Nomenclature

c : fluid concentration	[meq/ml]	r : number of the feed fluid section	[—]
$c(V)$: fluid concentration as the function of the throughput volume,	[meq/ml]	S : cross-sectional area of the column	[cm ²]
c_1 : inlet fluid concentration	[meq/ml]	u_F : superficial fluid velocity	[cm/sec]
c_2 : outlet fluid concentration	[meq/ml]	V : throughput volume	[ml]
c_F : total cation (anion) concentration	[meq/ml]	V_E : throughput volume between breakthrough and exhaustion point	[ml]
ΔH : ion exchange resin particles hold up in a equilibrium stage	[ml]	V_F : volumetric fluid flow rate	[ml/sec]
Δh : fluid hold up in a equilibrium stage	[ml]	V_P : volumetric particles flow rate	[ml/sec]
N : total number of equilibrium stages of the column	[—]	X : designated ion content in the fluid per unit volume of the packed bed	[meq/ml]
n : number of equilibrium stage	[—]	X_A : the value of X of the stage to be added to the column at every period	[meq/ml]
N_F : number of equilibrium stages of the exchange zone in the fixed bed	[—]	$\bar{X}_N$: the value of X of the outlet fluid averaged over a period	[meq/ml]
N_M : number of equilibrium stages of the exchange zone in the moving bed	[—]	Y : designated ion content in the resin per unit volume of the packed bed	[meq/ml]
P : number of the fluid sections contacting with the resin particles in a period of semi-continuous moving bed operation	[—]	Y_A : the value of Y of the stage to be added to the column at every period	[meq/ml]
Q : total ion exchange capacity	[meq/ml of swelled resin particles]	Z_F : exchange zone height in the fixed bed operation	[cm]
q : concentration in the resin	[meq/ml of swelled resin particles]	Z_M : exchange zone height in the moving bed operation	[cm]
q_1 : equilibrium concentration in the resin with c_1	[meq/ml of swelled resin particles]	ΔZ_E : height of a equilibrium stage	[cm]
R : ratio of the volume of solution to that of the resin particles in the countercurrent contact	[—]	α : equilibrium constant	[—]
		ϵ : void fraction of the packed bed	[—]
		ϕ : degree of attainment of equilibrium transfer in the continuous countercurrent operation	[—]

Literature cited

- 1) Gondo, S., Shinohara, H. and Sakai, W.: *Kagaku Kōgaku* (*Chem. Eng., Japan*), **25**, 94 (1961)
- 2) Michaels, A. S.: *Ind. Eng. Chem.*, **44**, 1922 (1952)
- 3) Moison, R. L. and O'Hern, H. A., Jr.: *Chem. Eng. Progr. Symposium Series*, No. 24, **55**, 71 (1959)

粒体および粉体材料層の減率乾燥速度解析*

桐 栄 良 三**・林 信 也**
藤 谷 義***

京都大学工学部 化学工学教室

結 言

本報告においては前の報告⁵⁾において考えた乾燥機構に基づいて非吸着性の粒体および粉体材料層の減率乾燥

期間における物質移動を解析した。この物質移動を表わす方程式は減率乾燥第1段においても境界移動を伴う問題となるので方程式を一種の擬定常状態の近似で解き、減率乾燥第1段の乾燥速度を求めた。さらに同じ機構により減率乾燥第2段の乾燥速度を解析した結果について述べた。これにより非吸着性の粒体および粉体材料層の減率乾燥速度を新しい観点より解析することができた。

* <Analysis of Drying Rate of the Bed of Granular and Powdered Materials during the Falling Rate Period>
Received on October 12, 1964

** Ryoze Toei and Shinya Hayashi (Dept. of Chem. Eng., Kyoto Univ., Kyoto, Japan)

*** Tadashi Fujitani (日本鋼管(株) Nihon Kokan Co., Ltd.)

Fig. 1 Schematic moisture distribution curves in the bed during the drying process

Fig. 2 Schematic representation of the relation of the local liquid fraction of moisture transfer f_l' vs. the moisture content c

§1. 減率乾燥第1段の乾燥機構

文献⁴⁾に述べたように実測された多くの乾燥速度曲線、水分分布曲線から乾燥過程における水分分布の状態を一般的に示せば Fig. 1 のようになる。

前の報告³⁾において減率乾燥期間中の水分移動機構をしるため食塩水で湿润させた粒子層の乾燥実験から局所液体水分移動率 f_l' を求めた。この結果より液体水分移動率は外部の乾燥条件にあまり影響されず、主に含水率の影響により変化しており、局所液体水分移動率 f_l' の含水率に対する変化は Fig. 2 のように表わされることがわかった。Fig. 2 中の液体水分移動に関する限界含水

率 c_{fl} の値は限界含水率 w_c における表面含水率 c_{se} に大体等しいことが実験結果より確認されている。この結果より減率期間の乾燥機構を次のように考えた。すなわち Fig. 1 において限界含水率以下になると c_{se} に等しい含水率の位置が内部に後退し、この位置より表面側の層では f_l' が 1 より小であるため、内部蒸発が起こってくるようになる。したがって減率乾燥第1段においては表面の境界における移動抵抗と含水率が c_{se} に等しい位置 x' と表面との間の層における移動抵抗を考えればよいことになる。この内部層の移動過程については、 f_l' の含水率に対する変化より明かなように $0 \sim x'$ 間に内部蒸発がおこっている。すなわち f_l' の含水率 c による急激な減少より推察してこの層中には液状水分移動と蒸気移動が共存しており、より低含水率では蒸気移動が支配的になっている。これらの物質移動とともに材料層内部で蒸発という相変化も伴っているため熱移動も考慮すべきである。したがって減率乾燥第1段の移動過程は、 $0 \sim x'$ 間の内部層中の液状水分移動、蒸気移動、熱移動の三つを考慮しなければならない。

これら三つの移動に関する連立微分方程式は一般的な場合については Luikov と Mikhailov⁵⁾ によって解があたえられているが、これは方程式中の種々の移動係数、内部蒸発係数、物性値をすべて一定として形式的に解かれたもので、現象の解析に直接役立つ理論ではない。実験に則してこれらのパラメーターの変化をとり入れ、さらに適当な境界条件を決めて解を求めようとすれば、方程式は非線型になり、解析は困難である。かつ上記の乾燥機構においては含水率 c_{fl} の位置 x' は時間とともに変化する境界移動を伴う問題となり、その数学的解析はいよいよ困難になる。本報告においては減率乾燥第1段における移動現象を次のような近似仮定を置くことによって簡単化し、解析を行なった。

(1) 今考えている液状水分移動と蒸気移動については両者の共存する場合においても蒸気移動の方が液状水分移動より早く進行すると考えられるので、ある液状水分の状態（保有される水分は量的に圧倒的な液状水である）に対し、蒸気移動を定常状態として取り扱うことにする。このことは同時に、移動する境界 x' に対しても蒸気移動を定常状態として取扱うことになる。これは一種の擬定常状態の近似である。

(2) 液状水分の状態についてであるが、実験から得られる含水率分布をそのまま使うことにする。多くの実験結果より、非吸着性の粒体および粉体層内の減率乾燥第1段における含水率分布は Fig. 1 に示すように大体放物線状であり、かつその形を保ったまま平行移動して減少していることがわかっていて、この実験的關係を使って任意の含水率における液状水分の存在状態を表わした。

これらの二つが現象の解析のために設定した
主な近似仮定である。

§2. 減率乾燥第1段の乾燥速度解析

乾燥は熱と物質の同時移動の過程であるから、実際は熱移動をも考慮しなければならないが、本報告は熱移動を考慮せずに解析した結果を述べる。前節に述べたようにある含水率の状態に対して蒸気移動を定常の状態にあるとしたから、蒸気移動のみについて移動の方程式を考えればよい。今 Fig. 3 に示すような、表面からの距離が $x, x+\Delta x$ でかこまれた微小部分について考える。

この微小部分について物質移動の収支を考えると、拡散により、 x 面より出ていく蒸気量は

$$\frac{D_v}{\mu_t} S \frac{\partial p}{\partial x}$$

であり、 $x+\Delta x$ 面より入ってくる量は

$$\frac{D_v}{\mu_t} \left\{ S \frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left(S \frac{\partial p}{\partial x} \right) \Delta x \right\}$$

である。また側面 S' より蒸発して入ってくる量は

$$S' k_w (p_w - p) \Delta x$$

である。この部分に蓄積される水蒸気量は $S(\partial p / \partial \theta) \Delta x$ であるから次の方程式が得られる。

$$S \frac{\partial p}{\partial \theta} = \frac{D_v}{\mu_t} \cdot \frac{\partial}{\partial x} \left(S \frac{\partial p}{\partial x} \right) + S' k_w (p_w - p) \quad (1)$$

ここに S は単位断面面積あたりの通過断面面積であって、水分を含まない乾いた粒子層では空隙率 ε に等しいが、水分が存在する場合は体積含水率 φ の補正を次式のように考慮する。

$$S = \varepsilon' = \varepsilon - \varphi = \varepsilon - \frac{\rho_s}{\rho_w} c = \varepsilon - ac \quad (2)$$

ここに c は実験により定まる次のような放物線分布をなしている。

$$c = c_m - (c_m - c_{sc}) \left(1 - \frac{x}{L} \right)^2 \quad (3)$$

ところで Eq. (2) において ε に対する ac の補正の寄与は一桁ほど値が小さいので取り扱いを簡単にするため

$$S = \varepsilon - ac \quad (2')$$

として c の平均値 $\bar{c}$ に対する補正を考えた。

次に側面積 S' については、まず乾いた層について考えると、単位断面面積についての全粒子断面の周囲の長さの総和で表わすことができる。今断面において径 d_{pi} の粒子が n_i 個あったとすると

$$S'_{dry} = \frac{\sum n_i \pi d_{pi}}{\sum n_i \pi d_{pi}^2 / 4(1-\varepsilon)} = \frac{4}{\bar{d}_p} (1-\varepsilon) \quad (4)$$

ここに $\bar{d}_p$ は一種の平均粒子径である。

S' についての含水率の影響については、含水率が c_{fl} すなわち c_{sc} 以上のときには各粒子表面は完全に水膜で

Fig. 3 Element of thin shell at which a mass balance is made

覆われていると想像され、含水率が c_{fl} より低下するに従って水に濡れていない部分が次第に大きくなり、遂に含水率0のときに粒子表面全体が乾いてしまうようになる。途中の含水率における状態については粒子層内の気液界面の複雑な形状に関係しているので簡単に表わせないが、一応 (c/c_{sc}) に関係しているものと考え、第1近似として (c/c_{sc}) に直接比例しているものとした。

$$S' = S'_{dry} \left(\frac{c}{c_{sc}} \right) = \frac{4}{\bar{d}_p} (1-\varepsilon) \left(\frac{c}{c_{sc}} \right) \quad (5)$$

次に Eq. (1) 中の μ_t については蒸気拡散の際の抵抗係数とよばれるもので、Krischer²⁾ によるとたとえば均一径球形粒子層については1.57の値が与えられているが、一般にはこの値は1にとらわれており、われわれも $\mu_t = 1$ において計算した。

以上のことから基礎方程式は

$$(\varepsilon - ac) \frac{\partial p}{\partial \theta} = (\varepsilon - ac) D_v \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + 4 \left(\frac{c}{c_{sc}} \right) \frac{(1-\varepsilon)}{\bar{d}_p} \times k_w (p_w - p) \quad (6)$$

となる。

前節で述べた仮定により蒸気移動に対し定常状態を考えるから Eq. (6) で $\partial p / \partial \theta = 0$ とおき

$$(\varepsilon - ac) D_v \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + 4 \left(\frac{c}{c_{sc}} \right) \frac{(1-\varepsilon)}{\bar{d}_p} k_w (p_w - p) = 0 \quad (7)$$

となる。この擬定常状態の近似のもとに Eq. (7) に基づき乾燥速度を計算する。仮定(2)に従い Eq. (7) における c としては実験より得た含水率分布をそのまま使うことにする。

Eq. (7) を解くにあたり境界条件は表面 ($x=0$) においては

$$D_v \varepsilon' \frac{\partial p}{\partial x} + \text{表面蒸発速度} = k_g (p - p_a) \quad x=0 \quad (8)$$

となる。ここで表面蒸発速度は前の報告³⁾ の実験で f_{10} または f_{v0} が測定できなかったので推定によらなければならない。表面蒸発の程度は表面含水率 c_s と限界含水率 c_{sc} との比 (c_s/c_{sc}) によって定まると考える。一方表面における蒸気圧 $p_{x=0}$ は表面で均一と考えることにすれば表面蒸発速度の推定式は次のようになる。

$$\text{表面蒸発速度} = \left(\frac{c_s}{c_{sc}} \right)^m \cdot k_g (p_{x=0} - p_a) \quad (9)$$

Eq. (9) を Eq. (8) に代入すれば

$$D_{ce}' \frac{\partial p}{\partial x} = k_g \left\{ 1 - \left(\frac{c_s}{c_{sc}} \right)^m \right\} (p - p_a) = k_g' (p - p_a) \quad (10)$$

となる。ここに

$$k_g' = k_g \left\{ 1 - \left(\frac{c_s}{c_{sc}} \right)^m \right\} \quad (11)$$

である。

$x = x'$ の点、すなわち含水率が $c_{sc} (= c_{ft})$ に等しくなっている点においてはこの点が最も内部で蒸発が起きている場所と考えられるから、 $x = x'$ における境界条件として次のような条件を置くことが許されるであろう。

$$p = p_w, \quad x = x' \quad (12)$$

Fig. 4 Comparison between experimental and calculated drying rate curve (Run No. S-3-50, Sand (28-35#) $t_a = 50^\circ\text{C}$, $H_a = 0.0076$, $V_a = 5.48 \text{ m/sec}$, $L = 0.03 \text{ m}$)

Fig. 5 Comparison between experimental and calculated drying rate curve (Run No. S-3-70, Sand (60-80#) $t_a = 70^\circ\text{C}$, $H_a = 0.0076$, $V_a = 5.15 \text{ m/sec}$, $L = 0.03 \text{ m}$)

Eq. (7) 中の c には Eq. (3) の c と x の関係を代入する。ここで

$$1 - \frac{x}{L} = X, \quad p_w - p = p' \quad (13)$$

なる変数変換を行なうと Eq. (7) は次のようになる。

$$\frac{\partial^2 p'}{\partial X^2} - K \left(\frac{A - DX^2}{a} \right) p' = 0 \quad (14)$$

ここに

$$\left. \begin{aligned} a &= \frac{D_0(\varepsilon - d\varepsilon)}{L^2}, \quad A = c_m, \quad D = c_{mc} - c_{sc} \\ K &= \frac{4(1-\varepsilon)}{\bar{d}_{pcsc}} k_w \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Eq. (10) (12) の境界条件はそれぞれ

$$D_{ce}' \frac{\partial p'}{\partial x} = k_g(p_w - p_a - p') \quad X = 1 \quad (16)$$

$$p' = 0 \quad X = X' \left(= 1 - \frac{x'}{L} \right) \quad (17)$$

となる。Eq. (14) を解くにあたり、 K の値が十分大きく

$$\sqrt{K} \gg \frac{d}{dx} \sqrt{\frac{A - DX^2}{a}} / \left(\frac{A - DX^2}{a} \right)^{3/2} \quad (18)$$

なる条件が満足されれば、W. K. B. (Wentzel, Kramers, Brillouin) の近似解法が使用できる。Eq. (18) が成立することを確かめるために A, D, a の諸恒数の値に実験条件の場合の値を用いた、他方 K の中に含まれる k_w の値の評価のためには

$$k_w = \sigma \sqrt{\frac{q_c RT}{2\pi}} \quad (19)$$

により推定した値を用いた。Eq. (19) 中の σ は適応係数で $10^{-4} \sim 10^{-6}$ 程度と考えられる。この値は後に実験値から妥当であることが判る。このような数値では Eq. (18) の条件はすべて満足されている、したがって Eq. (14) の解は W. K. B. の近似により解くと、第1次近似として

$$p' = \textcircled{A} \exp(\sqrt{K} \phi(X)) + \textcircled{B} \exp(-\sqrt{K} \phi(X)) \quad (20)$$

が得られる。ここに

$$\begin{aligned} \phi(X) &= \int_0^X \sqrt{\frac{A - DX^2}{a}} dX = \sqrt{\frac{D}{a}} \\ &\times \left[\frac{X}{2} \sqrt{\frac{A}{D} - X^2} + \frac{A}{2D} \sin^{-1} \sqrt{\frac{D}{A}} X \right] \end{aligned} \quad (21)$$

境界条件 Eq. (16) (17) により恒数 $\textcircled{A}, \textcircled{B}$ を定めると結局、 p の解として次のように求まる、

$$p = p_w - [\textcircled{A} \exp(\sqrt{K} \phi(X)) + \textcircled{B} \exp(-\sqrt{K} \phi(X))] \quad (22)$$

ただし

$$\textcircled{A} = \frac{-k_g'(p_w - p_a) \exp\{-\sqrt{K} \phi(X')\}}{(-M + k_g') \exp\{-\sqrt{K} f(X')\} - (M + k_g') \exp\{\sqrt{K} f(X')\}} \quad (23)$$

$$\textcircled{B} = \frac{k_g'(p_w - p_a) \exp\{\sqrt{K} \phi(X')\}}{(-M + k_g') \exp\{-\sqrt{K} f(X')\} - (M + k_g') \exp\{\sqrt{K} f(X')\}} \quad (24)$$

ここに

$$f(X) = \phi(1) - \phi(X) \quad (25)$$

$$M = \frac{\epsilon' D_v}{L} \sqrt{K} \sqrt{\frac{A-D}{a}} \quad (26)$$

である。これより乾燥速度 R を計算すると

$$\begin{aligned} R &= \rho' L \left(-\frac{dw}{d\theta} \right) = \frac{k_g}{R_w T_{av}} (p_{X=1} - p_a) \\ &= \frac{k_g}{R_w T_{av}} (p_w - p_a) \\ &\times \left[1 - \frac{k_g'}{M \coth \sqrt{K} f(X') + k_g'} \right] \quad (27) \end{aligned}$$

となる。

Eq. (27) を用いて乾燥速度を計算する際乾燥速度は X' に対して求めることになる。乾燥速度の実験曲線は R と平均含水率 w との関係で与えられているので、 X' を w で表わす必要がある。減率乾燥第1段における水分分布は w_c における水分分布曲線の形

$$c_c = c_{mc} - (c_{mc} - c_{sc}) \left(1 - \frac{x}{L} \right)^2 \quad (28)$$

を保ったまま平行移動的に減少していることにより幾何学的に計算して、

$$X' = 1 - \frac{x'}{L} = \sqrt{1 - \frac{2}{3} \left(\frac{w_c - w}{w_p - c_c} \right)} \quad (29)$$

の関係が求まる。Eq. (27) 中に含まれる恒数 A , D , a は実験条件および物性定数のみから求めることができる。 D_v の値は文献¹⁾ によった、 k_g の値は恒率乾燥速度の数値より知ることができる。すなわち

$$k_g = \frac{R_w T_{av} \rho' L}{p_w - p_a} \left(-\frac{dw}{d\theta} \right)_{\text{const}} \quad (30)$$

を使用する。これより k_g' を Eq. (11) により計算するのであるが、実際の計算では $m=1$ を使用した。

Eq. (27) 中の p_w は減率乾燥過程においては材料温度が上昇しているから今の場合含水率 w に相当する材料温度 t_w を実験値より求め、これに対する飽和水蒸気圧をとって計算した。

これらの数値によって計算した乾燥速度を実験値とともに Fig. 4, 5, 6, 7 に示した。結果はよく一致している。

これらはいずれも砂の場合であり、計算に使用した k_w の値は、Table 1 に示すようなものである。

使用した k_w の値は1~9の範囲にあるが、温度および粒径の影響はない。Eq. (19) により適応係数を試算してみると 10^{-5} ~ 10^{-6} 程度の大きさになり、著しく小さいものである。

炭酸カルシウムの場合は粒径は 1μ 近くであるが、実際には粒子の凝集が考えられるので代表径 30μ として計算した乾燥速度曲線を Fig. 8 に示した。この場合は $k_w=1$ である。

このように k_w についてはなお問題があるが、しかし拡散機構より導かれる乾燥速度式と実験結果との比較を検討すると⁶⁾、本報告における Eq. (28) による計算結果

Fig. 6 Comparison between experimental and calculated drying rate curve (Run No. S-5-70, Sand (28~35#), $t_a=70^\circ\text{C}$, $H_a=0.0076$, $V_a=5.77\text{ m/sec}$, $L=0.05\text{ m}$)

Fig. 7 Comparison between experimental and calculated drying rate curve (Run No. S-3-95, Sand (28~35#), $t_a=95^\circ\text{C}$, $H_a=0.0076$, $V_a=5.63\text{ m/sec}$, $L=0.03\text{ m}$)

Fig. 8 Comparison between experimental and calculated drying rate curve (Run No. 3-90, CaCO₃, $t_a=90^\circ\text{C}$, $H_a=0.0076$, $V_a=5.58\text{ m/sec}$, $L=0.03\text{ m}$)

Fig. 9 Schematic model of evaporation surface of bed during the second falling rate period

Table 1

Run No.	S-3-50	S-3-70	S-3-70	S-22	S-3-95	S-5-70
$t_a(^{\circ}\text{C})$	50	70	70	70.3	95	70
$\bar{d}_p(\mu)$	503	210.5	503	210.5	503	503
k_w	5.76	2.9	1.85	1	7.3	9

がはるかによりよく実験結果と一致している。これは本報告に提出した解析法が実際の状態をよりよく表わしているためと考えられる。材料温度の上昇を説明するためには、熱と物質の同時移動についての解析をここに提出した考えに基づいて行なえばよい。しかしわれわれの実験において、減率乾燥第1段における表面の境界伝熱係数 h の変化およびその本質が解明されていないので、これ以上の解析に進むことができなかった。

§3. 減率乾燥第2段の乾燥速度解析

以前の報告⁴⁾において、減率乾燥第2段に対し Fig. 9 のようなモデルを考えた。すなわち表面より乾いた層が現われ水分はこの層を蒸気形で通過し、一方乾燥のための熱量はこの層を通過して供給される。この乾いた層について熱移動と物質移動の収支を考えると次式が成立する。

$$R = \frac{(t_a - t_\delta)}{\left(\frac{1}{h_p} + \frac{\delta}{\lambda}\right)r_\delta} = \frac{1}{\left(\frac{1}{k_\theta} + \frac{\delta}{\epsilon D_\theta}\right)} \times \left(\frac{p_\delta}{R_w T_\delta} - \frac{p_a}{R_w T_a}\right) \quad (31)$$

乾燥速度の解析を行なう前に以前の報告⁴⁾に述べた水分移動のモデルおよび蒸発面後退の考え方から蒸発面温度 t_δ についての解析を行なった。以前の報告⁴⁾においては乾燥層と湿った層との境界面における温度 t_δ と蒸気圧 p_δ との関係を近似的に飽和水蒸気圧の関係にあるとし、しかも $1/h_p \ll \delta/\lambda$, $1/k_\theta \ll \delta/\epsilon D_\theta$ (すなわち $\delta \rightarrow$ 十分大) とした場合についての t_δ , すなわち漸近到達温度 t_p を計算した。しかし蒸発面の温度は正しくは Eq. (31) より導かれねばならない。

前節に明らかにした考えにより湿った層内の物質移動過程を解析すれば、 p_δ が計算できる。この p_δ を用いて Eq. (31) により、蒸発面の温度 t_δ が計算される。

湿った層での物質移動は次のように考えられる。減率第2段における水分分布の状態は Fig. 1 に示すようなものである。層内いたるところで含水率は液体水分移動率 f_i' が0になる限界の含水率より小さいため蒸気移動のみが起こっている。この移動問題をある含水率 w の状態に対し定常とする擬定常の近似として取扱う。この近似により物質移動の方程式は前節と同様に、

$$\left(\epsilon - \frac{\rho}{\rho_s} \bar{c}\right) D_\theta \frac{\partial^2 p}{\partial x^2} + \frac{4(1-\epsilon)}{\bar{d}_p} \left(\frac{c}{c_{sc}}\right) k_w (p_w - p) = 0 \quad (32)$$

となる。ここに c の分布はたとえば砂の場合は実験結果より、大体放物線の平行移動的減少と見なせるので、

$$c = (c_{mc} - c_{sc}) \left[\left(1 - \frac{\delta}{L}\right)^2 - \left(1 - \frac{x}{L}\right)^2 \right] + c_s \quad (33)$$

これより砂の乾いた層の厚み δ は幾何学的計算より

$$\left(1 - \frac{\delta}{L}\right) = \left(\frac{w - c_s}{w_p - c_s}\right)^{1/3} \quad (34)$$

として求められる。Eq. (33) の方程式を $\delta \sim L$ の区間で次の境界条件で解く。

$$\left(1 - \frac{c_s}{c_{se}}\right) \frac{p - p_a}{\frac{1}{k_g} + \frac{\delta}{\varepsilon D_v}} = \varepsilon D_v \frac{\partial p}{\partial x} \quad x = \delta \quad (35)$$

$$p = p_w, \quad x = L$$

$$(\text{もし } c = c_{se} \text{ の点が存在するなら}) \quad x = x' \quad (36)$$

Eq. (35) の境界条件は前節における Eq. (10) と同じ考慮によった。Eq. (36) の境界条件は $x = L$ の底部では表面までに大きな物質移動抵抗があるためその含水率における平衡蒸気圧と近似的に考えられるからである。平衡蒸気圧については別に平衡蒸気圧測定装置を用いてその含水率による変化をしらべたところ、減率第2段の底部の含水率でもっとも小さい場合の3~4%のところまで平衡蒸気圧は含水率によってかわらず、水の飽和水蒸気圧 p_w と等しい値が得られた。したがって Eq. (36) の境界条件は妥当性をもっていると考えられる。

Eq. (35), (36) の境界条件の下に Eq. (33) を W. K. B. の方法に従って解くと、

$$p_w - p = \textcircled{A}_2 \exp\{\sqrt{K} \phi(X)\} + \textcircled{B}_2 \exp\{-\sqrt{K} \phi(X)\} \quad (37)$$

ここに

$$\left. \begin{aligned} K &= \frac{4(1-\varepsilon)}{\bar{d}_p c_{se}} k_w, \quad \phi(X) = L \sqrt{\frac{1}{\varepsilon D_v}} \int c(X) dX \\ X &= 1 - \frac{x}{L}, \quad \Delta = 1 - \frac{\delta}{L} \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

$$\begin{aligned} \textcircled{A}_2 &= \frac{-d'(p_w - p_a) \exp\{-\sqrt{K} \phi(X')\}}{(-N + d') \exp\{-\sqrt{K} (\phi(\Delta) - \phi(X'))\} - (N + \alpha') \exp\{\sqrt{K} (\phi(\Delta) - \phi(X'))\}} \\ \textcircled{B}_2 &= \frac{\alpha' (p_w - p_a) \exp\{\sqrt{K} \phi(X')\}}{(-N + \alpha') \exp\{-\sqrt{K} (\phi(\Delta) - \phi(X'))\} - (N + \alpha') \exp\{\sqrt{K} (\phi(\Delta) - \phi(X'))\}} \end{aligned} \quad (39)$$

$$N = \sqrt{\varepsilon D_v K c_s}, \quad \alpha' = \left(1 - \frac{c_s}{c_{se}}\right) \left(\frac{1}{\frac{1}{k_g} + \frac{\delta}{\varepsilon D_v}}\right) \quad (40)$$

これにより、 P_δ の計算をすることができる。

実験的には湿った層内はほぼ均一の温度にあることを考慮して Eq. (37) から p_δ が求められるのでこれを Eq. (31) にいれと t_δ が次の式から求められる。

$$\begin{aligned} r_\delta \left(\frac{1}{h_p} + \frac{\delta}{\lambda} \right) \left(\frac{1}{\frac{1}{k_g} + \frac{\delta}{\varepsilon D_v}} \right) \left(1 - \frac{\alpha'}{N \coth \sqrt{K} f(\Delta) + \alpha'} \right) \\ = \frac{(t_a - t_\delta)}{\left(\frac{p_w}{R_w T_\delta} - \frac{p_a}{R_w T_a} \right)} \end{aligned} \quad (41)$$

Eq. (41) 中で p_w は t_δ に対する飽和水蒸気圧をとつ

Table 2

Run No. S-3-50 (28~35#)						
w	0.05	0.04	0.03	0.04	0.05	
t_δ cal °C	38.6	38.9	39.1	39.2	39.3	
t_δ exp °C	38.3	39.0	39.3	39.3	39.8	

Run No. S-3-70 (60~80#)						
w	0.05	0.04	0.03	0.02	0.01	
t_δ cal °C	50.7	51.6	51.6	51.8	52.5	
t_δ exp °C	50.9	52.0	52.7	52.9	53.4	

Run No. S-5-70 (28~35#)							
w	0.08	0.07	0.06	0.05	0.04	0.03	0.02
t_δ cal °C	50.6	50.6	51.0	51.0	51.0	51.0	51.2
t_δ exp °C	48.0	50.0	50.0	50.0	50.5	52.0	53.2

Run No. S-3-95 (28~35#)				
w	0.05	0.04	0.03	0.02
t_δ cal °C	59.8	60.0	60.0	60.6
t_δ exp °C	59.7	60.45	60.4	60.4

Run No. 3-90						
w	0.05	0.04	0.03	0.02	0.01	
t_δ cal °C	57.9	58.5	62.1	64.3	65.4	
t_δ exp °C	53.2	58.3	60.4	62.0	63.1	

てこの式を解くと境界面の温度 t_δ を求めることができる。このようにして計算された t_δ の計算値と実験値を Table 2 にあげる。両者はよい一致を示しておりこの考え方の妥当性を示している。

次に減率乾燥第2段の乾燥速度を Eq. (31) の右辺の物質移動より計算する。Eq. (31), (37) より乾燥速度は次のように導かれる。

$$\begin{aligned} R &= -\rho' L \left(\frac{dw}{d\theta} \right) = \frac{1}{\frac{1}{k_g} + \frac{\delta}{\varepsilon D_v}} \left(\frac{p_\delta}{R_w T_\delta} - \frac{p_a}{R_w T_a} \right) \\ &\doteq \frac{1}{R_w T_{av}} \left(\frac{1}{\frac{1}{k_g} + \frac{\delta}{\varepsilon D_v}} \right) (p_\delta - p_a) \\ &= \frac{1}{R_w T_{av}} \left(\frac{1}{\frac{1}{k_g} + \frac{\delta}{\varepsilon D_v}} \right) (p_w - p_a) \\ &\quad \left(1 - \frac{\alpha'}{N \coth \sqrt{K} f(\Delta) + \alpha'} \right) \end{aligned} \quad (42)$$

ここに

$$f(\Delta) = \phi(\Delta) - \phi(X') \quad (43)$$

前に計算された t_δ を用いて Eq. (42) により乾燥速度を計算した結果を Fig. 4, 5, 6, 7, 8 に図示した。実験結果と計算結果はよく一致している。このように湿った層での蒸気移動を擬定常状態の近似の下に解析し、熱

と物質の同時移動の考慮の下に減率乾燥第2段の蒸発面の温度および乾燥速度を以前の報告⁴⁾よりもさらに本質的に解析することができた。

結 論

前の報告⁵⁾で得られた水分移動に関するモデルに従い、減率乾燥第1段の乾燥速度を解析した。すなわちFig. 1における区間 $0 \sim x'$ の層における蒸気移動を擬定常状態の近似の下に解析して乾燥速度式を求めこれが実験値とよく一致することを示した。この解析は乾燥過程

における熱と物質の同時移動の解析の手がかりを与えるであろう。つぎに減率乾燥第2段の乾燥過程を水分移動に関するモデルおよび蒸発面後退のモデルに基づいて熱と物質の同時移動の見地より解析した。この結果蒸発面の温度および減率第2段の乾燥速度について実験値を説明することができた。

[付 記] 本研究に際し財団法人服部報公会より援助金の交付があった。また数値計算に溝口明義君の協力を得た。付記して謝意を表する。

Nomenclature

A : surface area [m ²]	R_w : gas content of water vapor [=47.1 Kg·m/°K·kg]
c : local moisture content [kg/kg-dry solid]	t : temperature [°C]
c_{fi} : moisture content at which the internal evaporation appears [kg/kg-dry solid]	w : average moisture content [kg/kg-dry solid]
c_{fi}' : moisture content at which the liquid moisture transfer ceases [kg/kg-dry solid]	w_c : critical moisture content [kg/kg-dry solid]
c_m : moisture content at bottom [kg/kg-dry solid]	w_p : second critical moisture content [kg/kg-dry solid]
c_s : moisture content at surface [kg/kg-dry solid]	x : distance from surface [m]
d_p : diameter of particles [m]	ϵ : porosity [—]
D_a : coefficient of water vapor diffusion in air [m ² /hr]	λ : effective thermal conductivity of bed [kcal/m·hr·°C]
f_i' : local liquid fraction in moisture transfer [—]	μ_i : resistance coefficient for vapor diffusion through bed [—]
h : heat transfer coefficient [kcal/m ² ·hr·°C]	ρ' : bulk density of dried bed [kg/m ³]
k_g : mass transfer coefficient [m/hr]	ρ_s : density of solid [kg/m ³]
k_w : interphase evaporation coefficient [m/hr]	θ : time [hr]
L : depth of bed [m]	σ : accommodation coefficient [—]
p : partial pressure of water vapor [Kg/m ²]	
p_w : saturated vapor pressure of water [Kg/m ²]	
R : drying rate [kg/m ² ·hr]	
r : latent heat of evaporation of water [kcal/kg]	

Suffix

a : air
c : value at w_c
p : value at w_p

Literature cited

- 1) Gilliland, E. R. : *Ind. Eng. Chem.*, 26, 681 (1934)
- 2) Krischer, O. : *Chem. Ing. Tech.*, 34, 154 (1962)
- 3) Luikov, A. V. and Y. Mikhailov : "Theory of energy and mass transfer", prentice hall U. S. A. (1960)
- 4) Toei, R., S. Hayashi, J. Hasegawa, T. Kai and S. Tanaka : *Chem. Eng. (Japan)*, 28, 458 (1964)
- 5) Toei, R., S. Hayashi, S. Sawada and T. Fujitani : *Chem. Eng. (Japan)*, 28, 506 (1965)
- 6) Toei, R. and S. Hayashi : unpublished

圧縮気体中の液体蒸気含量について (中原伯子・平田光穂, 化学工学, 29, 746~753 (1965)) 圧力下の蒸気圧は一般に Poynting の式で示される。しかし極性の液体の圧縮された気体中の蒸気圧は Poynting の式からの計算値よりはるかに大きい。この増加量は液体と気体の分子間の相互作用に基づくものであり、圧縮気体への液体の溶解度と考えられる。したがって、その溶解度 (α) を気相中の気体の分圧に対する Poynting 圧以上の液蒸気圧の比と定義する。 α は同一液体の系では温度と気体の物性との関数であり、全圧には依らない。液体アンモニアと水について α を計算する推算式を得た。これらの式を用いて分圧を求め、実測値および Krichewsky-Khazanova の式から計算した分圧との比較をおこなった。

臨界溶解温度とその組成 (平沼充安・久郷昌夫, 化学工学, 29, 753~759 (1965)) 筆者らは前報で, Guggenheim が導いた鎖状分子溶液における成分の活量の式の r (分子が占める格子点の数) および w (過剰配位エネルギー) を実測値より規定しつつも成分系溶液にも拡張して、二成分定数のみを用いて多成分系気液平衡関係を精度よく予知しうることを示した。さて、臨界溶解温度およびその組成を予知する方法は正則溶液など特殊な場合をのぞき見当らない。そこで、これらの式をもちいて臨界温度とその組成を求めたところかなりよく実測値と一致した。さらに r および w の値と分子の水素結合能力との関係を比較した。

二成分系の気液平衡関係の相関 (中西浩一郎, 化学工学, 29, 760~765 (1965)) 二成分系について両成分の蒸気圧と大気圧における気液平衡関係のデータより、等温における全圧・モル組成関係または減圧下における沸点曲線を計算することのできる一相関法を提案する。この方法は共沸および非共沸いづれの場合にも適用でき、共沸条件についての既知のデータを正確に再現することができた。

移動床型半連続向流イオン交換塔における濃度分布の数値計算 (権藤晋一郎, 化学工学, 29, 766~771 (1965)) 移動床型半連続向流イオン交換塔の定常状態における濃度分布を、理想段における物質収支を表わす差分方程式にもとづいて算出する方法を提示した。

この方法を強酸性陽イオン交換樹脂によるナトリウムイオン-水素イオン系の交換に適用し、移動床における濃度分布を種々の両相容積接触比について求めた。

数値計算の結果を実験結果と対比し、この計算法によって移動床における交換帯長を推定する方法について論じた。

粒体および粉体材料層の減率乾燥速度解析 (桐葉良三・林信也・藤谷義, 化学工学, 29, 771~778 (1965)) 非吸着性の粒体及び粉体層の減率乾燥第1段の乾燥機構に対する既報の実験的研究より、材料層中に内部蒸発が起きている層が存在していることがわかっていく。本報においては、この層における物質移動を1種の擬定常状態の近似により解析して、乾燥速度式を求めた。この解析による乾燥速度の計算値は実測値とよく一致した。同じ考えに基づいて減率乾燥第2段の機構を解析し、乾燥速度、乾いた層と湿った層の境界面の温度との実験値を説明することができた。

被毒バナジウム触媒による亜硫酸ガスの酸化反応の工学的研究 (石井忠雄, 化学工学, 29, 779~784 (1965))

活性低下した工業用バナジウム触媒による硫酸製造用転化器の操業条件を解析する目的で、被毒した触媒により、 SO_2 の酸化反応速度を温度 400~600°C、転化率 0~ α_c の範囲で測定した。この値を用いて二段式断熱型転化器の解析を行ない新触媒の場合と比較した。Weller の実験式を使用して求めた被毒触媒の速度恒数は新触媒の40~60%に低下していたが、一般的操業指針にもとづく転化器の最終出口転化率は約2%低下する。

ニュートン流体およびビンガム流体の管内乱流 (北浦嘉之・長瀬洋一, 化学工学, 29, 784~790 (1965)) ニュートン流体の対数速度分布式とカルマン定数 κ_N の表式を2つの仮説、1. 乱流エネルギーの局所等方的消散、2. 乱流エネルギーと乱流応力との間の輸送機構の相似性、の下に預えきする。ビンガム流体に対しても上の仮説を用い、速度分布および断面の平均速度を表わす x の表式を導く。 κ_N と x の理論式は実験結果とよく一致し、また不完全ビンガム流体の $x = x_I$ は Fig. 5, 6 に示したごとく $x - dx$ に等しい。

一般化ニュートン流体の球のまわりの遅い流れについて (吉岡直哉・中村良, 化学工学, 29, 791~796 (1965))

毛管粘度計で測定した見かけ粘度を Eq.(1) で近似し、球の場合これを Eq.(4) で近似した。Eq.(4) を用いて球のまわりの遅い流れについて摂動法により近似解を求めた。見かけ粘度の実測値を Fig. 1 に示す。Eq.(23) の流れ関数 ψ_0, ψ_1, ψ_2 は Eq.(26), (35), (40) で与えられる。 Re と C_D を Eq.(49) で定義すると C_D と Re の関係は Eq.(50) で与えられる。抵抗係数 C_D の実測値と計算値の比較を Fig. 3 に示す。誤差は $\pm 5\%$ 以内である。

タービン型攪拌羽根の消費動力に対する吐出流の影響 (竹田邦彦・星野照彦, 化学工学, 29, 797~803 (1965))

攪拌羽根の回転抵抗力および消費動力を、一次回転流に起因するものと二次循環流に起因するものに分けて研究し、1) 混合作用および一次回転流をおこす主因は吐出流であることを指摘し、2) 二種類のトルク成分の測定装置をもちいて、インペラの羽根枚数と羽根幅をきめる実験的根拠を得、3) 二種類の成分の和として消費動力をあらわす式をつくり、攪拌装置の基礎的計画における型式・寸法の選定に対する理論的な考え方を導いた。

凝集性懸濁液の管内流動に関する諸因子 (北浦嘉之・長瀬洋一, 化学工学, 29, 804~806 (1965)) f_{loc} 内の水分による有効濃度に関する補正係数 λ を測定した。 λ は濃集程度に応じて大きく変化し、凝集性懸濁液の粘度に大きく影響する。露み液係数 e と単一粒子の形状係数 k_{1p} について考察した。懸濁液の降伏応力は Fig. 2 のごとく塑性粘度と関係する。管内流れにおける compaction concentration と管径の関係を Fig. 3 に示す。