

JAERI-M
6020

発熱を伴う粉体—ガス反応用パイロットプラントの
特性とスケールアップの可能性の検討

1975年3月

大道英樹・伊藤 洋・吉田健三・荒木邦夫

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問い合わせは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

発熱を伴う粉体-ガス反応用パイロットプラント
の特性とスケールアップの可能性の検討

日本原子力研究所高崎研究所開発試験場

大道英樹, 伊藤 洋, 吉田健三

荒木邦夫

(1975年2月7日受理)

第四開発室で開発したポリ塩化ビニル改質用パイロット装置のスケールアップの可能性を検討することを目的として、広範囲に運転条件が変えられるシミュレーション装置を使用し、その運転結果を解析することにより、次の結論を得た。

すなわち、①攪拌所要動力の理論的解析が可能になった。②粉体層にバイパス流の存在することが推察された。ペクレ数は粉体流量 45 kg/hr 付近で極大になった。③総括伝熱係数は流量 45 kg/hr までは単調に増加し、それ以上では $20 \sim 30 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$ の一定値を示した。伝熱解析モデルとしては、流量 30 kg/hr 以下では一次元逆混合モデルが、それ以上ではプラグ流モデルが適当であった。④パイロット装置の特性値とよく一致することからパイロット装置の性能を広範囲に推察できるようになった。⑤スケールアップに伴う特性変化の原因が判明し、パイロット装置のスケールアップが可能であるとの見通しを得た。またこのとき得られるべき装置の性能も、本報告の解析方法で予測することが可能になった。

Characteristics of the Pilot Plant for Gas-Solid Exothermal Reaction, and Feasibility of its Scale-up

Hideki OMICHI, Hiroshi ITO, Kenzo YOSHIDA
and Kunio ARAKI

Pilot Scale Research Station, Takasaki, JAERI

(Received February 7, 1975)

Moving-bed reaction is used in the pilot plant (I) for gas-solid exothermal reaction, i.e., graft polymerization of butadiene gas onto the powder of polyvinyl chloride.

For scale-up of I, engineering study has been carried out with the simulation system (II) which has wider ranges of operating conditions than I. The following were revealed:

It is possible to estimate the power requirements for agitation with various blade-shapes.

The distribution curve of residence time of the tracer has two peaks, which indicates the existence of a by-pass flow in the reactor. The Peclét number is a maximum at powder flow-rate 45 kg/hr.

The overall heat transfer coefficient increases continuously to 20 - 30 kcal/m²·hr·°C with the flow rate. But, it stays nearly constant after attaining 45 kg/hr. The back-mixing model is adequate below 30 kg/hr, but beyond this level, only the plug-flow model is usable.

The Peclét number and the overall heat transfer coefficient of II agree well with those of I. It is thus possible to estimate the characteristics of I in wide ranges with II.

The change in coefficient of heat transfer by scale-up in diameter of the bed is caused mainly by the change in peripheral speed of the blade.

目 次

1. 序 論	1
2. 実験方法	1
2-1. 装 置	1
2-1-1. 攪拌槽本体	1
2-1-2. 攪拌翼	2
2-2. 試 料	2
2-3. トルク測定	2
2-3-1. トルク測定装置	2
2-3-2. トルク測定結果の解析	2
2-4. 伝熱測定	3
2-4-1. 移動層	3
2-4-2. 充填層	3
2-5. 滞留時間分布測定	3
3. 伝熱解析法	4
3-1. 移動層	4
3-2. 充填層	5
4. 測定結果と考察	6
4-1. トルク測定結果	6
4-2. 滞留時間分布の測定	6
4-2-1. 滞留時間分布解析法	6
4-2-2. 計算プログラム	7
4-2-3. 滞留時間分布測定結果	7
4-3. 伝熱実験	9
4-3-1. 移動層 (プラグ流モデル)	9
4-3-2. 移動層 (一次元逆混合モデル)	9
4-3-3. 充填層	10
4-3-4. 充填層と移動層の比較	10
4-3-5. パイロット装置と攪拌試験装置の比較	10
5. 結 論	12
6. 記号説明	12
6-1. トルク測定	12
6-2. 伝熱実験	12
6-2-1. プラグ流モデル	12
6-2-2. 一次元逆混合モデル	13
6-2-3. 充填層	13
6-3. 滞留時間分布測定	13
7. 引用文献	13

1. 序 論

第4開発室で開発したPVC改質パイロット装置では、反応機として垂直円筒型のものを用い、攪拌移動層方式を採用した¹⁾この方式によれば、原料(PVC粉体)の送り込みと製品(グラフトしたPVC粉体)の取り出しを連続的に行なわせることができ、さらに①反応に使用するブタジエンガス量が少ないこと、②照射線源の利用効率が高いこと、③生産性および経済性の検討が可能なことなどの利点がある。

一方発熱を伴う攪拌移動層については実用的規模の試験に関する報告がほとんど見られない。さらにPVC微粉体のようなブリッジングをおこしやすい微粉末へのブタジエンガスの放射線グラフト反応については全く報告がない。また攪拌移動層を想定した攪拌翼の検討もいまだなされていないのが現状である。

第1報²⁾では充填層により数種の攪拌翼について、攪拌トルク、伝熱特性、混合特性などを検討し、攪拌移動層に最適なかき込み型攪拌翼(CG-2型, plow type)を開発した経過について述べた。

パイロット装置では生産性および経済性を考慮して運転条件を狭くしてあるので、化学工学的データの測定には適当でない。そのため本報告ではパイロット装置と寸法的には同等で、かつ運転条件を広範囲に変化しうるシミュレーション装置(攪拌試験装置)を製作し、①充填層形式での運転、②移動層形式での運転、③攪拌槽直径を変えた実験を行なった。さらにこのようにして得られた攪拌試験装置の結果をパイロット装置の結果と比較検討し、パイロット装置のデータ解析の参考にした。さらにパイロット装置のスケールアップについて検討した。

2. 実験方法

2-1. 装 置

2-1-1. 攪拌槽本体

実験に用いた攪拌槽は二重円筒型の胴体に、攪拌翼を備えた軸を挿入し、下部に定量排出機構を設けたものである。胴体は口径の異なる二種類のものを使用した。小口径胴体は38.5cm ϕ (Fig.1)、大口径胴体は80.0cm ϕ (Fig.2)のものであり、大口径の粉体充填量は小口径の約5倍になっている。本体の長さは1mで外側には温水ジャケット、攪拌槽の中心には19.0cm ϕ の攪拌軸を備えている。攪拌翼の交換や攪拌槽内部の観察のため、槽壁の一部を取りはずし可能な構造にした。

槽内温度測定のために、温度測定点を軸方向に6ヶ所設けた。

攪拌軸の駆動にはコップ式無段変速機付モーターを用い、10~90rpmの範囲で回転数を変えられるようにした。

パイロットと同様ガスを流した条件で運転し、また攪拌トルクの軽減をかね、ブタジエンガスの代りに空気を攪拌槽下部から供給した。

1. 序 論

第4開発室で開発したPVC改質パイロット装置では、反応機として垂直円筒型のものを用い、攪拌移動層方式を採用した¹⁾。この方式によれば、原料(PVC粉体)の送り込みと製品(グラフトしたPVC粉体)の取り出しを連続的に行なわせることができ、さらに①反応に使用するブタジエンガス量が少ないこと、②照射線源の利用効率が高いこと、③生産性および経済性の検討が可能なことなどの利点がある。

一方発熱を伴う攪拌移動層については実用的規模の試験についての報告がほとんど見られない。さらにPVC微粉体のようなブリッジングをおこしやすい微粉末へのブタジエンガスの放射線グラフト反応については全く報告がない。また攪拌移動層を想定した攪拌翼の検討もいまだなされていないのが現状である。

第1報³⁾では充填層により数種の攪拌翼について、攪拌トルク、伝熱特性、混合特性などを検討し、攪拌移動層に最適なかき込み型攪拌翼(UG-2型, plow type)を開発した経過について述べた。

パイロット装置では生産性および経済性を考慮して運転条件を狭くしてあるので、化学工学的データの測定には適当でない。そのため本報告ではパイロット装置と寸法的には同等で、かつ運転条件を広範囲に変化しうるシミュレーション装置(攪拌試験装置)を製作し、①充填層形式での運転、②移動層形式での運転、③攪拌槽直径を変えた実験を行なった。さらにこのようにして得られた攪拌試験装置の結果をパイロット装置の結果と比較検討し、パイロット装置のデータ解析の参考にした。さらにパイロット装置のスケールアップについて検討した。

2. 実験方法

2-1. 装 置

2-1-1. 攪拌槽本体

実験に用いた攪拌槽は二重円筒型の胴体に、攪拌翼を備えた軸を挿入し、下部に定量排出機構を設けたものである。胴体は口径の異なる二種類のものを使用した。小口径胴体は38.5cm ϕ (Fig.1)、大口径胴体は80.0cm ϕ (Fig.2)のものであり、大口径の粉体充填量は小口径の約5倍になっている。本体の長さは1mで外側には温水ジャケット、攪拌槽の中心には19.0cm ϕ の攪拌軸を備えている。攪拌翼の交換や攪拌槽内部の観察のため、槽壁の一部を取りはずし可能な構造にした。

槽内温度測定のために、温度測定点を軸方向に6ヶ所設けた。

攪拌軸の駆動にはコップ式無段変速機付モーターを用い、10~90rpmの範囲で回転数を変えられるようにした。

パイロットと同様ガスを流した条件で運転し、また攪拌トルクの軽減をかね、ブタジエンガスの代りに空気を攪拌槽下部から供給した。

2-1-2. 攪拌翼

実験に用いた翼を Fig. 3 に示す。これはパイロット装置で用いたものと同じ寸法である。この翼は攪拌移動層用に我々が新しく開発したもので、攪拌を開始すると壁付近の粉体は軸方向にかき込まれるようになる。そのため「かき込み型翼」(plow type blade) と命名した。

2-1-3. 粉体排出装置

パイロットプラントの排出機構と同型の、Fig. 4 に示すようなテーブルフィーダー型の排出装置を攪拌槽の下部に設け攪拌軸と同期して回転できるようにした。また排出口にはスライド式のシャッターを設け、粉体の排出量を調節できるようにした。

2-2. 試料

PVC 粉体試料としては市販の PVC (チッソ製ニポリット SL, 分子量 1080) に滑剤としてステアリン酸カルシウムを 0.1 PHR 混入したものを使用した。平均粒径は 50~60 ムッシュ、流動性は Carr 指数¹⁾ で 96.5 であった。

滞留時間分布測定用トレーサーとしては、上記 PVC を黒色インクで着色したものを十分乾燥した後使用した。トレーサーも原料 PVC と同一の流動性を示した。

2-3. トルク測定

2-3-1. トルク測定装置

トルク測定には、トルクメーター (電子工業製, TDM-100L) を用いた。トルクの測定範囲は 0~100 kg.m であった。

トルク測定に用いた攪拌翼は Fig. 3 に示したもののばかりでなく、前報³⁾ に示したような種々の翼 (Fig. 5~Fig. 7) も使用した。

2-3-2. トルク測定結果の解析

トルクは翼の寸法から、計算によっても求めることができる。牧島ら^{4) 5)} によれば、Fig. 8 のような平板パドル型の翼で攪拌を行なうと、所要トルクは次式で表わすことができる。(記号の意味は 6 章の記号説明に示す。)

$$T_s = \sum_{NB} \sum_{NB_r} (g/ge) BR^2 H_e \tan \phi \quad (1)$$

ここで H_e は有効高さと呼ばれ、次のようにして求められる。

$$h_1 = (B/R) (2-W/R) (1 - \frac{2}{3} B/H)$$

$$h_2 = (2-W/R) (W/R) (1 - \frac{1}{2} B/H)$$

$$h_3 = (2-W/t) (W/R) (1 - B/H)$$

$$\phi_1 = \tan^3 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right)$$

$$\phi_2 = \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) / \tan \phi$$

$$\phi_3 = \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right)$$

$$h_e = h_1 \phi_1 + h_2 \phi_2 + h_3 \phi_3$$

$$H_e = H \cdot h_e$$

式(1)の和は、軸方向および半径方向について各翼の有効高さ H_e を重ね合わせるということを意味する。

本実験に用いた翼は平板パドル型ではないので(1)式をそのまま適用することはできない。そのため翼の投影面積について、(1)式の翼寸法 B , R , W を求め計算に用いた。

2-4. 伝熱測定

温水ジャケットの温度はパイロット装置の運転条件と同じく、 40° , 60° , 75°C にした。

実験の手順は、まず槽内に PVC 粉体を充填し、ジャケット水温が所定の温度に到達した後、空気を装置下部から供給して粉体と交流接触させ、攪拌を開始した。空気流量は小口径の場合は 10 l/min 、大口径の場合は 20 l/min に保った。

2-4-1. 移動層

移動層においては攪拌を開始するとともに Fig. 4 に示した定量排出機構により、所定流量の PVC 粉体を排出しはじめる。この流量が安定するまでには $10\sim 20$ 分を要した。温度測定は層内温度および粉体流量が定常になった後行なった。層内温度は Fig. 9 に示すように、入口を除けば半径方向についてはほぼ均一であった。伝熱係数の計算には攪拌軸近傍の 2 点を除いた 3 点を平均した値を用いた。

2-4-2. 充填層

充填層においては約 60 kg の PVC 粉体を充填することができる。PVC を充填して攪拌を開始した後、層内温度の経時変化を測定した。充填層では層内上下方向での温度分布はほとんどなかった。したがって伝熱計算には充填層の中間の高さのところ測定した温度を用いた。

2-5. 滞留時間分布測定

滞留時間分布は文献¹⁾に記載した方法で行なった。PVC 流量が安定になった後、 5 kg のトレーサーをホッパーから供給する。この量は全充填量 82 kg の約 6% に過ぎないので、ほぼパルス状にトレーサーが導入されたものと考えられる。¹⁾

時間の経過とともに排出口からはトレーサーを含んだ PVC 粉体が排出される。これを所定時間毎に約 10 g サンプルングし、光電式色差計 (日本電色工業製, ND-K5 型) で色差を求め、4-2 に述べる計算方法で滞留時間の平均値 $\bar{\theta}$, 分散 σ^2 , ペクレ数 Pe を求めた。

3. 伝熱解析法

3-1. 移動層

前述のように層内温度は半径方向についての均一性が高いので、PVC粉体の流れはプラグ流に近いと仮定することができる。したがってまずプラグ流モデル²⁾を用いた解析法について述べる。

移動層内において dz の厚みの微小区間を考え、熱収支をとると、(2)式が得られる。(記号の意味は巻末。)

$$UdA(t_w - t) + w \cdot C_p \cdot t + F \cdot \rho S dz = w C_p \left(t + \frac{dt}{dz} dz \right) \quad (2)$$

攪拌軸は断熱材(2 mmの厚みの発泡ポリエチレンシート)により断熱されているので、伝熱面はジャケット側のみに限られると仮定することができ、有効伝熱面積 A は(3)式で与えられる。

$$dA = 2\pi R dz \quad (3)$$

また(2)式の各定数を(4)、(5)式のようにおきかえ、(3)、(4)、(5)式を(2)式に代入、積分すれば(6)式が得られる。

$$\alpha = \frac{2\pi R U}{w \cdot C_p} \quad (4)$$

$$\beta = \frac{F \rho S}{w \cdot C_p} \quad (5)$$

$$\frac{t - t_w - t'}{t_0 - t_w - t'} = e^{-\alpha z} \quad (6)$$

ただし t_0 は入口でのPVC粉体の温度であり、 t' は温度補正項 ($=\alpha/\beta$) である。

(6)式によって温度を軸方向の距離に対して片対数で目盛り、直線性が得られるように t' を決める。 t' と直線の勾配 α から総括伝熱係数 U および攪拌熱 F が(7)、(8)式を用いて求められる。

$$U = \frac{\alpha \cdot w \cdot C_p}{2\pi R} \quad (7)$$

$$F = \frac{w \cdot C_p}{\rho S} \alpha t' \quad (8)$$

後述のようにPVC流量がかなり小さいところや逆にかなり大きいところでは逆混合の寄与を考慮する必要がある。その場合は一次元逆混合モデルがふさわしい。次に逆混合モデルの伝熱解析法を述べる

攪拌に関するペクレ数 Pe を仮定し、壁による伝熱とPVCによる除熱の比を N_T 、攪拌による発熱項を T_A とすると、熱収支から(9)式が成立する。

$$\frac{d^2 T}{dZ^2} - Pe \cdot \frac{dT}{dZ} - N_T \cdot Pe \cdot T + T_A \cdot Pe = 0 \quad (9)$$

(9)式を積分し整理すると近似的に(10)式が得られる。

$$\frac{T - T_A/N_T}{T_i - T_A/N_T} = k e^{nz} \quad (10)$$

ここで、 k , m , n は(11)~(13)式で与えられる。

$$k = \frac{m+n}{m} \quad (11)$$

$$m = \frac{1}{2} Pe (1 + \sqrt{1 + 4 N_T / Pe}) \quad (12)$$

$$n = \frac{1}{2} Pe (1 - \sqrt{1 + 4 N_T / Pe}) \quad (13)$$

また k は(14)式を満足しなければならない。

$$0 < k < 1 \quad (14)$$

(10)式は前述のプラグ流モデルの式(6)式と類似していて(10)式の k が逆混合による補正係数であることがわかる。

3-2. 充填層

充填層においては非定常伝熱の測定によって伝熱係数を求める。この場合層内は境界付近を除き均一な温度を示したので、熱収支は次式のようなになる。

$$C_p W \frac{dt}{d\theta} = UA (t_w - t) + FW - Q (t - t_0) \quad (15)$$

(15)式の解は(16)式で与えられる。

$$\frac{t - t_w + t'}{t_0 - t_w + t'} = e^{-p\theta} \quad (16)$$

ただし t_0 は時間 0 での PVC 温度を示し、 p , q , t' はそれぞれ(17), (18), (19)式で表わされる。

$$p = \frac{UA + Q}{C_p W} \quad (17)$$

$$q = \frac{UA t_w + FW + Q t_0}{C_p W} \quad (18)$$

$$t' = \frac{FW + Q (t_w - t_0)}{UA + Q} \quad (19)$$

総括伝熱係数 U は(17), (19)式より(20)式に変形して求められる。

3. 伝熱解析法

3-1. 移動層

前述のように層内温度は半径方向についての均一性が高いので、PVC粉体の流れはプラグ流に近いと仮定することができる。したがってまずプラグ流モデル²⁾を用いた解析法について述べる。

移動層内において dz の厚みの微小区間を考え、熱収支をとると、(2)式が得られる。(記号の意味は巻末。)

$$U dA (t_w - t) + w \cdot C_p \cdot t + F \rho S dz = w C_p (t + \frac{dt}{dz} dz) \quad (2)$$

攪拌軸は断熱材 (2 mm の厚みの発泡ポリエチレンシート) により断熱されているので、伝熱面はジャケット側のみに限られると仮定することができ、有効伝熱面積 A は(3)式で与えられる。

$$dA = 2\pi R dz \quad (3)$$

また(2)式の各定数を(4)、(5)式のようにおきかえ、(3)、(4)、(5)式を(2)式に代入、積分すれば(6)式が得られる。

$$\alpha = \frac{2\pi R U}{w \cdot C_p} \quad (4)$$

$$\beta = \frac{F \rho S}{w \cdot C_p} \quad (5)$$

$$\frac{t - t_w - t'}{t_0 - t_w - t'} = e^{-\alpha z} \quad (6)$$

ただし t_0 は入口でのPVC粉体の温度であり、 t' は温度補正項 ($=\alpha/\beta$) である。

(6)式によって温度を軸方向の距離に対して片対数で目盛り、直線性が得られるように t' を決める。 t' と直線の勾配 α から総括伝熱係数 U および攪拌熱 F が(7)、(8)式を用いて求められる。

$$U = \frac{\alpha \cdot w \cdot C_p}{2\pi R} \quad (7)$$

$$F = \frac{w \cdot C_p}{\rho S} \alpha t' \quad (8)$$

後述のようにPVC流量がかなり小さいところや逆にかなり大きいところでは逆混合の寄与を考慮する必要がある。その場合は一次元逆混合モデルがふさわしい。次に逆混合モデルの伝熱解析法を述べる

攪拌に関するペクレ数 Pe を仮定し、壁による伝熱とPVCによる除熱の比を N_T 、攪拌による発熱項を T_A とすると、熱収支から(9)式が成立する。

$$\frac{d^2 T}{dZ^2} - Pe \cdot \frac{dT}{dZ} - N_T \cdot Pe \cdot T + T_A \cdot Pe = 0 \quad (9)$$

(9)式を積分し整理すると近似的に(10)式が得られる。

$$\frac{T - T_A \sqrt{N_T}}{T_i - T_A \sqrt{N_T}} = k e^{nz} \quad (10)$$

ここで、 k 、 m 、 n は(11)~(13)式で与えられる。

$$k = \frac{m + n}{m} \quad (11)$$

$$m = \frac{1}{2} Pe (1 + \sqrt{1 + 4 N_T / Pe}) \quad (12)$$

$$n = \frac{1}{2} Pe (1 - \sqrt{1 + 4 N_T / Pe}) \quad (13)$$

また k は(14)式を満足しなければならない。

$$0 < k < 1 \quad (14)$$

(10)式は前述のプラグ流モデルの式(6)式と類似していて(10)式の k が逆混合による補正係数であることがわかる。

3-2. 充填層

充填層においては非定常伝熱の測定によって伝熱係数を求める。この場合層内は境膜付近を除き均一な温度を示したので、熱収支は次式のようなになる。

$$C_p W \frac{dt}{d\theta} = UA (t_w - t) + FW - Q (t - t_0) \quad (15)$$

(15)式の解は(16)式で与えられる。

$$\frac{t - t_w + t'}{t_0 - t_w + t'} = e^{-p\theta} \quad (16)$$

ただし t_0 は時間 0 での PVC 温度を示し、 p 、 q 、 t' はそれぞれ(17)、(18)、(19)式で表わされる。

$$p = \frac{UA + Q}{C_p W} \quad (17)$$

$$q = \frac{UA t_w + FW + Q t_0}{C_p W} \quad (18)$$

$$t' = \frac{FW + Q (t_w - t_0)}{UA + Q} \quad (19)$$

総括伝熱係数 U は(17)、(19)式より(20)式に変形して求められる。

$$U = \frac{CpW}{A} p \left(1 - \frac{t'}{tw - t_0}\right) + \frac{FW}{A} \frac{1}{tw - t_0} \quad (20)$$

(19)式は(6)式および(10)式と類似の形をしている。すなわち移動層の(6)式において距離Zを時間 θ に変換すれば充填層の(19)式になる。

4 測定結果と考察

4-1. トルク測定結果

Fig. 3～Fig. 7に示した各種形状の翼についてPVC粉体の充填量、攪拌速度と攪拌トルクとの関係をそれぞれFig. 10, Fig. 11に示す。

Fig. 10から明らかなように、攪拌トルクは充填量が増加するとともに大きくなる。トルク増大の目やすとしてFig. 10の直線の勾配を図中に示す。これから明らかなように、粉体充填量に対する依存性の大きいグループ(CG-1およびスパイラル型)と依存性の小さいグループ(CG-2およびパドル型)に分けられる。前者は翼の巾が狭く、粉体の抵抗が少なくなるような工夫をしてある。充填量の少ない場合にはその効果が顕著に出ている。一方後者は図からわかる通り、充填量にほぼ比例してトルクが増大している。

Fig. 11は充填層内の攪拌速度の影響を調べたものである。図から明らかなように、軸の回転数が約60rpm以下ではいずれの翼を使用してもトルクの回転数依存性は見られない。これは牧島ら⁴⁾の指摘と同様の結果である。

2-3に述べた計算法で各種の翼についてその投影面積を求め、それによってトルクを計算した。結果をFig. 12～Fig. 15に示す。これから明らかなように平板パドルおよびそれに近い形の逆いかり型(CG-1)では計算値と実測値がほぼ一致している。したがって(1)の計算式は平板パドルのような単純な形の翼については妥当なものと考えられる。またかき込み型(CG-2)については攪拌トルクに関して等価と考えられる平板パドル(この場合、CG-2の投影面積を用いて求めた計算値)より大きなトルクを生じている。これはCG-2型の翼によって粉体が円周方向で回転するだけでなく、器壁から軸方向へと半径方向の移動をするため、その成分がトルク上昇に寄与しているためと考えられる。

トルクは吹き込む空気流量とともに単調に減少する(Fig. 16)。空気流量が最小流動化速度を越え層が流動化するとトルクが一定になることが知られている。本実験範囲内では充填層の流動化はおこっていない。図から最小流動化空気流量を推定すると約100 l/min となった。

4-2. 滞留時間分布の測定

4-2-1. 滞留時間分布解析法

2-5に述べた方法によってトレーサー濃度の経時変化を測定し、Fig. 17～Fig. 19の結果が得られた。この結果から文献¹⁾に述べた解析法によって滞留時間分布の平均と分散が(21)、(22)式のように求められる。

$$U = \frac{CpW}{A} p \left(1 - \frac{t'}{tw - t_0}\right) + \frac{FW}{A} \frac{1}{tw - t_0} \quad (20)$$

(19)式は(6)式および(10)式と類似の形をしている。すなわち移動層の(6)式において距離Zを時間 θ に変換すれば充填層の(19)式になる。

4 測定結果と考察

4-1. トルク測定結果

Fig. 3～Fig. 7に示した各種形状の翼についてPVC粉体の充填量、攪拌速度と攪拌トルクとの関係をそれぞれFig. 10, Fig. 11に示す。

Fig. 10から明らかなように、攪拌トルクは充填量が増加するとともに大きくなる。トルク増大の目やすとしてFig. 10の直線の勾配を図中に示す。これから明らかなように、粉体充填量に対する依存性の大きいグループ(CG-1およびスパイラル型)と依存性の小さいグループ(CG-2およびパドル型)に分けられる。前者は翼の巾が狭く、粉体の抵抗が少なくなるような工夫をしてある。充填量の少ない場合にはその効果が顕著に出ている。一方後者は図からわかる通り、充填量にほぼ比例してトルクが増大している。

Fig. 11は充填層内の攪拌速度の影響を調べたものである。図から明らかなように、軸の回転数が約60rpm以下ではいずれの翼を使用してもトルクの回転数依存性は見られない。これは牧島ら⁴⁾の指摘と同様の結果である。

2-3に述べた計算法で各種の翼についてその投影面積を求め、それによってトルクを計算した。結果をFig. 12～Fig. 15に示す。これから明らかなように平板パドルおよびそれに近い形の逆いかり型(CG-1)では計算値と実測値がほぼ一致している。したがって(1)の計算式は平板パドルのような単純な形の翼については妥当なものと考えられる。またかき込み型(CG-2)については攪拌トルクに関して等価と考えられる平板パドル(この場合、CG-2の投影面積を用いて求めた計算値)より大きなトルクを生じている。これはCG-2型の翼によって粉体が円周方向で回転するだけでなく、器壁から軸方向へと半径方向の移動をするため、その成分がトルク上昇に寄与しているためと考えられる。

トルクは吹き込む空気流量とともに単調に減少する(Fig. 16)。空気流量が最小流動化速度を越え層が流動化するとトルクが一定になることが知られている。本実験範囲内では充填層の流動化はおこっていない。図から最小流動化空気流量を推定すると約100 dm^3/min となった。

4-2. 滞留時間分布の測定

4-2-1. 滞留時間分布解析法

2-5に述べた方法によってトレーサー濃度の経時変化を測定し、Fig. 17～Fig. 19の結果が得られた。この結果から文献¹⁾に述べた解析法によって滞留時間分布の平均と分散が(21)、(22)式のように求められる。

$$\bar{\theta} = \frac{\sum \theta \cdot C}{\sum C} \quad (21)$$

$$\sigma^2 = \frac{\sum \theta^2 \cdot C}{\sum C} - \bar{\theta}^2 \quad (22)$$

粒子の混合過程が拡散類似の過程で近似でき、しかも両端がトレーサーの混合に対して閉じた形の容器と仮定すると、分散 σ^2 とペクレ数 Pe との間には (23) 式の関係があることが報告されている¹⁾。

$$\sigma^2 = \frac{2}{Pe} - 2 \left(\frac{1}{Pe} \right)^2 (1 - e^{-Pe}) \quad (23)$$

したがって分散 σ^2 を求めればペクレ数が求められる。

4-2-2. 計算プログラム

この計算においては観測点の数が多いので、色差計のデータからペクレ数を求める計算プログラムを作成しコンピュータによって計算した。計算手順の概略を述べると、まず色差計で得られた測定値 X_{1i} , X_{2i} から X_i ($i = 1 \sim n$) を求める。

$$X_i = \sqrt{(X_{1i} - L)^2 + (X_{2i} - B)^2} \quad (24)$$

これを検量線から濃度 C_i に変換し、次いで (21), (22) の計算を行なう。(23) 式から Pe を出すには、この式が Pe について解析的には解けないので、(23) 式を二つに分け、 Pe を変化させて (25), (26) 式の値が一致するまで繰返し計算を行なう。

$$Y_1 = 1 - \exp(-Pe) \quad (25)$$

$$Y_2 = Pe - Pe^2 \left(\frac{\sigma^2}{2} \right) \quad (26)$$

この計算の流れ図と電算機用プログラムを Fig. 20 に示す。これは HITAC-10 用のプログラムである。

4-2-3. 滞留時間分布測定結果

測定されたトレーサー濃度をサンプリング時間に対してプロットしたのが Fig. 17~Fig. 19 である。図から明らかなように滞留時間分布曲線には二つのピークが現われた。この曲線は点線で示した I, II の二種の分布曲線の重ね合わさったものと考えることができる。当然 I, II の値を合計すると元の実線の値に一致する。I, II で示す流れはそれぞれ平均滞留時間 $\bar{\theta}_I$, $\bar{\theta}_{II}$ をもち、その体積比は I, II の曲線下の面積比で与えられる。このようにして求めた体積比 V_I/V_{II} , 滞留時間分布比 $\bar{\theta}_I/\bar{\theta}_{II}$ を Table 1 に示す。

上述のように滞留時間分布曲線は滞留時間の小さい部分 I と滞留時間の大きい部分 II に分けられる。平均滞留時間の逆数は平均の流速と考えられるから、流速の大きい部分 I と小さい部分 II の二つに分けられる。

Fig. 4 に示すようにターンテーブルは攪拌軸と一体の構造になっているので、回転した場合の両者の相対的位置の変化はない。槽内に投入された PVC 粉末は軸を回転すると攪拌翼に

よって半径方向にかき込まれる。翼が移動した後の器壁付近では空隙ができることになり、上方から粉体が落下してくる。したがって層内には壁側に流速の大きいバイパス流の存在を考慮するのが妥当である。すなわち層内には比較的流速の大きい壁側のバイパス流Ⅰと流速の小さい軸側の部分Ⅱに分けられる。

Fig. 21にⅡの容積分率を示す。上述のように層内には流速の異なる二つの流れが存在するが、バイパス流Ⅰの割合が減少するほど層内の均一性が高くなりプラグ流に近づく。したがってFig. 21の $\frac{V_{II}}{V_I+V_{II}}$ の値はプラグ流の程度を示すものと考えられる。すなわちFig. 20に示すようにPVC粉体流量45kg/hr付近で最もプラグ流に近づく。

ペクレ数はその定義より完全混合状態で0、プラグ流で ∞ になる。Fig. 17~Fig. 19に示した分布曲線から粉体流量を15~75kg/hrの範囲で変えたときのペクレ数の変化を求めた。それをFig. 21に示す。図から明らかなように、ペクレ数のPVC流量による変化は $\frac{V_{II}}{V_I+V_{II}}$ の値の変化とよく傾向が一致している。

上述のように層内には流速の大きいバイパス流Ⅰと流速の小さい部分Ⅱが存在するが、その境界の位置を計算によって求めた。

平均滞留時間 $\bar{\theta}$ の逆数は平均の流速に対応する。したがって $V_I/V_{II} \times \bar{\theta}_I/\bar{\theta}_{II}$ はⅠ、Ⅱ相の断面積比 S_I/S_{II} を与えることになる。

$$S_I/S_{II} = V_I/V_{II} \times \bar{\theta}_I/\bar{\theta}_{II} \quad (27)$$

一方攪拌槽の内径を r_1 、外径を r_2 、ⅠとⅡの境界の半径を r とすれば、 S_I/S_{II} は次式でも表わすことができる。

$$S_I/S_{II} = \pi(r_2^2 - r^2) / \pi(r^2 - r_1^2) \quad (28)$$

ここで反応機の内径 r_1 は外径 r_2 の $\frac{1}{2}$ になっているので(Fig. 1)、 $r_1 = \frac{1}{2}r_2$ とおき、(27)、(28)式から r と $V_I/V_{II} \times \bar{\theta}_I/\bar{\theta}_{II}$ の関係が求められる。それを(29)式に示す。

$$r = r_2 \sqrt{\frac{1 + \frac{1}{4} V_I/V_{II} \times \bar{\theta}_I/\bar{\theta}_{II}}{1 + V_I/V_{II} \times \bar{\theta}_I/\bar{\theta}_{II}}} \quad (29)$$

Table 1に示した値より、各流量(15, 45, 75 kg/hr)における r の値を求めると、ほぼ一定値16.5 cmが得られた。軸中心から16.5 cmのところはFig. 3の点線で示すようにCG-2型の翼のほぼ中心にあたる。すなわち攪拌移動層においてCG-2型のようなかき込み型の翼を用いて粉体の攪拌を行なうと、①粉体流量の異なる二相に分かれること、②二相の境界は翼の中心付近にあることがわかった。

攪拌による粉体の流れ方を観察すると、攪拌翼によってかき込まれた粉体は、翼の中心付近から内側で翼を乗り越えていくことがわかった。したがってこの部分の翼の巾を狭くし、翼の背後に邪魔板をとりつけて粉体の上下動を少なくするようにすれば、ペクレ数がさらに大きくなるはずである。実際すでに報告²⁾したように、CG-2Aを上述のように改良したCG-2B型では、さらに高いペクレ数が得られている(パイロットではCG-2AからCG-2Bにか

えることによりペクレ数は15から30に増加した。)

4-3. 伝熱実験

4-3-1. 移動層 (プラグ流モデル)

ジャケット温度を40°, 60°, 75°Cに変え、総括伝熱係数に対するジャケット温度およびPVC流量の影響を調べた (Table 2~4, Fig. 22)。解析方法としてはプラグ流モデルを用いた。表中の仮定値 t' は(6)式に基づき、グラフが直線になるよう作図して得られる補正項である。一方計算値 t' は軸トルクの測定で得られた攪拌による発熱量 F から計算した値である。したがってこの両者の一致がよいほどプラグ流モデルの適用性が高いことを意味する。

Fig. 23にはPVC流量およびジャケット温度を変えた場合の t' の仮定値と実測値の一致の程度を示した。Table 2~4 および Fig. 23 で明らかなように、PVCの流量が大きいほど、またジャケット温度が高いほど仮定値と計算値の一致が良好であった。これは層内温度とジャケット温度の差が大きくなるほど温度差 ($t-t_w$) の測定精度が上ること、および流量が大きくなるほど単位体積あたりの攪拌による発熱が少なくなることなどによるものであろう。

総括伝熱係数 U は Fig. 22 に示すように、PVC流量とともに単調増加する傾向が見られた。しかもPVC流量が45kg/hr付近で頭打ちになった。

4-2で述べたように滞留時間分布の測定によってペクレ数 Pe を求めると、45kg/hr付近に極大点をもっていた (Fig. 21)。ペクレ数は粉体流量と軸方向混合係数の比であり、この値が大きいほどピストン流に近づく。したがって総括伝熱係数も大きくなる。すなわちPVC流量が大きくなるほど総括伝熱係数も大きくなるが、流量が45kg/hrを越えるとペクレ数が減少して逆混合がふえ、総括伝熱係数を低下させることになる。これが頭打ちの原因の一つであろう。

粉体層における伝熱は粒子間の接触によって行なわれるが、総括伝熱係数の限界の値は完全混合とみなせる流動層の総括伝熱係数から推定²⁾される40kcal/m².hr.°Cを越えることは極めてまれである。これが頭打ちとなるもう一つの原因であろう。

ここでパイロットの場合と攪拌試験装置の場合とで性能を比較してみると、Fig. 22に黒丸印で示したようにパイロット装置における総括伝熱係数の流量依存性は攪拌試験装置で得られた結果に極めて近かった。

4-3-2. 移動層 (一次元逆混合モデル)

前節で述べたようにPVCの流量が高いところでは計算値と実験値が一致し、プラグ流モデルで解析できることがわかった。しかし流量が低くなると逆混合が増加し、プラグ流からずれてくることで混合の実験によって明らかになったので、逆混合の効果を考慮に入れて伝熱解析を行なってみた。

3-1に述べた逆混合モデルを用いて、Table 2~4の測定値について k が(14)式の条件を満たすかどうかを検討したところ、PVC流量が30kg/hrまではTable 5に示すようにこのモデルが適用でき、総括伝熱係数を求めることができた。一例をFig. 24に示す。総括伝熱係数の値はプラグ流モデルにより求めた値と大差なかった。しかしTable 5に示すように、PVC流量が30kg/hrを越えると(14)式を満足しなくなった。すなわちこのモデルは低流量側に対し

て成立するものである。

4-3-3. 充填層

充填層の測定結果から3-2に述べた解析法により、総括伝熱係数および熱損失係数を求めた。結果をTable 6, 7およびFig. 25に示す。Fig. 25から明らかなように、攪拌槽の口径が異なってもジャケット温度の総括伝熱係数および熱損失係数に及ぼす影響には類似性がみられた。すなわち総括伝熱係数は60°C付近に極大点をもつが、実験範囲内ではそれほど大きく変化しなかった。また熱損失係数についてみれば、ジャケット温度の低いところでやや大きい、60°C以上ではほぼ一定になった。

総括伝熱係数および熱損失係数の大きさは攪拌槽の口径によってかなり異なる (Table 6~7, Fig. 25)。

Table 7に示したように大口径充填層で攪拌速度を16rpmから30rpm (1.9倍)にしたところ、総括伝熱係数は $25.1 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$ から $33.0 \text{ kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot ^\circ\text{C}$ (1.3倍)に増加した。ここで総括伝熱係数が粉体をかき込む攪拌翼先端の周速度に比例して変化すると考えると、総括伝熱係数は周速度に対して約0.7倍 (= $1.3/1.9$)の比率で変化することになる。

この関係を利用して小口径と大口径の総括伝熱係数について考察すると、小口径では攪拌速度10rpm、大口径では16rpmで実験を行なったので、直径×攪拌速度=周速度の関係から大口径と小口径の周速度の比を求め0.7倍すると2.3となった。一方Table 6~7の結果から総括伝熱係数の比を求めると、温度によって多少のばらつきがあるが、大体2.0ぐらいの値が得られた。したがって周速度の比の0.7倍した値と総括伝熱係数の比は大体一致しているとみることが出来る。結果をTable 8に示す。したがって本実験のように口径だけを大きくして反応機をスケールアップするような場合には、スケールアップした反応機の総括伝熱係数を口径の比から類推することが可能になった。

大口径充填層は小口径充填層に比べて上下のフランジ面積が大きい。Fig. 1~2から明らかなように、本実験では熱損失はもっぱらフランジ面を通しておこると考えられるので、フランジ面積に比例して熱損失が多くなるはずである。小口径と大口径とにおいて、熱損失係数の実測値とフランジ面積比をTable 9に示す。これから明らかなように、熱損失係数の比とフランジ面積の比はよい一致を示した。したがってスケールアップした場合の熱損失係数はフランジ面積から類推することが可能である。

4-3-4. 充填層と移動層の比較

充填層は移動層においてPVC流量を0にしたものと考えることが出来る。すなわちプラグ流の流量0の場合に相当するはずである。実験で得られた総括伝熱係数をFig. 26に示す。図から明らかなように充填層の総括伝熱係数は移動層において流量0に外挿した値とよく一致している。

4-3-5. パイロット装置と攪拌試験装置の比較

Fig. 21, Fig. 22においてパイロット装置で得られたペクレ数、総括伝熱係数と攪拌試験装置で得られた値を比較した。図から明らかなように、パイロット装置の結果と攪拌試験装置の結果は大体一致している。したがって本実験に使用した攪拌試験装置はパイロット装置のモデルとして極めて良好であるといえ、この装置を用いて巾広く条件を変化させて測定を行な

った結果初めてパイロット装置の中でおこっている現象が統一的に解決できるようになった。

また前述したように、充填層の伝熱係数は移動層での値とかなりの精度で一致するので、充填層でのスケールアップ効果はそのまま移動層にもあてはめることができると考えられる。したがって移動層であるパイロット装置をスケールアップした場合にも得られるべき性能を4-3-3～4-3-4で議論した方法により推定することができる。

5 結 論

(1)4節で考察したように、攪拌試験装置で得られた総括伝熱係数およびその他の実験結果は、パイロット装置で得られた結果とよい一致を示した。したがってパイロット装置では測定することができないような広い範囲の条件で攪拌試験装置を運転し、得られた結果よりパイロット装置の性能を正確に推定することができる。

(2)本報告で用いられた解析法はいずれも実験結果を説明するに十分なものであることが確認された。特にトルク測定値については、翼が平板パドル型でなくても理論的取扱いが可能なることを見出した。また伝熱に関しては簡単なプラグ流モデルで解析可能なことがわかった。

(3)充填層を用いてスケールアップ効果を検討したところ、スケールアップにともなう総括伝熱係数の増加が、主として槽径の増大にともなう攪拌翼の周速度の増加によっておこることが明らかになった。これにより任意の槽径の反応機について総括伝熱係数を推定できるようになった。またスケールアップによる熱損失の変化もフランジ面積を考慮すれば説明できることがわかった。

(4)以上のことから、パイロット装置（移動層）のスケールアップを想定した場合、得られるべき性能は小型充填層のデータがあれば本報告の解析法で十分予測することが可能になった。

(5)またパイロット装置をスケールアップした場合、本報告に述べた解析法で予測すると、スケールアップにともなう攪拌動力の増大（発熱の原因となる）を十分に上回る除熱能力が期待できるので、最適条件で反応することが可能となり、実用に耐える物性を有するグラフトPVCを大量に生産することが期待できる。

った結果初めてパイロット装置の中でおこっている現象が統一的に解決できるようになった。

また前述したように、充填層の伝熱係数は移動層での値とかなりの精度で一致するので、充填層でのスケールアップ効果はそのまま移動層にもあてはめると考えられる。したがって移動層であるパイロット装置をスケールアップした場合にも得られるべき性能を4-3-3～4-3-4で議論した方法により推定することができる。

5 結 論

(1) 4節で考察したように、攪拌試験装置で得られた総括伝熱係数およびその他の実験結果は、パイロット装置で得られた結果とよい一致を示した。したがってパイロット装置では測定することができないような広い範囲の条件で攪拌試験装置を運転し、得られた結果よりパイロット装置の性能を正確に推定することができる。

(2) 本報告で用いられた解析法はいずれも実験結果を説明するに十分なものであることが確認された。特にトルク測定値については、翼が平板パドル型でなくても理論的取扱いが可能なることを見出した。また伝熱に関しては簡単なプラグ流モデルで解析可能なことがわかった。

(3) 充填層を用いてスケールアップ効果を検討したところ、スケールアップにともなう総括伝熱係数の増加が、主として槽径の増大にともなう攪拌翼の周速度の増加によっておこることが明らかになった。これにより任意の槽径の反応機について総括伝熱係数を推定できるようになった。またスケールアップによる熱損失の変化もフランジ面積を考慮すれば説明できることがわかった。

(4) 以上のことから、パイロット装置（移動層）のスケールアップを想定した場合、得られるべき性能は小型充填層のデータがあれば本報告の解析法で十分予測することが可能になった。

(5) またパイロット装置をスケールアップした場合、本報告に述べた解析法で予測すると、スケールアップにともなう攪拌動力の増大（発熱の原因となる）を十分に上回る除熱能力が期待できるので、最適条件で反応することが可能となり、実用に耐える物性を有するグラフトPVCを大量に生産することが期待できる。

6 記号説明

6-1 トルク測定

- T_s : トルク [kg·m]
 N_B : 軸方向の翼数
 $N_{B\theta}$: 半径方向の翼数
 ρ : 粒子密度 [kg/m³]
 g : 重力加速度 [m/sec²]
 g_c : 重力換算係数 [kg·m/kg·sec²]
 B : 翼寸法 (Fig. 8 参照) [m]
 R : " (") [m]
 H_e : 有効高さ [m]
 ϕ : 内部摩擦角 [°]
 W : 翼寸法 (Fig. 8 参照) [m]

6-2 伝熱実験

6-2-1. プラグ流モデル

- U : 総括伝熱係数 [kcal/m²·hr·°C]
 A : 有効伝熱面積 [m²]
 Z : 粉入口からの距離 [m]
 B : 攪拌軸中心から内壁までの距離 [m]
 S : 移動層断面積 [m²]
 t_w : ジャケット温度 [°C]
 t : 槽内温度 [°C]
 w : PVC流速 [kg/hr]
 C_p : PVC比熱 [kcal/kg·°C]
 F : 攪拌による発熱量 [kcal/kg·hr]
 ρ : 移動層かさ密度 [kg/m³]

6-2-2 一次元逆混合モデル

- Pe : ペクレ数 vL/D [-]
 v : PVC粉線速度 [m/hr]
 L : 層長さ [m]
 D : 軸方向混合係数 [m²/hr]
 N_T : $U \cdot A / C_p \cdot W$ [-]
 T_A : $V \cdot Q / C_p \cdot W$ [°C]
 V : 移動層容量 [kg]
 Q : 発熱速度 [kcal/kg·hr]
 T_i : PVC入口温度 [°C]

6-2-3 充填層

 θ : 時間 [hr]

W : PVC充填量 [kg]

F : 攪拌による発熱量 [kcal/kg·hr]

Q : 熱損失係数 [kcal/°C·hr]

6-3 滞留時間分布測定

 θ : 滞留時間 [-]

c : トレーサー濃度 [%]

 σ^2 : 分散

7 引用文献

- (1) 吉田, 鈴木, 大道, 荒木他, JAERI-M 4796
- (2) 吉田, 大道, 鈴木, 荒木他, JAERI-M 4889
- (3) 吉田, 大道, 荒木他, 投稿中
- (4) S. Makishima & T. Shirai, J. Chem. Eng. Japan, 1, 168 (1968)
- (5) *ibid.*, 1, 175 (1968)

6-2-3 充填層

 θ : 時間 [hr]

W : PVC充填量 [kg]

F : 攪拌による発熱量 [kcal/kg·hr]

Q : 熱損失係数 [kcal/°C·hr]

6-3 滞留時間分布測定

 θ : 滞留時間 [-]

c : トレーサー濃度 [%]

 σ^2 : 分散

7 引用文献

- (1) 吉田, 鈴木, 大道, 荒木他, JAERI-M 4796
- (2) 吉田, 大道, 鈴木, 荒木他, JAERI-M 4889
- (3) 吉田, 大道, 荒木他, 投稿中
- (4) S. Makishima & T. Shirai, J. Chem. Eng. Japan, 1, 168 (1968)
- (5) ibid., 1, 175 (1968)

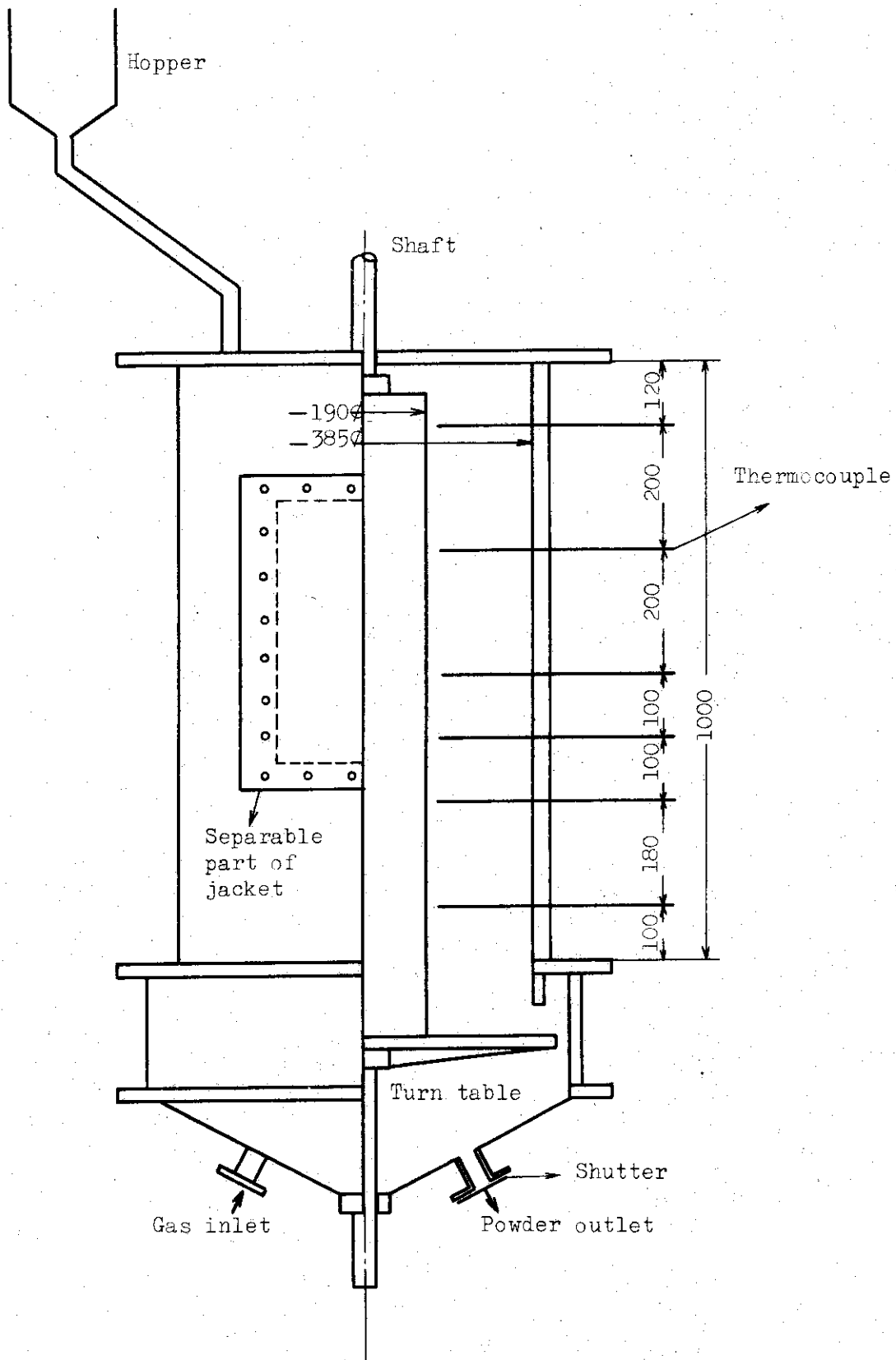


Fig.1 Illustration of experimental device (smaller mixing vessel)

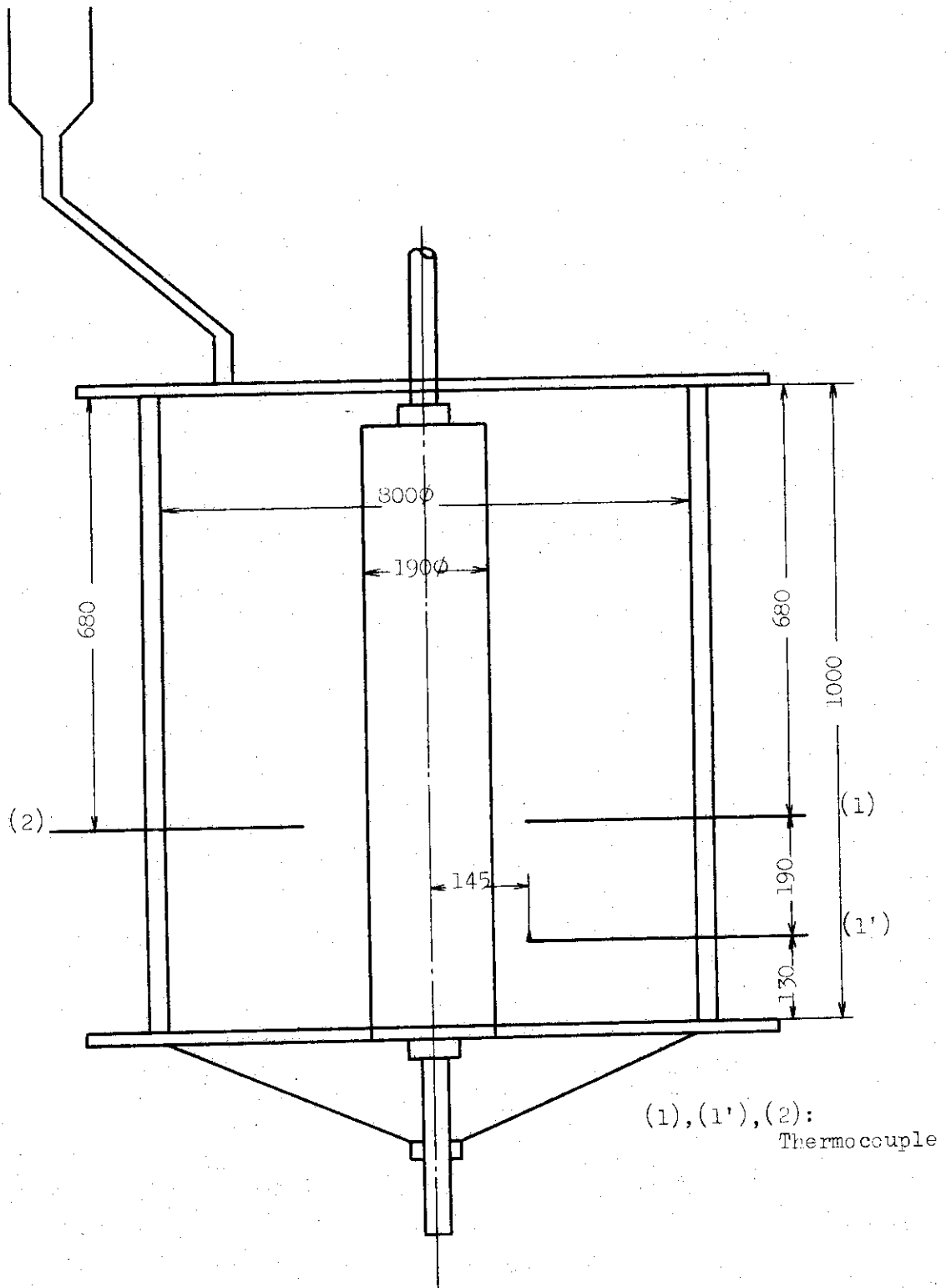


Fig.2 Larger mixing vessel

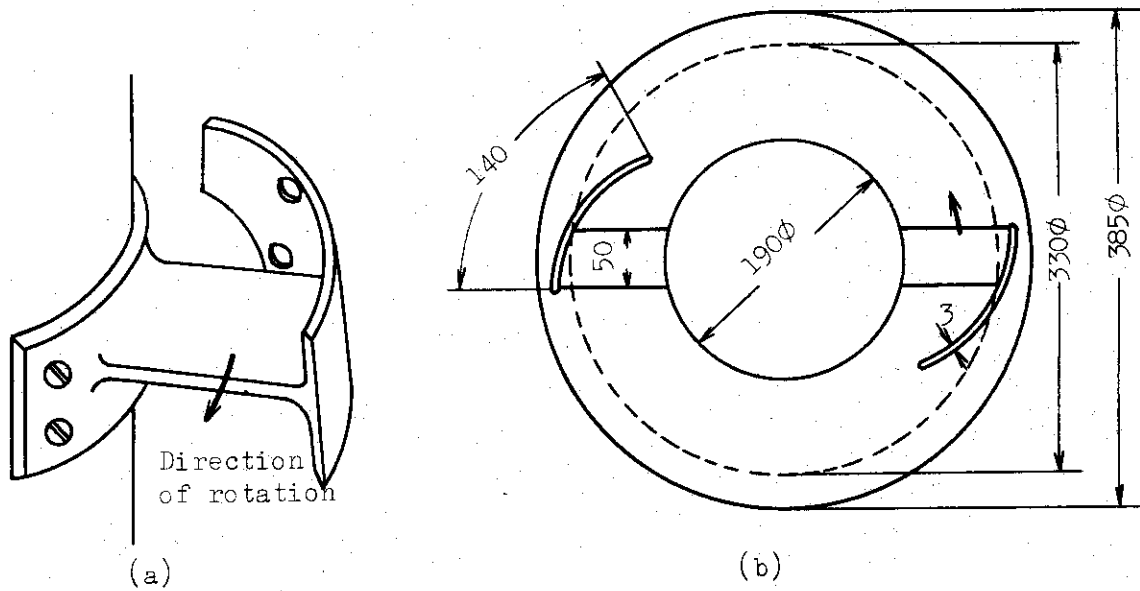


Fig. 3 Agitation blade (CG-2A)
 (a) A sketch of the blade
 (b) Dimensions of reactor and blade
 The dotted line shows the boundary of two flows (see P. 8)

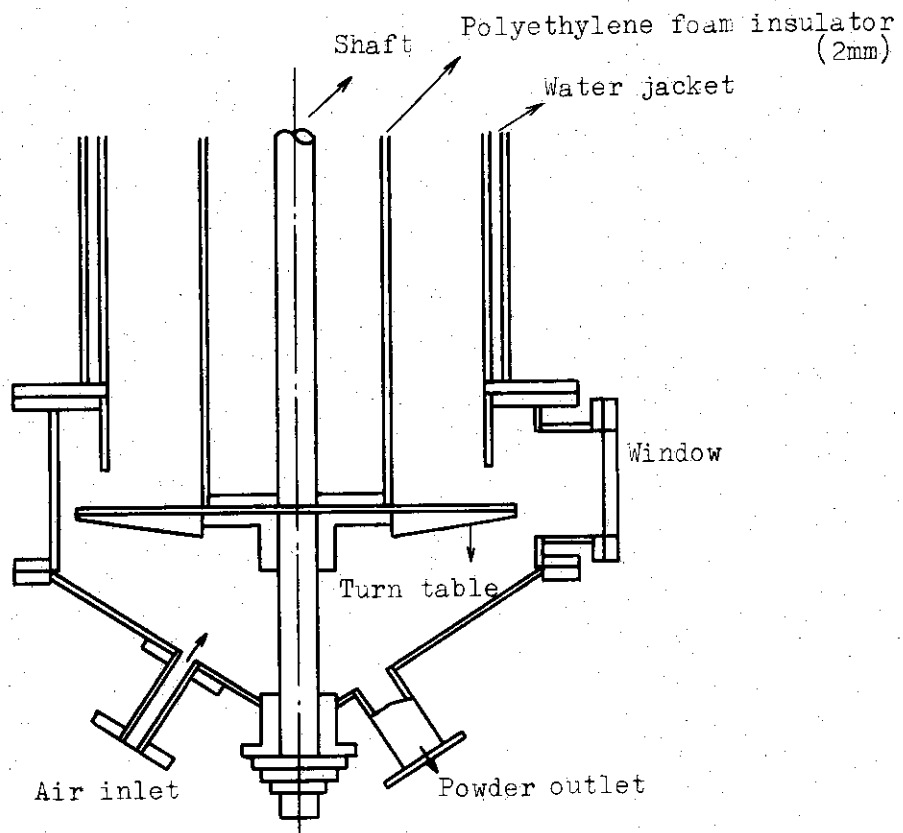


Fig. 4 Vertical sectional view of lower part of experimental device

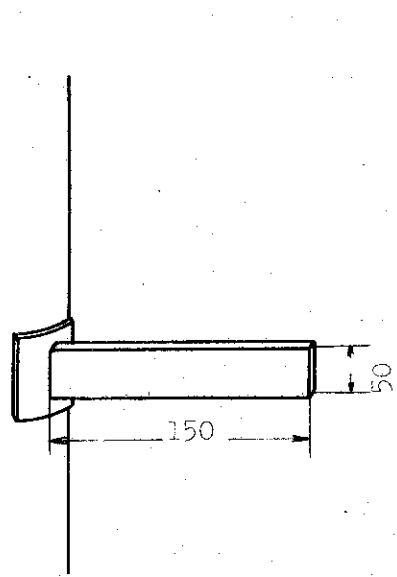


Fig.5 Agitation blade (paddle)

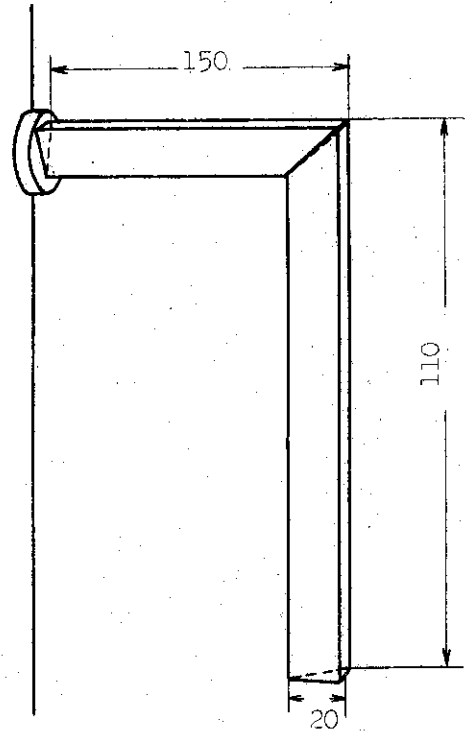


Fig.6 Agitation blade (CG-1)

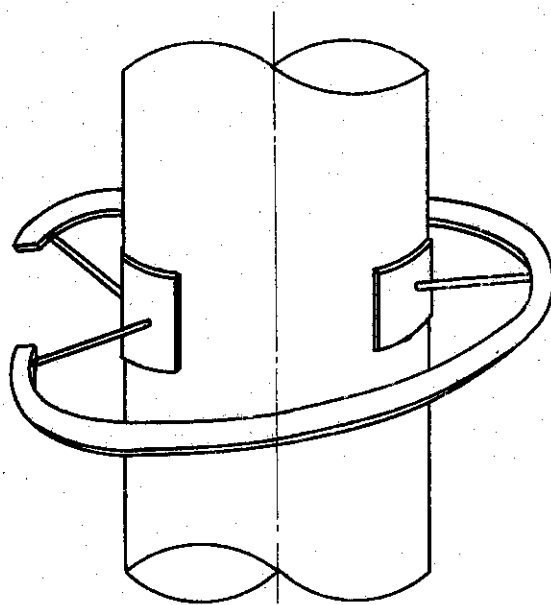


Fig.7 Agitation blade (spiral)

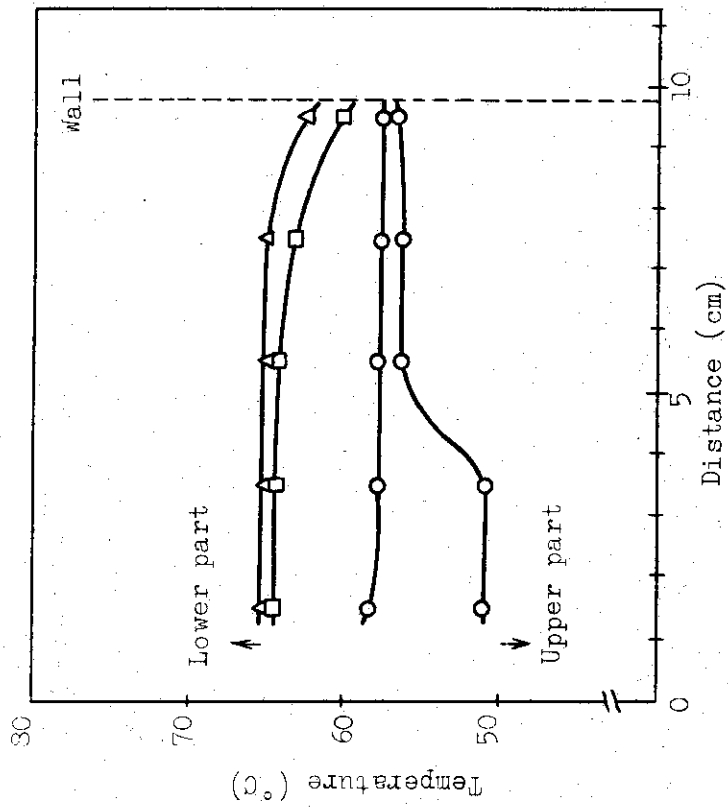


Fig.9 Temperature profile in moving bed

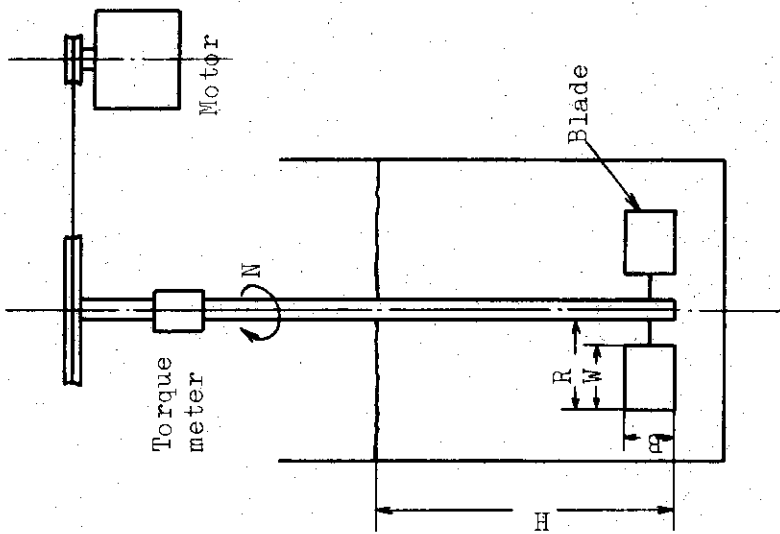


Fig.8 Experimental device for measurement of torque

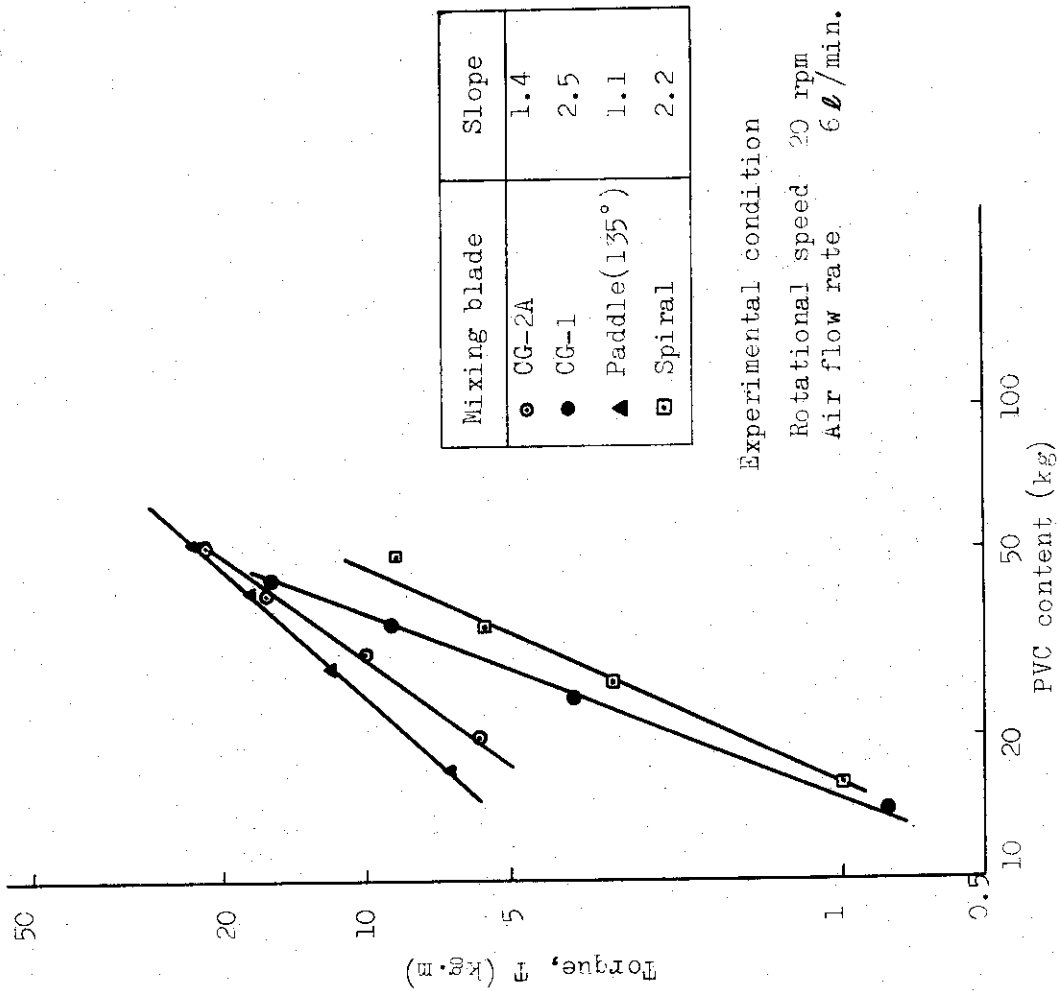


Fig.10 Effect of PVC content on torque, T

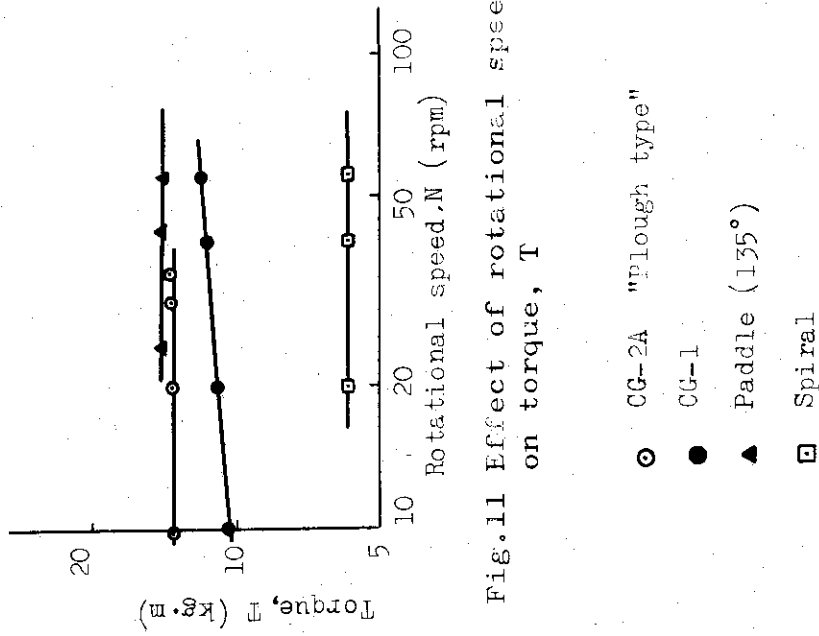


Fig.11 Effect of rotational speed on torque, T

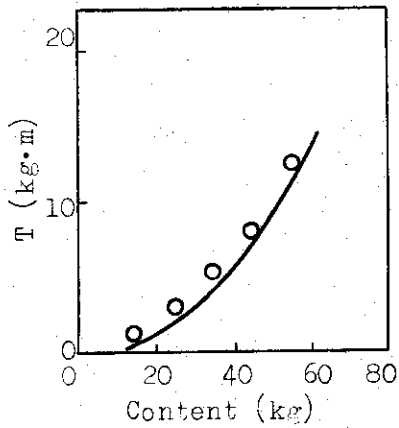


Fig.12 Effect of PVC content on torque, T (Paddle)

B = 5.0 cm
 W = 15.0 cm
 R = 18.0 cm
 -: calculated

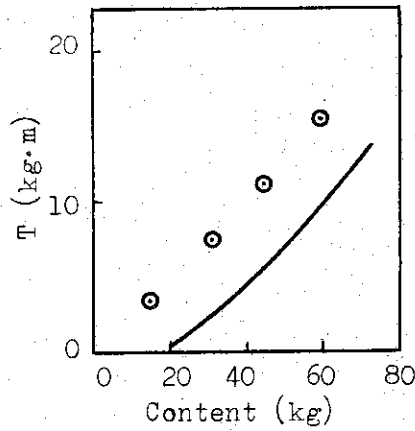


Fig.13 Effect of PVC content on torque, T (Paddle, inclined at 45°C)

B = 3.5 cm
 W = 15.0 cm
 R = 18.0 cm
 -: calculated

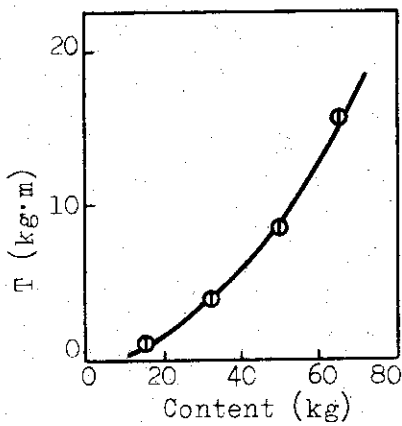


Fig.14 Effect of PVC content on torque, T (CG-1)

B = 11.0 cm
 W = 2.0 cm
 R = 18.0 cm
 -: calculated

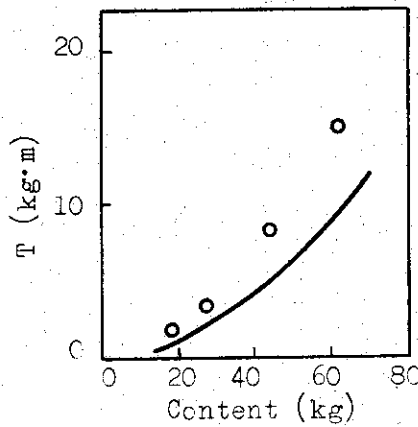


Fig.15 Effect of PVC content on torque, T (CG-2)

B = 5.0 cm
 W = 5.0 cm
 R = 18.0 cm
 -: calculated

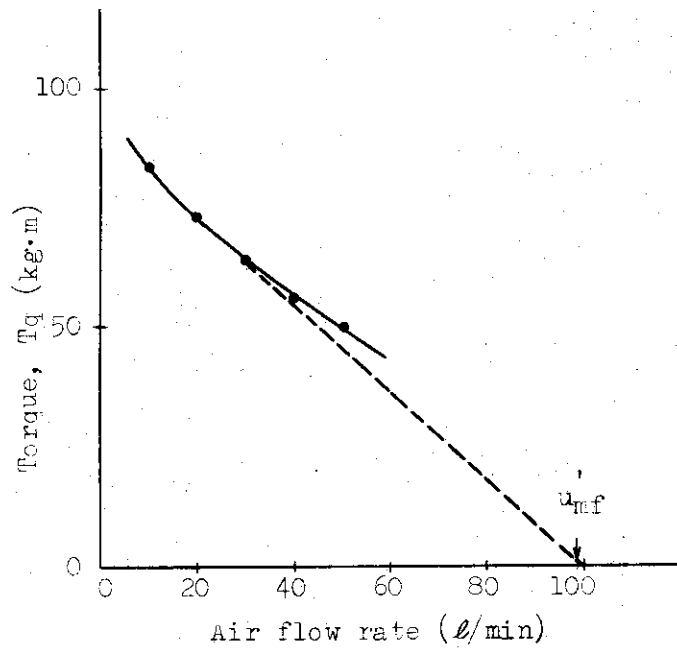


Fig.16 Effect of flow rate of air

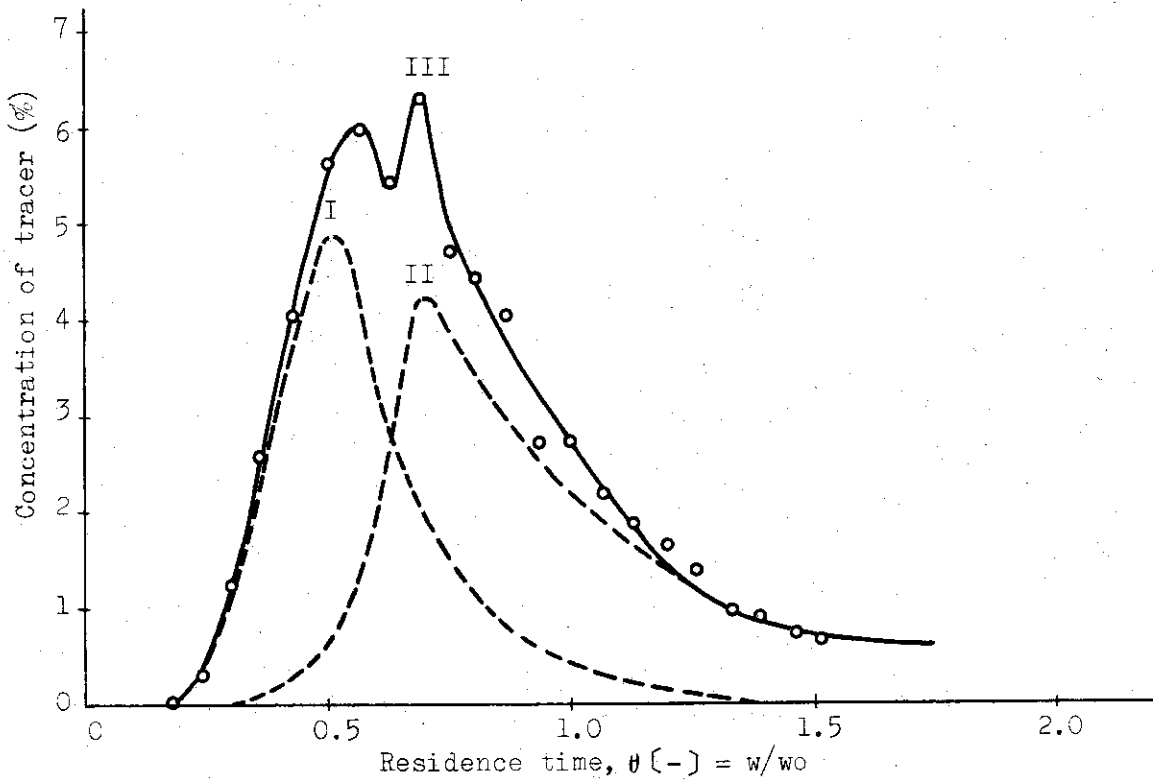


Fig.17 Distribution curve of tracer ($w=15$ kg/hr)
 III is the observed curve.
 III is divided into two parts (I+II).

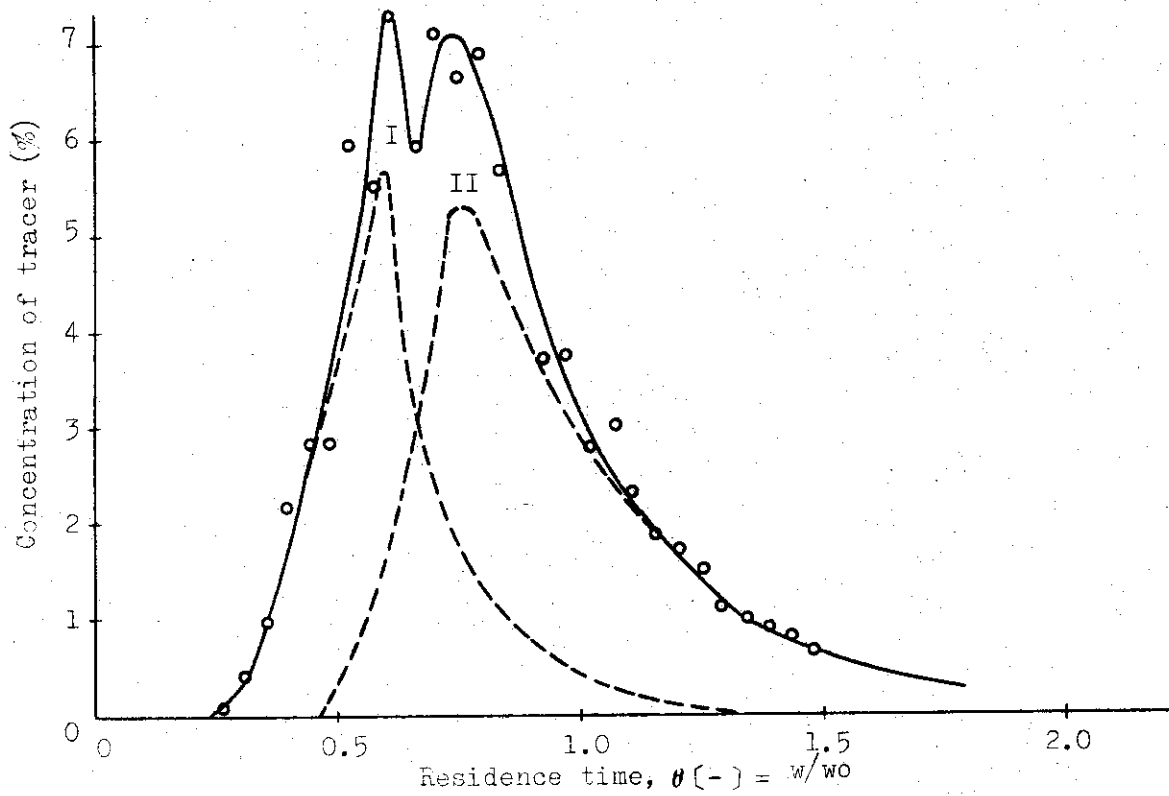


Fig.18 Distribution curve of tracer ($w=45$ kg/hr)

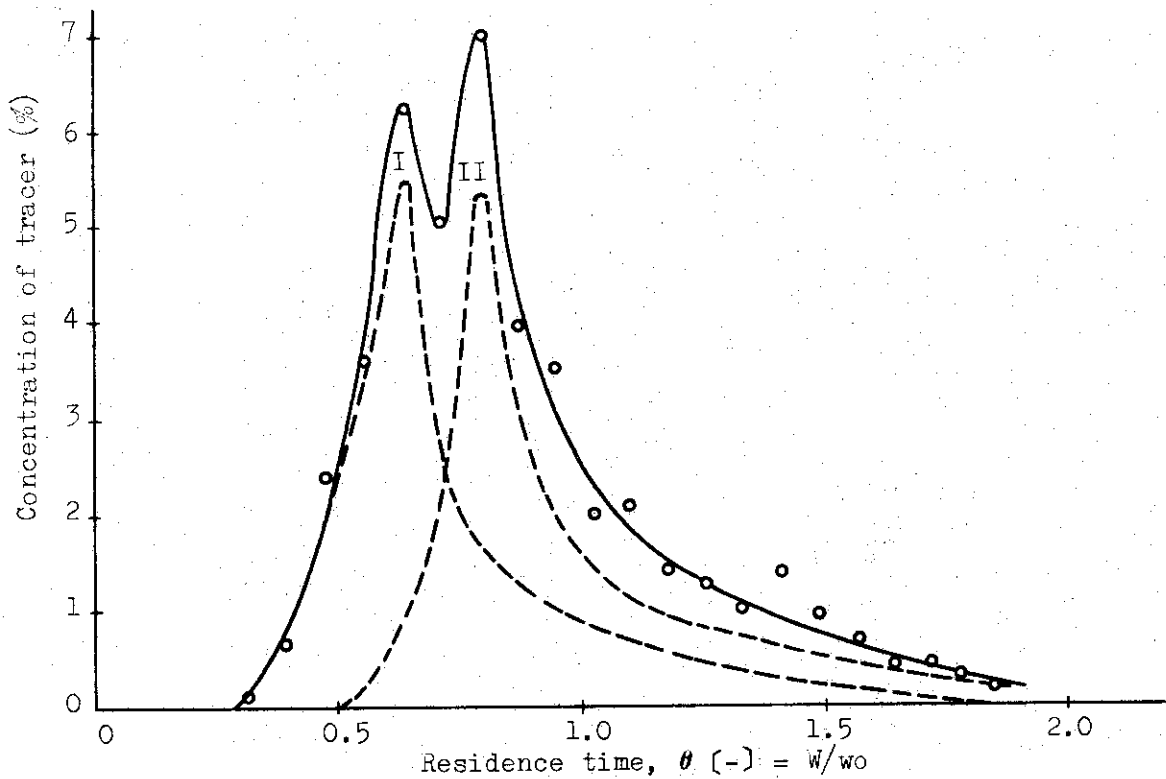
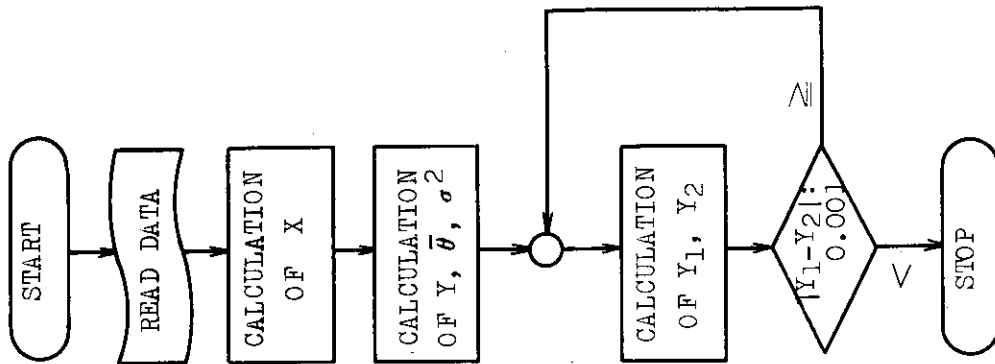


Fig.19 Distribution curve of tracer ($w=75$ kg/hr)



(a) Flow chart

Fig.20 Calculation program of average residence time, $\bar{\theta}$, variance, σ^2 , and Peclet number, Pe

- (1) Input data
 P: color difference
 Q: concentration of tracer (%)
 X1: measured value of color difference X_1
 X2: measured value of color difference X_2
 W: amount of PVC (kg)
 X: $\sqrt{(X_1 - L)^2 + (X_2 - B)^2}$
 Z: $(\ln Q_{meas} - \ln Q_w) \times (\ln X - \ln P_w) / (\ln P_{meas} - \ln P_w) + \ln Q_w$
 Y: $\exp(Z)$
 T: W/W_0
- (2) Constants
 EL: L
 B: B
 N: number of calibration points
 L: number of measured values
 W0: PVC content in the reactor, W_0 (kg)
- (3) Output
 SC: summation of $Y(J)$
 STT: summation of $(T(J))^2$
 SCT: summation of $(Y(J) \times T(J))^2$
 SCTT: summation of $Y(J) \times T(J) \times T(J)$
 TA: SCT/SC ($\bar{\theta}$: $\Sigma \theta C / \Sigma C$)
 SGM2: SCTT/SC-TAXTA (σ^2 : $\Sigma \theta^2 C / \Sigma C - \bar{\theta}^2$)
 PE: Peclet number

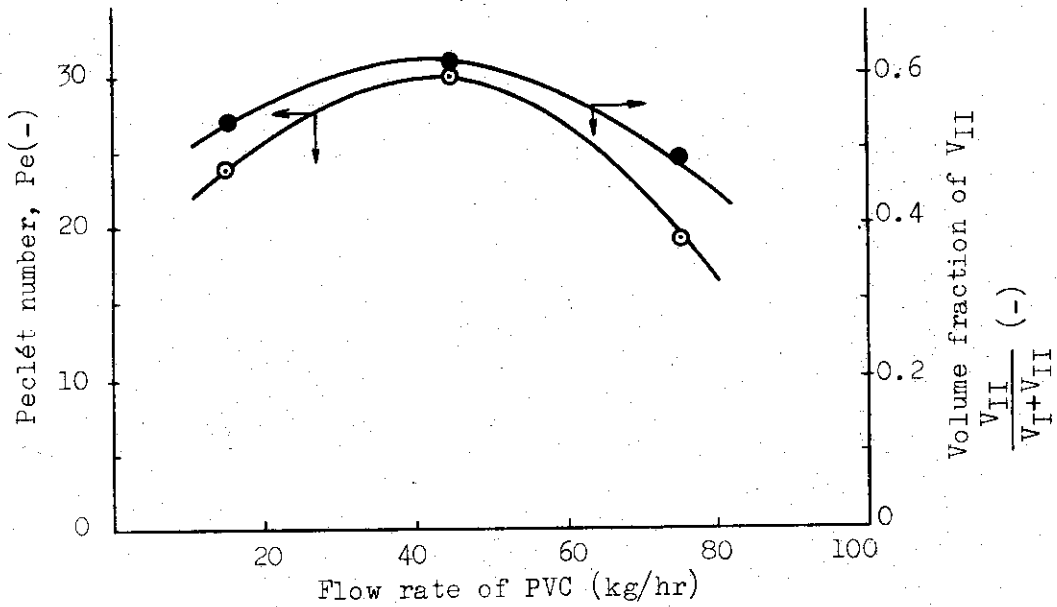
(b) Parameters

Fig.20 (c) Caculation pvogram

```

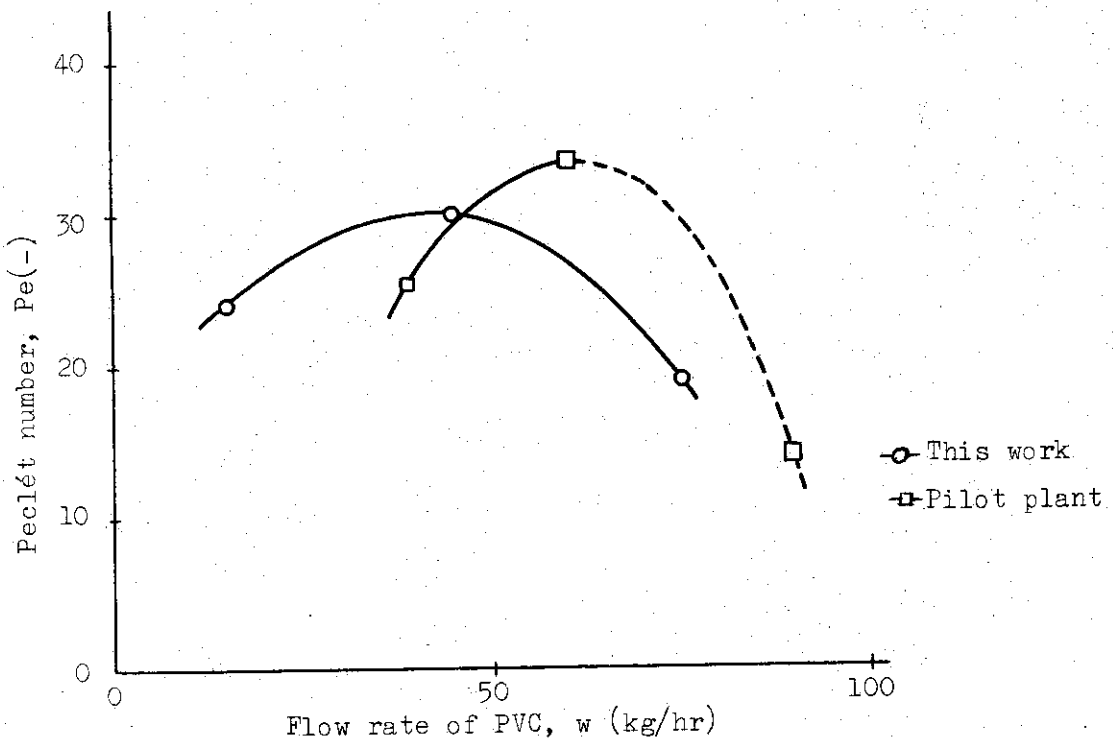
      DIMENSION P(10),Q(10),X(40),Y(40),Z(40),X1(40),X2(40),
      T(40),W(40)
      WRITE(1,2)
      2;FORMAT(2/,"**CALCULATION OF THE RESIDENCE TIME**",2/)
      REAL(2,15) EL,B
      15;FORMAT(2E)
      WRITE(1,20) EL,B
      20;FORMAT(5X,"L=",F8.3,/,5X,"B=",F8.3,2/)
      WRITE(1,22)
      22;FORMAT(5X,"SAMPLE NO",9X,"W",6X,"W/WO",9X,"C",/)
C   ;   **CALIBRATION CURVE**
      READ(2,25) N
      25;FORMAT(I)
      DO 35 I=1,N
      READ(2,30) P(I),Q(I)
      30;FORMAT(2E)
      35;CONTINUE
C   ;   **NUMBER OF DATA AND WO**
      READ(2,40) L,W0
      40;FORMAT(I,E)
      SC=0.0
      STT=0.0
      SCTT=0.0
      SCT=0.0
      DO 110 J=1,L
      READ(2,45) X1(J),X2(J),W(J)
      45;FORMAT(3E)
      X(J)=SQRT((X1(J)-EL)*(X1(J)-EL)+(X2(J)-B)*(X2(J)-B))
      DO 70 K=1,N
      IF(X(J)-P(K)) 50,55,55
      50;IF(K-1) 60,65,60
      65;M=1
      GO TO 100
      60;M=K-1
      GO TO 100
      55;IF(K-N) 70,75,70
      75;M=N-1
      GO TO 100
      70;CONTINUE
      100;Z(J)=(ALOG(Q(M+1))-ALOG(Q(M)))/(ALOG(P(M+1))-ALOG(P(M)))
      *(ALOG(X(J))-ALOG(P(M)))+ALOG(Q(M))
      Y(J)=EXP(Z(J))
      T(J)=W(J)/W0
      SC=SC+Y(J)
      STT=STT+T(J)*T(J)
      SCT=SCT+Y(J)*T(J)
      SCTT=SCTT+Y(J)*T(J)*T(J)
C   ;   **DATA TABLE**
      WRITE(1,105) J,W(J),T(J),Y(J)
      105;FORMAT(7X,I,3F10.4,/)
      110;CONTINUE
      TA=SCT/SC
      SGM2=SCTT/SC-TA*TA
      SGM=SQRT(SGM2)
C   ;   **CALCULATION OF PECTLET NUMBER**
      DPE=0.1
      PE=1.0/SGM2
      125;Y1=1.0-EXP(-PE)
      Y2=PE-PE*PE*SGM2/2.0
      IF(Y1-Y2) 115,120,120
      115;PE=PE+DPE
      GO TO 125
      120;PE=PE-DPE
      DPE=DPE/10.0
      IF(ABS(Y2-Y1)-0.01) 130,135,135
      135;GO TO 125
C   ;   **CALCULATED DATA**
      130;WRITE(1,140) W0,L,SC,SCTT,SCT
      140;FORMAT(2/,10X,"W0=",F12.4,/,10X,"L=",6X,I,/,10X,"SC=",
      F12.4,/,10X,"SCTT=",F10.4,/,10X,"SCT=",F11.4,2/)
      WRITE(1,145) TA,SGM2,PE
      145;FORMAT(10X,"TA=",F12.4,/,10X,"SGM2=",F10.4,/,10X,"PE=",
      F12.4,/)
      STOP
      END

```



(a) Comparison of Peclét number with volume ratio

- Peclét number
- Volume fraction of V_{VII}



(b) Comparison of Pe of this work with that of pilot plant

Fig.21 Variation of Peclét number with flow rate of PVC

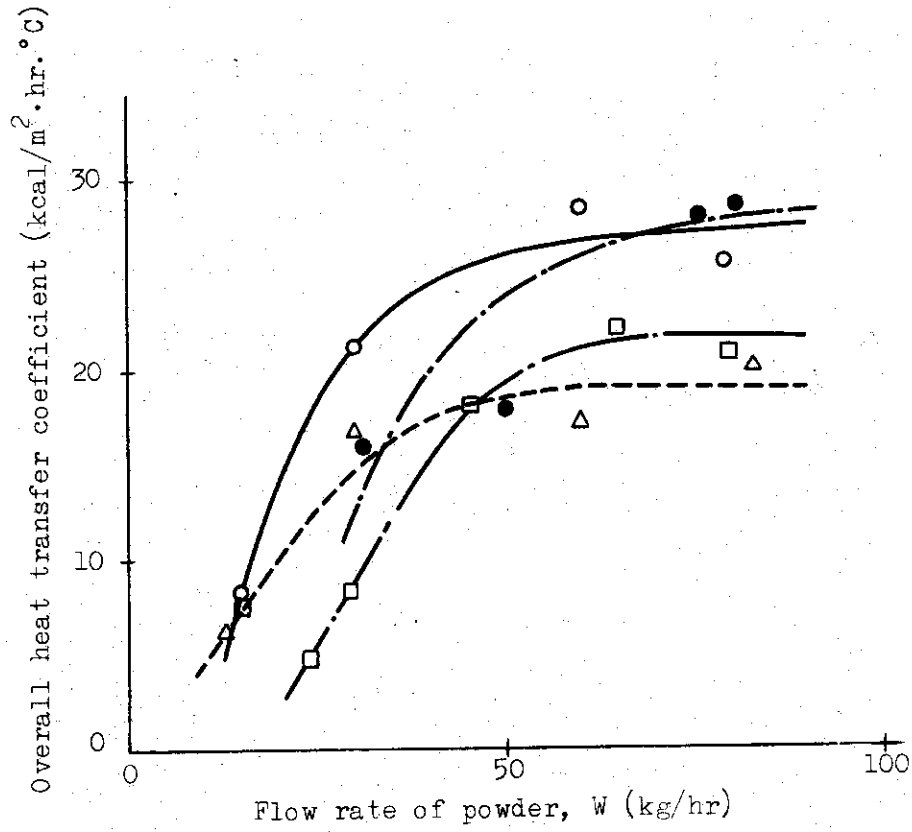


Fig.22 Effect of flow rate of PVC powder on overall heat transfer coefficient (Plug flow model)

- $t_w = 40^\circ\text{C}$
- " = 60°C
- △— " = 75°C
- Pilot, $t_w = 31^\circ\text{C}$

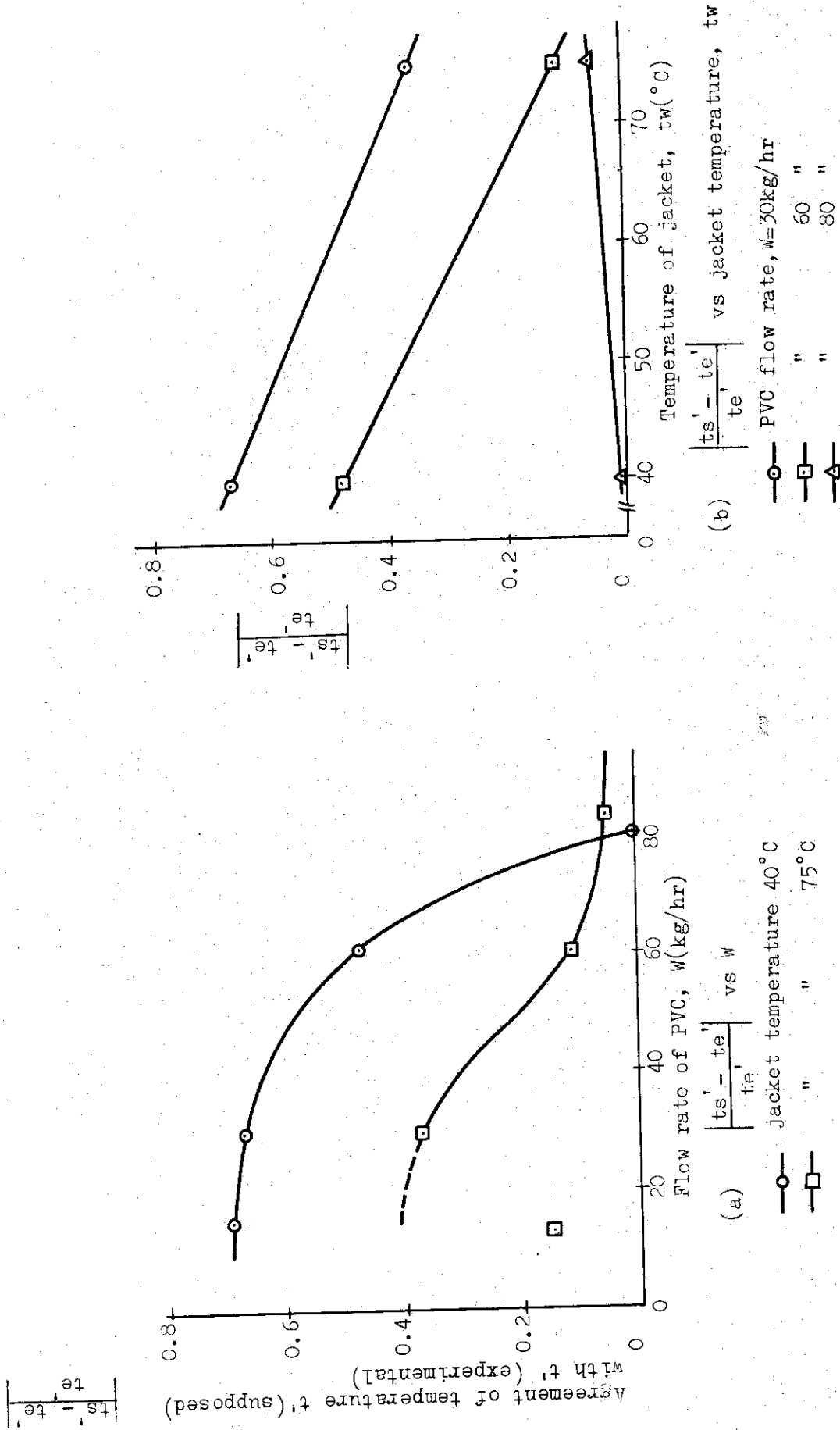
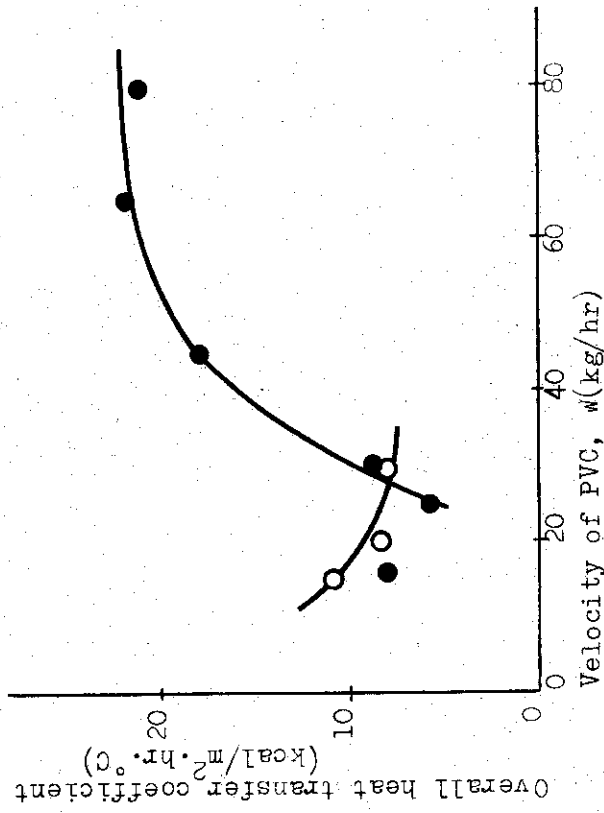
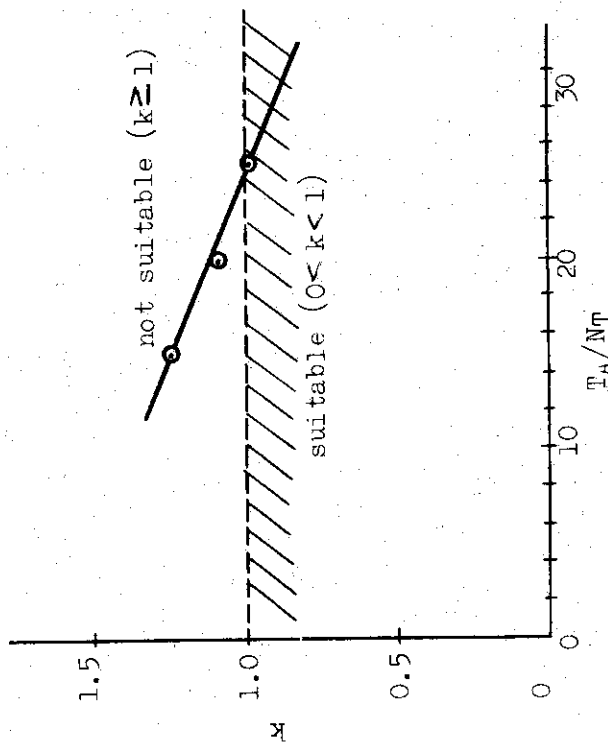


Fig.23 Degree of suitability of plug-flow model

● plug-flow model
○ back mixing model



(b) Comparison of plug-flow model with back-mixing mode
Temperature of jacket, 60°C



(a) Variation of k with T_A/N_T
Velocity of PVC, 30 kg/hr

Fig.24 Suitability of back-mixing model

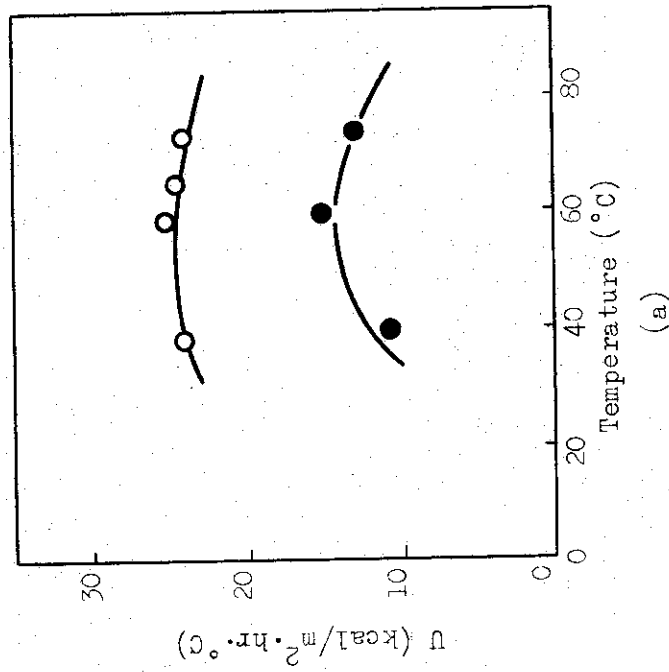
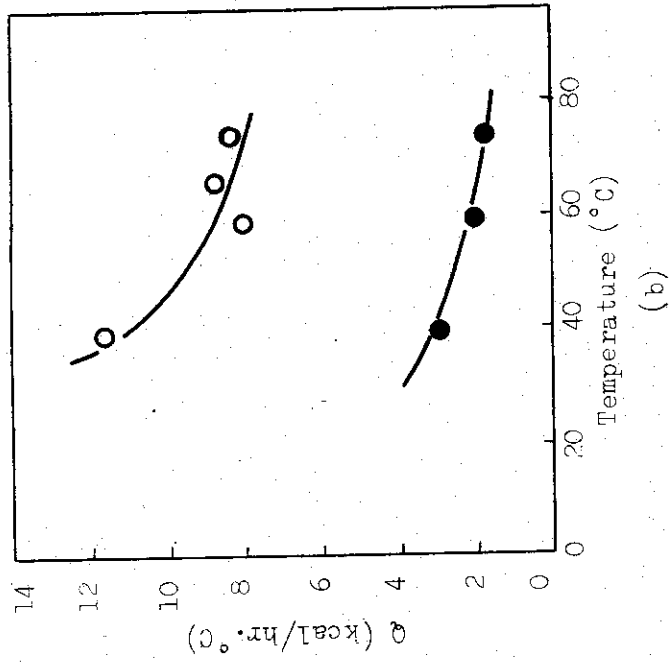


Fig.25 Variation of (a) overall heat transfer coefficient U and (b) coefficient of heat loss Q with jacket temperature

- larger diameter
- smaller diameter

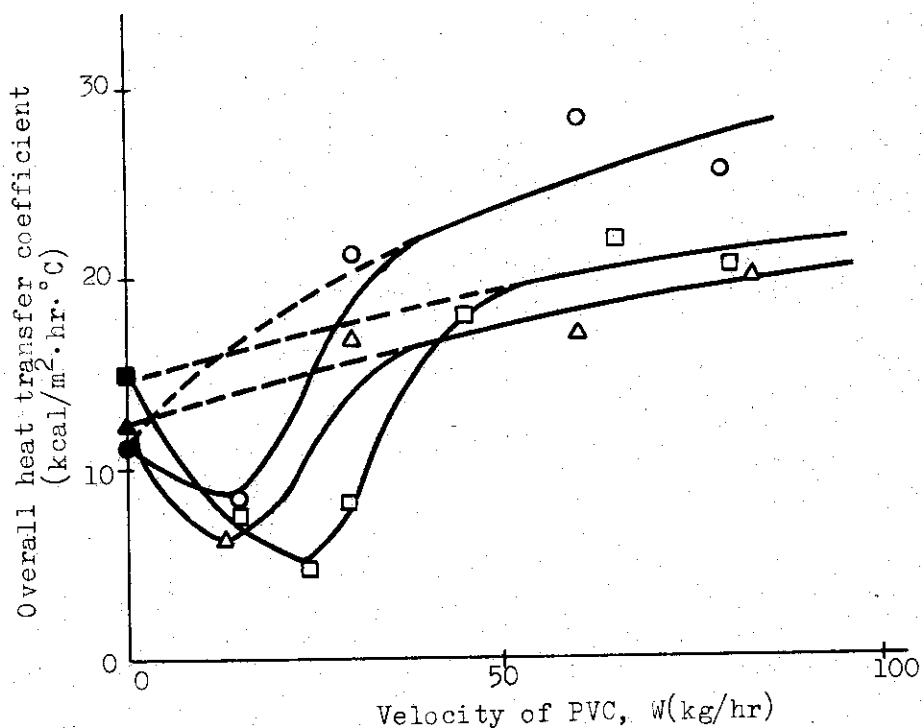


Fig.26 Comparison between moving bed and fixed bed

■ ▲ ●: fixed bed
 □ △ ○: moving bed

—○— jacket temperature 40°C
 —□— " 60°C
 —△— " 75°C

Table 1 Volume ratio and ratio of average residence time calculated from Fig. 17~19.

W (kg/hr)	15	45	75
V_I/V_{II}	0.86	0.65	1.06
$\bar{\theta}_I/\bar{\theta}_{II}$	0.64	0.67	0.74

Table 2 Experimental results in moving bed at 40 °C

Experimental No.	t_w [°C]	w [kg/hr]	t' (supposed)	t' (experimental)	F [kcal/kg hr]	U [kcal/m ² .hr °C]
40-1	40.0	15.0	15	8.9	2.2	8.5
40-2	41.0	30.0	6	3.6	2.2	21.2
40-4	40.5	61.2	4	2.7	2.2	28.3
40-5	40.4	79.5	3	3.0	2.2	25.4

Table 3 Experimental results in moving bed at 60 °C

Experimental No.	t_w [°C]	w [kg/hr]	t' (supposed)	t' (experimental)	F [kcal/kg hr]	U [kcal/m ² .hr °C]
60-1	60.2	15.0	10	10.4	2.4	7.9
60-2'	66.0	24.0	11	17.5	2.8	5.5
60-2	60.5	29.4	10	12.0	2.9	8.5
60-3	60.5	45.0	5	4.2	2.2	18.3
60-4	60.5	64.8	3	3.4	2.2	22.3
60-5	60.5	79.5	3	3.7	2.2	20.6

Table 4 Experimental results in moving bed at 75 °C

Experimental No	t_w [°C]	w [kg/hr]	t (supposed)	t' (experimental)	F [kcal/kg hr]	U [kcal/m ² hr °C]
75-1	76.2	13.2	15	17.6	3.2	6.4
75-2	75.4	30.0	7	5.1	2.5	16.9
75-4	75.0	60.0	5	4.5	2.2	17.2
75-5	75.5	82.5	4	3.8	2.2	20.2

Table 5 Suitability of back-mixing model

w [kg/hr]	t_i [°C]	t_w [°C]	T_A/Nr [—]	k	$\sigma < k < 1$	pe [—]	U [kcal/m ² hr °C]
20.4	31.2	59.7	10	0.79	○	7.8	8.4
30.0	29.4	67.0	15	1.24	×	—	—
"	"	"	20	1.09	×	—	—
"	"	"	25	0.99	○	164.2	10.5
60.0	11.0	59.0	0	1.25	×	—	—
"	"	"	15	1.05	×	—	—

○ adequate
 × inadequate

Table 6 Experimental results in fixed bed (smaller vessel)

Experimental No	t_w [°C]	N [rpm]	V [ℓ/min]	F [kcal/kg hr]	U [kcal/m ² hr °C]	Q' [kcal/hr °C]	t' [°C]
A-40	40.0	10	10	3.4	11.6	2.99	-7
A-60	60.0	10	10	3.6	14.9	2.02	-6
A-75	74.9	10	10	3.1	12.6	1.66	-5

Table 7 Experimental results in fixed bed
(larger vessel)

Experimental No.	t_w [°C]	N (rpm)	V (l/min)	F (kcal/kg. hr.)	U (kcal/m ² . hr. °C)	Q' (kcal/hr. °C)	t' (°C)
B-40	40.5	16	20	3.6	24.0	11.77	-11
B-60	59.9	16	20	3.4	25.1	7.07	-9
B-67	67.0	16	20	3.5	24.6	8.84	-8
B-75	75.0	16	20	3.4	24.1	8.39	-7
B-60-1	60.0	30	20	6.7	23.2	14.50	-13
B-60-2	60.0	30	40	2.3	23.9	7.95	-5

Table 8 Comparison of U_L/U_S with $D_L N_L/D_S N_S$

t_w [°C]	U_L/U_S	$0.7 \times \left(\frac{D_L N_L}{D_S N_S} \right)$
40	2.1	2.3
60	1.7	
75	1.9	

U_L : overall heat transfer coefficient of larger vessel
 U_S : overall heat transfer coefficient of smaller vessel
 D : diameter
 N : rotational speed

Table 9 Comparison of Q_L/Q_S with S_L/S_S

t_w [°C]	Q_L/Q_S	S_L/S_S
40	4.1	} 4.3
60	3.9	
75	5.0	