二成分混合液の核沸騰熱伝達* (熱伝達の整理式)

藤田 恭伸^{*1}, 筒井 正幸^{*1}

Heat Transfer in Nucleate Boiling of Binary Mixtures (Development of a Heat Transfer Correlation)

Yasunobu FUJITA and Masayuki TSUTSUI

Heat transfer coefficients in nucleate pool boiling of five binary mixtures at atmospheric pressure were measured on an upward-facing circular plate for a wide range of heat fluxes from about 15 percent of the critical heat flux (CHF) to close to CHF. As has been observed in many previous measurements, heat transfer coefficients were reduced in comparison with the interpolated values between their constituent pure components. This reduction was dependent on the mixture composition and became more pronounced with increasing heat flux. To provide the simplest and most reliable prediction of the reduction of heat transfer coefficients regarding the mixture composition and heat flux, the Thome correlation was modified so as to include the effect of heat flux in a dimensionless form. The developed correlation succeeds in correlating the present experimental data within ± 20 percent accuracy.

Key Words: Heat Transfer, Nucleate Boiling, Binary Mixtures, Correlation

1. は し が き

二成分混合液が核沸騰するときの熱伝達係数は、単成分液の核沸騰熱伝達整理式の物性項に混合液の物性値を代入して求めた予測値や、混合液の成分純液の熱伝達係数の補間値と比較し、ほとんどの条件で小さくなる。この熱伝達の低下は程度の差はあるものの混合液の種類、伝熱面の形状、寸法、姿勢、表面粗さ、系圧力などを変えて行われた、それぞれの実験で共通に観察され、実験事実として定着している。

熱伝達低下の原因として諸説^{(1)~(7)}が提唱されている。理論的に納得し得る根拠として、一様に過熱された無限の広がりをもつ混合液中の単一球形気泡の成長理論⁽⁸⁾⁽⁹⁾がしばしば参照される。この理論によると同一過熱度の純成分液中の場合に比べ気泡成長は緩慢になる。しかし現実の沸騰気泡は伝熱面に接する温度こう配層内で非対称形状で成長し、同時に発生する多数の気泡の変形、合体、分裂、伝熱面離脱などのため複雑な様相を呈している。したがって理想条件下の気泡成長速度の低下と混合液の沸騰熱伝達係数の低下とを単純に結びつけることは困難であり、このため従来提

案されている熱伝達低下に対する諸機構の妥当性あるいはもっともらしさの検証は、熱伝達に関する実験結果との照合に頼らざるを得ない。この意味で系統的で綿密な測定による熱伝達の参照データの充足は重要な課題である。

著者は5種類の性質の異なると想定される混合液の核沸騰熱伝達係数を広い熱流束範囲で測定し、そのデータに基づいて従来提案された代表的な熱伝達係数低下率の予測式について評価⁽¹⁰⁾を行った。対象とした五つの予測式^{(3)(7)(11)~(13)}は式の構成がそれぞれ異なるものであったが、参照データのすべてを満足するものはいだせなかった。本研究の目的は同じデータを参照して熱伝達係数の低下率を $\pm 20\%$ の実用精度内で予測するための比較的簡単な実験整理式を提示することである。

2. 実験装置および混合液

直径 40 mm の水平上向き銅伝熱面を密閉容器内に納め、真空引きした容器に液位 100 mm まで混合液を注入し、系全体を補助加熱器で大気圧(0.101 MPa)に対応する飽和温度に設定した後に伝熱面に入力し、沸騰状態の安定を待って熱伝達係数の測定を行った。ヒステリシスを避けるため高熱流束側から熱流束を下げ

* 原稿受付 1995年9月11日。

^{*1} 正員、九州大学工学部 (〒812 福岡市東区箱崎 6-10-1)。

Table 1 Binary mixtures used in the present experiment

M/W : methanol/water E/W : ethanol/water
 E/Bu : ethanol/n-butanol M/E : methanol/ethanol
 M/Bz : methanol/benzene

	M/W	E/W	M/E	E/Bu	M/Bz
aqueous	○	○			
non-aqueous			○	○	○
non-azeotropic	○		○	○	
azeotrope -forming		○			○
larger $ Y_1 - X_1 $ and ΔT_{bp}	○	○		○	○
smaller $ Y_1 - X_1 $ and ΔT_{bp}			○		
linear property variation			○	○	
non-linear property variation	○	○			○

る方向で測定した。実験装置、伝熱面、実験方法などの詳細は文献(10)に記す。なお、直径 40 mm の銅伝熱面は周りの 0.2 mm 厚さのフィン部とは一体構造をなし、中心線上の表面から 1.1, 7.1, 13.0 mm の深さに埋め込んだ熱電対の指示値から表面熱流束と温度を算出した。伝熱面は同じ表面条件を得るため、一連の測定ごとに 0/4 番のエメリー紙で磨いた。このときの表面粗さの平均値は 0.125 μm であった。

核沸騰熱伝達の測定を行った混合液は表 1 の 5 種類である。これらは、水溶液と非水有機混合液、非共沸混合液と共沸点をもつ混合液、相平衡図の露点曲線と沸点曲線の開きの大きいものと小さいもの、濃度に対する物性値変化が非線形的なものと線形的なもの、純成分液の沸点差の大きなものと小さなものなど、性質の異なる混合液を含み、さらに相平衡図や物性データの推定精度などを考慮して選択した。

3. 実験結果の表示

5 種類の混合液とそれらを構成する純成分液について 39 の濃度(低沸点成分のモル分率 X_1 で表示, $X_1=0$ は高沸点成分純液, $X_1=1$ は低沸点成分純液)に対し、765 点のデータを得た。熱流束は十分発達した核沸騰の全域を実現するため、限界熱流束(CHF)の約 15% の低熱流束から CHF 直前(ヒータ容量の許す限り)まで変化させた。この範囲の測定点をできるだけ均等に分散させるため熱流束を対数目盛上でおおよそ等間隔に刻んだ。

各濃度に対する沸騰曲線の検討から、低熱流束の数点(部分核沸騰域のデータ)を除きデータ点は直線上に分散することがわかり、熱伝達係数 $\alpha[W/(m^2 \cdot K)]$ と

Table 2 Data presentation by an equation $\alpha = Cq^n$, where heat transfer coefficient α in $W/(m^2 \cdot K)$ and heat flux q in W/m^2

X_1 : mole fraction of the more volatile component
 NOD : number of data points
 AVD : average deviation in %
 ROH : range of heat flux in kW/m^2

(a) Methanol/Water

X_1	C	n	NOD	AVD %	ROH kW/m^2
0	0.540	0.82	13	3.13	33-610
0.1	1.151	0.73	8	2.68	37-510
0.2	0.504	0.79	13	4.58	41-580
0.3	1.341	0.71	8	1.57	37-520
0.4	0.724	0.76	14	2.48	36-510
0.6	0.736	0.75	9	2.10	28-500
0.8	0.530	0.80	23	4.29	21-580
0.9	0.162	0.90	9	1.73	26-500
1.0	0.0876	0.96	21	4.69	25-520

(b) Ethanol/Water

X_1	C	n	NOD	AVD %	ROH kW/m^2
0	0.540	0.82	13	3.13	33-610
0.07	2.030	0.70	13	4.68	17-590
0.17	0.947	0.74	9	2.34	40-570
0.20	0.543	0.78	14	3.50	40-550
0.31	0.360	0.81	23	3.26	36-550
0.40	0.460	0.79	12	3.68	30-450
0.55	0.196	0.88	18	3.30	22-600
0.60	0.203	0.87	15	3.39	23-500
0.80	0.350	0.86	15	6.08	24-460
0.88	0.138	0.93	18	1.56	25-460
1.0	0.189	0.90	23	2.89	19-400

(c) Methanol/Ethanol

X_1	C	n	NOD	AVD %	ROH kW/m^2
0	0.189	0.90	23	2.89	19-400
0.2	0.112	0.94	25	2.55	23-430
0.4	0.0933	0.95	18	2.55	24-420
0.6	0.0813	0.96	17	2.75	21-400
0.8	0.122	0.93	24	4.01	20-500
1.0	0.0876	0.96	21	4.69	25-520

(d) Ethanol/n-Butanol

X_1	C	n	NOD	AVD %	ROH kW/m^2
0	0.332	0.86	17	2.58	22-330
0.2	0.212	0.87	16	1.55	19-370
0.4	0.151	0.89	15	2.39	25-380
0.6	0.166	0.88	16	2.78	28-390
0.8	0.121	0.91	26	3.45	23-500
0.9	0.199	0.89	7	2.79	15-390
1.0	0.189	0.90	23	2.89	19-400

(e) Methanol/Benzene

X_1	C	n	NOD	AVD %	ROH kW/m^2
0	0.398	0.84	31	4.83	18-280
0.1	0.265	0.83	14	3.41	21-350
0.2	0.283	0.83	12	4.54	23-280
0.3	0.262	0.85	13	5.43	20-270
0.4	0.314	0.84	22	5.39	16-280
0.5	0.200	0.88	14	3.89	19-240
0.6	0.0948	0.95	19	1.96	21-280
0.7	0.0924	0.95	15	1.40	23-320
0.8	0.122	0.93	15	2.71	20-280
0.9	0.133	0.93	14	3.39	24-350
1.0	0.0876	0.96	21	4.69	25-520

熱流束 q [W/m^2] の関係は次式で近似できる。

$$\alpha = Cq^n \dots\dots\dots (1)$$

ここに α は伝熱面過熱度 ΔT に、伝熱面温度とバルク液の沸点温度との差を用いて定義した。各濃度ごとに求めた係数 C と指数 n の値、データ数 (NOD)、平均誤差 (AVD)、データの存在する熱流束範囲 (ROH) を表 2 に示す。本実験の大部分のデータは式 (1) によって 5% の平均誤差内で再現されていることがわか

る。

4. 沸騰熱伝達に及ぼす濃度と熱流束の影響

4・1 濃度の影響 図 1 は熱伝達係数の濃度に対する変化のようすを熱流束をパラメータにとって示したものである。図 1 中のデータ点はパラメータの数値を合わせるため、式 (1) から各熱流束に対して求め

Fig. 1 Boiling heat transfer coefficient as a function of mixture composition at different heat flux, along with variations of $|Y_1 - X_1|$ and ΔT_{bp} with composition

Fig. 2 Normalized boiling heat transfer coefficient as a function of mixture composition at different heat flux

た。

混合液の核沸騰の実験で一般に確認されているように、熱伝達係数は濃度変化に対して下に凸の変化を示し、成分純液の熱伝達係数の補間値や、共沸点をもつ混合液については共沸点と純液間の補間値に比べ低下している。図1の上段にはバルク液濃度に対応する低沸点成分の気液濃度差 $|Y_1 - X_1|$ 、および露点曲線と沸点曲線間のフラッシュ温度差 ΔT_{bp} を相平衡図(後出の図3を参照)から求め、図示している。これらが極大値をとる濃度付近に熱伝達係数の極小値が現れているが、両者の対応は必ずしもよくない。

4.2 熱伝達低下に及ぼす熱流束の影響 図1の結果を同じ濃度で比較すると、高熱流束ほど熱伝達係数の低下が著しくなる傾向がみられる。この熱流束依存性を明確にするため、熱伝達係数を正規化することにする。いま、同じ熱流束の条件下で成分純液の伝熱面過熱度を ΔT_1 と ΔT_2 、熱伝達係数を α_1 と α_2 とすれば(添字“1”は低沸点成分、添字“2”は高沸点成分を表す)、モル分率基準の伝熱面過熱度の線形補間値 ΔT_{id} およびこの ΔT_{id} に基づく熱伝達係数 α_{id} が定義される。

$$\Delta T_{id} = X_1 \Delta T_1 + (1 - X_1) \Delta T_2 \quad \dots\dots\dots (2)$$

$$\alpha_{id} = \frac{q}{\Delta T_{id}} = \frac{1}{X_1/\alpha_1 + (1 - X_1)/\alpha_2} \quad \dots\dots\dots (3)$$

なお、共沸点をもつ混合液の場合には、共沸点と両側のそれぞれの純成分液との間で線形補間を行うこととする。実際の混合液の伝熱面過熱度 ΔT はこの理想伝熱面過熱度ともいべき補間値 ΔT_{id} より大きいため、熱伝達係数 α は α_{id} に比べ低下する。 α を α_{id} で正規化した熱伝達係数比(低下率)をメタノール/水とエタノール/水の場合について図2に例示する。高熱流束ほど α/α_{id} の低下が増すことがわかる。

5. 熱伝達の整理

5.1 従来の整理式の考え方 線形補間に基づく理想熱伝達係数 α_{id} より実際の熱伝達係数 α が低下する原因として、大きく四つの機構が提唱されている。一つは低沸点成分の気泡表面への物質移動に対する拡散抵抗の律速⁽²⁾⁽⁴⁾、次には蒸発に伴う濃縮により沸騰気泡周りの液温が上昇し、その結果生じる伝熱面温度との間の有効温度差の減少⁽¹⁾⁽³⁾⁽⁷⁾、第3は核生成エネルギーの増大とその結果予想される発泡点数の減少⁽³⁾⁽⁶⁾、最後は物性値の濃度に対する非線形的変化⁽⁵⁾、である。これらの機構に関係する因子を抽出し、それらを用いて熱伝達係数の低下率を予測する実用的な方法が種々提案されている。

拡散抵抗が律速の場合、気液平衡濃度差 $|Y_1 - X_1|$ を影響因子として抽出し、Stephan-Körner⁽³⁾、Calus-Leonidopoulos⁽¹¹⁾、Schlünder⁽¹²⁾、Jungnickel ら⁽¹³⁾ が予測式を得ている。Stephan-Körner はこの項のみを用いているが、Calus-Leonidopoulos はレイス数と顕潜熱比も導入している。Schlünder は $|Y_1 - X_1|$ のほかに、拡散の効果を表すパラメータとして物質伝達係数と伝熱面熱流束のうち潜熱への転換割合、の二つを加えている。また熱流束による熱伝達係数低下率の変化を考慮するため、Schlünder と Jungnickel らは熱流束も影響因子に含めている。

Thome⁽⁷⁾ は有効温度差の減少を熱伝達低下の直接原因と考え、フラッシュ温度差 ΔT_{bp} をパラメータに採用して次の整理式を得ている。

$$\frac{\alpha}{\alpha_{id}} = \frac{1}{1 + \Delta T_{bp} / \Delta T_{id}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

上述の5種類の整理式を実験データに基づいて評価した結果⁽¹⁰⁾によると、Stephan-Körner の式が最善の予測を与えている。しかし混合液の種類ごとに定まる実験定数を含んでいるので、任意の混合液への適用性には問題が残る。次により結果は Schlünder の式による予測であるが、パラメータに含まれている物質伝達

係数の推算が容易でなく、実験定数的な扱いをせざるを得ない。Thome の式(4)は形式が簡単なだけに、良好な予測を与えていない。その理由は5・2節でも述べるように、整理式の構成からみて限界熱流束付近の高熱流束を対象にしているためと考えられる。

5・2 混合液の沸騰過程の有効温度差 沸騰を開始し伝熱面上に気泡が生成すると、低沸点成分が優先的に蒸発し、気泡表面あるいは気泡が密集した伝熱面のごく近傍の液中の低沸点成分の濃度 X_{1p} は伝熱面から十分離れたバルク液中の濃度 X_1 より低下する。その結果、気泡表面温度 T_h はバルク液の沸点温度 T_s より ΔT_h だけ上昇する。この状況を図3の相平衡図上に定性的に示す。気泡表面温度の上昇 ΔT_h は、沸騰開始点付近の低熱流束では蒸発速度が小さいため無視できる程度と思われるが、蒸発速度の増大とともに増加し、CHF 付近の高熱流束では極大値 ΔT_{bp} に漸近するものと考えられる。したがって F を熱流束の関数として ΔT_h を次式のように表すことにする。

$$\Delta T_h = F \Delta T_{bp} \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$q \rightarrow q_{INB} : F \rightarrow 0$$

$$q \rightarrow q_{CHF} : F \rightarrow 1$$

ここに q_{INB} は沸騰開始点の熱流束を表すが、限界熱流束 q_{CHF} に比べると、通常その1%以下である。

バルク液温 T_s を基準にすると気泡表面あるいは伝熱面に接する液温は ΔT_h だけ高い。この増分を補正すると沸騰過程の有効温度差はバルク液温を基準にとった伝熱面過熱度 $\Delta T (= T_w - T_s, T_w : \text{伝熱面温度})$ より ΔT_h だけ低下する。式(2)で得られた伝熱面過熱度 ΔT_{id} はこの有効温度差を与えるものと仮定すると、

$$\Delta T_{id} = \Delta T - \Delta T_h \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$\therefore \frac{\alpha}{\alpha_{id}} = \frac{q/\Delta T}{q/\Delta T_{id}} = \frac{1}{1 + \Delta T_h/\Delta T_{id}}$$

この式に式(5)の関係を代入すると、

Fig. 3 Temperature rise at the phase interface near the heated wall

$$\frac{\alpha}{\alpha_{id}} = \frac{1}{1 + F(\Delta T_{bp}/\Delta T_{id})} \quad \dots\dots\dots (7)$$

Thome の式(4)は上式で $F=1$ とおいた場合に相当し、彼自身が述べているように低熱流束を含む広い熱流束範囲に式(4)を適用するには限界がある。

5・3 熱伝達整理式の導出 混合液の核沸騰熱伝達係数の低下が気泡表面あるいは伝熱面のごく近傍の液温上昇 ΔT_h を考慮すれば予測できるとの Thome の考え方⁽⁷⁾ に立つと、式(5)や式(7)の F を具体的に定めることが重要になる。井上⁽¹⁵⁾ は $F=0.25 + 0.45q/10^5$ 、著者⁽¹⁴⁾ は $F=1 - 0.8 \exp(-q/10^5)$ の関係(いずれも q の単位は W/m^2)を用いて熱伝達の低下率予測にある程度の成功を収めている。しかしこれら関係式は次元定数を含んでおり、さらに $q \rightarrow q_{CHF}$ のとき $F \rightarrow 1$ 、の制約条件を満足するとは限らず、広い熱流束範囲への適用性に問題が残る。また $q \rightarrow q_{INB}$ のとき $F \rightarrow 0$ 、の条件も考慮すべきであるが、一般に q_{INB} は q_{CHF} の1%以下になることが多く、このような沸騰開始点付近の低熱流束では熱伝達低下率もわずかなことから、低熱流束側の制約条件をある程度緩和してもその影響は小さいものと考えられる。そこで限界熱流束 q_{CHF} で正規化した熱流束比 q/q_{CHF} を用い、 $F(q/q_{CHF})$ の形式で熱流束の影響を検討すれば、より一般性のある結果が得られると思われる。

単成分液の限界熱流束に関しては、 $q_{CHF} = K \rho_v h_{fg} [\sigma g (\rho_L - \rho_v) / \rho_v^2]^{1/4}$ の関係が確立している。同様の関係が混合液にも成り立つと想定し、 F の熱流束依存性を

$$F = F \left\{ \frac{q}{\rho_v h_{fg} [\sigma g (\rho_L - \rho_v) / \rho_v^2]^{1/4}} \right\} \quad \dots\dots\dots (8)$$

の無次元形式で検討してみる。ここに ρ_v および ρ_L : 気液の密度、 h_{fg} : 蒸発潜熱、 σ : 表面張力、 g : 重力の加速度、である。

式(3)、(7)、(8)の関係を表2にまとめた5種類の実験データに適用し、試行錯誤的に式(8)の関数関係を定めた。その結果、次式の熱伝達係数低下率の予測式を得た。なお、このとき必要な混合液の物性値の推算は、 ρ_L は対応状態原理に基づき Yen-Woods の式⁽¹⁶⁾、 ρ_v は理想気体の混合と仮定、 h_{fg} は質量分率に基づく混合則、 σ は水溶液については Tamura の式⁽¹⁷⁾、有機混合液については Macleod-Sugden の式⁽¹⁸⁾⁽¹⁹⁾、により行った。

$$\begin{aligned} \frac{\alpha}{\alpha_{id}} = & 1 / \left[1 + \left\{ 1 - \exp \right. \right. \\ & \times \left. \left\{ - \frac{60 q / \rho_v h_{fg}}{[\sigma g (\rho_L - \rho_v) / \rho_v^2]^{1/4}} \right\} \right] \left(\frac{\Delta T_{bp}}{\Delta T_{id}} \right) \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (9)$$

Fig. 4 Comparison of the present prediction with the measured heat transfer coefficients, where the measured data for pure components were used

Fig. 5 Comparison of the present prediction with the measured heat transfer coefficients, where the predicted values from the Stephan-Abdelsalam correlation were used for pure components

$$\Delta T_{id} = X_1 \Delta T_1 + (1 - X_1) \Delta T_2$$

$$\alpha_{id} = \frac{q}{\Delta T_{id}} = \frac{1}{X_1/\alpha_1 + (1 - X_1)/\alpha_2}$$

なお単成分液のCHFに対する $K=0.13$ の値をそのまま用いると、 $q_{CHF}/100 \leq q \leq q_{CHF}$ に対して $0.075 \leq F \leq 1.0$ となり、液温上昇に対する式(5)の条件をほぼ満

たしている。図4は実験データと式(9)による計算結果の比較例である。比較には低熱流束の部分核沸騰と思われるデータ〔熱伝達係数は式(1)の代表線より高め〕も含むすべてのデータを用いた。ただし純成分液($X_1=0$ と $X_1=1$)と共沸点のデータは計算値と測定値が完全に一致するので除いた。図4のメタノール/水で

はデータ点の96.4%, エタノール/水では84.9%, エタノール/ブタノールでは95.0%が $\pm 20\%$ 以内におさまっている。また図示していないが、メタノール/エタノールの場合にはすべてのデータが計算値の $\pm 15\%$ 以内、メタノール/ベンゼンでは77.3%のデータが $\pm 20\%$ 以内に整理されることがわかった。

5・4 単成分液の整理式を適用した場合 混合液の熱伝達係数を式(9)の形式の整理式から予測するには成分純液のデータがある。実験データが利用できない場合には整理式からの予測データを採用せざるを得ない。一般に核沸騰熱伝達整理式の予測精度はせいぜい20~30%といわれているので、このための精度低下は避けられない。単成分液の核沸騰熱伝達整理式として評価の高いStephan-Abdelsalamの式⁽²⁰⁾から α_1 と α_2 を計算し、これと式(9)を併用した場合の予測値と実験結果の比較例を図5に示す。Stephan-Abdelsalamの整理式を式(1)の形式に直すと熱流束の指数は $n=0.67$ となり、これに比べると表2に示す本実験のデータは $n=0.82\sim 0.96$ と大きい。このため図5では測定値が熱伝達係数の大きい高熱流束側で計算値よりも高めになり、低熱流束側で低めになっている。しかし予測結果は予想外に良好である。またデータの分散は図4と同程度であり、式(9)による混合液の熱伝達係数低下率の予測法が十分な精度をもつことがわかる。

6. む す び

性質の異なる5種類の二成分混合液の大気圧下のプール核沸騰熱伝達の実験結果に基づいて、構成純成分液の熱伝達係数の補間値に対する混合液の沸騰熱伝達係数の低下率を予測する方法を検討し、次の結果を得た。

(1) 熱伝達低下の主因が気泡周りの液温上昇による有効温度差の減少であるとの考え方に基づいて、合理的な熱伝達の実験整理式(9)を得た。

(2) 整理式(9)は気泡周りの液温上昇が沸騰開始点付近のわずかな上昇から限界熱流束点付近のフラッシュ温度差に等しい最大値まで熱流束とともに変化することを考慮して導いたもので、Thomeの整理式に

熱流束の影響を導入した形をとっている。

(3) 整理式(9)は限界熱流束の約15%から限界熱流束近くの高熱流束までの広範囲の十分発達した核沸騰域の熱伝達係数を $\pm 20\%$ 以内の精度で予測できる。

(4) 整理式(9)の適用に必要な純成分液の熱伝達係数にStephan-Abdelsalamの整理式からの予測値を用いても、許容できる精度で混合液の沸騰熱伝達係数を予測できる。

なお、今後の課題としては他の研究者のデータや本研究で採用した以外の混合液のデータについて整理式の精度や適用性の検討や確認が必要である。

文 献

- (1) Van Wijk, W. R., ほか2名, *Chem. Eng. Sci.*, **5**(1956), 68-80.
- (2) Sternling, C. V. and Tichacek, L. J., *Chem. Eng. Sci.*, **16**(1961), 297-337.
- (3) Stephan, K. and Körner, M., *Chem. Ing. Techn.*, **41**(1969), 409-417.
- (4) Calus, W. F. and Rice, P., *Chem. Eng. Sci.*, **27**(1972), 1687-1697.
- (5) Stephan, K. and Preusser, P., *Ger. Chem. Eng.*, **2**(1979), 161-169.
- (6) Thome, J. R., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **104**(1982), 474-478.
- (7) Thome, J. R., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **26**(1983), 965-974.
- (8) Scriven, L. E., *Chem. Eng. Sci.*, **10**(1959), 1-13.
- (9) Van Stralen, S. J. D., *Br. Chem. Eng.*, **12**(1967), 390-394.
- (10) 藤田恭伸・筒井正幸, 機論, **60**-577, B(1994), 3101-3108.
- (11) Calus, W. F. and Leonidopoulos, D. J., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **17**(1974), 249-256.
- (12) Schlünder, E. U., *Verfahrenstechnik*, **16**(1982), 692-698.
- (13) Jungnickel, H., ほか2名, *Int. J. Refrig.*, **3**(1980), 129-133.
- (14) Fujita, Y. and Tsutsui, M., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **37**(1994), 291-302.
- (15) 井上利明・門出政則, 機論, **57**-544, B(1991), 4197-4202.
- (16) Yen, L. C. and Woods, S. S., *AIChE J.*, **12**(1966), 95-99.
- (17) Tamura, M., ほか2名, *Bull. Chem. Soc. Jpn.*, **28**(1955), 83-88.
- (18) Macleod, D. B., *Trans. Faraday Soc.*, **19**(1923), 38-42.
- (19) Sugden, S., *J. Chem. Soc. Trans.*, **125**(1924), 1177-1189.
- (20) Stephan, K. and Abdelsalam, M., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **23**(1980), 73-87.