gates, is discussed. The capillary suction time (CST) is distorted whenever residual polymer flocculant is in supernatant, because it is considered that the residual polymer coats the CST paper, contracting the flow area inside the paper. Removing the residual polymer by washing the aggregated slurries and applying the CST test to them give a rough judgement of the mechanical strength of aggregates.

* Dept. of Mech. Eng., Aichi Inst. of Tech.

高回転数の場合の気固系攪拌流動層の攪拌所要動力および圧力損失[†]

高橋照男・田中善之助・加瀬野悟

岡山大学工学部 工業化学科^{††}

流動化の困難な粒子を流動層として使用する場合、機械的攪拌を付加した攪拌流動層がしばしば用いられている。著者らは前報²⁾において塔径0.15 mと0.3 mで垂直翼を用いた攪拌流動層装置で攪拌翼の回転数が 1.5 s^{-1} 以下の場合の攪拌所要動力および圧力損失を検討し、最小攪拌トルクの推算式を提案した。本研究では同一の装置で回転数を 6 s^{-1} まで増加した場合の攪拌所要動力および圧力損失について実験的検討を行った。

実験装置および方法

実験装置は前報²⁾のColumn I (塔径0.15 m)を用い、実験方法も同様である。使用した攪拌翼はFig. 1に示す垂直翼で、供試粉体はガラスビーズ、活性炭、ポリマー粒子(2種類)、コークスの5種類で、その物性は前報に示した通りである。

攪拌所要トルク

攪拌流動層の攪拌所要トルクはFig. 2に示すようにガス流速と共に減少しガス流速 U_{mf} で攪拌最小トルク T_{min} に達し、その後は一定の値を示す。高回転数の場合は回転数が小さい場合に比べガスを流さない時の最大トルクと T_{min} との差は小さくなる。

本研究で用いたColumn Iによって得た攪拌最小トルク(●印)と回転数の関係をFig. 3に示す。また同図中にはColumn II (塔径0.3 m)の実験結果²⁾(○印)も点綴

してある。さらに図中の破線は前報の推算式*に基く計算値である。低回転数($N < 1.5 \text{ s}^{-1}$)では推算値と実測値は一致するが、高回転数になるとその差が大きくなる。これは粉体層に働く遠心力によるものと考えられる。

翼が通過する部分の殻状の粉体層が剛体回転していると考えたと粉体層の外周には遠心力による側圧に伴って発生するせん断力 τ_c が働く。

$$\tau_c = (\tan \phi_i) \int_{r_i}^{r_o} \int_0^{2\pi} \rho_b r^2 \omega^2 d\theta dr / (2\pi r_o) \quad (1)$$

この τ_c によるトルク T_c と前報の粉体殻状攪拌モデルのトルク T_g の和が遠心力を考慮したトルクに相当すると考えると次式が得られる。

$$\begin{aligned} T &= T_g + T_c \\ &= \pi k (\rho_b \tan \phi_i) \{ (r_o^2 + r_i^2) L^2 \} g \\ &\quad + 2\pi L \tau_c r_o^2 \end{aligned} \quad (2)$$

さらにEq. (2)による T と T_g の比を 1.5 s^{-1} 以下の攪拌最小トルクの推算式に乗じると、遠心力を考慮した攪拌最小トルクの推算式が得られる。

$$\begin{aligned} T'_{min} &= T_{min} (T/T_g) \\ &= T_{min} \left\{ 1 + \left(\frac{2Zr_o}{3kL} \right) \left(\frac{\beta^3 - r^3}{\beta^2 + r^2} \right) \right\} \end{aligned} \quad (3)$$

ここで Z は $R\omega^2/g$ で定義される遠心効果で、Column Iの場合は $N=1.5 \text{ s}^{-1}$ で0.68、 $N=5 \text{ s}^{-1}$ で7.55となる。Fig. 3にEq. (3)の計算値を実線で示した。低回転数では破線と実線の差は小さいが回転数が増加するとその差は大きく、また実測値は実線に近い値を示している。また図で $N=1.5 \text{ s}^{-1}$ でも塔径の大きいColumn IIでは既往の推算式より大きな値を示している。これは同じ回転数、

[†] 1987年10月17日受理；化学工学協会第49年会（名古屋，1984年4月）にて一部発表

^{††} 〒700 岡山市津島中3丁目1-1

* $T_{min} = \alpha N^{4/3} [1 - \exp \{ - (W/W_0)^{3/2} \}] \times (\rho_b \tan \phi_i) \{ (r_o^2 + r_i^2) L^2 \} g$

$\alpha = 0.5$ ($R=0.075 \text{ m}$), 0.3 ($R=0.15 \text{ m}$)

Fig. 1 A sketch of a stirrer used in experiments

Fig. 2 Variation of torque with gas velocity

翼形状 (β , r , r_o/L) であっても塔径が大きいほど Z が大きくなり遠心力の影響を受けやすいためであろう。したがって Column II の場合 $N=1.5\text{ s}^{-1}$ で $Z=1.36$ であるから、 $Z>1$ の $T_{\min}$ の推算には Eq. (3) を用いた方が正しく推算できることがわかる。このことは工業的に用いられる塔径の大きい装置の攪拌所要動力の推算は低速回転の場合でも遠心力の効果を考慮した Eq. (3) を用いる方がよいことを示唆している。

しかし回転数が 5 s^{-1} 以上の高回転数となると実測値は Eq. (3) よりかなり小さな値を示す。この操作域では粉体層中の翼通過部の粉体は流動化しながら回転しているのではなく、粉体層全体が遠心力により塔壁面に押され塔壁面と摩擦しながら回転している。したがってこのような高回転数では壁面と粉体との摩擦が支配的になり、流動層中の粉体の混合もあまり行われていないと考えられ

Fig. 3 Variation of minimum torque with rotational speed

Fig. 4 Comparison of $T_{\min}$ between experimental and calculated by Eq. (3)

る。このような場合には Eq. (3) の推算式は適用できない。

Fig. 4 に前報の Column I と Column II の低回転数の結果も含めて 5 s^{-1} 以下の攪拌最小トルクの実測値と Eq. (3) の計算値の比較を示した。両者は $\pm 40\%$ 程度の精度で相関できる。

圧力損失

圧力損失とガス流速の関係を Fig. 5 に示す。 1.5 s^{-1} 以下の低回転数の場合の圧力損失はガス流速の小さい固定層の領域では攪拌により粒子層の空隙が増大し小さな値を示しているが、さらにガス流速を増大すると粉体充填量に対応する圧力損失に達し、その後は一定となる。こ

Fig. 5 Variation of pressure drop with gas velocity

これらのことに関しては前報に述べた。しかし高回転数の場合はガス流速を大きくしても粉体充填量に対応する圧力損失にならない。これは遠心力により塔中央部分の粉体層の空隙が増大しガスが塔中央部を抜けやすくなり¹⁾、噴流層と同じ様な挙動となるためと思われる。

[謝辞] 実験装置の製作にあたっては三井造船(株)のお世話になり、また実験は久保政夫氏(現在 三菱製紙(株))にご協力いただいた。ともに感謝します。

Nomenclature

A	= cross area of column	[m ²]
B	= blade width	[m]
g	= gravitational acceleration	[m/s ²]
h	= axial position from top of stirrer	[m]
k	= active earth pressure coefficient	
	$= (1 - \sin \phi_i) / (1 + \sin \phi_i)$	[-]
L	= blade length	[m]

N	= rotational speed	[1/s]
R	= column radius	[m]
r	= radius	[m]
r_i	= inner radius of blade	[m]
r_o	= outer radius of blade	[m]
T	= torque for stirring	[N·m]
T_c	= torque increment due to centrifugal force	[N·m]
T_g	= torque for stirring by model	[N·m]
T_{min}	= minimum torque for stirring	[N·m]
U_{mt}	= minimum velocity for minimum torque	[m/s]
W	= weight of charged powder	[kg]
W_0	= weight of powder filled up to the top end of stirrer	[kg]
Z	= centrifugal coefficient	
	$= R(2\pi N/60)^2/g$	[-]
α	= constant	[s ^{3/4}]
β	= r_o/R	[-]
r	= r_i/R	[-]
τ_c	= shear stress due to centrifugal force	[N/m ²]
ϕ_i	= angle of internal friction	[rad]
ϕ_r	= repose angle of powder	[rad]
θ	= tangential angle	[rad]
ω	= rotational speed	[rad/s]

Literature cited

- 1) Hashimoto, K. (ed.): "Kogyo hanno sochi", p.183, Baihukan Inc., Tokyo (1984)
- 2) Takahashi, T., Z. Tanaka and S. Kaseno: *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, 14, 189 (1988)

Power Requirement and Pressure Drop in the Gas-Solid Stirred Fluidized Bed at High Rotational Speed

Teruo Takahashi, Zennosuke Tanaka and Satoru Kaseno

Dept. of Ind. Chem., Okayama Univ., Okayama 700

Key Words : Fluidization, Stirred Fluidized Bed, High Rotational Speed, Power Requirement, Pressure Drop, Vertical Blade, Centrifugal Force

We investigated power requirements and pressure drop in the gas-solid stirred

fluidized bed with vertical blades when increased rotational speed up to 6 s^{-1} . At high rotational speed the minimum torque for stirring was greater than predicted by the approximate equation at low rotational speed, because of the centrifugal force acting on the particles. Then we corrected the approximate equation of minimum torque for stirring by considering centrifugal force. This corrected equation correlated well with experimental values. The pressure drop at high rotational speed behaved the same as in a spouted bed.

D2EHPA 含浸液膜による Cd の透過速度[†]

高橋正博・太田 勉^{*}・西口美喜^{**}・片山好文^{***}

鈴鹿工業高等専門学校 工業化学科^{††}

竹内 寛

名古屋大学工学部 化学工学科^{†††}

著者らは先に Zn^{2+} - Cd^{2+} あるいは Cd^{2+} - Cu^{2+} 系混合液の抽出分離の基礎として、D2EHPA-Cd 系における Cd の正・逆抽出速度について報告した^{4,5)}。

本研究では、di(2-ethylhexyl)phosphoric acid (以下 D2EHPA と略記、大八化学(株) DP-8R) の n -ヘプタン溶液を浸透させた液膜による Cd の透過実験を行い、膜透過速度に及ぼす H^+ 、Cd、KCl の各濃度ならびに抽出試薬 $(\overline{\text{HR}})_2$ 濃度の影響を検討するとともに、前報^{4,5)}の正・逆抽出速度式に基づく膜透過機構についても検討を行った。

1. 膜透過速度式

n -ヘプタンを溶媒とした D2EHPA-Cd 系の抽出平衡ならびに正・逆抽出反応の速度式は前報^{4,5)}から次式で与えられる。

$$r_f = \frac{k_f [\text{Cd}]^T [(\overline{\text{HR}})_2]}{(1 + \beta [\text{Cl}^-]) [\text{H}^+]} \quad (2)$$

$$r_b = k_b [\text{H}^+] [\overline{\text{Cd}}] / [(\overline{\text{HR}})_2]^{1.5} \quad (3)$$

ここで、 β は安定度定数で、

$$\beta = 3.2 \times 10^{-2} + 1.46 \times 10^{-4} [\text{Cl}^-] \quad (4)$$

D2EHPA 含浸液膜を通しての Cd の膜透過速度 N_A は、Fig. 1 に示すように各成分の濃度分布を仮定し、定常状態における以下の各過程を考慮して算出した。

I 側水相境膜を通しての Cd と H^+ の移動：

$$N_{A,1} = k_{A,1} ([\text{Cd}]_1^T - [\text{Cd}]_1^T) \quad (5)$$

$$N_{H,1} = k_{H,1} ([\text{H}^+]_{1,i} - [\text{H}^+]_1) \quad (6)$$

I 側界面における正抽出反応：

$$N_f = k_f \left(\frac{[\text{Cd}]_{1,i}^T [(\overline{\text{HR}})_2]_{1,i}}{(1 + \beta [\text{Cl}^-]_1) [\text{H}^+]_{1,i}} - \frac{[\overline{\text{Cd}}]_{1,i} [\text{H}^+]_{1,i}}{K [(\overline{\text{HR}})_2]_{1,i}^{1.5}} \right) \quad (7)$$

液膜を通しての金属錯体の拡散：

$$N_c = k_{c,m} ([\overline{\text{Cd}}]_{1,i} - [\overline{\text{Cd}}]_{II,i}) \quad (8)$$

II 側界面における逆抽出反応：

$$N_b = k_b \left(\frac{[\overline{\text{Cd}}]_{II,i} [\text{H}^+]_{II,i}}{[(\overline{\text{HR}})_2]_{II,i}^{1.5}} - \frac{K [\text{Cd}]_{II,i}^T [(\overline{\text{HR}})_2]_{II,i}}{(1 + \beta [\text{Cl}^-]_{II}) [\text{H}^+]_{II,i}} \right) \quad (9)$$

II 側水相境膜を通しての Cd と H^+ の移動：

$$N_{A,II} = k_{A,II} ([\text{Cd}]_{II,i}^T - [\text{Cd}]_{II}^T) \quad (10)$$

$$N_{H,II} = k_{H,II} ([\text{H}^+]_{II} - [\text{H}^+]_{II,i}) \quad (11)$$

ここで、抽出試薬の水相への溶解による損失が無視でき、関与する成分の膜内拡散速度が同一であると仮定すると

[†] 1987年7月16日受理；化学工学協会第19回秋季大会（名古屋，1985年10月）にて一部発表

^{††} 〒510-02 鈴鹿市白子町官有地

^{†††} 〒464 名古屋市中種区不老町

^{*} 王子製紙(株)

^{**} 日本合成ゴム(株)

^{***} 昭和電線電纜(株)