water phase
 i = condition at interface
 x = value at local position in x -direction or value

in x -direction
 ∞ = condition far away from interface

Literature cited

- 1) Apelblat, A. and A. Katchalsky: *Int. J. Heat Mass Transfer*, 11, 1053 (1968)
- 2) Bergelin, O., F.J. Lockhart and G.G. Brown: *Trans. A. I. Ch. E.*, 39, 173 (1943)
- 3) Beek, W.J. and C.A.P. Bakker: *Appl. Sci. Res.*, A 10, 241 (1961)
- 4) Byers, C.H. and C.J. King: *A. I. Ch. E. Journal*, 13, 628, 637 (1967)
- 5) Charles, M.E. and L.U. Lilleht: *Can. J. Chem. Eng.*, 43, 110 (1965)
- 6) Duke, F.R. and G.F. Smith: *Ind. Eng. Chem., Anal. Ed.*, 12, 201 (1940)
- 7) Leveque, M.: *Ann. des Mines*, 13, 201, 305, 381 (1928)
- 8) Murphy, N.F., J.E. Lastovica and A.E. Skrzec: *A. I. Ch. E. Journal*, 2, 451 (1956)
- 9) Potter, O.E.: *Chem. Eng. Sci.*, 6, 170 (1956)
- 10) Reid, V.W. and R.K. Truelove: *Analyst*, 77, 325 (1952)
- 11) Shiotsuka, T., A. Hirata and K. Sakai: *Kagaku Kōgaku*, 33, 168 (1969) and also translated to English language in *Int. Chem. Eng.*, 9, 546 (1969)
- 12) Shiotsuka, T. and A. Hirata: *Kagaku Kōgaku*, 35, 78 (1971)
- 13) Shiotsuka, T. and A. Hirata: *ibid.*, 35, 123 (1971)
- 14) Tang, Y.P. and D.M. Himmelblau: *A. I. Ch. E. Journal*, 9, 630 (1963)
- 15) Uyeyama, K. and J. Hatanaka: *Kagaku Kōgaku*, 35, 605 (1971)
- 16) Uyeyama, K.: Preprints for 5th Autumn Meeting of the Soc. of Chem. Engrs., Japan, 115, Osaka (1971)

最小還流状態における Complex Column の

一多成分系蒸留計算法*

川 中 信 三***・山 田 幾 穂**

名古屋工業大学**

緒 言

周知のように、多成分系蒸留計算は自由度の与え方によって、設計型と操作型にその解法が分類されている。そして、すでにレビュー¹⁾されたように、最小還流比の決定法も、その両面から論及されてきた^{2,3)}。しかし、従来の解析的最小還流比の研究の多くは、通常の蒸留塔、“Conventional Column”に集中し、液拔出しを伴う蒸留系に関するものは、Holland⁴⁾を“はしり”として、杉江-Lu⁴⁾によって1個の原料供給に任意の多段拔出しの場合が論ぜられているにとどまっている。

以下、本報では“Complex Column”の問題を簡略化するために、Fig. 1に示したような $S_N=1$, $F_N=2$, つまり、2個の原料供給と留出、缶出以外に原料供給段間

に1個の液拔出しをもつ蒸留系を考えてみよう。そして各セクションの段数が無限大として最小還流状態を規定する操作問題について考察を行なってみる。また、基礎的な仮定として、i) 等モル流量、ii) 理想段、iii) 理想混合物、などを用いる。

1. 固有値関係の基礎式

Fig. 1の#IIにおいて、 f_1 段から数えて下方 n 段目の液組成に関して、以下の諸式が与えられる⁷⁾。

$$x_n(i) = \frac{\eta(i) \sum_k C_k \lambda_k^{n-1} v_k(i)}{L_2 \sum_k C_k \lambda_k^{n-1}} \quad (1)$$

ただし、

$$\eta(i) \equiv D x_D(i) - F_1 x_{F_1}(i) \quad (2)$$

$$\sum_i \frac{p(i) \eta(i)}{\lambda_k - p(i)} = L_2 \quad (3)$$

$$v_k(i) = \frac{p(i)}{\lambda_k - p(i)} \quad (4)$$

* <A Calculating Method of Multicomponent Distillation for Complex Column under the Minimum Reflux State> Received on May 6, 1972

** Ikuho Yamada (正会員) Nagoya Inst. of Tech., Nagoya, Japan

*** Shinzo Kawanaka (正会員) 千代田化工建設(株) Chiyoda Chem. Eng. and Const. Co., Ltd.

Fig. 1 Schematic diagram of the distillation column with two feeds and one side stream

$$C_k \equiv \sum_i \frac{p(i)y_{f,i}}{\lambda_k - p(i)} \cdot \left[\sum_i \frac{p(i)\eta(i)}{\{\lambda_k - p(i)\}^2} \right]^{-1} \quad (5)$$

ここで Eq. (3) は #II の固有値の決定方程式である。

逆に抜出し段から上方に数えて m 段目については、

$$x_m(i) = \frac{\eta^*(i) \sum_k C_k \lambda_k^{-m-1} v_k^*(i)}{L_2 \sum_k C_k \lambda_k^{-m-1}} \quad (6)$$

ただし、

$$\eta^*(i) \equiv Wx_W(i) - F_2x_{F_2}(i) + Sx_S(i) = -\eta(i) \quad (7)$$

$$v_k^* \equiv \frac{p(i)}{p(i) - \lambda_k} \quad (8)$$

$$C_k^* \equiv \left[\sum_i \frac{p(i)x_{S,i}}{p(i) - \lambda_k} - 1 \right] \left[\sum_i \frac{p(i)\eta^*(i)}{\{p(i) - \lambda_k\}^2} \right]^{-1} \quad (9)$$

各 # の段数を無限大として最小還流状態を規定したことから、それぞれのセクションにピンチポイントが存在する。塔頂から #II のピンチポイントまでの物質収支から、ピンチポイントの組成 $x_{\infty}(i)$ は次式で示される。

$$x_{\infty}(i) = \frac{p(i)\eta(i)}{L_2[\delta - p(i)]} \quad (10)$$

ただし、

$$\delta \equiv \frac{V_2}{L_2 \sum_i \alpha(i)x_{\infty}(i)} \quad (11)$$

ここで、 $\sum x_{\infty}(i) = 1$ であるから、Eq. (10) を i に関

Fig. 2 Mutual relations of eigenvalues in each section, where $\circ$: Eq.(32), Δ : Eq.(33) and $\square$: Eq.(38)

して総和をとれば Eq. (3) と一致する。

いま、 Φ を次式で定義する。

$$\Phi \equiv \sum_i \frac{p(i)\eta(i)}{\lambda - p(i)} \quad (12)$$

#II および #III においては、一般に $\eta(i)$ のうち負となる成分があるため、 λ vs. Φ は Fig. 2 のようになり $\Phi = L_2$ を満足する根は成分数だけ存在する。以下、その根を大きさの順に次のように番号をつける。

$$\lambda_1 > \lambda_2 \cdots \lambda_{M-1} > \lambda_M \quad (13)$$

Eq. (11) の δ は Eq. (12) の根のうちの 1 つであり、これを ϕ 番目の根 λ_ϕ とする。

Eq. (10) の両辺を $[\lambda_k - p(i)]$ で除し、 i について総和をとり、直交関係³⁾を適用すれば次式をうる。

$$\sum_i \frac{x_{\infty}(i)}{\lambda_k - p(i)} = \sum_i \frac{p(i)\eta(i)}{[\lambda_k - p(i)][\lambda_\phi - p(i)]} = 0 \quad (k \neq \phi) \quad (14)$$

同様に Eqs. (1), (6) から次式をうる。

$$\sum_i \frac{x_n(i)}{\lambda_k - p(i)} = \frac{\lambda_k^{n-1}}{L_2 \sum_k C_k \lambda_k^{n-1}} \left[\sum_i \frac{p(i)y_{f,i}}{\lambda_k - p(i)} \right]$$

$$= \frac{G_k}{L_2 \sum_k G_k} \left[\sum_i \frac{p(i)\eta(i)}{\{\lambda_k - p(i)\}^2} \right] \quad (15)$$

$$\sum_i \frac{x_m(i)}{p(i) - \lambda_k} = \frac{\lambda_k^{-m-1}}{L_2 \sum_k C_k^* \lambda_k^{-m-1}} \left[\sum_i \frac{p(i)x_m(i)}{p(i) - \lambda_k} - 1 \right]$$

$$= \frac{G_k^*}{L_2 \sum_k G_k^*} \left[\sum_i \frac{p(i)\eta^*(i)}{\{p(i) - \lambda_k\}^2} \right]^{-1} \quad (16)$$

ただし,

$$G_k \equiv \frac{C_k \lambda_k^{n-1}}{C_\phi \lambda_\phi^{n-1}}, \quad G_k^* \equiv \frac{C_k^* \lambda_k^{-m-1}}{C_\phi^* \lambda_\phi^{-m-1}} \quad (17)$$

なお, $C_\phi, C_\phi^* > 0$ である。(Appendix 参照)

Eqs.(15), (16) と Eq.(14) を比較すれば, $n, m \rightarrow \infty$ としたとき, Eqs.(15), (16) の右辺は 0 に収束しなければならぬことから G_k, G_k^* の極限値は次のように考察され^{2,3)}, λ_k も同時に決定される。

a) $k > \phi$: まず $k=M$ のとき $\lim_{n \rightarrow \infty} (\lambda_M / \lambda_\phi)^{n-1} = 0$ であり, $\lim_{n \rightarrow \infty} G_M = 0$ となるが $\lim_{m \rightarrow \infty} (\lambda_M / \lambda_\phi)^{-m-1} = \infty$ となる。いま, $C_M^* \neq 0$ ならば $\lim_{m \rightarrow \infty} G_M^* / \sum_k G_k^* = 1$, したがって $C_M^* = 0$ でなければならない。 $C_M^* = 0$ が決定されれば, 順次 $C_{M-1}^* = 0, \dots$ となり, $k > \phi$ の固有値は, Eqs.(14), (16) から次式を満足する。

$$\sum_i \frac{p(i)x_k(i)}{p(i) - \lambda_k} - 1 = \sum_i \frac{x_k(i)}{p(i) - \lambda_k} = 0 \quad (18)$$

b) $k < \phi$: a) の場合とは逆であり, $C_k = 0$, したがって $k < \phi$ の固有値は Eqs.(14), (15) から

$$\sum_i \frac{p(i)y_{f_1}(i)}{\lambda_k - p(i)} = \sum_i \frac{x_{f_1}(i)}{\lambda_k - p(i)} = 0 \quad (k < \phi) \quad (19)$$

を満足する。

c) ϕ : λ_ϕ は a), b) で決定された $(M-1)$ 個の固有値で表わすことができる³⁾。

$$\lambda_\phi = \frac{V_2}{L_2} \left[\sum_i \alpha(i) \frac{\prod_k (\phi) [\lambda_k - p(i)]}{\prod_k (i) [p(k) - p(i)]} \right]^{-1} \quad (20)$$

一方, #1 の固有値 $\bar{\lambda}_k$ は次式を満足する³⁾。

$$\sum_i \frac{x_{f_1}(i)}{\bar{\lambda}_k - p(i)} = 0 \quad (k = h \sim M) \quad (21)$$

Eqs.(19), (21) は同一であることから $h \leq \phi - 1$ ならば次式が成立する。

$$\lambda_k = \bar{\lambda}_k \quad (k = h \sim (\phi - 1)) \quad (22)$$

また, Acrivos¹⁾ が示した #I に相当する通常の塔の濃縮部の固有値決定方程式と Eqs.(3), (22) から次式が導出される。

$$\sum_i \frac{p(i)x_{F_1}(i)}{\lambda_k - p(i)} = -q_1 \quad (k = h \sim (\phi - 1)) \quad (23)$$

したがって $k = h \sim (\phi - 1)$ の λ_k は #I の固有値に等しく, Eq.(23) で決定される。

一方, Eqs.(3), (18) および塔全体の物質収支から次式が導出される。

$$\sum_i \frac{p(i)[F_2 x_{F_2}(i) - W x_W(i)]}{\lambda_k - p(i)} = L_3 \quad (24)$$

上式は #III の固有方程式であり, #II の固有値は #III の固有値 $\lambda_k (k > \phi)$ でもある。

以上の論議は #II を中心に述べられてきたが, 他のセクションもこれが同様に可能で次式が得られる。

$$\sum_i \frac{p(i)x_{F_2}(i)}{\mu_k - p(i)} = -q_2 \quad (k = l \sim (\phi^* + 1)) \quad (25)$$

ここで, ϕ^* は #III のピンチポイント組成 $x_{\infty}^*(i)$ と

$$\mu_\phi^* = \frac{V_3}{L_3 \sum_i \alpha(i)x_{\infty}^*(i)} \quad (26)$$

の関係を持ち, μ_ϕ^* は Eq.(3) に対応して次式の根の一つでもある。

$$\sum_i \frac{p(i)\eta^*(i)}{\mu - p(i)} = L_3 \quad (27)$$

$$\eta^*(i) \equiv F_2 x_{F_2}(i) - W x_W(i) \quad (28)$$

Eqs.(24), (27) は同一であり, #II および #III に共通な固有値 γ_k は

$$\gamma_k = \lambda_k = \mu_k \quad (k = 1, 2, \dots, (\phi^* - 1), (\phi + 1), \dots, M) \quad (29)$$

であるから, Eqs.(3), (27) の辺々差をとれば

$$\sum_i \frac{p(i)[\eta(i) - \eta^*(i)]}{\gamma_k - p(i)} = L_2 - L_3 \quad (30)$$

となり, Eqs.(18), (30) は同一でもある。

以上, Fig. 1 に示された "Complex Column" の固有値関係を各セクションについてひとわり論じてきたが, あらためて Fig. 2 について具体的に述べてみよう。Fig. 2 は, いままでもなく 5 成分系で, 留出および缶出成分にそれぞれ 1 個の非分配成分をもつ場合の固有値関係をあらわしている ($l=2, h=4$)。□印は #I, #II に共通した根で, Eq.(23) で決定される。同様に △印は Eq.(25) から決定される根で, #III, #IV に共通したものである。一方, #II, #IV に共通した根は ○印であらわされ, Eq.(31) の関係をもつ。なお, λ_ϕ, μ_ϕ^* は ○印に位置する。

2. 操作問題に対する解法

本システムの操作問題を解くということは, D, W, S , 塔内液および蒸気の流れ, 各セクションの段数無限大を与えて $x_D(i), x_W(i), x_S(i)$ を求めることになる。すでに示した諸式と重複するが解法に必要な諸式のみを以下示しておく。

$$\sum_i \frac{p(i)x_{F_1}(i)}{\lambda_{q,k} - p(i)} = -q_1 \quad p(k+1) < \lambda_{q,k} < p(k) \quad (31)$$

$$\sum_i \frac{p(i)x_{F_2}(i)}{\mu_{q,k} - p(i)} = -q_2 \quad p(k) < \mu_{q,k} < p(k+1) \quad (32)$$

$$\sum_i \frac{p(i)\eta(i)}{\lambda_k - p(i)} = L_2 \quad (33)$$

$$\sum_i \eta(i) = D - F_1 \quad (34)$$

$$\sum_i \frac{p(i)\eta^*(i)}{\mu_k - p(i)} = L_3 \quad (35)$$

$$\sum_i \eta^*(i) = F_2 - W \quad (36)$$

$$\sum_i \frac{\eta(i) - \eta^*(i)}{F_2 - p(i)} = 0 \quad (37)$$

一方固有関係は次のように整理される。

$$\lambda_k = \lambda_{q,k} \quad k = h \sim (\phi - 1) \quad (38-1)$$

$$\mu_k = \mu_{q,k} \quad k = (\phi^* + 1) \sim l \quad (38-2)$$

$$\lambda_k = \mu_k \quad k = (\phi + 1) \sim M \quad (38-3)$$

$$\mu_k = \lambda_k \quad k = 1 \sim (\phi^* - 1) \quad (38-4)$$

さて、 $h=1, l=M, \phi=M, \phi^*=1$, つまり F_1, F_2 の成分が D, S, W のすべてに分配されている場合は、Eqs. (31), (32) によって $(M-1)$ 個の λ_k, μ_k が求められ Eqs. (33), (34) および Eqs. (35), (36) を連立することによって $\eta(i), \eta^*(i)$ が計算され、Eqs. (2), (28) より、 $x_D(i), x_W(i)$ さらに全物質収支より $x_S(i)$ が求められる。しかし、 $h \neq 1, l \neq M, \phi \neq M, \phi^* \neq 1$, つまり非分配成分があれば Eqs. (38-1), (38-2) および Fig. 2 から明らかなように Eqs. (31), (32) から求めるべき計算に必要な固有値の数が不足してくる。この場合、未知数は最終的に次のように整理される。

$$\begin{cases} \eta(i) & i = h \sim M \\ \eta^*(i) & i = 1 \sim l \\ \lambda_k & k = \tau \sim M \\ \mu_k & k = 1 \sim \tau^* \end{cases} \quad (39)$$

ただし、 τ は Fig. 2 に示した $(\phi+1), (l+1)$ の何れか大きな番号、 τ^* は $(\phi^*+1), (h+1)$ の何れか小さな番号をとる。操作問題を解く場合、非分配成分を既知として取扱うことができないので、 h, l, ϕ, ϕ^* を

$$\begin{cases} h \leq \phi \leq M \\ 1 \leq \phi^* \leq l \\ \phi \geq \phi^* \end{cases} \quad (40)$$

の領域内で仮定し、Eqs. (33)~(37) を連立させて解き、その解が Eq. (13) を満足し、かつ

$$\begin{cases} C_\phi, C_{\phi^*}, C_{\phi^*}, C_{\phi^*} > 0 \\ -F_1 x_{F_1}(i) < \eta(i), \eta^*(i) < F_2 x_{F_2}(i) \end{cases} \quad (41)$$

の制限領域内におさまるまで h, l, ϕ, ϕ^* を仮定しなおして計算をくりかえす。

【例題 1】 Table 1 に示された系および操作条件に対して $x_D(i), x_W(i), x_S(i)$ の値を最小還流比 $R_m=0.5$,

1.0, 2.0 の状態において求めよ。

【解】 最終解は Table 2 に示された。また、最終解に達するまでの h, l, ϕ, ϕ^* の仮定経過および Eq. (41) の制限領域に関しては $R_m=1$ に対して Table 3 に示した。Table 3 中の ++ 印が Eq. (41) の制限領域を満足していないのである。

なお、Trial No. I は、3 個の $\eta(i) (i=1, 2, 3)$ の未知数に対して Eq. (31) より得られる 2 個の $\lambda_{q,k}$ に関する、Eq. (33) の二つの式と Eq. (34) を連立、また、3 個の、 $\eta^*(i) (i=1, 2, 3)$ と Eq. (32) より得られる 2 個の $\mu_{q,k}$ に関する Eq. (35) の二つの式と Eq. (36) を連立してそれぞれ解かれたものである。Trial No. II, III は 2 個の $\eta(i) (i=2, 3)$ と λ_S , 2 個の $\eta^*(i) (i=1, 2)$ と μ_1 を未知数として解かれたものであるが、 $\phi^*=2$ の場合 Eq. (41) の制限条件を満足し、これが正しい解を与える。

3. ビンチポイントの挙動について

通常の塔に対するビンチポイントの挙動についてはすでに明らかにされたところであり⁶⁾、#I, #IV がそのまま適用できる。以下 #II について述べるが、#III についても全く対称的である。まず原料段 f_1 にビンチポイントが存在する場合について考察してみよう。Eq. (15) を

Table 1 Given conditions for [illustration 1]

i	(1)	(2)	(3)		
$x_{F_1}(i)$	0.2	0.3	0.5	$F_1=1.5$	$q_1=1$
$x_{F_2}(i)$	0.5	0.3	0.2	$F_2=1.5$	$q_2=1$
$p(i)$	1	0.5	0.3		
	$D=1$	$S=1$	$W=1$		

Table 2 Results for [illustration 1]

R_m	i	(1)	(2)	(3)
0.5	$x_D(i)$	0.0216	0.2149	0.7635
	$x_S(i)$	0.2201	0.4934	0.2865
	$x_W(i)$	0.8083	0.1917	0.
1.0	$x_D(i)$	0.	0.1684	0.8316
	$x_S(i)$	0.0197	0.5843	0.2184
	$x_W(i)$	0.8527	0.1473	0.
2.0	$x_D(i)$	0.	0.0715	0.9285
	$x_S(i)$	0.1493	0.7292	0.1215
	$x_W(i)$	0.9007	0.0993	0.

Table 3 Calculated values for the assumed sets of h, l, ϕ and ϕ^* when $R_m=1.0$ for [illustration 1]

Trial No.	h	l	φ	φ*	η(i) and η*(i)			C _φ and C _φ *		C _φ * and C _φ *		
					(1)	(2)	(3)					
I	1	3	3	1	η (i)	-0.338**	-0.264	0.101				
					η*(i)	-0.184	0.229	0.455**				
II	2	2	3	1	η (i)	-0.3	-0.282	0.082	C _φ	0.159	C _φ *	0.040
					η*(i)	-0.144	0.344	0.3	C _φ *	-0.323**	C _φ *	0.544
		[Solution]										
III	2	2	3	2	η (i)	-0.3	-0.282	0.082	C _φ	0.159	C _φ *	0.040
					η*(i)	-0.103	0.303	0.3	C _φ *	0.306	C _φ *	0.155

Fig. 3 Behavior of pinch points for the various reflux ratio

Table 4 Pinch composition in Fig. 3 located

	(1)	(2)	(3)
I	0.200	0.300	0.500
II	0.512	0.334	0.154
III	0.552	0.448	0.
IV	0.	0.396	0.604
V	0.176	0.312	0.512
VI	0.201	0.632	0.167
VII	0.516	0.484	0.
VIII	0.	0.425	0.575
IX	0.149	0.729	0.122
X	0.432	0.568	0.

Table 5 Given conditions for [illustration 2]

i	(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)		
$x_{F1}(i)$	0.	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	$F_1=1.5$	$q_1=1$
$x_{F2}(i)$	0.2	0.2	0.2	0.2	0.2	0.	$F_2=1.5$	$q_2=0$
$\rho(i)$	1	0.5	0.25	0.125	0.0625	0.0313		
$R_m=1 \quad D=1 \quad S=1 \quad W=1$								

$k=\phi$ について書きあらためれば

$$\sum_i \frac{x_n(i)}{\lambda_\phi - \rho(i)} = \frac{G_\phi}{G_k} \left[\sum_i \frac{x_{\infty}(i)}{\lambda_\phi - \rho(i)} \right] \quad (42)$$

この場合、 f_1 段から下方へ向って逐次段計算を行なっても組成変化はみられないから、 $\sum_k G_k=1$ ($\because G_\phi=1$) となる。したがって Eq.(43) が n の如何にかかわらず成立するためには $G_k=0$ ($k \neq \phi$) でなければならない。さきに示したように、 λ_ϕ を除くすべての固有値が b の項で決定できることから $\phi=M$ である。このことは、通常の塔において、 $h=1$ の場合、非分配成分は塔頂に存在せず、ピンチポイントは原料段にあることに対応し

ている。すなわち、 R が小なるうちは $h=1$ 、 $\phi=M$ で #II, III のピンチポイントが f_1 段で一致し、上下の組成変化は無限小である。しかし、しだいに R を大きくしていくと $h>1$ 、 $\phi < M$ となりピンチポイントは f_1 段より離れてくる。そして、#III のピンチポイントは拔出し段に近づき、 $\phi=\phi^*$ となった場合、拔出し段上下の組成変化は無限小となる。Table 1 に示された系のそれぞれ R_m に対するピンチポイントの位置を Fig. 3 に示す。また、それぞれピンチポイントの組成を Table 4 に示す。

4. 非供給成分について

多段供給の場合、塔内に存在するすべての成分が各原料に含まれるとは限らない。このような成分を非供給成分と呼ぶことにする。たとえば、($F_1(i)$, $i=2, 3, 4$) および ($F_2(i)$, $i=1, 2, 3$) の場合、 $i=1$ が F_1 非供給成分であり、 $i=4$ が F_2 非供給成分となる。非供給成分が存在する場合、Eqs.(32), (33), (38) で、根がその成分数だけ求まらないので以下のようにして計算をすすめていく。

i) F_1 非供給成分が塔頂分配となる場合:

この場合は、 $x_{D1}(i)=0$, $i=1 \sim \rho$ とし、 $h=\nu$ ($\nu < \rho$) とすれば

$$\eta(i)=Dx_D(i) \quad i=\nu \sim \rho \quad (43)$$

#II において、正のピンチポイント組成をあたえるためには、 $\eta(i)>0$ ($i=\nu \sim M$) でなければならない。そして、 $\phi=\nu$ となる。また、 $\lambda_{q,k}$ ($k=1 \sim \rho$) は存在しないから Eq.(38-1) は適用できない。したがって $\nu > (\phi-1)$ となり、さらに Eq.(41) より $\phi \geq h$ であるから $h \leq \rho$ の場合は $\phi=h$ として計算すればよい。

ii) F_1 非供給成分が拔出しに非分配となる場合:

F_1 中に高沸非供給成分の存在する場合、その成分は塔頂にも、拔出しにもあらわれないことがある。この場合 $\eta(i)=0$, $\eta^*(i)=0$ となり、Eq.(38) で根を求めるとき “over-flow” して求められなくなる。したがって、このような成分をとりあつかうときは、 h, l, ϕ, ϕ^* のほかに F_1 非供給成分に対して、 h_s, F_2 非供給成分に対して l_s を仮定して計算することになる。

【例題 2】 Table 5 に示された系および操作条件に対して、 $x_D(i)$, $x_S(i)$, $x_W(i)$ を求めよ。

【解】 $h, l, \phi, \phi^*, h_s, l_s$ の仮定の経過および Eq.(42) の制限領域が満足されるまでの経過を含めて、解を Table 6 に示した。Table 3 と同様、++ 印は制限領域を満足していないのである。

Table 6 Calculated value for the assumed sets of $h, l, \phi, \phi^*, h_s, l_s$ for [illustration 2]

h	l	ϕ	ϕ^*	h_s	l_s	$\eta(i)$ and $\eta^*(i)$						C_ϕ and C_ϕ^*		C_{ϕ^*} and $C_{\phi^{**}}$	
						(1)	(2)	(3)	(4)	(5)	(6)				
2	5	6	1	1	6	$\eta(i)$	0.	-0.435 ⁺⁺	-0.371 ⁺⁺	-0.242	0.016	0.532 ⁺⁺			
						$\eta^*(i)$	-0.374 ⁺⁺	0.013	0.206	0.303 ⁺⁺	0.352 ⁺⁺	0.			
2	5	5	2	2	5	$\eta(i)$	0.	-0.420 ⁺⁺	-0.337 ⁺⁺	-0.154	0.410 ⁺⁺	0.			
						$\eta^*(i)$	0.	-0.264	0.145	0.279	0.341 ⁺⁺	0.			
2	5	4	3	2	5	$\eta(i)$	0.	-0.412 ⁺⁺	-0.315	-0.024	0.250	0.			
						$\eta^*(i)$	0.	-0.175	0.072	0.267	0.336 ⁺⁺	0.			
3	4	6	1	1	6	$\eta(i)$	0.	-0.3	-0.425 ⁺⁺	-0.274	-0.010	0.508 ⁺⁺			
						$\eta^*(i)$	-0.365 ⁺⁺	0.023	0.218	0.323 ⁺⁺	0.3	0.			
3	4	5	2	2	5	$\eta(i)$	0.	-0.3	-0.384 ⁺⁺	-0.186	0.508 ⁺⁺	0.			
						$\eta^*(i)$	0.	-0.251	0.155	0.296	0.3	0.			
3	3	5	2	2	5	$\eta(i)$	0.	-0.3	-0.386 ⁺⁺	-0.186	0.371 ⁺⁺	0.			
						$\eta^*(i)$	0.	-0.253	0.153	0.3	0.3	0.			
4	4	5	2	2	5	$\eta(i)$	0.	-0.3	-0.3	-0.233	0.332 ⁺⁺	0.			
						$\eta^*(i)$	0.	-0.251	0.155	0.296	0.3	0.			
4	4	4	2	2	5	$\eta(i)$	0.	-0.3	-0.3	-0.109	0.209	0.	C_ϕ 0.028	C_ϕ^*	-0.209 ⁺⁺
						$\eta^*(i)$	0.	-0.251	0.155	0.296	0.3	0.	C_{ϕ^*} 0.037	$C_{\phi^{**}}$	0.196
[solution]															
4	4	4	3	2	5	$\eta(i)$	0.	-0.3	-0.3	-0.112	0.212	0.	C_ϕ 0.028	C_ϕ^*	0.070
						$\eta^*(i)$	0.	-0.132	0.056	0.277	0.3	0.	C_{ϕ^*} 0.035	$C_{\phi^{**}}$	0.077
						$x_D(i)$	0.	0.	0.	0.1875	0.5125	0.3			
						$x_S(i)$	0.	0.1676	0.3557	0.3892	0.0875	0.			
						$x_W(i)$	0.3	0.4323	0.2243	0.0233	0.	0.			

結 言

いわゆる“Complex Column”の簡略化された一例ではあるが、Fig. 1 に示された側流系の最小還流状態の解析にあたって、各セクションの固有値の決定方程式および固有値の相互関係を明らかにした。この結果をもとにして操作問題に対する解法を示し、さらにピンチポイントの挙動を示した。また、塔内には存在するが原料中に存在しないところの非供給成分について、その取扱いを示した。なお、設計問題に対する解法は自由度のうめ方の煩雑さもあって、一切の論及をさけた。また、本報に示した諸式は、塔頂から N セクションまでに Δ 個の原料供給と Γ 個の液拔出しを有する場合、および塔底から N^* セクションまでに Δ^* 個の原料供給と Γ^* 個の液拔出を有する場合の一般系に対しても、 $\eta^N(i)$ 、 $\eta^{N^*}(i)$ を次式のように定義することによって容易に拡張することができる。

$$\begin{cases} \eta^N(i) \equiv D x_D(i) - \sum_{j=1}^{\Delta} F_j x_{F,j}(i) + \sum_{j=1}^{\Gamma} S_j x_{S,j}(i) \\ \eta^{N^*}(i) \equiv W x_W(i) - \sum_{j=1}^{\Delta^*} F_j x_{F,j}(i) + \sum_{j=1}^{\Gamma^*} S_j x_{S,j}(i) \end{cases} \quad (44)$$

ただし、

$$\begin{cases} N = \Delta + \Gamma + 1 \\ N^* = \Delta^* + \Gamma^* + 1 \end{cases} \quad (45)$$

Appendix

1) $C_\phi, C_{\phi^*} > 0$ について

#II の操作線は次式で示される。

$$V_2 y_{n+1}(i) = L_2 x_n(i) + D x_D(i) - F_1 x_{F,1}(i) \quad (A-1)$$

f_1 段より下方に逐次段計算を行なうとき、 $-F_1 x_{F,1}(i)$ の項があるため、 $x_D(i)$ の仮定値によって途中で組成が負となることがある。また、 $\eta(i)$ 、 $\eta^*(i)$ 、 λ_k 、 μ_k が制限領域内で求められても、原料供給段、抽出段とピンチポイントの間の組成が必ず正であるという保証はない。以下、その必要十分条件を考察してみよう。

Eq.(A-1) を線形化すれば

$$X_{n+1}(i) = L_2 p(i) X_n(i) + p(i) \eta(i) \sum_j X_n(j) \quad (A-2)$$

となり、 $x_n(i)$ は次式で表わされる。

$$x_n(i) = \frac{X_n(i)}{\sum_j X_n(j)} \quad (A-3)$$

$X_n(i)$ がすべて同符号であれば $x_n(i) > 0$ となるが、 $X_n(i)$ は次式のようにも表現できることから $X(i) > 0$ である。

$$X_n(i) = V^{n-1} p(i) y_n(i) \prod_{n=1}^{n-1} S_n \quad (A-4)$$

$$S_n \equiv \sum_j p(j) y_n(j) \quad (A-5)$$

Eq.(A-2) を解けば

$$X_n(i) = \sum_k C_k \lambda_k^{n-1} v_k(i) \eta(i) \quad (A-6)$$

Eq.(A-6) の両辺を $C_\phi \lambda_\phi^{n-1}$ で除せば

$$\frac{X_n(i)}{C_\phi \lambda_\phi^{n-1}} = v_\phi(i) \eta(i) + \sum_k \frac{C_k \lambda_k^{n-1}}{C_\phi \lambda_\phi^{n-1}} v_k(i) \eta(i) \quad (A-7)$$

さらに、 $C_k = 0 (k < \phi)$ 、 $\lambda_k < \lambda_\phi (k > \phi)$ より

$$\lim_{n \rightarrow \infty} \frac{X_n(i)}{C_\phi \lambda_\phi^{n-1}} = v_\phi(i) \eta(i) \quad (A-8)$$

Eq.(A-8) の右辺および $X_n(i)$ 、 λ_ϕ は正であるから、 $C_\phi > 0$ でなければならない。 $C_\phi > 0$ ならば、 $n \rightarrow \infty$ において $X_n(i) > 0$ となることは解ったが、さらに n のいかなる値に対しても正であることを証明しなければならない。 n は正の整数を意味しているが、数学的には $X_n(i)$ は n の連続関数としてもよい。もし、いくつかの成分が途中で負となるならば、その過程において

$$\left. \begin{aligned} X_{n'}(a) &= 0 \\ X_n(i) &> 0 \quad (i \neq a) \end{aligned} \right\} \quad (A-9)$$

となる n' が存在するはずである。いま、 $A(\lambda)$ を次式で定義する。

$$A(\lambda) = \sum_i \frac{X_n}{\lambda - p(i)} \quad (\text{A-10})$$

$\phi(\lambda)$ は、Fig. 2 でもわかるように $p(j)$ と $p(j+1)$ の間で極小値をもっている。 $\eta(i) > 0$ ($i = (j+1) \sim M$) とすれば Eq. (A-2) からわかるように、 $\sum_i X_n'_{i-1}(i) > 0$ ならば $X_n(i) > 0$ ($i = (j+1) \sim M$) である。したがって、 $A(\lambda)$ の根は $X_n(i)$ ($i = 1 \sim j$) の正負いかんにかかわらず、 $p(j+1)$ と $p(M)$ の間に $(M-j)$ 個存在する。Eq. (A-6) の両辺を $[\lambda\phi - p(i)]$ で除し、 i について総和をとれば

$$\sum_i \frac{x_n(i)}{\lambda\phi - p(i)} = C_\phi \lambda \phi^{n-1} \sum_i \frac{p(i)\eta(i)}{\lambda\phi - p(i)} \quad (\text{A-11})$$

$\phi = j$ のとき、上式右辺は負であるから $A(\lambda) < 0$ 、また、 $X_n'_{i-1}(j+1) > 0$ より $A(p(j+1)^+) = +\infty$ である。さらに、 $A(\lambda)$ は $p(j)$ 、 $p(j+1)$ の間で連続であるから λ_j と $p(j+1)$ の間に $A(\lambda) = 0$ の根が存在する。 $\phi = j+1$ のとき、無論 $A(\lambda) = 0$ であるから、いずれにしても $p(j)$ と $p(j+1)$ の間に根がある。次

に、 $p(i)$ と $p(j)$ の間の根であるが、 $C_k = 0$ 、($k = 1 \sim (j-1)$) であることから $A(\lambda_k) = 0$ 、したがって $A(\lambda) = 0$ となるならば、 $A(\lambda) = 0$ の根は $(M-2)$ 個となり矛盾する。したがって $x_1(i)$ を正にとり、かつ $C_\phi > 0$ であればいかなる n においても $x_n(i) < 0$ とはなり得ない。また、 $C_\phi^* > 0$ についても同様である。

2) 多段供給蒸留システムの適用について

Fig. 2 に示されたシステムの有用な工業的適用は、【例題2】のような系であろう。具体的に示すならば、メタノール (3)-エタノール (2)- n -ブタノール (1) のような系で、 F_1 が (2)、(3) の2成分系、 F_2 が (1)、(2) の2成分系で、 F_1 、 F_2 にそれぞれ非供給成分がある場合の分離に有用である。従来は、 F_1 、 F_2 それぞれ1組の塔によってそれぞれの成分に分離しているが、Fig. 2 のようなシステムで分離を行なえば、分離に要する熱負荷の軽減は明らかになろう。

Nomenclature

C_K, C_K^* = function determined by Eqs.(5) and (9)
 D = molar rate of distillate
 F_1 = molar feed rate of upside
 F_2 = molar feed rate of downside
 F_N = number of feed
 G_K, G_K^* = function determined by Eq.(17)
 h = denotes heavy key component
 L_β = molar liquid rate through in β -th section
 l = denotes light key component
 $p(i)$ = reciprocal relative volatility of i -th component
 q = thermal factor of feed
 R = reflux ratio
 R_m = minimum reflux ratio
 S = molar ratio of side streams
 S_N = number of side streams
 V_β = molar vapor rate through β -th section
 $u_K(i), v_K^*(i)$ = function determined by Eqs.(4) and (8)

W = molar rate of bottoms
 $x_n(i)$ = molar fraction of liquid of i -th component on n -th plate
 $y_n(i)$ = molar fraction of vapor of i -th component on n -th plate
 $\alpha(i)$ = relative volatility of i -th component
 $\eta(i), \eta^*(i)$ = function determined by Eqs.(2) and (29)
 $\tau_K, \lambda_K, \bar{\lambda}_K, \mu_K$ = k -th eigenvalue of Eqs.(31), (3), (22) and (28) respectively
 ϕ, ϕ^* = denote number of ϕ -th and ϕ^* -th eigenvalues λ_K and μ_K
 <Subscripts>
 D = denotes distillate
 F = denote feed
 f_1, f_2 = denote feed plates
 s = denotes side stream
 W = denotes bottoms

Literature cited

- 1) Acrivos, A. and N.R. Amundson: *Chem. Eng. Sci.*, **4**, 29 (1955)
- 2) Acrivos, A. and N.R. Amundson: *ibid.*, **4**, 68 (1955)
- 3) Holland, C.D.: "Multicomponent Distillation", Prentice Hall Inc. (1963)
- 4) Sugie, H. and C.Y. Lu: *Chem. Eng. Sci.*, **25**, 1837 (1970)
- 5) Yamada, I., T. Iwata and H. Sugie: "Saikin no Kagaku Kōgaku", p.93 (1969), Maruzen
- 6) Yamada, I., H. Sugie and T. Iwata: *Kagaku jōkōgaku*, **31**, 565 (1967)
- 7) Yamada, I., H. Sugie and T. Iwata: *ibid.*, **31**, 134 (1967)
- 8) Yamada, I., N. Tosaka, H. Sugie and T. Iwata: *ibid.*, **30**, 513 (1966)
- 9) Yamada, I.: *ibid.*, **32**, 129 (1968)

低圧下における熱・物質同時移動の解析——成分非等温系——(河村祐治・牧原 洋・品川秀夫, 化学工学, 36, 1307～1313 (1972))

二領域 Maxwell 分布関数を適用することにより, 低圧下における成分非等温系の同心球面間熱・物質同時移動に関する解析を行なった。得られた解析解は, 蒸発係数が1の等温条件下で, Hertz-Knudsen の式に一致した。

両者の比較により, 擬似等温系として近似可能な条件を検討した。理論解析解はナフタレンに関する実験結果と良好な一致を示した。

界面流動を伴う液-液系二層流接触界面における物質移動(城塚 正・平田 彰・丹羽 淳, 化学工学, 36, 1314～1320 (1972))

題意において, 物質移動速度におよぼす界面速度の影響について実験的理論的研究を行ない, 界面速度が極めて重要であることを指摘した。実験では水平界面を有する水平円管を使用し, 水への *n*-ブタノールの溶解実験を行なった。まず通常の整理法によれば, 物質移動速度は両相流量に對し複雑な挙動を示した。次に, 界面速度を考慮した本解析結果に基づきデータを再整理したところ, 水相レイノルズ数と無次元の界面速度によって充分によく相関でき, 実験結果は解析結果とよく一致した。界面が主流と同一方向に流れる場合, 物質移動速度は界面速度の増加と共に増加し, 特に界面速度が主流に比し大きい範囲では界面速度の平方根に比例して増加する。また, 向流の場合には, 界面速度の増加と共に物質移動速度が減少する結果が得られた。

最小還流状態における Complex Column の一多成分系蒸留計算法(川中信三・山田幾徳, 化学工学, 36, 1320～1326 (1972))

与えられた操作条件のもとで, Complex Column の分離の可能性を検討するために, 2 個の原料供給, 留出および抽出に加えて, 2 個の原料供給段間に1 個の液抜出しをもつ蒸留システムが取りあげられた。そして, 各セクションを無限大の段数とする操作型多成分系蒸留計算の一解法が示された。さらに, ピンチポイントの挙動, 非供給成分の定義が論議された。

界面攪乱の移動促進モデル——攪乱発生から減衰までのモデル化——(斎藤次雄・駒沢 勲・大竹伝雄, 化学工学, 36, 1327～1333 (1972))

液液界面の物質移動に伴う界面攪乱は, 物質移動速度を促進し, その強さは主に溶質濃度と液物性に依存することが知られている。一般に非定常の場合には, 攪乱は接触初期に最も顕著であり, 接触時間の経過とともに徐々に減衰する。本研究では攪乱の移動促進効果に対するモデルを提出し, その発生から消滅までの効果を記述した。攪乱は界面近傍に発生するが, 物質移動速度を支配しているのは界面近傍であるから, 本モデルでは攪乱は昇掛上溶質の拡散能を増大させると仮定して, 次式で表わされる有効拡散係数を導入した。

$$D=D^0 [1+p \exp(-t^2/\tau^2)]$$

ここで *p* は接触初期の移動促進効果であり, τ はその減衰時間を表わす特性時間である。

本モデルを3 種類の既報の実験データに適用した結果, 移動速度の推移を充分に表現できることが判明した。

懸濁気泡塔内におけるガスホールドアップおよび総括吸収容量係数——亜硫酸ソーダ水溶液による酸素の吸収速度——

(加藤康夫・西脇昭雄・龍 運弘・福田隆至・田中重信, 化学工学, 36, 1333～1337 (1972))

固体粒子としてガラス球を懸濁させた塔径 12.2 および 21.4 cm の気泡塔内におけるガスホールドアップと触媒として銅イオンを含む亜硫酸ソーダ水溶液による酸素の吸収速度について実験した。ガスホールドアップおよび総括吸収容量係数におよぼす固体粒子径, 平均固体粒子濃度, ガス流速, 塔径およびガス分散剤の種類などの影響を調べた。さらに, 単位塔容積当りの気液接触面積および平均気泡径の値を評価した。

<化学工学データ>
Burnett 膨張法によるジクロルジフルオルメタン (R-12) の *p*-*V*-*T* 関係の測定(久保田博信・団野信博・田中嘉之・蒔田 董, 化学工学, 36, 1338～1341 (1972))

ジクロルジフルオルメタンの *p*-*V*-*T* 関係を Burnett 膨張法を用いて 30°～75°C の温度範囲にわたり, 各温度における飽和蒸気圧付近まで測定した。これらの実測値から, 圧縮係数の “Berline expansion” における第2, 第3 ビリアル係数を決定し, このビリアル状態式を用いて圧縮係数を計算した。得られた圧縮係数の値は ASHRAE のデータと 2% 以内で一致した。

湿った粒子層の有効熱伝導度(山川紀夫・佐々木保正・岡田富男・大谷茂盛, 化学工学, 36, 1342～1345 (1972))

温度勾配下における湿った粒子層内の水分の再配置は一般には温度勾配の割合には少ないことが解析されている。本報においては閉じられた湿り粒子層の6 種類の有効熱伝導度を定常熱流による比較法を用い測定した。

湿った粒子層の有効熱伝導度は含液率が大きい程, また粒子層の平均温度が高い程大きい値を示す。粒子層の温度がある程度以上高くなると, その有効熱伝導度はある含液率の所で最大値を示す。これは固体, 液体, 気体からなる三相系の有効熱伝導度特有な現象であり, これについて簡単な考察を行なった。

<寄書>

直交流冷水塔における境膜容量係数——エリミネータ型充填物の場合——(林 良茂・平井英二・大窪正宏, 化学工学, 36, 1346～1349 (1972))

塩化製エリミネータ型充填物を充填した場合の直交流冷水塔における境膜容量係数を Mickleley の方法と内田の方法を基礎とした図式解法によって求め, 操作条件が境膜容量係数におよぼす影響について調べた。そして向流式冷水塔を用いて得られた諸家の境膜容量係数の値と本実験で得られたその値とを比較し, 本実験で得られた値は, ほぼ妥当であることを確めた。

管内を流れるエアロゾル粒子の壁沈着率の推定(吉岡直哉・金岡千嘉男・江見 準, 化学工学, 36, 1349～1352 (1972))

エアロゾル粒子濃度測定などにおいて問題となる管壁への粒子沈着率の変化を層流から乱流までの全流速範囲にわたって計算した。この結果, 沈着率は粒子終末沈降速度, 剪断速度, 管径, 管長比, 管配置などにより決定されることが明らかとなった。そして種々の条件下での沈着率曲線を与えた。また, 垂直管では流速とともに沈着率は増大するが, 水平管では沈着率を最小とする条件が乱流下で存在し, 次式で示されることがわかった。

$$u^*=22.8 u_t^{-0.62} [\text{cm/sec}]$$

Effective Thermal Conductivity of Moist Granular Bed, N. Yamakawa, Y. Sasaki, T. Okada, S. Ohtani (Tohoku Univ.)

Kagaku Kōgaku, 36, 1342~1345 (1972)

As it is known experimentally and theoretically that in the closed moist granular bed under the temperature gradient, the moisture gradient in the bed is relatively small compared with that of temperature, effective thermal conductivity of moist granular bed (consists of spherical glass beads, crushed marble or stainless steel particles wetted by water or ethanol) is measured by comparison method carried out in the stationary state.

Experimental data show that the values of effective thermal conductivity of moist granular bed increase with increase of moisture content and increase of average temperature of moist granular bed. When the average temperature of moist granular bed becomes higher than a certain temperature, the curve of effective thermal conductivity vs. moisture content has a maximum point. The reason for this fact is considered to be due to the cycle of evaporation-diffusion-condensation by which heat flux is increased than in only the heat conduction under a certain temperature gradient.

<Short Communications>

Volumetric Film Coefficients in Cross-Flow Cooling Towers—Eliminator type packing, Y. Hayashi, E. Hirai (Kanazawa Univ.) and M. Okubo (Tonen Co., Ltd.)

Kagaku Kōgaku, 36, 1346~1349 (1972)

In this study, volumetric film coefficients in cross-flow cooling tower packed with Eliminator type packing were obtained by the graphical method based on the Mickley method and the Uchida method and the effect of operating conditions on the volumetric film coefficients were examined. Further, the values of volumetric film coefficients obtained by this experiment were compared with the other data which were obtained in counter-flow cooling towers.

In the result, authors confirmed that the experimental values reported in this paper are fairly reasonable.

Estimation of Deposition Loss of Aerosol Particles in Conduits, N. Yoshioka (Kyoto Univ.), C. Kanaoka and H. Emi (Kanazawa Univ.)

Kagaku Kōgaku, 36, 1349~1352 (1972)

Loss of particles in conduits may cause the underestimation of aerosol concentration. Particles of micron order in diameter deposit by gravitational settling and eddy diffusion for horizontal conduits and by eddy diffusion for vertical conduits. Fraction of particle deposition is obtained as a function of friction velocity, terminal velocity of particle and diameter, length and layout of conduits. Furthermore, optimum condition to minimize loss for horizontal conduits is obtained as follows

$$u^* = 22.8 u_t^{-0.62} \text{ [cm/sec]}$$

and this condition usually occurs in turbulent flow.

A Simple Model of Interfacial Turbulence Accompanying Mass-Transfer—An Approach to Modeling the Effects of Turbulence from its Occurrence to Attenuation, T. Saito (Nichiban Co., Ltd.), I. Komasa and T. Otake (Osaka Univ.)

Kagaku Kōgaku, 36, 1327~1333 (1972)

Interfacial turbulence accompanying mass-transfer across liquid-liquid interface is known to increase the mass-transfer rate to an extent. The turbulence may depend mainly on the solute concentration and liquid properties. In unsteady-state transfer the turbulence is in general most evident at the initial state of contact and then gradually attenuates with the contact time. A model is proposed to describe the effects of the turbulence on mass-transfer rate from its occurrence to complete attenuation. Turbulence is restricted on the interface and its neighbor where the rate of mass-transfer is apparently controlled. Therefore, in the model the turbulence is assumed to promote apparently the diffusivity of solute and following effective diffusion coefficient is introduced with two parameters,

$$D = D^0 [1 + p \exp(-t^2/\tau^2)]$$

where p is an enhancement factor at the initial state of contact and τ the characteristic time expressing the attenuation time.

The model is applied to the three kinds of published data of mass-transfer experiments, and found to express satisfactorily the effects on the transfer rate through each run.

Gas Holdup and Overall Volumetric Absorption Coefficient in Bubble Columns with Suspended Solid Particles—Absorption Rate of Oxygen by Aqueous Sodium Sulfite Solution, Y. Kato, A. Nishiwaki, T. Kago (Kyushu Univ.), T. Fukuda and S. Tanaka (The Govt. Ind. Develop. Lab., Hokkaido)

Kagaku Kōgaku, 36, 1333~1337 (1972)

Experiments were conducted on the gas holdup and the rate of oxygen absorption by aqueous sodium sulfite solution containing cupric ions as catalyst in bubble columns of 12.2 and 21.4 cm diameter with suspended glass spheres as solid particles. The effects of solid particle diameter, average solid particle concentration, gas velocity, column diameter and kinds of gas distributor on gas holdup and overall volumetric absorption coefficient were investigated. Furthermore, the values of gas-liquid contact area and mean diameter of bubbles were evaluated.

<Chemical Engineering Data>

Compressibility of Dichlorodifluoromethane (R-12) by the Burnett Expansion Method, H. Kubota (Kobe Univ.), N. Danno (The Nippon Synthetic Chem. Ind. Ltd.), Y. Tanaka and T. Makita (Kobe Univ.)

Kagaku Kōgaku, 36, 1338~1341 (1972)

A Burnett expansion apparatus was constructed and the pressure-volume-temperature relations of dichlorodifluoromethane vapor have been established up to 19 atm and at temperatures varying from 30° to 75°C. The second and third virial coefficients were derived from the experimental data obtained in this work. From these virial equations of state, compressibility factors of dichlorodifluoromethane vapor were also calculated.

Heat and Mass Transfer under Reduced Pressure—Nonisothermal unicomponent system, Y. Kawamura (Hiroshima Univ.), H. Makiyama (Mitsubishi Heavy Ind., Ltd.) and H. Shinagawa (Hiroshima Univ.)

Kagaku Kōgaku, 36, 1307~1313 (1972)

Heat and mass transfer in unicomponent system under nonisothermal condition were analyzed by utilizing the two-sided Maxwellian in Maxwell's integral equation of transfer. The analytical solution reduces to Hertz-Knudsen's equation in such a case where an evaporation coefficient is unity and system is isothermal.

According to the result obtained, approximation limit to mass transfer under isothermal condition was examined.

The analytical solutions are in good agreement with the experimental results for sublimation rate of naphthalene.

Interphase Mass Transfer with a Flowing Interface in a Two-Laminar Layers Flow, T. Shiotsuka, A. Hirata (Waseda Univ.) and J. Niwa (Hitachi Ltd.)

Kagaku Kōgaku, 36, 1314~1320 (1972)

The presented paper confirms the importance of the interfacial velocity in the interphase mass transfer.

Both an experimental and theoretical study were made of the effect of the interfacial velocity on the interphase mass transfer with a tangentially moving interface in a two-laminar layers flow. In a horizontal tube n -butanol was transferred into a water phase. Preliminary experimental results had shown that the mass transfer coefficients varied unusually with both external flows in complicated manner. Once the data is rearranged according to this theoretical result considered the interfacial velocity, it is found that the experimental results is correlated well with the water-phase Reynolds number and the dimensionless interfacial velocity, and agree well with the theoretical result. When the interfacial flow is concurrent to the water flow, the mass transfer rate increases with an increase in the interfacial velocity. At high interfacial velocity comparing to water velocity the mass transfer rate is proportional to the square root of the interfacial velocity. When counter-current, the mass transfer rate decreases with an increase in the interfacial velocity.

A Calculating Method of Multicomponent Distillation for Complex Column under the Minimum Reflux State, S. Kawanaka (Chiyoda Chem. Eng. and Const. Co., Ltd.) and I. Yamada (Nagoya Univ.)

Kagaku Kōgaku, 36, 1320~1326 (1972)

In order to examine the possibility of separation for the complex column under the given operating conditions, a distillation system with two feeds and one side cut stream of liquid between the feed plates, in addition to the distillate and bottoms has been undertaken as an illustration. A method solving the operation problem has been proposed for which the number of plates for each section are infinite. Furthermore, the behavior of the pinch point and the definition of 'unsupplied component' are discussed.