高粘性流体の重力脱液操作における膜流れの影響†

村瀬敏朗・中倉英雄*・森 英利

小倉 忠**・白戸紋平***

名古屋大学工学部 化学工学科††

重力場で飽和湿潤粒子層を脱液する場合、脱液量の経時変化や脱液平衡に達した後の残留含液率が操作上考慮すべき重要な事項となる¹⁻⁶⁾。脱液操作を開始すると、層上部に現れる不飽和域には、飽和液面の降下速度に追従できず液面の後から粒子表面を膜状で流下する膜流れ液が存在する^{3,4,6)}。重力脱液過程は、脱液速度に及ぼす膜流れの影響を考慮して精度よく解析^{3,4,6)}できるが、既往の解析法では脱液量の経時変化のみが取り扱われており、平衡残留含液率を含む全過程を対象とする推定式は見あたらない。本報では、液体の粘性を考慮し、前報⁴⁾の簡易脱水速度式を実験的に修正して、脱液中および脱液平衡時の両者の含液率が同時に計算可能な近似推定式を求めた。次いで、操作条件による高粘性液の脱液曲線の差異を比較し、重力脱液過程における膜流れ液の影響を考察した。

1. 実験装置および方法

前報⁴⁾と同様に、内径7cmのアクリル製円筒より成る脱液試験装置を用いた。円筒の中へ適量の試験流体を入れ粒子を少量ずつ落下させて飽和湿潤粒子層を作り、重力場で層底部より液体を流出させ、液面が粒子層表面まで下降した以後の脱液量 V を測定して粒子層の平均飽和度 $S_{av} (= 1 - V/AH\varepsilon)$ の時間的変化を求めた。Table 1には、使用した粒子充填層および試験液体の種類と諸特性値を示した。

2. 実験結果および考察

2.1 脱液速度式

膜流れ液が皆無で液体がすべて毛管流れをする場合、脱液速度 u_b はEq. (1)で表せる³⁻⁶⁾。

$$u_b = -\frac{\rho g k}{\mu \varepsilon} \cdot \left(1 - \frac{h_{c,\infty}}{h}\right) \quad (1)$$

ここに、 h [m]は任意時間 θ における飽和域の平均高さ、 $h_{c,\infty}$ [m]は相当飽和域高さであり平衡状態($\theta \rightarrow \infty$)に達した時の値 h に等しく、粒子層の高さ H 、空隙率 ε 、透

過率 k 、ならびに液体の粘度 μ 、密度 ρ 、表面張力 σ 、接触角 β を用いて実験的に推定できる値である²⁾。Fig. 1に比較した点線は、Eq. (1)に基づく脱液曲線 S_{av} 対 θ である⁵⁾。図から明かなように、実際の脱液過程では、Eq. (1)と比べて脱液速度にかなりの差異が生ずるが、これは主として膜流れの影響によると推察される⁴⁾。この膜流れによる脱液速度の相違が、便宜上、毛管上昇高さ h_c が脱液の進行とともに変化していくことによるものと考えて補正できると仮定し、 $h_{c,\infty}$ に代えて h_c を用いると、脱液速度はEq. (2)で表せる⁴⁾。

$$u_b = H \cdot \frac{dS_{av}}{d\theta} = -\frac{\rho g k}{\mu \varepsilon} \cdot \left(1 - \frac{h_c}{h}\right) \quad (2)$$

h_c の経時変化に及ぼす液体の粘性の影響を求めるために、Fig. 2には、実験結果 u_b 対 h をEq. (2)に用いて (h_c/h) を算出し $[(h-h_{c,\infty})/(H-h_{c,\infty})]$ に対しプロットした。 (h_c/h) 曲線は、脱液の進行とともに次第に1の値に近づき液体および粒子層の諸性質によって種々異なる形状を示すが、図のように、ほぼ前報⁴⁾と同様な関係式(3)で近似できる。

$$\frac{h_c}{h} = 1 - \frac{(H-h_{c,\infty})}{nH(1-S_{\infty})} \left[\left(\frac{h-h_{c,\infty}}{H-h_{c,\infty}} \right) + (n-1) \left(\frac{h-h_{c,\infty}}{H-h_{c,\infty}} \right)^2 \right] \quad (3)$$

ここに、 S_{∞} は粒子層表面の残留平衡飽和度であり、後述のEq. (7-b)すなわちキャピラリー数 $N_{cap} (= k\rho g/\sigma \cos \beta)$ によって定まる値である²⁾。脱液開始時 $[(h-h_{c,\infty})/(H-h_{c,\infty})] = 1.0$ における値 $[1-(H-h_{c,\infty})/H(1-S_{\infty})]$ を図の実験曲線を外挿して求めてEq. (3)へ使用し、Eq. (3)が実験曲線 (h_c/h) と最もよく一致するように n 値を定めると、Fig. 3のようにほぼEq. (4)で近似できた。

$$n = 3.0 \cdot \left(\frac{\mu}{\mu_w} \right)^{-0.22} \quad (4)$$

ここに、 μ_w は20°Cの水の粘度($= 0.001 \text{ Pa} \cdot \text{s}$)である。すなわち、液面が粒子層上端にある脱液開始時($h=H$)では、膜流れ液は皆無であり、 (h_c/h) 値は、主に、表面張力 σ 、密度 ρ 、接触角 β の液体の性質および透過率 k 、空隙率 ε の粒子層の性質に支配される。また、脱液

† 1987年5月29日受理

†† 〒464 名古屋市千種区不老町

* 山口大学工学部 化学工学科

** ノリタケカンパニーリミテド

*** 名古屋産業科学研究所

Table 1 Materials used

Materials	$d_{v,s} [\mu\text{m}]$	$\varepsilon [-]$	$k [\text{m}^2]$
Glass beads	165	0.390~0.427	2.99×10^{-11}
	287	0.393~0.401	8.14×10^{-11}
	811	0.391	5.11×10^{-10}
	919	0.400	1.28×10^{-9}
	1053	0.391~0.420	$1.46 \sim 1.92 \times 10^{-9}$
	1398	0.347~0.355	$1.13 \sim 1.28 \times 10^{-9}$
Calcium carbonate	1875	0.423	$3.82 \sim 4.38 \times 10^{-9}$
	334	0.489~0.514	6.68×10^{-11}
Liquid	$\rho [\text{kg}/\text{m}^3]$	$\mu [\text{Pa}\cdot\text{s}]$	$\sigma [\text{N}/\text{m}]$
NaCl (5wt.%)	1030~1040	$0.95 \sim 1.16 \times 10^{-3}$	$72.9 \sim 74.2 \times 10^{-3}$
Saccharose (60wt.%)	1290~1300	$5.21 \sim 5.72 \times 10^{-2}$	$73.7 \sim 73.9 \times 10^{-3}$
Glycerol (90wt.%)	1220~1230	$1.30 \sim 1.80 \times 10^{-1}$	$59.0 \sim 69.8 \times 10^{-3}$
Castor oil	950~960	0.70~0.76	$38.6 \sim 38.8 \times 10^{-3}$

Fig.1 Average saturation S_{av} vs. time θ

が始まり、液面が層上端より降下して $h < H$ となると、膜流れの影響が生じて、 (h_c/h) 値は脱液の進行とともに液体の粘度 μ にも支配されるような変化を示すと推察され、既往の研究結果³⁾ とほぼ一致した傾向が認められた。Eqs. (2), (3) を用いると、脱液速度 u_b は実験的に Eq. (5) で与えることができる。

$$u_b = H \cdot \frac{dS_{av}}{d\theta} = - \frac{\rho g k}{n \mu \varepsilon H (1 - S_{\infty})} \cdot h [1 + (n-1) \times \left(\frac{h - h_{c,\infty}}{H - h_{c,\infty}} \right)] \cdot \left(1 - \frac{h_{c,\infty}}{h} \right) \quad (5)$$

2.2 平均飽和度の推定

Eq. (5) を積分すれば、Eq. (6) を得る。

$$\frac{S_{av} - S_{av,\infty}}{1 - S_{av,\infty}} = [n \exp\left(\frac{\tau_D}{n}\right) - (n-1)]^{-1} \quad (6)$$

ただし、 $\tau_D (\equiv \rho g k \theta / \mu \varepsilon H (1 - S_{\infty})^2)$ は無次元脱液時間である。さらに、前報²⁾ の炭酸カルシウム、相馬砂および

Fig.2 (h_c/h) vs. $(h - h_{c,\infty}) / (H - h_{c,\infty})$

KC-フロック充填層の脱液平衡状態における値 S_{∞} および粒子層全体の平均残留飽和度 $S_{av,\infty}$ の関係式を用いると、Eq. (7) が書ける。

$$\frac{1 - S_{av}}{1 - S_{\infty}} = (1 - X_1) \cdot \left(1.1 - \frac{0.167}{X_2} \right) \times \left[1 - \frac{1}{n \cdot \exp(\tau_D/n) - (n-1)} \right] \quad (7-a)$$

ただし、

$$X_1 = \begin{cases} \frac{1}{JN_{cap}} \left(\frac{X_2 \ln 6.59 X_2}{6.59 X_2 - 1} + 0.848 \right), & (1.0 \leq JN_{cap} \leq 2.52) \\ 1.25 / JN_{cap}, & (JN_{cap} > 2.52) \end{cases}$$

$$X_2 = JN_{cap} - 0.848$$

$$S_{\infty} = \begin{cases} 0.075 \cdot (50 \cdot N_{cap})^{-0.37\sqrt{1-\phi_c}}, & (N_{cap} \leq 0.02) \\ 0.0024 \cdot N_{cap}^{-0.88}, & (N_{cap} > 0.02) \end{cases} \quad (7-b)$$

式中の $N_{cap} (\equiv k \rho g / \sigma \cos \beta)$ および $JN_{cap} (\equiv k \rho g H / 0.42 \sqrt{k \varepsilon} \sigma \cos \beta)$ はそれぞれ、キャピラリー数と修正キャピ

Fig. 3 Correlation of n with (μ/μ_w)

ラーリー数, また ϕ_c は充填粒子に関する Carman の形状係数²⁾である。粒子層および液体の諸特性値が既知であれば N_{cap} および JN_{cap} 値を計算することができ, Eqs. (7), (4) より S_{av} 対 τ_D , したがって平均飽和度の経時変化 (S_{av} 対 θ) および平均残留飽和度 ($S_{av,\infty}$) が推定できる。この本報の推定結果は, Fig. 1 に実線で比較したように, 実験値とかなりよい一致を示した。図中の鎖線は, 高粘性液に関する膜流れの影響が低粘性液 ($\mu \div \mu_w$) の前報⁴⁾の場合と同一と扱い, Eq. (7) で $n=3$ ⁴⁾とした計算結果である。また, 破線は, 「膜流れが皆無であり液はすべて毛管流れて流出する」と取り扱った Wakeman⁵⁾の最近の数値計算法による値である。Fig. 4 には, 種々の JN_{cap} および n 値について計算した Eq. (7) の脱液曲線 $[(S_{av} - S_{\infty})/(1 - S_{\infty})]$ 対 τ_D をプロットした。 $JN_{cap}=1.2 \sim 50$, $n=3 \sim 0.5$ の結果である。 $JN_{cap} \div H/h_{c,\infty}$ であり, JN_{cap} が大きい場合ほど脱液操作によって多量の脱液量が得られることを意味する。図から明らかなように, $JN_{cap} > 2.52$ という工業的に重要な脱液条件では, 液体の粘性によって脱液曲線にかなりの相違が生ずる。また, 最終時の平均残留飽和度 $S_{av,\infty}$ に到達する無次元時間 τ_D は JN_{cap} 値にはほぼ無関係となり, 主として n 値の大小によって定まると考えられる。 $n=3$ (水の場合) では $\tau_D \div 15$, $n=1$ の高粘性液では $\tau_D \div 6$, $n=0.5$ では $\tau_D \div 3$ 程度であり, 粘度 μ が増加するほど, 脱液平衡状態に達する τ_D 値は減少する。なお, 同図には S_{∞} をパラメータとして, $[(S_{av} - S_{\infty})/(1 - S_{\infty})]$ 対 S_{av} の計算値を示したが, この曲線を併用し, 図中の手順 $a \rightarrow b \rightarrow c \rightarrow d$ によって S_{av} 対 τ_D を簡単に求めることもできる。以上の結果より, 本実験範囲の重力脱液操作では, JN_{cap} 値が 2.5 程度以上になると液体の粘性が増すとともに膜流れの影響が増大し, 脱液速度がかなり著しく変化する。また, 脱液平衡状態における平均残留飽和度への液体の粘性の影響は極めて小さいと推察される。

Nomenclature

A = cross sectional area of packed bed [m²]
 dv_s = volume-surface mean diameter of

Fig. 4 Calculated results of $(S_{av} - S_{\infty})/(1 - S_{\infty})$ vs. τ_D

particles [m]
 g = acceleration of gravity [m/s²]
 H = height of beds [m]
 h = equivalent height of saturation zone at a time θ [m]
 h_c = equivalent capillary drain height at a time θ [m]
 $h_{c,\infty}$ = capillary drain height [m]
 JN_{cap} = modified capillary number [-]
 k = bed permeability [m²]
 N_{cap} = capillary number [-]
 n = empirical constant defined by Eq.(3) [-]
 S_{av} = average saturation of particulate bed at a time θ [-]
 $S_{av,\infty}$ = final average residual saturation [-]
 S_{∞} = final residual saturation [-]
 u_b = dehydration rate, i. e. average falling velocity of liquid level [m/s]
 V = volume of drained liquid [m³]
 β = contact angle [rad]
 ϵ = average porosity of particulate bed [-]
 θ = time [s]
 μ = viscosity of liquid [Pa·s]
 μ_w = viscosity of water = 0.001 [Pa·s]
 ρ = density of liquid [kg/m³]
 ρ_s = true density of solids [kg/m³]
 σ = surface tension [N/m]
 τ_D = dimensionless time [-]
 ϕ_c = Carman shape factor [-]

Literature cited

1) Brownell, L. E. and D. L. Katz : *Chem. Eng.*

- Progr.*, **43**, 601, 703 (1947)
- 2) Murase, T., H. Nakakura, H. Mori and M. Shirato : *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **11**, 77 (1985) ; *Intern. Chem. Eng.*, **26**, 689 (1986)
- 3) Nenniger, E. and J. A. Storrow : *AIChE J.*, **4**, 305 (1958)
- 4) Shirato, M., T. Murase, H. Mori, T. Ogura, E. Nakai and Y. Mizuno : *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **5**, 630 (1979) ; *Intern. Chem. Eng.*, **21**, 294 (1981)
- 5) Wakeman, R. J. and A. Vince : *Chem. Eng. Res. Des.*, **64**, 94 (1986)
- 6) Yamaguchi, K. and I. Inoue : *Kagaku Kōgaku*, **30**, 433 (1966)

Effects of Film Flow on Gravitational Drainage of Highly Viscous Fluids

Toshiro Murase, Hideo Nakakura*, Hidetoshi Mori,
Tadashi Ogura** and Mompei Shirato***

Dept. of Chem. Eng., Nagoya Univ., Nagoya 464

Key Words : Solid Liquid Separation, Average Saturation, Film Flow, Gravitational Drainage Process, Highly Viscous Fluid

A method is presented for calculating the drained liquid volume in gravitational drainage by applying an empirical correction, which takes into account the effects of liquid viscosity on film flow, to the author's prior equations for the dewatering of granular beds. It was shown that the dehydration rate of highly viscous Newtonian liquid is strongly affected by the existence of filmwise liquid flow when the modified capillary number is larger than 2.5.

The predicted results agreed well with the experimental results for packed beds of glass beads and calcium carbonate particles of diameter 164~1875 μm , under conditions where the liquid viscosity ranges from 0.001 to 0.76 Pa·s.

* Dept. of Chem. Eng., Yamaguchi Univ.

** Noritake Co., Ltd.

*** Nagoya Industrial Science Research Institute

管内流下液によるガス吸込み現象[†]

坂東芳行・倉石迪夫・西村 誠
堀井和美*・岩尾耕治**・門脇克己*

岐阜大学工学部 応用化学科^{††}

液が下降管内を自然流下する際にまわりのガスを吸込む現象は、蒸留塔の溢流管、ボイラの水循環回路などに

おいてよく見られる。赤川ら^{1,2)}は管径50~164 mmの下降管を用いてこのガス吸込み現象における流動状態、装置寸法などの影響を検討している。また、この現象をガス送入方式に利用したhydraulic compressorは、古くから実用されている³⁾。

本研究では、このガス吸込み現象をガス送入方式として利用することを目的とし、少ない液流量で多量のガス

† 1987年6月4日受理；化学工学協会第17回秋季大会（仙台，1983年9月）および同第50年会（横浜，1985年3月）にて発表

†† 〒501-11 岐阜市柳戸1-1

* 三建設備工業（株）

** 旭コークス工業（株）