E_{gs} = required volume for gas phase per decrease of unit vol. flow rate [hr]	r = rate of urea formation in unit volume [mol/l·hr]
F = amount of CO ₂ , carbamate or urea, or their sum [mol/hr]	T, t = temperature at any point in a reactor [°K or °C]
h = amount of excess water to total carbon at outlet of a reactor [mol/mol]	U = amount of urea in any section [mol/hr]
ΔH_{ca} = heat of carbamate formation [cal/mol]	v = volume for a reactor (gas or liquid) [l]
ΔH_u = heat of urea formation from carbamate [cal/mol]	V = volume flow rate of liquid phase [l/hr]
L_{co_2} = ratio of absorbed CO ₂ to newly formed urea [mol/mol]	x = conversion ratio of carbamate to urea [mol/mol]
n = amount of total nitrogen to total carbon at outlet of a reactor [mol/mol]	<Suffix>
	o = down side in any considered zone or bottom in a reactor
	i = serial No. of section

Literature cited

- 1) Fréjacques, M.: *Chim. et Ind.*, 60, 22 (1948)
- 2) Inoue, S., K. Kanai and E. Otsuka: *Bull. Chem. Soc. Japan*, 45, 1339 (1972)
- 3) Otsuka, E., E. Hirose and M. Mitsunaga: *Koatsu Gas Kyokaishi*, 23, 1 (1959)

寄 書

反応を伴う物質移動の濃度分布に関する一考察*

齋 藤 次 雄***・山 内 伸 一**
駒 沢 勲**・大 竹 伝 雄**

大阪大学基礎工学部 化学工学科**

液体不均一相系反応は反応が起こる相により、収率や選択性が異なるので興味をもたれ、成分間の相互干渉流れ (interaction flow)²⁾ を無視した分子拡散理論の立場から解析が行なわれている^{6,7)}。これら解析結果を実験的に検討したものとしては、原田らの液状イオン交換体による酸類の抽出機構を検討したもの³⁾、および Cho と Ranz によるカルボン酸とアミンの不均一相系反応における反応面の位置を検討したもの¹⁾があり、これらはいずれも円筒レンズ・シュリーレン法によってシュリーレンパターンを求め、これとあらかじめ計算したパターンと比較している。しかし現象が界面およびその近傍に限

定されているため、実験的な検討はきわめて困難である。

そこで本研究では Mach-Zehnder 干渉計を用い、酢酸およびプロピオン酸水溶液とジエチルアミン・トルエン溶液を接触させ、反応に伴う濃度変化による干渉縞の変位を追跡した。Cho と Ranz はシュリーレンパターンの屈曲点をもって反応面とし、これを追跡したが、本実験では界面近傍全域の干渉縞の変位を連続的に追跡した。従来の解析法による計算値と比較し、これの適用性を検討し、さらに干渉計などの光学的手法の限界について検討した。

理 論

反応成分 A, B をそれぞれ含む半無限の 2 相が平界面で接触して、瞬間不可逆 2 次反応 ($A+B \rightarrow P$) が進行するとする。interaction flow を無視すると、2 相における各成分は Fick の式にしたがって拡散し、反応面で同時に消失する。この反応面は

* <A Note on Concentration Profiles for Mass Transfer with Chemical Reaction>
Received on June 12, 1972

** Shin-ichi Yamauchi (学生会員), Isao Komazawa (正会員) and Tsutao Otake (正会員) Faculty of Eng. Sci., Osaka Univ., Toyonaka, Japan

*** Tsugio Saito (正会員) ニチパン(株) Nichiban Co., Ltd.

Fig. 1 Sketch of concentration profiles when the reaction front move into phase 2

接触初期には界面と一致するが、次式で表わされる流速比（移動速度比） κ により、 $\kappa < 1$ の場合は界面から相 1（水相）に、 $\kappa > 1$ の場合は相 2（有機相）に移動する。

$$\kappa = \frac{C_{A1, \infty}}{C_{B2, \infty}} \sqrt{\frac{D_{A1}}{D_{B2}}} \quad (1)$$

反応が相 2 で進行する場合の反応物質および生成物の濃度分布の概略は Fig. 1 のようにあらわされる。

反応面の位置 x^* は成分 A, B の反応消費に伴い次式にしたがって移動する。

$$x^* = 2\beta\sqrt{D_{A1}t} \quad (2)$$

ここで β は次式で決定される定数である。

$$1 + m_A \sqrt{\frac{D_{A1}}{D_{A2}}} \operatorname{erf} \beta = \kappa \exp \left[\beta^2 \left(\frac{D_{A2}}{D_{B2}} - 1 \right) \right] \operatorname{erfc} \left(\beta \sqrt{\frac{D_{A2}}{D_{B2}}} \right) \quad (3)$$

A, B の濃度 C_{A1} , C_{A2} , C_{B2} はそれぞれ次式で表わされる⁹⁾。

$$\frac{C_{A1}}{C_{A1, \infty}} = 1 - \frac{\operatorname{erfc} \left(\frac{|x|}{2\sqrt{D_{A1}t}} \right)}{1 + m_A \sqrt{\frac{D_{A1}}{D_{A2}}} \operatorname{erf} \beta}, \quad x < 0 \quad (4)$$

$$\frac{C_{A2}}{C_{A1, \infty}} = \frac{\operatorname{erfc} \left(\frac{x}{2\sqrt{D_{A1}t}} \right) - \operatorname{erfc} \beta}{\sqrt{\frac{D_{A2}}{D_{A1}}} + m_A \operatorname{erf} \beta}, \quad 0 < x < x^* \quad (5)$$

$$\frac{C_{B2}}{C_{B2, \infty}} = 1 - \frac{\operatorname{erfc} \left(\frac{x}{2\sqrt{D_{B2}t}} \right)}{\operatorname{erfc} \left(\beta \sqrt{\frac{D_{A2}}{D_{B2}}} \right)}, \quad x > x^* \quad (6)$$

また生成物 P の濃度 C_{P1} , C_{P2} は、時間 t' に反応面で生成した生成物の拡散曲線を $t' = 0 \sim t$ まで加えると、次式のように求められる。

$$\frac{C_{P1}}{C_{A1, \infty}} = \frac{m_P \sqrt{\frac{D_{A1}}{D_{P1}}} \exp(-\beta^2)}{\pi \left[1 + m_A \sqrt{\frac{D_{A1}}{D_{A2}}} \operatorname{erf} \beta \right] \left[m_P + \sqrt{\frac{D_{P2}}{D_{P1}}} \right]} \times \int_0^t \frac{1}{\sqrt{t'(t-t')}} \exp \left[-\frac{(|x| + x^* \sqrt{\frac{D_{P1}}{D_{P2}}})^2}{4 D_{P1}(t-t')} \right] dt' \quad (7)$$

$$\frac{C_{P2}}{C_{A1, \infty}} = \frac{\sqrt{\frac{D_{A1}}{D_{P2}}} \exp(-\beta^2)}{2\pi \left[1 + m_A \sqrt{\frac{D_{A1}}{D_{A2}}} \operatorname{erf} \beta \right]} \int_0^t \frac{1}{\sqrt{t'(t-t')}} \times \left[\exp \left\{ -\frac{(x-x^*)^2}{4 D_{P2}(t-t')} \right\} - \frac{m_P - \sqrt{\frac{D_{P2}}{D_{P1}}}}{m_P + \sqrt{\frac{D_{P2}}{D_{P1}}}} \exp \left\{ -\frac{(x+x^*)^2}{4 D_{P2}(t-t')} \right\} \right] dt' \quad (8)$$

反応が水相で進行する場合には相 1 を相 2 とみなして物性値を入れ換えれば、上式はすべて適用できる。

実験装置および方法

測定にはガスレーザ（6328 Å）を光源とした Mach-Zehnder 干渉計を使用し、物質移動による干渉縞の変位を 36 mm フィルムに撮り解析した。反応に用いたセルは高さ 70 mm、幅 45 mm、厚さ 6.5 mm のステンレススチール製静止平界面接触セル⁵⁾であり、光透過面の平面ガラス（日本光学製 UV フィルタ）はメニスカスを除去するためにトリメチルクロルシランを蒸着した。測定は界面抵抗が無視できるとされている酢酸またはプロピオン酸^{4,8)}水溶液-ジエチルアミン（DEA）トルエン溶液系で濃度比を 2, 3 変えて行なった。操作ははじめにトルエン溶液をセルに入れておき、下から水溶液を徐々に注入して 2 液を接触させた。試料は蒸留水および試薬特級品を使用し、水、トルエンはあらかじめ相互飽和させた液を使用した。測定温度はすべて $25.0 \pm 0.5^\circ\text{C}$ である。

濃度に対する干渉縞の変位量は均一相系で濃度既知の溶液と接触させて求めたが、測定範囲内で反応物質および生成物の濃度と比例関係にあった。したがって干渉縞の全変位量 ΔJ は、それぞれの濃度分布より得られる干渉縞の変位量の和によって表わされる。

生成物の拡散係数 D_P は均一相系で測定し、酢酸ジエチルアミン塩の場合、水相およびトルエン相中でそれぞれ $1.25 \times 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{sec}$, $0.734 \times 10^{-5} \text{ cm}^2/\text{sec}$ であった。また水相中の生成物のトルエン相に対する平衡時の分配は 0 とみなせた。

実験結果および考察

(a) 反応面が水相中を移動する場合 ($\kappa < 1$) 水相中で生成した生成物 P はトルエン相に分配されないで、界面を通過する溶質は DEA だけである。したがってトルエン相中には DEA だけが存在し、トルエン相の干渉縞の変位量は DEA の濃度分析によるものだけとなる。一方、水相中には 3 成分が存在する。

0.0188 mol/l 酢酸水溶液と 0.058 mol/l DEA トルエン溶液を接触させた場合 ($\kappa = 0.218$) の 20, 40, 90 min の干渉縞の変位量 ΔJ と距離の測定結果を Fig. 2 に示す。Fig. 2 の下方に Eqs. (4)~(8) から算出した濃度分布を示したが、これらの濃度のそれぞれに単位濃度当たりの干渉縞の変位量をかけて加えると、 ΔJ の計算値が得られる。この計算値を Fig. 2 の上方に実線で示したが、実測値とよく一致している。以上の条件下では反応面に相当する干渉縞の屈曲点は観測されないが、反応成分の濃度をおのおの 5 倍にした場合には屈曲点が出現し、これは計算値と一致した。なおこの高濃度の場合には、 ΔJ

の測定値がきわめて大きくなり、濃度分布を界面近傍全域にわたり正確に求めるのは困難となる。

以上の結果から反応が水相中で進行する場合には、各成分は Eqs.(4)~(8) で表わされる濃度分布をもつことが示され、移動過程は interaction flow を無視した Fick の式で表現できることが判明した。

(b) 反応面が有機相中を移動する場合 ($\kappa > 1$) トルエン相中で生成した反応生成物はトルエン相中を拡散して水相に移動する。したがってこの場合には2成分の同時逆移動となり、水相中には酸と生成物が存在し、トルエン相中には DEA、酸および生成物の3成分が存在するはずである。

Fig. 3 に 0.77 mol/l 酢酸水溶液と 0.0483 mol/l DEA トルエン溶液を接触させた場合 ($\kappa = 10.69$) の干渉縞の変位量 ΔJ と距離の測定結果を示す。この場合にはトルエン相の界面近傍が白濁した。顕微鏡観察によると、この白濁はエマルジョンによるものであり、界面付近で 10~50 μ 程度の径をもち、界面から離れるにしたがって小さくなった。このエマルジョンは一部はガラス面に付着し、他はトルエン相中を徐々に落下し、界面に到達後消滅した。またガラス面に付着したエマルジョンをメタノールで溶解し、これをカール・フィッシャー水分測定器で滴定することにより、水のエマルジョンであることを確認した。

また ΔJ の実測値は、Eqs.(4)~(8) に基づいた計算値とはまったく異なる。そこで、生成物の分配係数およびトルエン相中におけるエマルジョンの挙動から、トルエン相中では生成物はエマルジョン中に溶解し、このエマルジョンの移動によって水相中へ移動するものと考えて計算した結果を破線で示した。この計算値はトルエン相中における生成物の拡散係数のみをきわめて大きくして(生成物の拡散係数の約 2,000 倍の値を用い) 計算したものである。

したがってトルエン相中においては生成物はほとんど存在せず(トルエン相の干渉縞の変位量 ΔJ にほと

んど寄与せず)、生成物はきわめて速く界面に到達することになる。実測値はこの破線で示した計算値に類似し

Fig. 2 Comparison of calculated curves obtained by Fick's equations and experimental ones with respect to the fringe shift when the reaction front moves into aqueous phase

Fig. 3 Comparison of calculated curves obtained by Fick's equations and experimental ones with respect to the fringe shift when the reaction front moves into toluene phase

ており、観察結果とあわせて考えると、エマルジョンによって生成物の移動が促進されているとみなせる。

なおエマルジョンは生成物をあらかじめトルエン相中に溶解させておき水相中へ移動させた場合には、他の反応成分の有無にかかわらず発生し、その状態は反応を伴う場合と類似していた。したがってエマルジョンの発生には生成物の存在が大きく寄与していると考えられるが、原因については今後の検討を要する。

次に反応成分の濃度を高くすると界面攪乱が発生し、水相の干涉縞は大きく乱れた。界面攪乱は酢酸をプロピオン酸にかえた系や、それらの濃度比をかえた場合にも発生した。したがってこの場合には、自然乳化や界面攪乱現象の発生により、分子拡散理論の適用は困難である。

Nomenclature

C	= concentration	[mol/l]
$\mathcal{D}$	= molecular diffusion coefficient	[cm ² /sec]
ΔJ	= fringe shift	[—]
m	= C_1/C_2 ratio of concentrations on equilibrium	[—]
t	= contact time	[min]
t'	= time variable	[min]

x	= perpendicular coordinate	[cm]
x^*	= location of reaction zone front	[cm]

<Greek>

β	= parameter determined by κ which indicates the movement of reaction zone front	[—]
κ	= ratio of characteristic fluxes of reactants A and B as defined by Eq.(1)	[—]

<Subscripts>

A, B and P = reactants A, B and product P

1, 2 = phase

$\infty, -\infty$ = initial concentration

Literature cited

- 1) Cho, D.H. and W.E. Ranz: *Chem. Eng. Prog., Symp. Ser.*, **63**, 37 (1967)
- 2) Fitts, D.D.: "Nonequilibrium Thermodynamics", McGraw-Hill, New York (1962)
- 3) Harada, M., H. Akaki and W. Eguchi: *Kagaku Kōgaku*, **35**, 1136 (1971)
- 4) Hoshino, S. and K. Sato: *ibid.*, **30**, 322 (1966)
- 5) Komazawa, I., T. Saito and T. Otake: *ibid.*, **35**, 1125 (1971)
- 6) Scriven, L.E.: *A. I. Ch. E. Journal*, **7**, 524 (1961)
- 7) Shiotsuka, T. and A. Murakami: *Kagaku Kōgaku*, **35**, 935 (1971)
- 8) Ward, W.J. and J.A. Quinn: *A. I. Ch. E. Journal*, **11**, 1005 (1965)

攪拌槽底面に働くトルクの測定*

平岡節郎**・服部正人***

山田幾穂**

名古屋工業大学 工業化学科**

攪拌槽トルクを槽側壁面に働くトルクと槽底面に働くトルクに分離して考えることは各種攪拌効果に対する槽壁面の役割を解明するうえで必要である。先に著者の一人は槽側壁面に働くトルクのみを分離測定してその挙動について報告した²⁾。

本研究では攪拌槽底面に働くトルクのみを分離して測

定し、攪拌翼幅の影響、乱流および遷移域での Re 数に関する挙動が明らかになったのでここに報告する。

実験装置および実験方法

実験装置の主要部分を Fig. 1 に示す。攪拌槽はすべてポリ塩化ビニル製であり、トルク測定用上底板は径 9.9 cm, 厚さ 0.3 cm で径 0.8 cm の懸垂シャフトに取付けられている。トルク測定法、実験条件は既報²⁾の文献と同じである。

実験結果および考察

上底板に働くトルクに関する動力数は、次式によっ

* <Measurement of Torque on Bottom Wall of Agitated Vessel>

Received on July 3, 1972

化学工学協会第 37 年会 (名古屋, 1972 年 4 月) にて講演発表

** Setsuro Hiraoka (正会員) and Ikuho Yamada (正会員)

Dept. of Ind. Chem., Nagoya Inst. of. Tech., Nagoya, Japan

*** Masato Hattori 名古屋ゴム (株) Nagoya Rubber Co., Ltd., Nagoya, Japan

Fig. 1 Experimental apparatus to measure torque on bottom wall

て定義する。

$$N_{PB} = 2\pi NT_B / \rho N^3 d^5 \quad (1)$$

各種翼幅のバドル翼の結果を N_{PB} 対 Re に関して整理したのが Fig. 2 である。各翼とも攪拌 Re 数がほぼ 10^3 以上では N_{PB} は Re 数に対して一致した傾向を示し、その勾配は $-1/3$ に等しい。また翼幅の増加とともにその値はわずかに大きくなる傾向がみられる。 Re 数が 10^3 より次第に小さくなるにつれて各翼ごとに Re 数に対して異なった傾向を示し、その変化は翼幅の小さいほど激しい。

翼幅 2 cm の翼の $N_{PB(0.2)}$ 値に対する各翼の N_{PB} 値の比を種々の Re 数について求めたのが Fig. 3 である。翼幅に対する N_{PB} 値の違いは Re 数が 10^3 以下で急激に現われ、 Re 数 250 でこの比は翼幅に対してほぼ比例関係を得る。さらに小さな Re 数では翼幅に対する影響は一層顕著となる。Fig. 3 において翼幅に対してほぼ比例関係を得る Re 数 250 は槽側壁面トルクに翼幅の影響が大きく現われ始める Re 数に一致し、また槽側壁面せん断力分布形に水平部分がなくなる Re 数にも一致するのは興味深い。²⁾

乱流域での底面トルクのモデル解析 攪拌槽内の流動状態は乱流域では回転流を主流とするフローバタンを形成し、回転流速分布は次式で表現される⁵⁾。

$$u = \begin{cases} 2\pi Nr & (0 \leq r \leq r_c) \\ u_c(r_c/r)^m = 2\pi Nr_c(r_c/r)^m & (r_c \leq r \leq R) \end{cases} \quad (2)$$

$$(m \approx 0.7, r_c/r_d \approx 0.85)^{3)}$$

モデル解析に当り次のような仮定をおく。

- (i) 底面境界層外は速度分布は Eq.(2) で表わされる。
- (ii) 底面境界層厚さ δ は半径方向に一定であり、その値は槽側壁面のそれに等しい。このとき既報²⁾の実験式より δ は次式で表現される。

Fig. 2 Correlation between Power number reduced from bottom wall torque and Reynolds number for various impeller width (one dotted line shows Eq.(5))

Fig. 3 Correlation between Power number reduced from bottom wall torque and impeller width for various Reynolds numbers

$$\mu / \rho N d \delta = 0.228 Re^{-1/3} \quad (3)$$

底面トルク T_B は次式により計算される。

$$T_B = \int_0^R \left(\mu \frac{u}{\delta} \right) r \cdot 2\pi r dr \quad (4)$$

したがって Eqs.(1), (2), (3) および (4) より次式が導かれる。

$$N_{PB} = 2.68 Re^{-1/3} \quad (5)$$

Fig. 2 中の一点鎖線は Eq.(5) を示す。 Re 数が 10^3 以上の乱流域で実験データの傾向とよい一致がみられる。

Fig. 4 Comparison between Nagata's empirical equation and $N_{P_S} + N_{P_B}$ for $b/D=0.2$

しかし翼幅の小さいデータに対しては完全な一致はみられない。これは r_c 値, m 値, 境界層厚さの仮定に翼幅の影響を考慮していないことを考えると Eq.(5) は満足な結果であろう。これより乱流域では底面境界層厚さは槽側壁面のそれにほぼ等しいものと考えてよいであろう。

全所要動力と底面動力数の関係 槽側壁面動力数 N_{P_S} は既報²⁾の結果より槽高さと同径の場合に対し次式を得る。

$$N_{P_S} = 11.9 Re^{-1/3} \quad (6)$$

自由表面をもつ攪拌槽の全所要動力は、自由表面でのトルクは無視し、さらに側壁面でのトルクは Eq.(6) の値を自由表面のもり上りにより側壁のぬれ面積が増加するためのトルク増分 h だけ補正することにより、次式で表わされる。

$$N_P = (1+h)N_{P_S} + N_{P_B} \quad (7)$$

Fig. 4 には $b/D=0.2$ の場合について、自由表面をもつ攪拌槽の動力を永田らの実験式⁴⁾にしたがって計算した値および Eq.(7) で液のもり上りを無視した場合($h=0$) の計算値が比較して示してある。両者は乱流域でよい一致を示し、液のもり上がり増分 h を考慮すれば両者は全く一致するものと思われる。なお b/D の増加とともに両者は一致なくなり $b/D=0.8$ でふたたび一致することがわかった。これは自由表面の影響が b/D のある範囲で大となるためと思われる。

結 論

攪拌槽底面のトルクを実測して次の結果が得られた。

(i) 攪拌槽底面壁の輸送現象は Re 数が 10^3 以上で乱流状態の挙動を示し、翼幅の影響は小さい。

(ii) 底面境界層の挙動は Re 数が 10^3 以下になると遷移域に入り、側壁面平均トルクの遷移 Re 数 250 より大きい。

(iii) モデル解析より乱流域の底面境界層厚さは側壁面のそれにほぼ等しいことがわかった。

(iv) 自由表面をもつ攪拌槽の所要動力は、翼幅が小さく自由表面変形の小さい攪拌槽では、側壁面と底面の両トルク測定値の和より推算した値と一致した。

Nomenclature

b	= impeller width	[cm]
D	= vessel diameter	[cm]
d	= impeller diameter	[cm]
h	= correction factor for liquid height	[—]
m	= constant in Eq.(2)	[—]
N	= rotational speed	[sec ⁻¹]
N_P	= Power number	[—]
N_{P_B}	= Power number reduced from bottom wall torque	[—]
N_{P_S}	= Power number reduced from side wall torque	[—]
R	= vessel radius (= $D/2$)	[cm]
r	= radius	[cm]
r_c	= radius of cylindrically rotating zone	[cm]
r_d	= impeller radius (= $d/2$)	[cm]
T_B	= torque on bottom wall	[g·cm ² /sec ²]
u	= tangential velocity	[cm/sec]
u_c	= velocity at r_c	[cm/sec]
<Greek>		
δ	= boundary layer thickness	[cm]
μ	= liquid viscosity	[g/cm·sec]
ρ	= liquid density	[g/cm ³]

Literature cited

- 1) Hiraoka, S.: Dr. Thesis at Kyoto Univ. (1970)
- 2) Mizushima, T., R. Ito, S. Hiraoka, A. Ibusuki and I. Sakaguchi: *J. Chem. Eng. Japan*, 2, 89 (1969)
- 3) Mizushima, T., R. Ito, S. Hiraoka, M. Tanaka and K. Fujimoto: *Kagaku Kōgaku*, 35, 471 (1971)
- 4) Nagata, S., K. Yamamoto, T. Yokoyama and S. Shiga: *Kagaku Kōgaku (Chem. Eng. Japan)*, 21, 708 (1957)
- 5) Yamamoto, K.: Dr. Thesis at Kyoto Univ. (1961)

<技術報告>

尿素合成管の一設計法（井上 繁・大塚英二・金井一道，化学工学，37，193～199（1973））

管内での流動が気相も伴ったピストンフローに近いものであれば，複雑な気液平衡式を用いる代りに L なる吸収係数を導入することによって，合成管容積の計算が容易になることを示した。実際の試験結果でもバッフル・プレートつきであれば，ピストン・フローに近いことが判明して，このデータより L を求めると簡単な傾向を示した。この L を用いて液相分の容積を先ず求め，さらに気相分を補正して得た合成管の容積は試験値とよく一致した。

<寄書>

反応を伴う物質移動の濃度分布に関する一考察（斎藤次雄・山内伸一・駒沢 勲・大竹伝雄，化学工学，37，199～202（1973））

瞬間不可逆2次反応を伴って静止液液界面を物質が移動する際の濃度分布を，Mach-Zehnder 干渉計を用いて検討した。

反応面が水相中を移動する場合には，濃度分布の測定値は一連の Fick の方程式に基づいた計算値とよく一致した。一方反応面が有機相中を移動する場合には一致しなかった。これは有機相中に発生した水のエマルジョンによって，反応生成物が有機相から界面に移動されるためであると考えられる。

攪拌槽底面に働くトルクの測定（平岡節郎・服部正人・山田 幾穂，化学工学，37，202～208（1973））

パドル型翼を備えた攪拌槽の底面に働くトルクのみを測定した結果，底面トルクに関する動力数 NP_B は Re 数が 10^3 以上の乱流域では Re 数の $-1/3$ 乗に比例し，モデル解析より底面境界層厚みは側壁面のそれとほぼ等しいことがわかった。またこの乱流域では翼幅の影響は小さい。他方 Re 数が 10^3 以下になると底面トルクは遷移域の挙動を示し翼幅の違いによる影響が顕著となる。この遷移 Re 数は側壁面平均トルクより求められる遷移 Re 数よりかなり大きいことがわかった。

<Technical Report>

A Design Method for the Urea Reactor, Shigeru Inoue, Eiji Otsuka (Mitsui Toatsu Chemicals Inc.) and Kazumichi Kanai (Mitsui Bussan Co.)

Kagaku Kōgaku, 37, 193~199 (1973)

Under the normal operating pressure of the urea reactor reactions proceed as follows; a part of gaseous NH_3 and CO_2 are absorbed into the solution, which includes formed urea and water, with rise of temperature which promotes successive conversion to urea.

This cycle, absorption and formation of urea, repeats till gas phase substantially disappears and conversion to urea approaches to that at the equilibrium state.

Accordingly, if the fluid in the urea reactor is assumed to flow like piston flow, the introduction of absorption coefficient L , just similar to Bunsen coefficient, enables us to calculate the reactor volume more simply than with a method in which complicate equations for phase equilibrium were usually used.

Pilot test data about the reactor with baffle plates showed that the flow in the reactor was like a piston type and that, the L derived from the data had a simple feature under a given condition of reactor operation. At first the volume for liquid phase was calculated using above L and then the whole volume of a urea reactor which was obtained by addition of volume for gas phase to the above volume was nearly equal to the volume of pilot test reactor.

<Short Communications>

A Note on Concentration Profiles for Mass Transfer with Chemical Reaction, Tsugio Saito (Nichiban Co., Ltd.), Shin-ichi Yamauchi, Isao Komasawa and Tsutao Otake (Osaka Univ.)

Kagaku Kōgaku, 37, 199~202 (1973)

An experimental study is made on the concentration profiles for mass transfer with an instantaneous bimolecular chemical reaction across the quiescent plane liquid-liquid interface using a Mach-Zehnder interferometer.

In the case reaction zone moves into aqueous phase, the concentration profiles measured are in satisfactory agreement with those calculated with a set of Fick's equations. While in another case it moves into organic phase, an agreement is not obtained. This may result from the rapid transfer of reaction product from the organic phase to the interface by emulsified aqueous droplets.

Measurement of Torque on Bottom Wall of Agitated Vessel, Setsuro Hiraoka, Ikuho Yamada (Nagoya Inst. of Tech.) and Masato Hattori (Nagoya Rubber Co., Ltd.)

Kagaku Kōgaku, 37, 202~204 (1973)

The torque on bottom wall of an agitated vessel with paddle type impeller has been measured, and it is found that Power number reduced from measured torque is proportional to Reynolds number to the minus one-third power and is little affected by the impeller width for the turbulent region of $Re > 10^3$. Besides the boundary layer thickness on bottom wall is nearly equal to that on side one from model analysis. Whereas for the transition region, $Re < 10^3$, the bottom wall torque is obviously affected by the impeller width, and the transition Reynolds number is larger than that of the side.