非溶解性液-液直接接触並行流の沸騰熱伝達特性* (伝熱流動様式と無次元整理式の相関)

椎 名 孝 次^{*1}, 坂 口 晴 一 郎^{*2}

Boiling Heat Transfer Characteristics in Liquid-Liquid Direct Contact Parallel Flow of Immiscible Liquids (Heat Transfer Flow Pattern and Empirical Correlation)

Koji SHIINA and Seiichirou SAKAGUCHI

Boiling heat transfer characteristics in liquid-liquid direct contact parallel flow of immiscible liquids were investigated. The effect of operating conditions and column specifications on the UA factor of heat transfer was determined and the following empirical correlation is proposed:

$$St = k_1 + k_2 M^{*a} H^{*b} Z^{*c} N^{*d}$$

for conditions where subcooling is constant. The Stanton number for heat transfer to the dispersed phase is shown to correlate with the product of the Jacob number and the Prandtl number, H^* . Comparison of heat transfer-flow pattern and the correlation equation of heat transfer showed good agreement within a range of $\pm 30\%$.

Key Words: Boiling Heat Transfer, Empirical Correlation Equation, Liquid-Liquid Direct Contact, Parallel Flow, Immiscible Liquids, UA Factor, Stanton Number, Jacob Number, Prandtl Number, Flow Pattern

1. 結 言

現在、火力コンバインド発電や工場廃熱利用発電の省エネルギー対応プラントが研究されている。これらの共通課題は、熱交換器の大形化による製作コストの増大である。また、熱エネルギー有効利用の観点から、低温度差用熱交換器の開発が望まれており、熱交換器に対する高性能化が要求されている。すなわち、低温度で大量の熱を小温度差で伝達させ、しかも低コストの必要がある。そこで、伝熱促進技術の開発から多くの成果が上がっている。しかし、ほとんどが伝熱管の隔壁を粗面にし、拡大伝熱面による効果、または伝熱促進させる間接式熱交換器である。一方、隔壁を除いて高温及び低温流体を直接接触させて伝熱性能を飛躍的に向上させ、かつ伝熱管の汚れによる性能低下のない直接接触式熱交換器の研究も行われている⁽¹⁾。直接式熱交換器は間接式に比べて隔壁がないので、構造が簡単で汚れの影響を受けにくい。しかも、二流体の直接接触により有効伝熱面積を大きくでき、熱交換器の

小形・軽量化が図られて高性能が得られる。但し、直接熱交換する二流体の選定により、熱交換後の気液及び液々分離の難しさ、熱交換中の蒸気発生による管内不安定流動及びゆるやかな蒸気爆発の発生などの問題がある。そこで、直接式熱交換器の伝熱性能を評価する際、直接接触熱伝達メカニズムの把握が非常に重要である。

従来の研究として、直接接触熱伝達の基礎現象^{(2)~(7)}やパイロットプラントによる予熱器及び蒸発器のモデル試作の実験研究^{(8)~(10)}が主体である。これらは地熱バイナリー発電プラントの直接式熱交換器の考え⁽¹¹⁾を基に研究しており、未だ新製品や設計データは明らかにされていない。また、直接式蒸発器の要因分析が不明確で、各研究者により様々なデータが提示され、統一的な整理がなされていない。さらに、直接式熱交換器の伝熱性能は有効伝熱面積が未知のため、入口及び出口条件から体積基準の総括伝熱係数 U_V 、または UA ファクタを実験的に求め、全体性能を確認しているのが現状である⁽¹⁾。

本研究は、直接式蒸発器における非溶解性二成分系直接接触の伝熱・流動様式から、各種因子に対する伝熱性能の無次元整理式を求めた。そして、本評価式を用いた伝熱特性の感度解析を行い、性能評価のデ

* 原稿受付 1996年3月4日。

^{*1} 正員、(株)日立製作所電力・電機開発本部 (〒317 日立市幸町3-1-1)。

^{*2} 正員、(株)日立製作所技術研修所 (〒107 東京都港区南青山町5-5-12)。

ータとした。

記 号 表

A : 面積 m^2
C_p : 定圧比熱 $\text{kJ}/(\text{kg} \cdot \text{K})$
D : 液滴径 m , 直径 m
d : 直径 m
H^* : 無次元数 $= Ja \cdot Pr_{dv}$
Ja : ヤコブ数 $= L_d / (C_{p,dv} \cdot \Delta T_{\text{sat}})$
L : 蒸発潜熱 kJ/kg
M^* : 質量流量比 $= m_c / m_d$
m : 質量流量 kg/s
N^* : 無次元長さ $= d_N / D_w$
Nu : ヌッセルト数 $= h \cdot d / \kappa$
Pr : プラントル数
Q : 伝熱量 kW
Re : レイノルズ数 $= u \cdot d / \nu$
St : スタントン数 $= Nu / (Re \cdot Pr)$
T : 温度 $^{\circ}\text{C}$
U : 面積基準の総括伝熱係数 $\text{kW}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
UA : UA ファクタ $\text{kW}/^{\circ}\text{C}$
V : 体積流量 m^3/s , l/min
v : 速度 m/s
Z : 長さ m
Z^* : 無次元長さ $= Z_t / D_w$
ρ : 密度 kg/m^3
κ : 熱伝導率 $\text{kW}/(\text{m} \cdot \text{K})$
ν : 動粘性係数 m^2/s
ξ : 感度係数

添 字

c : 連続相
d : 分散相
i : 内部, 入口部
l : 液相
$\ln$: 対数平均
N : ノズル
o : 外部, 出口部
s : 過熱, 飽和状態
sat : 過熱
sub : 過冷却
t : 全体的
v : 蒸気相
w : 水
o : 標準状態
$*$: 20%変化状態

2. 実験装置及び方法

2.1 実験装置

図1に実験装置の概要図を示す。まず、実験装置系統は連続相と分散相循環ループ及び二流体の直接接触熱交換部の3要素から構成される。ここで、連続相に水を選び、連続相タンク内で加熱ヒータと冷却水で入口温度 T_{ci} に設定し、ポンプでテスト部へ供給する。一方、分散相にフロン R113を選び、分散相タンク兼凝縮器内で加熱ヒータと冷却水で入口温度 T_{di} に設定し、ポンプでテスト部に設置したノズルから噴射する。なお、連続相循環流量 V_c 及び分散相噴射流量 V_d は各ループに設置したフローメータで測定した。また、テスト部に内径 $D_w = 50 \text{ mm}$, 長さ 1.5 m の透明アクリル円筒パイプを用いて現象を可視化した。テスト部には 100 mm 間隔で分散相噴射ノズル取付部を設け、長さ Z_t の影響を調べた。さらに、高さ方向にノズル位置から 50 mm 離し、 100 mm 間隔に設置した素線径 0.1 mm の銅-コンスタンタン熱電対で器内温度分布を測定した。ここで、二液接触で沸騰した分散相は分散相タンク内の凝縮器で凝縮液となり容器内へ戻る。なお、混合二流体は気液分離器で連続相液体と分散相蒸気に分離される。但し、未沸騰分散相液は容器内下部へ流下して系外へ流出する。

2.2 実験条件

次に、表1に本実験条件及び記号の説明を示す。実験条件は、表1中の7種パラメータを選定し、サブクール度一定でテスト部の幾何学的寸法と二流体の状態量の6種の設定条件に着目した。周囲条件は大気圧、二流体の熱交換方式は垂直並行上昇流である。また、テスト部内径 $D_w = 25, 35, 50 \text{ mm}$, ノズル内径 $d_N = 1, 2, 3 \text{ mm}$ とした。そして、連続相循環流量 V_c 及び入口温度 T_{ci} , 分散相噴射流量 V_d 及び入口温度 T_{di} を設定した。

Fig. 1 Schematic Diagram of Experimental Apparatus

Table 1 Experimental Condition

Cont. Phase	Disp. Phase
	Water	Freon R-113
Inlet Temp. T (°C)	$40 \leq T_{ci} \leq 90$	$T_{di} = 30$
Flow Rate V (l/min)	$5 \leq V_c \leq 40$	$0.05 \leq V_d \leq 3$
Inner Diam. D (mm)	$D_w = 25, 35, 50$	$d_N = 1, 2, 3$
Length Z (mm)	$175 \leq Z_t \leq 1175$	
Heat Exchange Type	Vertical Parallel Flow	
Circumf. Condition	Atmosphere	

Table 2 Standard Value

Standard Value	
$T_{ci} = 70$ °C	
$V_c = 20$ l/min	
$T_{di} = 30$ °C	
$V_d = 0.2$ l/min	
$D_w = 50$ mm	
$d_N = 2$ mm	
$Z_t = 975$ mm

Fig. 2 Schematic Diagram of Visual Area

2・3 実験方法 本研究は、伝熱・流動様式の可視化及び沸騰熱伝達実験を行った。以下、各実験方法を説明する。

(1) 可視化実験 伝熱・流動状態を分類するため、透過光方式による直接写真撮影を行った。シャッタースピードを $1/1000$ s とし、テスト部が円筒のため、液滴径の統計処理は行わない。

(2) 伝熱実験 分散相の飽和温度以上の連続相中にサブクール分散相液を噴射し、熱交換時の総括伝熱係数を測定した。この時、連続相は相変化せず、分散相は相変化する。二流体の交換熱量 Q は計測誤差の少ない連続相の顕熱変化から、次式により求めた。

$$Q_c = m_c C_{pc} (T_{ci} - T_{co}) \dots \dots \dots (1)$$

また、熱交換器の有効温度差 ΔT には次式に示す対数平均温度差 ΔT_{in} を用いた。ここで、本実験では相変化を伴うが、単相流の場合と等価的に有効温度差は並行流の場合の一般式を用いた。

$$\Delta T_{in} = \frac{(T_{ci} - T_{di}) - (T_{co} - T_{do})}{\ln \{ (T_{ci} - T_{di}) / (T_{co} - T_{do}) \}} \dots \dots \dots (2)$$

テスト部出入口の連続相温度 T_c 及び分散相温度 T_d は、銅-コンスタンタン熱電対で測定した。以上の式(1)及び式(2)より、総括伝熱係数として次式の UA ファクタ(面積基準の総括伝熱係数 U と有効伝熱面積 A の積)で評価した。

$$UA = Q_c / \Delta T_{in} \dots \dots \dots (3)$$

また、入口及び出口側の二流体温度の定常性をペンレコーダで確認の後、温度測定を行った。さらに、サブクール度 ΔT_{sub} 及び界面過熱度 ΔT_{sat} (以下、過熱度と呼ぶ)を次式で定義した。

$$\Delta T_{sub} = T_{ds} - T_{di} \dots \dots \dots (4)$$

$$\Delta T_{sat} = T_{ci} - T_{ds} \dots \dots \dots (5)$$

ここで、 T_{ds} は分散相飽和温度である。また、連続相と分散相の二成分は混合しているため、両者の界面では分散相蒸気と連続相水蒸気が存在する。分散相は大気圧で沸騰し、蒸気圧線図から連続相の水蒸気分圧を補正すると、分散相の飽和温度は $T_{ds} = 44^\circ\text{C}$ となる。

3. 実験結果

3・1 伝熱・流動様式の分類 表2に各種因子に対する標準状態を示す。表1中の7因子の中で、伝熱・流動様式に影響を及ぼす因子は連続相入口温度 T_{ci} と分散相噴射流量 V_d である。そこで、ノズル内径 $d_N = 2$ mm、管内径 $D_w = 50$ mm、連続相循環流量 $V_c = 20$ l/min 及び分散相入口温度 $T_{di} = 30^\circ\text{C}$ 一定とし、 T_{ci} 及び V_d を変化し、観測範囲をノズル出口近傍 ($0 \leq Z_t \leq 250$ mm) として、可視化実験を行った。また、図1に示すテスト部をユニットモジュールとみなし、図2に示す可視化領域はテスト上部の二成分二相流領域を無視し、直接接触熱伝達性能を支配する下部の微粒化・沸騰領域に限定した。以下、2種類の代表的パラメータについて、伝熱・流動様式の可視化から比較を行った。

3・1・1 連続相入口温度の影響 図3(a)に連続相入口温度 T_{ci} に対する伝熱・流動様式の写真を示す。可視化条件は連続相と分散相の体積流量比 $V_c/V_d = 100$ の場合、連続相入口温度が $50 \leq T_{ci} \leq 80^\circ\text{C}$ である。これより、連続相入口温度が $50 \leq T_{ci} \leq 70^\circ\text{C}$ で分散相液滴から沸騰が起こり、上部に蒸気泡、下部に薄い液膜を伴った、いわゆる“二相泡”状態で分散相気泡が上昇しているが、 $T_{ci} \geq 75^\circ\text{C}$ では分散相液柱状態の沸騰現象を生じ、分散相噴射流量の増加とともに小蒸気柱を形成する。ここで、球体二相泡の伝熱モデル⁽¹²⁾は $T_{ci} = 60^\circ\text{C}$ 付近で顕著に見られる。すなわち、連続相入口温度 T_{ci} が低いと未沸騰の分散相液滴が下流側へ流出するために伝熱性能は悪い。一方、 T_c の増加とともに小蒸気柱を形成し、ほぼ完全に沸騰すると伝熱性能は向上する。つまり、分散相が沸騰する際、飽和温度 T_{ds} に対して周囲の薄い過熱液相の存在が

(a) Effect of Continuous Phase Inlet Temperature T_{ci} (b) Effect of Dispersed Phase Flow Rate V_d

Fig. 3 Heat Transfer and Flow Pattern

重要である。故に、連続相入口温度 T_{ci} は分散相の沸騰を支配する重要因子である。従って、直接接触式熱伝達の場合、固体伝熱面を介した核沸騰と同様に、過熱度の増加とともに熱伝達が向上する傾向がある。

3・1・2 分散相噴射流量の影響 垂直上昇二相流の場合、連続相と分散相の流量割合が重要である。その理由は、連続相側の伝熱性能を支配する相対速度の効果、及び連続相と分散相の密度差により分散相液滴が落下してテストセクション下部で突沸現象を生ずる不安定流動現象の防止である。そこで、図3(b)に分散相噴射流量 V_d に対する伝熱・流動様式の写真を示す。可視化条件は連続相入口温度 $T_{ci}=70^\circ\text{C}$ の場合、分散相流量が $0.05 \leq V_d \leq 1.0 \text{ l/min}$ である。この結果、分散相流量が $0.05 \leq V_d \leq 0.3 \text{ l/min}$ の範囲で均一液滴の微粒化が進み、安定した二相泡状態を生じる。しかし、 $V_d \geq 0.5 \text{ l/min}$ では分散相がスプレー状の微粒化を生じ、分散相液柱表面で液々界面沸騰による微小気泡の生成が支配的となる。従って、本領域では V_d の増加とともに伝熱性能が向上する。但し、分散相の噴

射速度が増加するとノズル出口で分散相の拡がり角が大きくなり、テスト部内面へ衝突して二次微粒化を生じる。その結果、数百 μm 程度の微細液滴が浮遊し、未沸騰の過熱液滴でテスト部下流へ流出する。伝熱促進には、並行な二流体間で強い攪拌を生じ、個々の分散相液滴内へ発泡核となる微小気泡の取込みが重要である。この理由は、巨視的には連続相と分散相の流量比による混合・攪拌効果による二次微粒化の促進、微視的には二流体間でスリップを伴う相対速度による連続相側の熱伝達の変化である。また、分散相噴射流量 V_d の増加とともに初期微粒化が良好となり、個々の微小液滴の合体による気泡生成の促進が生じる。ゆえに、分散相噴射流量 V_d は伝熱性能の点で重要な因子である。

3・1・3 伝熱・流動様式の分類 連続相入口温度 T_{ci} と分散相噴射流量 V_d に注目して伝熱・流動様式を分類した。図3(a), (b)から、重要な因子である過熱度 ΔT_{sat} と分散相流量 V_d に注目し、過熱度 ΔT_{sat} を支配する無次元数にヤコブ数 Ja 、連続相と分

散相流量は質量流量比 M^* を用いた。 Ja 数及び M^* 数は次式で定義する。

$$Ja = L_d / (c_{pdv} \cdot \Delta T_{sat}) \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$M^* = m_c / m_d = (\rho_c V_c) / (\rho_d V_d) \quad \dots\dots\dots (7)$$

以上の二つの無次元数を用いて伝熱・流動様式を整理した結果を図4に示す。ここで、横軸にヤコブ数 Ja 、縦軸に質量流量比 M^* をとる。この時、伝熱・流動様式を写真による可視化から分類すると、質量流量比の境界値は $M^* = 50$ となる。一方、 Ja 数は $M^* \geq 50$ で異なり境界値のばらつきを有するため、図4中には境界値の幅を示す。そして、 Ja 数の境界値は定性的分類のため、平均的に $Ja = 11$ として評価する。以下、4領域の伝熱・流動様式を下記に示す。

(1) 領域A(単一気泡群) 連続相に比べて分散相流量が小さく、過熱度 ΔT_{sat} も大きいので比較的

安定な沸騰状態を示す。

(2) 領域B(二相泡群) 過熱度が小さく連続相に対する分散相流量が小さいので、分散相液滴の微粒化が良く、個々の液滴内気泡生成も安定な二相泡状態を呈する。

(3) 領域C(微粒子・合体気泡) 過熱度が小さく分散相流量が大きいため、分散相の微粒化は促進されるが、各液滴の合体効果が強く、衝突及び攪拌による合体気泡がわずかに成長し、伝熱性能は良くない。

(4) 領域D(小蒸気柱) 過熱度も分散相流量も大きく、分散相液柱表面から沸騰が生じ、見掛け上小蒸気柱を形成している。

以上、4種類の伝熱・流動様式に分類できた。但し、 $D_w = 50$ mm, $d_N = 2$ mm 及び $T_{di} = 30^\circ\text{C}$ 一定である。

また、サブクール度を考慮すれば、伝熱・流動様式の境界線は多少変化する。

3・2 熱伝達特性 直接接触熱伝達には2種類の伝熱評価法がある。核生成及び沸騰状態に注目した性能評価法として、体積 V_t に無関係で有効伝熱面積 A の効果を含めた UA ファクタ(以下、 UA 値と呼ぶ)がある。これは、定常状態で有効伝熱面積 A が変化するモデルに有効な評価法であり、式(3)に示す UA 値を伝熱性能評価指標とした。

3・2・1 過熱度の影響 図5(a)に過熱度 ΔT_{sat} の影響を示す。横軸に過熱度 ΔT_{sat} 、パラメータに分散相流量 V_d 及び管径 D_w をとる。 V_d が大きくなると伝熱性能は増加する。また、管径 D_w はほとんど伝熱性能に影響しない。分散相流量が小さな場合 ($V_d \leq 0.5$ l/min), 過熱度 $\Delta T_{sat} \leq 25^\circ\text{C}$ の範囲で性能はほぼ一定であるが、 $\Delta T_{sat} \geq 25^\circ\text{C}$ で沸騰が活発になり、伝熱性能は単調増加となる。さらに、 $\Delta T_{sat} \geq 30^\circ\text{C}$ では分散相液滴内の核生成が活発になり、ほとんどの液滴は

Fig. 4 Classification of Heat Transfer and Flow Pattern

Fig. 5 Effect of Various Factors on UA Factor

完全沸騰し、微粒化の影響は小さくなる。しかし、小さな過熱度では初期微粒化により大きな分散相液滴の核生成が鈍く、完全沸騰が生じない領域であるため、蒸発潜熱を有効に生かせない。そのため、過熱度の変化により伝熱性能に及ぼす影響は小さい。一方、分散相流量の大きい場合 ($V_d=1.0$ l/min), 初期微粒化でスプレー滴化域となり、極めて微細な液滴が生成される。そのため、全ての液滴内で完全に核生成を生ずる可能性は小さい。しかし、連続相と分散相の攪拌が活性化され、二次微粒化による核生成が生じ、微小粒子間での沸騰による小蒸気柱を形成し、伝熱性能は過熱度によらずほぼ一定で高性能となる。

3・2・2 質量流量比の影響 図5(b)に質量流量比 M^* の影響を示す。横軸に質量流量比 M^* 、パラメータに連続相流量 V_c 及び管径 D_w をとる。質量流量比は $9.4 \leq M^* \leq 320$ の範囲である。ここで、 V_d が伝熱性能に与える影響は大きい、連続相流量 V_c と管径 D_w の影響は小さい。連続相循環流量 V_c が増加すると伝熱性能はわずかに向上するが、 V_c は伝熱性能を支配する重要な因子ではない。この理由は、連続相流量 V_c の増加で分散相液滴との相対速度 Δv は小さく、連続相側の対流熱伝達は小さくなるが、分散相液滴の初期微粒化及び攪拌作用を促進し、連続相と分散相を含めた総括的な伝熱性能 UA はわずかに向上する。一方、分散相噴射流量 V_d の増加、すなわち質量流量比 M^* の減少とともに UA 値は急激に増加する。この理由は、直接接触熱伝達を支配する重要な因子として、相対速度の増大、有効伝熱面積を増加する初期微粒化の促進及び二次微粒化による内部流れの攪拌作用の3要因が生ずるためである。これは図3(b)の伝熱・流動からも明らかである。但し、分散相噴射流量 V_d を増加させて M^* が1に漸近すると、分散相が完全に沸騰できずにフラッシング状態となり、伝熱性

能に限界を生ずる。

以上、連続相と分散相の質量流量比 M^* で伝熱性能を評価したが、伝熱性能に支配的な主要因は相対速度 Δv である。相対速度 Δv が増加すると、微粒化により分散相が小液滴になり液滴内で沸騰を生じ、連続相側の直接接触熱伝達が支配的となる。

3・2・3 長さの影響 図5(c)に長さ Z_t の影響を示す。ここで、横軸に無次元長さ Z_t/D_w 、パラメータに分散相噴射流量 V_d 及び管径 D_w をとる。伝熱性能に及ぼす管径 D_w の影響はほとんどない。一方、分散相流量 V_d の増加とともに UA 値は増加する。分散相流量 V_d が小さな場合 ($V_d \leq 0.2$ l/min), UA 値はほぼ一定であるが、 V_d が増加すると ($V_d \geq 0.5$ l/min), $Z_t/D_w \leq 20$ の範囲で UA 値が低下する。これは、小さな長さ Z_t の時、分散相流量 V_d が大きいと分散相の初期微粒化はスプレー滴化域となるが、二次的微粒化により内部流れを攪拌して微小液滴間の合体気泡生成のための領域が小さくなる。その結果、初期微粒化による微小液滴周りの直接接触対流熱伝達が支配的となり、相変化の領域が少なく、性能が向上しないためである。

3・2・4 ノズル内径の影響 図5(d)にノズル内径 d_N の影響を示す。横軸に Z_t/D_w 、パラメータに管径 D_w 及びノズル内径 d_N をとる。分散相流量 V_d が一定の場合、管径 D_w 、ノズル内径 d_N 及び長さ Z_t は伝熱性能に顕著な影響を及ぼさない。

以上より、過熱度 ΔT_{sat} と分散相流量 V_d が伝熱性能へ及ぼす影響は極めて重要であり、初期微粒化、あるいは二次微粒化に間接的な因子である Z_t 、 D_w 、 d_N の影響は小さい。

4. 検討及び考察

サブクール度 ΔT_{sub} 一定条件で、各種因子に対する

Fig. 6 Effect of Various Factors on UA Factors

UA 値を検討した。また、各因子の相関を求めるため、以下の無次元整理を行い、これに基づく熱伝達特性の感度解析を行った。

4・1 無次元整理式の検討 まず、図 6 に各種因子に対する UA 値の関係を示す。図 6(a) に標準状態における分散相質量流量 m_d に対する UA の関係を示す。パラメータは連続相質量流量 m_c である。ここで、UA と m_d の実験的相関として、約±25%の精度で slope=1.00 が求まる。また、図 6(b) に質量流量比 M^* に対する UA/ m_d の関係を示す。この時、縦軸を UA/ m_d で表すことにより、質量流量比 M^* が伝熱性能へ及ぼす影響を評価する。ここで、全領域に渡り M^* を最小二乗近似できない。そこで、傾斜が負から正へ変化する $M^*=50$ を境に 2 領域に分けて近似化すると、 $M^*<50$ で slope=-0.29、 $M^*>50$ で slope=0.37 となる。さらに、図 6(c) に M^* の各領域に関する過熱度 ΔT_{sat} に対する UA の関係を示す。ここで、過熱度 ΔT_{sat} は M^* に比べて特に傾斜の相異が $\Delta T_{sat}=20$ K を境に顕著に表れている。つまり、 $M^*\geq 50$ にかかわらず、 $\Delta T_{sat}>20$ K で UA 値の傾斜が 1 以上の正勾配となり、 $\Delta T_{sat}<20$ K で零に近い負勾配となる。

次に、幾何学的寸法の影響として、長さ Z_t 、管径 D_w 及びノズル内径 d_N の 3 種を無次元長さ Z_t/D_w 及び d_N/D_w で評価した。図 6(d) に Z_t/D_w に対する UA 値の関係を示す。ここで、過熱度 $\Delta T_{sat}=26$ K 一定で、縦軸に $M^*>50$ は $UA/m_d \cdot M^{*0.37}$ 、 $M^*<50$ は $UA/m_d \cdot M^{*-0.29}$ をとる。この結果、3 種の管径 D_w の影響を含めた伝熱特性は各々最小二乗法で近似できる。また、図 6(e) に d_N/D_w に対する UA 値の関係を示す。標準状態における管径 D_w とノズル内径 d_N を変えた場合、少ないデータ点数でもほぼ近似できる。

以上の結果から、表 3 に示す相関関係を得た。ここで、 $M^*=50$ 及び $\Delta T_{sat}=20$ K を境に 4 領域に分類し、統一的に整理した。この時、実験整理式の一般化を考え、次式の無次元化を行った。

$$St = k_1 + k_2 M^{*a} H^{*b} Z^{*c} N^{*d} \dots\dots\dots (8)$$

但し、

$$St = Nu / (Re \cdot Pr) = UA / (m_d C_{pd}),$$

$$M^* = m_c / m_d,$$

$$H^* = Ja \cdot Pr_{dv} = \{L_d / (C_{pdv} \cdot \Delta T_{sat})\} \cdot Pr_{dv},$$

$$Z^* = Z_t / D_w,$$

$$N^* = d_N / D_w$$

及び a, b, c, d, k は定数である。

以上の相関より 4 領域別に無次元数を導入して整理すると、表 4 に示す実験整理式が得られた。ここで、実験整理式は表 4 中の適用範囲内で各領域とも比較的良くまとまり、約±30%以内の精度で近似される。無次元整理式として、表面接触式の場合に $St \propto H^{*m} M^{*n}$ なる実験関係式⁽¹³⁾があるが、本研究のような容積式の場合、幾何学的寸法の影響を含めた評価式はない。また、無次元数 H^* は連続相中の分散相液滴の沸騰に関する重要パラメータであり、分散相の液滴径、相対速度、粘度比及び過熱度が影響を及ぼしている。以下、図 7 に各領域の無次元整理結果を示す。

4・1・1 領域 A ($M^*>50, Ja<11$) の場合 図 7(a) に領域 A の無次元整理結果を示す。本領域では、広範囲に渡り比較的良く整理され、全体的に±30%以内の精度で近似される。すなわち、分散相質量流量 m_d が小さく、過熱度 ΔT_{sat} が大きいため、単一気泡の様相を呈し、分散相の蒸発率がほぼ 100%に達している。さらに、分散相の過熱により全体的性能はそれほど高くない。つまり、無次元数 H^* の影響が最も支配的と考えられる。

4・1・2 領域 B ($M^*>50, Ja>11$) の場合 図 7(b) に領域 B の無次元整理結果を示す。ここでは、分散相質量流量 m_d も過熱度 ΔT_{sat} も小さく、モデル化しやすい二相泡群の様相を呈している。しかし、液滴下部に液膜を垂らした未沸騰の分散相が多く存在し、領域 A の約 1/2 程度の伝熱性能である。したがって、未沸騰分散相が連続相との接触時間を長くするために大きな長さ Z_t を必要とし、無次元数 Z^* の影響に支配される。

4・1・3 領域 C ($M^*<50, Ja>11$) の場合 図 7(c) に領域 C の無次元整理結果を示す。この領域は分散相質量流量 m_d が大きく、過熱度 ΔT_{sat} が小さいので、蒸発率が極めて小さく直接式蒸発器には不適当

Table 3 Empirical Correlation

Region	Condition	Correlation with Factors and UA
(A)	$M^*>50, \Delta T_{sat}>20K$	$UA \propto m_d M^{*0.37} \Delta T_{sat}^{1.45} (Z_t/D_w)^{0.12} (d_N/D_w)^{0.08}$
(B)	$M^*>50, \Delta T_{sat}<20K$	$UA \propto m_d M^{*0.37} \Delta T_{sat}^{-0.12} (Z_t/D_w)^{0.12} (d_N/D_w)^{0.08}$
(C)	$M^*<50, \Delta T_{sat}<20K$	$UA \propto m_d M^{*-0.29} \Delta T_{sat}^{-0.11} (Z_t/D_w)^{0.39} (d_N/D_w)^{0.08}$
(D)	$M^*<50, \Delta T_{sat}>20K$	$UA \propto m_d M^{*-0.29} \Delta T_{sat}^{1.22} (Z_t/D_w)^{0.39} (d_N/D_w)^{0.08}$

Table 4 Experimental Equation on Each Region

Region	Condition	Empirical Correlation Equation						
		$St = k_1 + k_2 M^{*a} H^{*b} Z^{*c} N^{*d}$						
	$6.3 < M^* < 380$ $4.8 < Ja < 37$	a	b	c	d	k_1	k_2	
(A)	$M^*>50, Ja<11$	0.37	-1.45	0.12	0.08	1.97	57.93	
(B)	$M^*>50, Ja>11$	0.37	0.12	0.12	0.08	4.73	2.27	
(C)	$M^*<50, Ja>11$	-0.29	0.11	0.39	0.08	1.30	13.95	
(D)	$M^*<50, Ja<11$	-0.29	-1.22	0.39	0.08	14.52	114.82

Fig. 7 Dimensionless Results

な領域である。つまり、初期微粒化は良好で多くの微細粒子を生成するが、発泡・合体気泡の生成を促すほど過熱度は大きくなく、連続相と分散相がエマルジョン化した流動を示す。したがって、領域 B と同様に無次元数 Z^* の依存性が高い。

4.1.4 領域 D ($M^* < 50$, $Ja < 11$) の場合 図 7(d) に領域 D の無次元整理結果を示す。ここでは分散相質量流量 m_d 及び過熱度 ΔT_{sat} も大きいので、分散相の蒸発率は高い。また、初期微粒化、核生成及び攪拌による二次微粒化とともに促進され、見掛け上小蒸気柱の様相を呈し、領域 A と同様に過熱度、すなわち無次元数 H^* 依存性が高い。但し、非溶解性二成分系の沸騰二相流のため、実験データを $\pm 30\%$ 以内の精度に整理するのが難しい。

以上、4 領域全体に渡る実験整理式は約 $\pm 30\%$ の誤差を含んだ無次元式であり、各領域の境界値 $M^* = 50$ 及び $Ja = 11$ も各々同様の誤差を考慮すべきである。

4.2 熱伝達性能に対する感度解析 表 4 に示す実験整理式を用いて、各種因子に対する伝熱性能の感度解析を行った。各領域における標準状態での伝熱性能を UA_o 、サブクール度 ΔT_{sub} 一定で 6 種の因子を $\pm 20\%$ 変化した時の伝熱性能を UA^* とした場合、伝熱性能の感度係数 ξ を次式のように定義した。

$$\xi = UA^*/UA_o \quad (9)$$

以上より、図 8 に各種因子に対する伝熱性能の感度解析結果を示す。図 8 中には感度解析の標準状態を示す。一重棒が各領域の標準状態、二重棒が全ての領域の共通値である。各領域で T_{ci} と V_d が異なる。これより、次の点が明らかになった。

(1) 領域 A では連続相入口温度 T_{ci} に対する感度が極めて高く、わずかな過熱度 ΔT_{sat} の変化が伝熱

Fig. 8 Sensitive Analysis of Heat Transfer Performance

性能に大きな影響を及ぼしている。これは、分散相流量が少ないために分散相液滴が相互干渉の影響を受けず、核生成が伝熱性能を支配している。

(2) 領域 B は分散相流量 m_d 、過熱度 ΔT_{sat} ともに小さいため、全領域の中で最も感度が悪い。二相泡の蒸発率を大きくするためには、過熱度 ΔT_{sat} が支配的である。

(3) 領域 C は分散相流量 m_d が大きい、過熱度 ΔT_{sat} が小さいため、合体気泡を誘発するための連続相入口温度 T_{ci} 増加と同時に分散相流量 m_d の感度が高い。また、長さ Z_t を大きく、管径 D_w を小さくして二流体の接触時間を大きくすると、伝熱性能をわずかに変化させることが可能である。

(4) 領域 D は分散相流量 m_d 、過熱度 ΔT_{sat} ともに大きく、 T_{ci} 、 V_d に対する感度解析の結果も $\pm 20\%$ 強となり、ほぼこの二つの因子が支配的と考えられ

る。

(5) 全領域とも幾何学的寸法(d_N , Z_t , D_w)の効果は小さい。

したがって、全般的に T_{ci} 及び V_d の変化に対する UA 値の感度 ξ がよく、幾何学的スケールに対する感度 ζ が悪い。

4・3 伝熱特性の高性能化に対する指針 以上より、液-液直接接触の伝熱特性を向上させる指針として、次の点が明らかとなった。微粒化特性は連続相に対する分散相割合が比較的均一になる $M^* > 50$ 、伝熱特性は分散相液滴が沸騰しやすくなる $\Delta T_{sat} > 20$ K、すなわち $Ja < 11$ の領域 A が非溶解性二成分系の伝熱特性の高性能化に有効であり、機器寸法である長さ Z_t 、直径 D_w 及びノズル径 d_N は伝熱性能にはあまり影響がない。また、領域 B も高性能ではあるが、小蒸気柱の形成により特性式のばらつきが大きい。一方、領域 C は過熱度が小さい割に分散相の流量が多いため未沸騰液滴が多く存在し、流動的に不安定なため、不適切な領域である。

5. 結 言

非溶解性液-液直接接触並行流の沸騰熱伝達特性を把握するため、可視化及び沸騰伝熱実験を行った結果、次の結論を得た。

(1) 管径 D_w 、ノズル径 d_N 及び長さ Z_t など幾何学的因子の影響を考慮し、伝熱性能に及ぼす各種因子の影響を検討した結果、従来の体積基準の総括伝熱係数よりも UA ファクタによる伝熱性能評価が適切である。

(2) サブクール度一定で伝熱・流動様式をヤコブ

数 Ja 及び質量流量比 M^* を用いて整理すると、安定な沸騰現象を 4 領域に大別できた。この分類から、質量流量比 $M^* = 50$ 及びヤコブ数 $Ja = 11$ を境に伝熱性能に関する無次元整理式(8)を求めた。本式は約 $\pm 30\%$ の精度で伝熱性能を近似できる経験的相関式である。

(3) 実験式による感度解析の結果、全領域とも幾何学的寸法の効果はあまりなく、過熱度 ΔT_{sat} と分散相流量 m_d の影響が大きい。

終わりに、本研究の遂行に当たり、種々有益なご助言をいただいた九州大学 藤田恭伸教授に深甚な謝意を表す。

文 献

- (1) Blair, C. K., Boehm, R. F. and Jacobs, H. R., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **76**-23(1976), 1.
- (2) 秋山守, 第 18 回伝熱シンポジウム論集, C 201(1981-6), 388.
- (3) 平暮国男, 第 20 回伝熱シンポジウム論集, B 206(1983-6), 223.
- (4) Sideman, S. and Barsky, Z., *AIChE J.*, **11**-6(1965), 539.
- (5) Moresco, L. L. and Marshall, E., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **102**(1980), 684-687.
- (6) Moresco, L. L. and Marshall, E., *AIChE Symp. Ser., Heat Transf.*, -San Diego, **75**-189(1979), 148.
- (7) Avedisian, C. T., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, **104**(1982), 750.
- (8) 岩淵牧男・ほか 3 名, 三菱重工技報, **15**-3(1978), 49.
- (9) 辻顕光・今井武彦, 石川島播磨技報, **19**(1979), 128.
- (10) 川崎成武・ほか 3 名, 化技研ニュース. 化学工業資料, **16**-5(1982), 102.
- (11) Conkie, W. R. and Savic, P., *Natl. Res. Council Can. Rep.*, MT-23(1953).
- (12) 森康彦・ほか 3 名, 機論, **40**-330(1974), 507.
- (13) Deeds, R. S., Jacobs, H. R. and Boehm, R. F., Univ. of Utah, *ERDA Rep.*, IDO/1523-2(1976), 81.