもので，全体積 2.46 m^3，撹拌部体積 0.37 m^3 である。原水として，藻岩第1浄水場の注薬済み原水を用いたので，薬品の注入操作はいっさい行なわなかった。実験は昭和40年12月，41年1，2月と冬期の3箇月間にわたって行なわれた。この時期における原水濁度は10度前後の低濁度であった。

12月，1月における注薬量の日平均値を参考のために記すと Table 1 のようである。猶この期間の水温はほぼ +0.5°C 程度である。インペラーの回転数は全実験期間を通じて 4.5 r.p.m. と固定した。(この場合の有効撹拌強度は撹拌コーン内のフロック径が 0.1 mm 程度の値をもっ

Table 1. Chemicals Dosed. (p.p.m.)

	Alum	Lime (slaked)	$KMnO_4$	Activated Silica
1965. 12	11.84	6.44	1.32	0.88
1966. 1	9.01	7.28	1.68	0.74
			**Mn^2-treatment	**Bayis sol

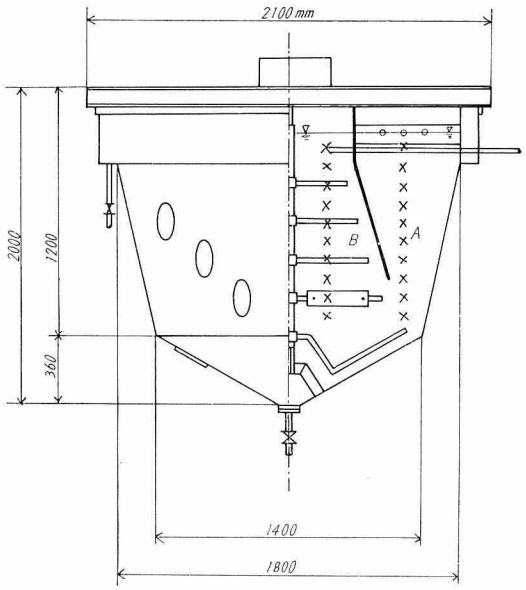

Fig. 1. 30 m³/day floc blanket type suspended solids contact clarifier.

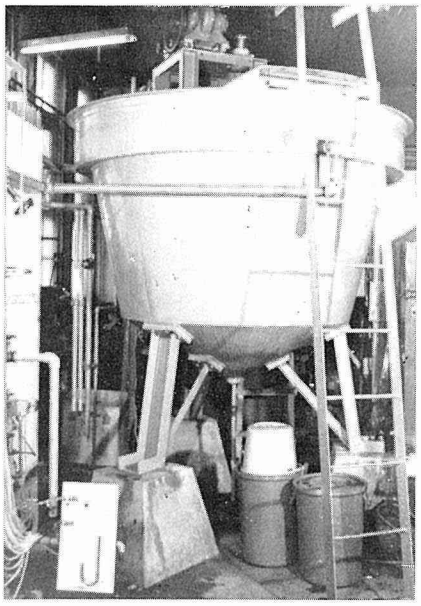

Photo 1. 30 m³/day floc blanket type suspended solids contact clarifier.

ていることから Fig. 7 の関係等を参照して推定すると 10^{-5}～10^{-6} erg/cm³·sec 程度の桁にあると思われる。)

2·3 実 験 方 法

実験は流量負荷を一定とし，槽内のフロックブランケット部のフロック体積率 (F. V.) を変えて運転し，攪拌コーン内部 (Fig. 1, B 部) とフロックブランケット部 (Fig. 1, A 部) の所定水深 (Fig. 1 の × 印で 10 cm 間隔に上下方向各 10 点) から不攪乱採水し，30 分沈降後の F. V. とその上澄水の濁度を求めた。この場合の上澄水濁度は該採水点における母フロックに吸合されぬマイクロフロック量であるとして以下扱われる。

不攪乱採水は上部端に活栓を付したガラス管を用い，活栓を閉じたまま開放した下端が所定の水深の位置にくるように垂直に挿入し，活栓を少しずつあけてフロック懸濁液を管下端から静かに流入させ，所要量流入させたならば活栓を閉じて下端が水面直下に来るまで静かに引上げる。水面直下でガラス管底部をゴム栓で閉じ，槽外に移して所定時間静置した後測定を行なう。

2·4 実 験 結 果

このようにして得られた多くの実験データーの内，代表例としてブランケット部の F. V. の大きなものと小さなものの 2 例につき処理量 20 m³/d の場合を示すと Fig. 2, 3 のようである。図の右半はフロック形成攪拌コーン内 (下向流) の F. V. と未吸合マイクロフロックによる濁度の水深方向への変化を，左半はフロックブランケットをもつ上昇流分離部での同様の変化を示すものである。

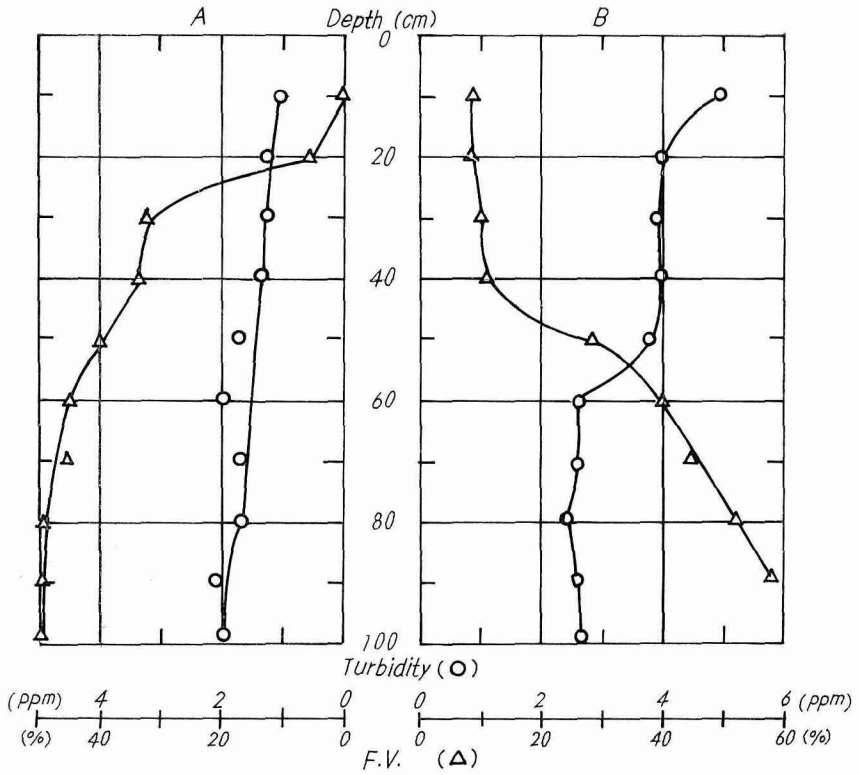

Fig. 2. Profile of F. V. and free turbidity.

これら図中の *F. V.* の分布からわかることはフロックブランケット部における高濃度の懸濁部はその密度差で内部コーン中に母フロック群を押し返す形となり，フロック形成攪拌部では流入水による下方流と平衡する可成り高い点まで母フロック群が存在し，したがって，フロック形成は強制攪拌による接触型で行なわれている事を知りうる。また図中の濁度分布（未吸合のマイクロフロック）から明らかなように，流入してくるマイクロフロックは内部コーンですでに母フロックに吸合されてしまい，フロックブランケットは唯単に母フロック群の上方への脱離を起さないための抑止効果をもっているにすぎないように思われる。

唯，この際内部コーンの母フロックは強制攪拌を受けており，Photo 2 に見られるようにほぼ均一な 0.1 mm 程度の小さな径を有

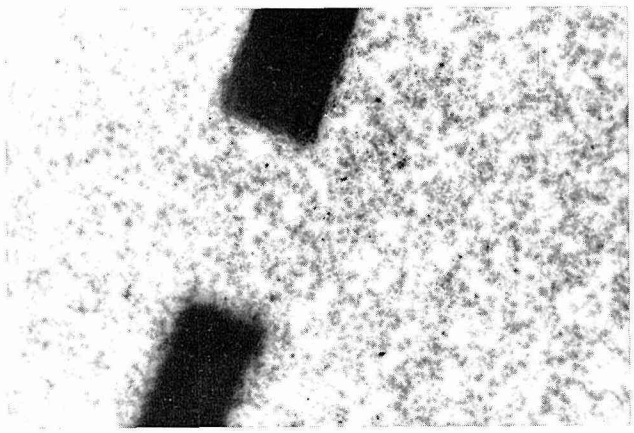

Photo 2. Flocs in the flocculation chamber of 30 m³/day plant.

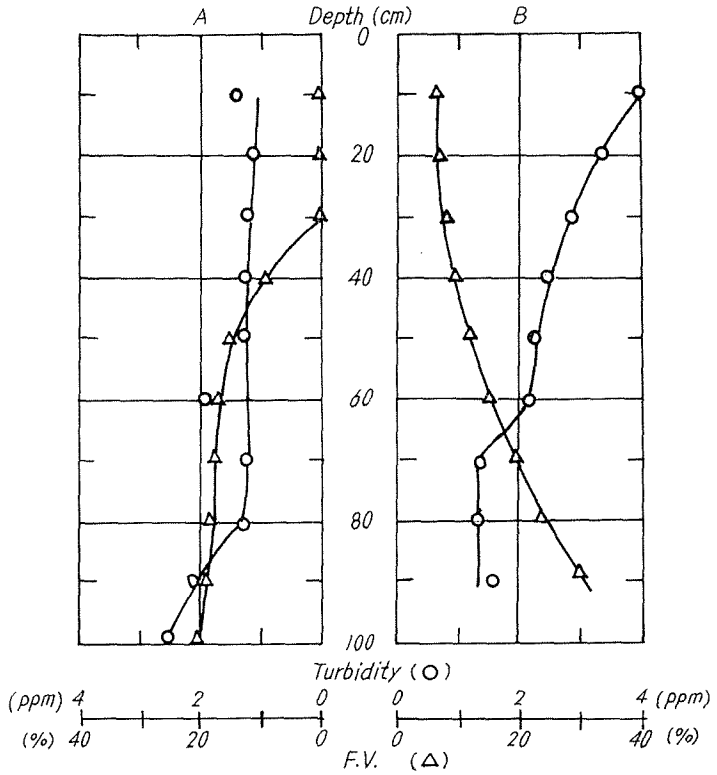

Fig. 3. Profile of F. V. and free turbidity.

している（写真中の黒い影は幅 1 mm のテープ）。フロックブランケットにおける母フロックはこれらに比してはるかに大きく，ブランケット下部において小型の母フロックと大型の母フロックの衝突合一があるはずであるが，マイクロフロックと母フロックを分離するのを目標に 30 分沈降上澄の濁度のみで実験を行なったので，この点については論じえない。しかしながら，いずれにしてもマイクロフロックの吸合は強制撹拌を行なっている内部コーンで進行し，ブランケットは静的な固液分離を行なう場を与えているにすぎないことが推論される。

3. 3 m³/d テスト・プラントによる実験

3·1 実験の目的

前述の予備実験による推論がどのような運転条件の場合にも成り立ちうるか否かを種々の強制撹拌によるフロック形成条件およびフロックブランケット条件の組合わせについて広く検討するため，より容易に広汎な処理条件をつくりだすことのできる小型モデルによって研究室内で検討することとした。

3·2 実験装置および運転条件

実験に用いた装置のフローシートおよびフロック形成槽と上昇流式沈澱槽は Fig. 4, 5 に示すようである。

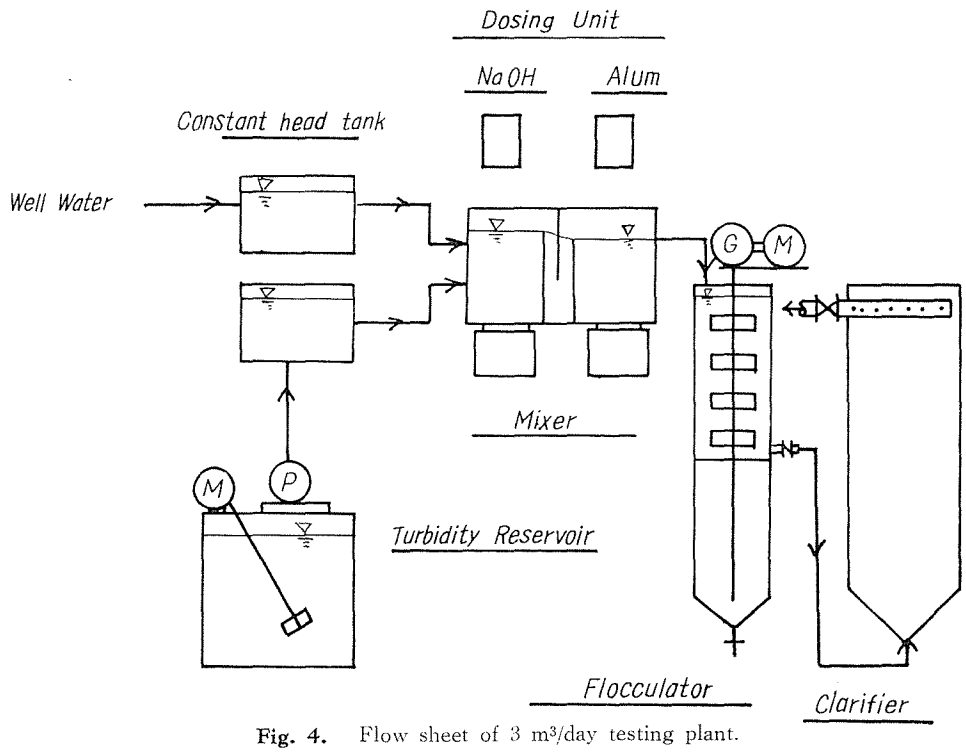

Fig. 4. Flow sheet of 3 m³/day testing plant.

実験は水道水に粗成カオリンスラリーを所定量加えたものを原水とし，凝集剤としては硫酸アルミニウム，アルカリ調整剤として水酸化ナトリウムの溶液を用い，1～2分間の急速混合の後，フロック形成槽へ流入させた。フロック形成槽中では45％の傾斜を持った撹拌翼が所定の回転数（したがって所定のエネルギー消費量）で無段変速機を介して回され，フロックはその撹拌強度下の最大成長径にまで達するに充分な時間が与えられる。フロック形成槽の滞流時間が沈澱部の上昇速度（したがって全処理量）を変えることによって変化することのフロック形成への影響を最小限にするために有効撹拌強度を 10^{5} erg/cm³·sec 程度（後述）と高くとった。滞流時間はブランケット部の表面負荷率を 5 cm/min にとった時約10分間である。

所定の撹拌強度でフロック形成を終えた懸濁液は上昇流式沈澱槽（10×35×1,850 cm）の下部か

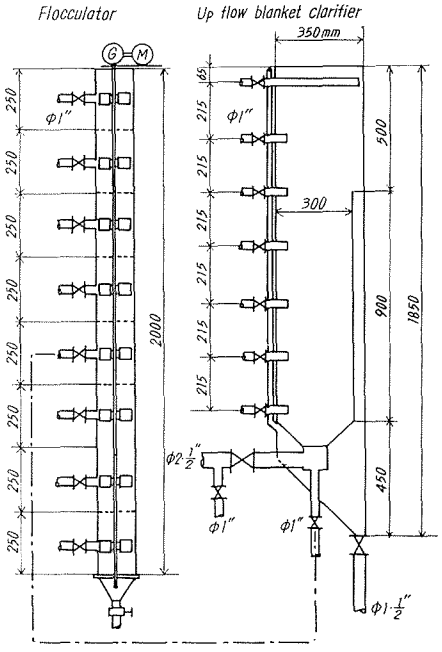

Fig. 5. 3 m³/day testing plant.

ら流入する。沈澱槽内には母フロックによるブランケットが構成されており，小フロックを含んだ水が通過する際に小フロックは母フロックに衝突吸合されて固液分離を終え上澄水となって表面から越流する。沈澱槽の流入口にはバッフルが設けられていて，流入時の運動エネルギーによるブランケット下部の撹乱を減ずる様になっている。フロックブランケット厚の調節は沈澱槽の側面に付した7個のバルブのいずれかを用いて，スラリーをブランケット上面から適宜ぬきだすことによって行なった。

3·3　フロック形成条件の決定

有効撹拌動力消費量 ε_0 erg/cm^3·sec を以ってフロック形成の水理条件を定量的に示す指標とし，これに基づいてスケールアップ，相互比較と云った事を行なうこととする[3]。この実験プラントのフロック形成は非接触型であるが，非接解型における単位体積中に単位時間に失なわれるエネルギー量（有効分）ε_0 の測定は非常に面倒で且つ精度もあまり期待できない[1]ので，撹拌強度の測定のみは既成母フロックを介在させる接触型で行なうこととした。

測定法は前報[3]にのべたものとほぼ同様で，バッチ法によったが，より高い精度をうるために，次のような手順方法に従った。① ε_0 の測定を容易に行なうためにテストプラントの撹拌槽の1ブロックと同様の寸法の槽（容量 10 ℓ）と撹拌翼をつくり，衛生工学型ジャーテスターに設置した。② 予め母フロックを槽内に調整しておき，与撹拌強度で 40 分間継続し，完全に定常になった時写真撮影を行ない，母フロックの単位体積中の個数 N，その径 D を求める。この場合フロックの形成を容易にするためにフロック形成補助剤として 25 p.p.m. のアルギン酸ソーダーを用いた。③ 次いで注入後の濁度が 50 度になるようなカオリン懸濁液 500 cc に硫酸アルミニウムを加えて作ったマイクロフロック懸濁液を手早く加えて所定（1分～10分まで）の撹拌時間接触フロック形成を行なう。④ 所定時間後撹拌を停止し，5分静置後上澄水の濁度を測定し，未吸合マイクロフロック量 n を示す指標とした。この

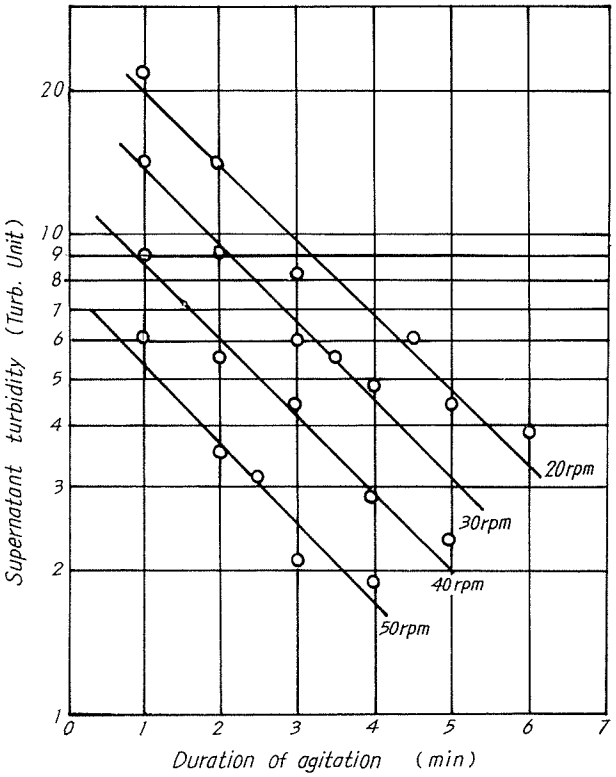

Fig. 6. Rate of decrease of free microflocs with respect to duration of agitation.

様な測定を，回転数を 20, 30, 40, 50 r.p.m. と変え，各撹拌継続時間毎に行なった結果を横軸に撹拌継続時間を縦軸に上澄残留濁度の対数をとって描いたものが Fig. 6 である。

一方，一定の母フロックの存在状態下で接触フロック形成による微フロック数の減少は次式のように示される[3]。

$$\frac{dn}{dt} = -3\pi\beta\sqrt{\frac{\varepsilon_0}{\mu}}\ ND^3n$$

$$= 18\beta\sqrt{\frac{\varepsilon_0}{\mu}}\ V_f n \qquad (1)$$

ここで，n: 単位体積中の微フロック数 (1/cm³)，β: 比例定数（簡単のために ≒1 とする），ε_0: 有効撹拌強度（単位時間に単位体積の液体中で失なわれるフロック形成に有効なエネルギー）(erg/cm³·sec)，N: 単位体積の流体中にある母フロック個数 (1/cm³)，D: 母フロックの径 (cm)，V_f: 単位体積中にある母フロックの体積，F. V. (無次元)。単位体積中の微フロック数 n と濁度 T の間に比例関係があるとすると，

$$\log_e T = -Kt + \log_e T_0 \qquad (2)$$

$$\log_{10} T = -kt + \log_{10} T_0 \qquad (2')$$

ここで，$K \fallingdotseq 3\pi\sqrt{\varepsilon_0}\,ND^3/\sqrt{\mu}$，$k = K/2.30$，$T$: t 秒撹拌して静置した後の上澄水濁度，T_0: 原水濁度，t: 撹拌時間 (sec)。

式 (2′) は Fig. 6 の関係を示す式である。Fig. 6 は同一濁度の原懸濁液を母フロック群に加えたのであるから $t=0$ の時にはすべて濁度 50 度の点に集まるはずであるが，添加を完全に均一に行ないえないため，一様分散以前の高濁度の内に母フロックに吸合される部分がでてくるので初期の 1 分位をすぎて一様分散した後の値しか計算に使用しえない。この影響は高撹拌強度の時ほど大きくでてきている（連続形ではこの様な現象は生じない）。

Fig. 6 の勾配を求め写真撮影によって求められた N, D から撹拌強度の指標 ε_0 を計算し，対応する回転数との関係を求めると Fig. 7 のようである。ε_0 は 10^{-5}～10^{-4} erg/cm³·sec とフロック形成槽としては可成り高いエネルギー消費量を示していることが解る。また，回転数と ε_0 の間には回転数 R の 3 乗に ε_0 が比例する関係があり，乱れた流体中での特性を示している。

3·4 撹拌強度とフロック径の関係

撹拌強度を知ることによって，フロック形成速度の大小を定量的に把握することができるが，今一つ撹拌強度の大小は，フロック形成段階での最大生長フロック径を決めることになる。定性的に撹拌強度が大きくなると最大成長フロック径は小さくなると云った事は知られているものの，過去においては有効撹拌強度を定量的に示すことができなかったので，その系統的な扱いは全くなされていなかった。

本実験で ε_0 を計算する過程で，母フロックを構成する原濁度 200 度のカオリン懸濁液に硫酸アルミニウム 100 p.p.m.，アルギン酸ソーダ 25 p.p.m. を添加して 40 分間充分にフロック

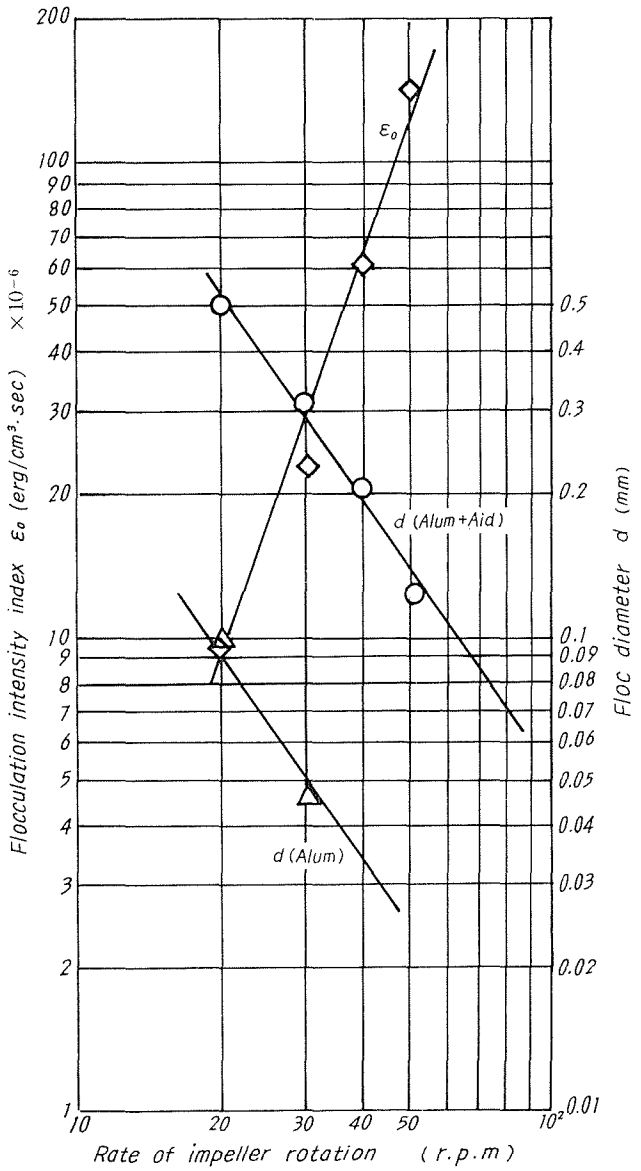

Fig. 7. Relationship among rate of impeller rotation, flocculation intensity index, and floc diameter.

成長をとげさせた時のフロック径を求めて，回転数との関係で Fig. 7 に書き加えてみると，粒径は回転数の −3/2 乗に比例して減じていることが解る。したがって，ε_0 が回転数の 3 乗に比例するような完全に乱れたフロック形成槽にあっては粒径 D は ε の −1/2 乗に比例することが推測される。アルミニウムのみを添加した場合のフロックは弱く径が著しく小さいので 20, 30 r.p.m. の場合にしか測定できなかったが，やはり同様の関係を満足している。そこで粒径が ε_0 の −1/2 乗に比例することの理論的な意義について若干の検討を加えてみよう[5]。フロック

が浮遊している形成部の ε_0 は 10^{-5} erg/cm^3・sec 程度のオーダー以下と考えられるので，乱れのマイクロスケール λ_0 は水温を 20°C とすると，

$$\lambda_0 = (\upsilon^3\rho/\varepsilon_0)^{\frac{1}{4}} = (10^{-6}/10^{-5})^{\frac{1}{4}} \fallingdotseq 0.5 \text{ cm}$$

と云った値となり，フロックの破壊現象は粘性支領域内における渦によって生起されていることが解る。

今フロックの破壊を次のような2つの力の関係で考えてみることとしよう。(1) はフロックの結合力で，単位面積当りの結合力を σ(g$_w$/cm^2) とすると，直径 D の粒子で破壊に抵抗する全結合力 B は次式であらわされる。

$$B = k_1 D^2 \sigma \tag{3}$$

ここで，k_1：比例定数

(3) の力は乱流変動によって粒子が受ける力である。フロックの反対面に作用する動圧強度の差を Δf とすると，

$$\Delta f = k_2 \rho \left(\frac{\upsilon_1^2 - \upsilon_2^2}{2} \right) \tag{4}$$

ここで，k_2：比例定数，υ_1, υ_2：直径 D だけ離れた2点の水塊の速度差，ρ：水の密度

粘性支領域におけるスケール λ を持った乱流変動速度 V_λ は，

$$V_\lambda = \beta \sqrt{\frac{\varepsilon_0}{\mu}} \cdot \lambda \tag{5}$$

ここで，β：比例定数

であるから，D だけはなれた粒子端に働く動圧力強度差は

$$\Delta f = k_3 \rho \left(\frac{\varepsilon_0}{\mu} D^2 \right) \tag{6}$$

ここで，k_3：比例定数

今径 D の粒子に対する総動圧力差 ΔF としては

$$\Delta F = k_4 \frac{\varepsilon_0}{\nu} D^4 \tag{7}$$

ここで，ν：動粘性係数

フロックの破壊が生ずるのはフロックを剛体とみて $B < \Delta F$ となった時である（もし弾性体とみれば $B < k_5 \cdot \Delta F$ とすれば良い。ここで k_5 は比例定数)。故に式(3)と式(7)を用いて，

$$k_1 D^2 \sigma = k_4 \frac{\varepsilon_0}{\nu} D^4$$

$$\therefore \quad D = K \sqrt{\frac{\nu}{\varepsilon_0}} \tag{8}$$

ここで，$K=f(\sigma)$ となり，K はフロックの強度を示すユニバーサルな指標である。

式(8)に示すように理論的にもフロック強度が ε_0 の $-1/2$ 乗に比例することが明らかとなった。また式(8)の関係から ε_0 を横軸に D を縦軸に各々対数でとった $\varepsilon_0=1$ の時の D の値を示標としてフロック強度が示される。

この様な関係が明らかとなったので，実験に用いたアルミニウムフロックの形成槽内での径（したがってフロックブランケット下部から流下する時の径）は Fig. 8 の関係から高速度で攪拌した場合についても推定ができ，40 r.p.m. で 0.03 mm，60 r.p.m. で 0.02 mm，90 r.p.m. で 0.01 mm 程度であろうと推測される。

次いでこの様な小フロックがフロックブランケット内でどの様に除去されていくかを検討してみよう。

3·5 フロックブランケット内での除去式の適用

フロックブランケット内における小フロックの減少を示す式は次のようである[4]。

$$\frac{dn}{dt}=-C\frac{\pi}{4}wD^2\cdot Nn \tag{9}$$

$$\frac{dn}{dx}=-C\frac{\pi}{4}D^2Nn=-C\frac{3}{2}\frac{V_f}{D}n \tag{10}$$

ここで，t：接触時間 (sec)，w：母 フロック群の沈降速度（フロックブランケット部の上昇流速）(cm/sec)，x：フロックブランケット下部からの距離 ($x=wt$) (cm)，C：フロックブランケット内部における微フロックと母フロックの衝突合一係数

これらの式を用いてフロックブランケット内での除去の速さを求めるためには C, D, N 等の値を知らなければならない。

***i*) V_f/D の推定**：フロックブランケット内のフロック群の濃度は非常に高く，写真撮影等によって直接的に N, D を計測することはほとんど不可能に近い。そこでその代りに式(10)の最右辺の関係を使って，フロック体積率 V_f を定法で求め，径 D を何等かの方法で推定して，V_f/D を D^2N の代りに使用すると云った方法を用いることとする。D を求めるための便法としてここでは次のような外挿法によった。Fig. 8 は同一条件下で作られたフロックブランケットの体積率と上昇流速の関係を示すもので，両対数プロットはほぼ直線を示している（$F.V.$ と w との一般的な関係については種々の実験公式があり，必ずしも上述の関係が常に存在することを認めてはいない）。この直線を上昇流速の高い方に延長し，フロック体積率が 1% となる点，すなわちフロック群が干渉沈降をしなくなるであろうと思われる点まで外挿すると，その時の上昇速度はほぼ 1.7 cm/sec となる。丹保等[6]の研究によると，この程度の沈降速度をもつアルミニウムフロックの有効密度は 5×10^{-2} g/cm^3 と推定されるのでほぼ 2 mm 程度の粒径をもつと推定される。そこで V_f/D はこの実験については $V_f/0.2$ と云った値を大ざっぱに用いることが許されるであろう。

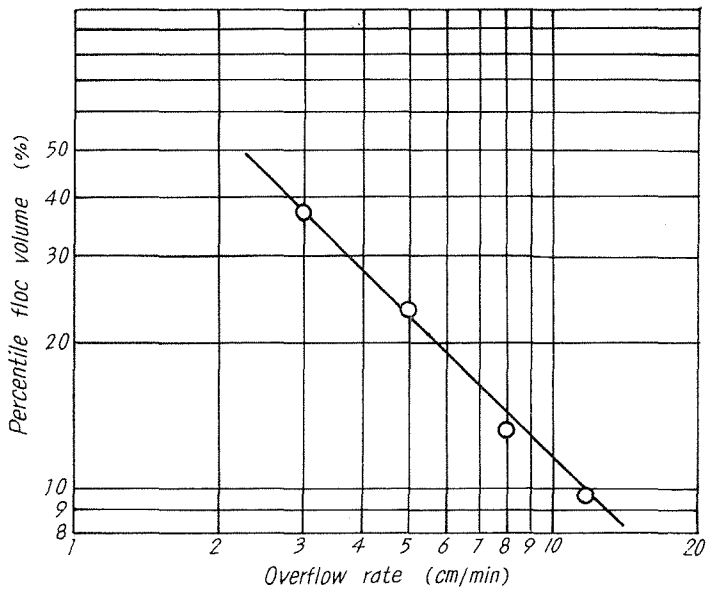

Fig. 8. Relationship between over flow rate and percentile floc volume.

ii) **衝突係数 C 値の推定：** フロックブランケットの厚さ，上昇流速（表面負荷率），流入粒子径（フロック形成攪拌の強度）を変えて連続処理を行ない，越流処理水の濁度を測定した結果は Fig. 9 のようである。図中の A～H の記号は Table 2 に示した処理条件に対応するものである。これら実験データの内，表面負荷率の高いものは流入渦の影響を大きく受けて，後述する様な攪乱による濁度流出の影響が大きいので，この様な作用を受けることの最も少ない上昇速度 3 cm/min の場合について検討してみよう。

上昇原水濁度はほぼ 50 度に調整されているので，下部からフロックブランケットに流入してくる量もそれに近い濁度換算値をもっている。これが実験例 F, G からみると，ブランケット厚さ 10～20 cm 以内で吸合されてしまっており，$V_f/D=0.4/0.2=2$ を Fig. 8 を用いて求め式(10)に代入すると，$C\fallingdotseq 0.1$ 程度と云った値となる。

図中の各表面負荷率 (over flow rate) での除去曲線はいずれも 5×10^{4}～10^{5} erg/cm^3·sec と攪拌強度の著しく違った条件，したがって流入フロック径も 0.01 mm から 0.1 mm と大きく違っているにもかかわらず，ブランケット厚さと除去の関係に影響を及ぼさない。このことから一応のフロック形成を行なった粒子にあっては $C=0.1$ 程度の衝突率をほとんどの場合採用して良いことが知られる。このことから，フロックブランケットの理論厚さは表面負荷率が 10 cm/min 以上となり，フロック体積率が 10% 位にまで低下しても高々数十 cm あれば良いこととなる。

しかしながら，H-曲線で示されるように全くフロック形成を行なわず，2 分間の急速攪拌のみのマイクロフロック（多分 5～10 μ 位の径と思われる）の懸濁液をフロックブランケット下部から流入させた場合には係数 C の値は著しく小さくなり，前と同様の計算を行なうと，

Table 2. Treatment Conditions

		A	B	C	D	E	F	G	H
Over flow rate cm/min		12	12	8	8	5	3	3	3
Intensity of floc growth agitation	r.p.m.	80	20	80	20	20	80	40	0
	erg/cm³ sec	5×10^{-4}	1×10^{-5}	5×10^{-4}	1×10^{-5}	1×10^{-5}	5×10^{-4}	6×10^{-4}	0
Floc diameter at the blanket inlet mm		0.01	0.1	0.01	0.1	0.1	0.01	0.03	0.01>

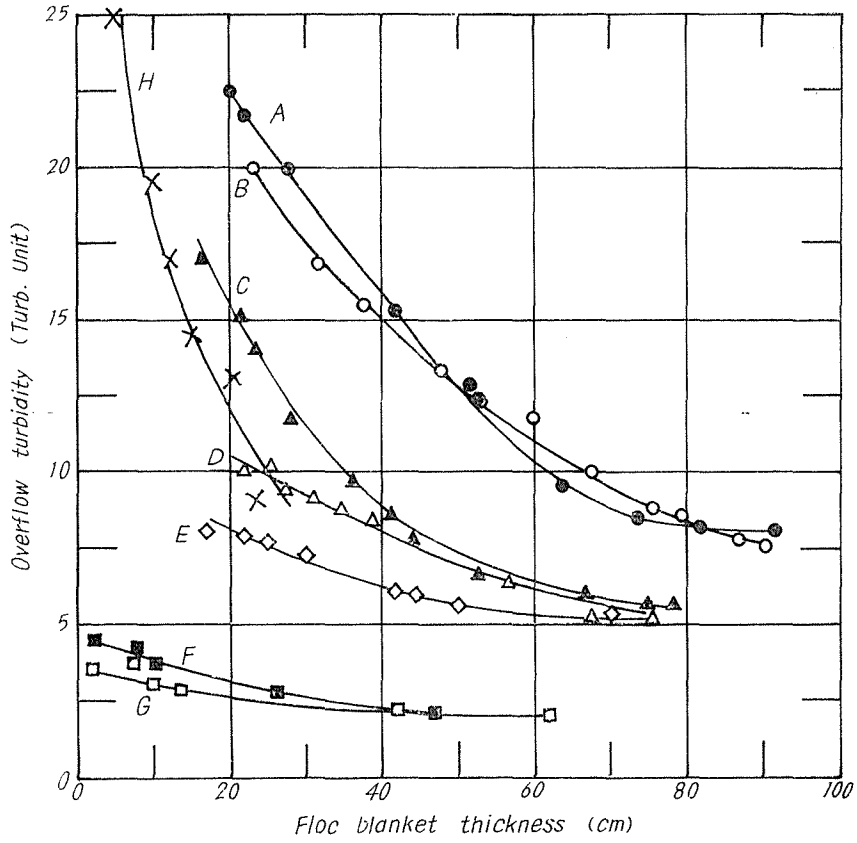

Fig. 9. Relationship between floc-blanket thickness and over flow turbidity under variable flocculation intensity and overflow rate.

$C\fallingdotseq0.015$ 位となって充分の除去をうるためには 1.0～1.5 m 厚のブランケットを必要とすることを示している。

3·6 フロックブランケット厚さを決定する整流要素

Fig. 9 に見られる様に、高い表面負荷率をもったもののブランケット層厚の増大に伴う除去率の向上はきわめてゆるく、前述の様な方法で衝突係数 C を計算すると極端に小さな値となる。衝突係数 C の値は衝突する粒子径が大きいほど、また粒子相互の相対速度が大きいほど大きな値をもつことが定性的に知られており、この点からしても、H-曲線より小さな C 値

を A～E 曲線が示すことはありえない。そこで，この実験における高い上昇流速時におけるフロックブランケット厚の増大に伴なう除去効率の向上は，低い C 値による，すなわちブランケット内における衝突率の減少に伴うものではないと考えられる。

そこで考えられる要因としては，上昇流速の増大によるフロックブランケット内の乱れの増大が本来は静的であるはずの分離界面（フロックブランケット上面）へも乱れを及ぼして，微小フロック粒子の流出を誘引すると云ったことであろう。これを裏付けるものとして，(1) Fig. 9 の A, B, C, E 曲線はいずれもフロックブランケット厚を増していった極限の除去率が表面負荷率によって異なり，高い表面負荷率のものほど極限除去率が悪くなっている。(2) 同じ表面負荷率であればフロック形成率が違っても極限除去率がほぼ同じであることが H, F, G 曲線，A, B 曲線および C, D 曲線から推定され，フロックブランケット上面における乱れが処理水の濁度の大小を決めていることを予想させる。(3) 表面負荷率を 8 cm/min と固定し原水濁度のみを大幅にかえて行なった実験でも Fig. 10 に示すように極限の除去率はほぼ同じ値を示し，ブランケット内での濁度除去は原水濁度量にほとんど無関係にみえる。このことは吸濁

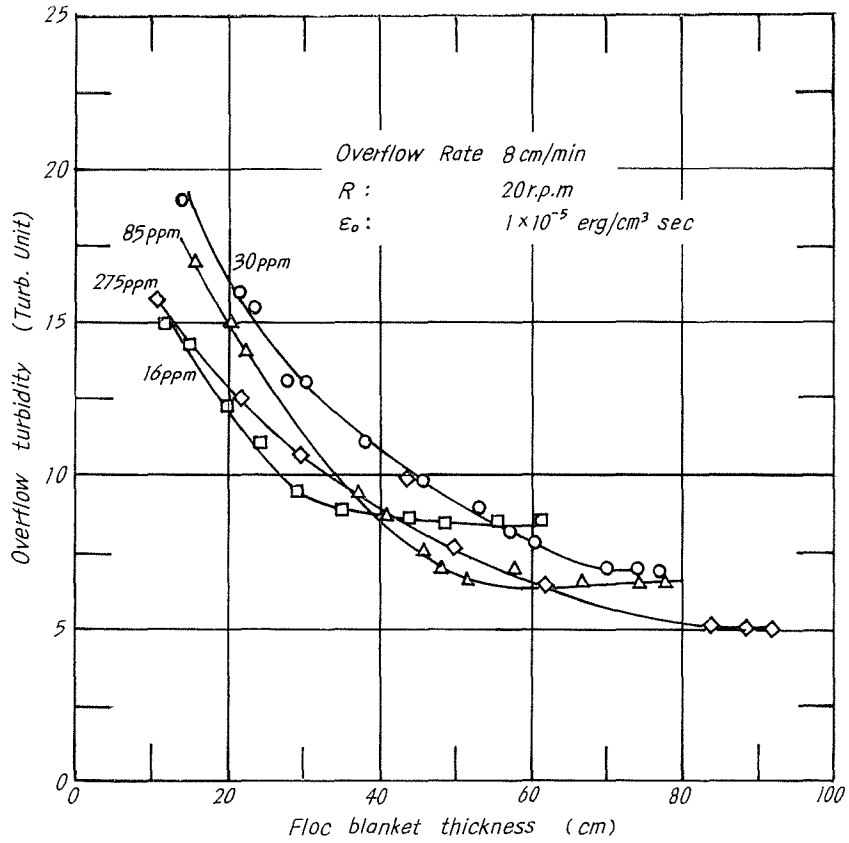

Fig. 10. Relationship between fioc-blanket thickness and overflow turbidity under variable raw water turbidity.

がブランケットのごく低層部で終了しているためで (C 値が大きい)，整流効果が主としてブランケット厚を支配する主因子であることを示すものである。

このように，フロックブランケットを用いた固液分離部では小フロック群の吸合速度の大小よりは，ブランケット上面よりの乱れによるフロックの逸失が問題となり，整流の程度が処理の効果を定める決め手となる。Miller[7)~9)] もこれらとほぼ同じ様な実験データを発表しているが，理論的な検討には至っていない。

4. 結　　び

フロックブランケット型接触高速沈殿池で微少フロックが除去される過程についての検討を行なった。その結果，次のような諸特性が明らかになった。

(1)　フロック形成部での撹拌強度指標 ε_0 (単位時間に単位体積の流体中で失なわれるフロック形成に有効なエネルギー，erg/cm^3·sec) は撹拌翼の回転数の 3 乗に比例して増大する。これは完全乱流時における槽全体のエネルギー消費量と回転数の関係として広く知られているものと同じ形である。

(2)　撹拌強度指標 ε_0 とその条件下におけるフロックの極限成長径 D の間には次式の関係がある。

$$D \propto \frac{1}{\sqrt{\varepsilon_0}}$$

(3)　フロックブランケット内の衝突係数 C の値は，流入小フロック径が少なくとも 0.01 mm 以上であれば $C \fallingdotseq 0.1$ 以上の値をもつ。その結果，ブランケットへの流入フロックの接触吸合のためには高々 12～30 cm 程度のブランケット厚が要求されるにすぎない。

(4)　実装置でのフロックブランケット厚を決める主要因はブランケット上面への流入乱れの伝播等の乱れ因子であり，いかに整流効果を良くするかがその厚さを決める大きな要素となる。フロックブランケットの厚さを厚くすることによってもこの効果は与えられるが，更に有効な水理的手段を構ずることが必要である。

参 考 文 献

1) 丹保憲仁：水道協会誌 (昭 40), 372, p. 1～19.
2) 丹保憲仁：水道協会誌 (昭 41), 381, p. 14～22.
3) 丹保憲仁：水道協会誌 (昭 41), 382, p. 9～21.
4) 丹保憲仁：水道協会誌 (昭 41), 386, p. 38～46.
5) V. G. Levich: Physicochemical Hydrodynamics (1962), p. 176, 456, Prentice-Hall.
6) 丹保憲仁・渡辺義公：水道協会誌, 397, p. 2～10.
7) D. G. Miller, et al.: Water & Water Engineering (1966), p. 240～245.
8) D. G. Miller, et al.: Water & Water Engineering (1966), p. 291～294.
9) D. G. Miller, et al.: Water & Water Engineering (1966), p. 342～346.