噴霧気流中におかれた加熱物体からの熱伝達*

(第4報, ブロッキングのある水平等温加熱円柱の実験)

相原利雄^{*1}, 傅武雄^{*2}
本郷三夫^{*1}, 下山利幸^{*1}

Heat Transfer from Heated Bodies in Air-Water Mist Flow

(4th Report, An Experiment on a Horizontal Cylinder with Uniform Wall Temperature under the Influence of Blockage)

Toshio AIHARA, Wu-Shung FU,
Mitsuo HONGO, and Toshiyuki SHIMOYAMA

An experimental study has been made on convective heat and mass transfer from a horizontal heated cylinder in downward flow of air-water mist at a blockage ratio of 0.4. Measured two-phase local heat transfer coefficients agree fairly well with the authors' numerical solutions, obtained previously for the front surface of a cylinder, over the ranges of a mass flow ratio of $0-4.5 \times 10^{-2}$, a temperature difference between cylinder and air of $10-43\text{K}$, a gas Reynolds number of $(7.9-23) \times 10^3$, a Rosin-Rammler size parameter of $105-168\mu\text{m}$, and a dispersion parameter of $3.4-3.7$. Heat transfer augmentation, two-phase to single-phase, of over 19 times was attained at the forward stagnation point. As for heat transfer of the rear part of the cylinder, an empirical formula is derived by taking into account the dimensionless governing variables, i.e., coolant-feed and evaporation parameters.

Key Words: Convective Heat Transfer, Mass Transfer, Air-Water Mist Flow, Phase Change, Heat Exchangers, Cylinder, Blockage Effect

1. 緒 言

空気流中に微量の水滴群を懸濁させた噴霧気流による加熱物体の冷却法は、单相流に比べて格段に優れた伝熱性能を有しており、現在までに行われた多数の研究については、著者による詳細な展望⁽¹⁾⁽²⁾や中山による解説⁽³⁾がある。特に円柱については、1960年代の中期研究のあと、オイルショック後の省エネルギー研究に関連して、Wilson-Jones⁽⁴⁾、Nishikawa-Takase⁽⁵⁾、Lu-Heyt⁽⁶⁾、Basilicoら⁽⁷⁾、相原・傅⁽⁸⁾らの単一平滑円柱に関する実験や理論、Kosky⁽⁹⁾や桑原ら⁽¹⁰⁾の粗面や微細構造面の円柱、あるいは実用的な管群⁽¹¹⁾に関する実験など、多数が報告されている。著者らも管群を想定して、下降噴霧気流中に水平に設置された等温水平円柱について、ブロッキング比や重力効果、液滴の粒度分布や飛行軌跡、物質移動を伴う二相境界層などを考慮した詳細な数値解析⁽¹²⁾⁽¹³⁾を行ってきた。

本報ではブロッキング比が0.4の等温円柱について綿密な実験を行い、第3報⁽¹³⁾までに得た理論の妥当性を検証するとともに、理論の適用外である円柱後半部

についても実験式を提出し、噴霧気流熱交換器の性能予測の基礎を固め、次報の設計法確立に資せんとするものである。

2. 主要記号

- A : 伝熱面積 m^2
- b : 円柱に平行な流路壁の間隔 m
- d_c : 供試円柱の直径 m
- d_p : 水滴径 m
- d_0 : Rosin-Rammler 分布の粒度パラメータ m
- G_p : 供試円柱に向かう水滴群の質量速度 $\text{kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{s})$
- h : 局所熱伝達率 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
- $\bar{h}_{re}$: 円柱後半面 ($\beta = \pi/2 \sim \pi \text{ rad}$) の平均熱伝達率 $\text{W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$
- Nu : 局所ヌセルト数 $\equiv h d_c / \lambda_g$
- M : 噴霧気流の質量流量比 $= G_p / u_c \rho_g$
- n_0 : Rosin-Rammler 分布の分散パラメータ
- Re_g : 気相レイノルズ数 $= u_c d_c / \nu_g$
- T : 絶対温度 K
- T' : 湿球温度 K
- $\Delta T_w = T_w - T_g$ K
- u_c : 円柱を設置せぬ場合の測定部流路中心の気相

* 昭和62年4月2日 第64期通常総会講演会において講演、原稿受付 昭和61年5月1日。

^{*1} 正員、東北大学高速力学研究所 (〒980 仙台市片平2-1-1)。

^{*2} 国立交通大学機械系 (台湾新竹市大学路)。

速度 m/s

 β : 前よどみ点からの角度 rad ν : 動粘度 m^2/s ξ_{wet} : 伝熱面にたいする濡れ面積比 ρ : 密度 kg/m^3 Λ : 式(11)で定義の液量パラメータ Φ : 式(12)で定義の蒸発パラメータ x : 気相の絶対湿度 kg/kg^*

ただし *印は乾き空気を示す

添 字

 g : 気相ないし湿り空気 l : 液膜 w : 加熱壁面

(1): 空気単相

(2): 噴霧気流

3. 実験装置および測定方法

3.1 噴霧気流風洞 本実験に用いた風洞の概略を図1に示す。ポリ塩化ビニール製の送風機①はインバータ電動機システム②で回転数制御され、その吐出し気流は塩ビ製ダクト③、78 mm 径の絞部⑥、乾湿球温度測定部⑦を通り、5枚の整流金網を有する広角度ディフューザ⑧⑨を経て、500 mm × 500 mm の噴霧室④に入る。一方、別報⁽¹⁵⁾⁽¹⁶⁾の給水装置で温度制御された温水は、圧力調制弁⑩と測温部⑪を経て、円環形噴霧ノズルによって噴霧室④内に散布され、上記の空気と混合して噴霧気流を形成する。この噴霧気流は二段絞りノズルを経て、125 mm × 200

mm の測定ダクト⑬に流入し、供試円柱⑫を通過後、Uベンド管⑭とミストエリミネータ⑮で水滴を除去され、外気への開口部をもつ接続ダクトを通り、送風機①に吸引される。その際、送風機自体も一種のミストエリミネータとして働く。また測定ダクト⑬の125 mm 側壁面は、内部の観察ができるよう、アクリル板で構成されている。

供試円柱を組み込む前の測定部の流路中心速度 u_c と循環風量は、静圧タップ⑤と絞り部⑥の圧力差との関係をあらかじめ単相実験で検定しておき、混相時にはこれに密度補正を施して推算した。測定断面の速度分布は、流路幅 ($b=125$ mm) のほぼ85%以上にわたって一様であり、壁面境界層の発達に起因する中心速度 u_c の主流方向こう配は $2 \times 10^{-3}(\text{m/s})/\text{cm}$ 程度であった。なお圧力計測は、ベッツマノメータと圧力変換器とを併用して行った。そのほか、本風洞と供試円柱の詳細構造については、文献(17)を参照されたい。

3.2 供試円柱と風洞測定部 供試物体は図2に示すように、測定部②とその両側の保護部③とから成る全長200 mm、直径50 mmの円柱である。測定部は断面図Bに示すごとく、磁性管で絶縁したニクロムヒータ⑨を内蔵する12個の銅ブロック②を、バークライト本体⑤に接着ねじ止めしたもので、銅製の保護部とともに一体に組み上げたもの、表面を注意深く研磨仕上げたものである。保護部の長さ49 mmは、測定部②の大半が二次元熱伝達下におかれるよう、Goldsteinら⁽¹⁸⁾の研究を参照して決定した。

この供試円柱を測定ダクトの中心線上に水平に設置

図1 循環形噴霧気流風洞の概要(比例尺に非ず)

図2 供試円柱 (ブロックage比 $d_c/b=0.4$)

NII-Electronic Library Service

率と略称) $h_{(1)}$ は、次式で定義したものをを用いた。

$$h_{(1)} = \dot{Q}_j / (T_{w,j} - T_g)(A + A^*f) \quad (2)$$

ここで $T_{w,j}$ は、前よどみ点から j 番めの加熱ブロックの平均表面温度、 T_g は供試円柱へ向かう気流の温度である。また A は加熱ブロックの表面積、 A^* は各ブロックを囲むベークライト断熱部 (図2の⑤) の幅 0.5 mm 相当の露出面積、 f はベークライト断熱部を通しての熱抵抗に対する補正係数で、次式で与えられる。

$$f = (T_{w,j}^* - T_g) / (T_{w,j} - T_g) \quad (3)$$

ここで $T_{w,j}^*$ は j 番めのブロックを囲むベークライト断熱部表面に埋め込んだ熱電対 (たとえば図2の⑦と⑧) の平均温度である。式(2)の分子の $\dot{Q}_j$ は、 j 番ブロックからの対流伝熱量で、電気計測器の内部抵抗やヒータリード線の補正を施した正味電気入力から、下記の放射伝熱量 $\dot{Q}_{r,j}$ を減じたものである。

$$\dot{Q}_{r,j} \approx \sigma \epsilon A (T_{w,j}^4 - T_g^4) + \sigma \epsilon^* A^* (T_{w,j}^{*4} - T_g^4) \quad (4)$$

ここで σ はステファン・ボルツマン定数、 T_g はダクト壁温で、形態係数 ≈ 1 と近似してある。また ϵ は伝熱面の放射率で、銅の清浄研磨面が実験中に若干酸化す

るものとして $\epsilon \approx 0.1$ と見積もり⁽²³⁾、研磨ベークライトの放射率 $\epsilon^* \approx 0.9$ とした。

図5は、以上のようにして求めた、空気単相時の局所ヌセルト数 $Nu_{(1)} \equiv h_{(1)} d_c / \lambda_g$ をよどみ点からの角度 β に対して打点したものであって、無次元数の物性値は膜温度で評価してある。なお離点 β_g は、檜和田ら⁽²⁵⁾の測定に基づいて約 1.5 rad (86°) とみなし、はく離域については、五十嵐ら⁽²⁴⁾や檜和田らにならって、 $Nu_{(1)} / Re_g^{2/3}$ で整理した。

図5には、熱と物質伝達のアナロジー則を適用して、檜和田ら⁽²⁵⁾のシャードウッド数 Sh の実験から換算した局所ヌセルト数も打点してある。ただし $Nu_{(1)} = (Pr/Sc)^n Sh$ の換算において、Zukauskas⁽²⁶⁾や檜和田らの値を参照して $n=0.37$, $Sc=2.54$ とおいた^{**2}。図5に見るごとく、主流乱れの差異⁽²¹⁾⁽²⁶⁾を考慮すれば、両者の一致は極めてよいと言える。また図5には、前報⁽¹³⁾で求めた非はく離流の数値解も描いてあるが、噴霧気流熱伝達において重要な $\beta > 1.2$ rad において、測定値との一致は良好である。

著者らの測定値から、円柱後半面 ($\beta = \pi/2 \sim \pi$) に関する平均ヌセルト数 $\overline{Nu}_{re,(1)}$ の実験式を求めれば、

$$\overline{Nu}_{re,(1)} = 0.161 Re_g^{2/3} \quad (5)$$

同様に著者らの数値解⁽¹³⁾から、前よどみ点の局所ヌセルト数 $Nu_{0,(1)}$ に関する整理式を求めれば、

$$Nu_{0,(1)} = 1.05 Re_g^{1/2} \quad (6)$$

したがって $d_c/b=0.4$ に対し、次の関係が得られる。

$$(\overline{Nu}_{re}/Nu_0)_{(1)} = 0.153 Re_g^{1/6} \quad (7)$$

一方、檜和田ら⁽²⁵⁾は、はく離域の平均熱伝達率について精密な実験式を提出しているが、彼らの測定値によって補正・変形し、より簡単な近似式 (誤差 $\pm 1\%$ 以下) を導けば、次式を得る。

$$\left(\frac{\overline{Nu}_{re}}{Nu_0} \right)_{(1)} = 0.130 \left[1 + 1.1 \left(\frac{d_c}{b} \right)^2 \right] Re_g^{1/6} \quad (8)$$

本実験で得た式(7)は、式(8)で $d_c/b=0.4$ とおいたものと完全に一致し、本測定が十分な精度を有していることが知れる。

4.2 噴霧気流の実験 実験は、近寄り速度 u_c が約 3~7 m/s, $Re_g = 8 \times 10^3 \sim 2.3 \times 10^4$, 主流と円柱の温度差が約 10~43 K, 質量流量比 M が $(2.6 \sim 4.5) \times 10^{-2}$, 気相の相対湿度 ϕ が 96~100 % (実験の 8 割が 98 % 以上) の条件について行った。供試円柱の上流に比較的長い直管部を設けたので、目視観測によれば、水滴はほぼ鉛直下降飛跡をたどっている。また風洞測定断面における水滴の質量速度 G_p の分布は $\pm 20\%$

図4 円柱まわりの圧力係数 C_p の分布 (空気単相)

図5 空気単相時 ($M=0$) の局所ヌセルト数 $Nu_{(1)} (\equiv h_{(1)} d_c / \lambda_g)$ の分布

^{**2} 管群の場合には、 $n=1/3$ とおいたほうがよいであろう。

程度であるが、円柱の測定部近傍では+6%~-3%以内であった。

なお噴霧気流実験に際しては、長時間のならし運転を行って供試円柱のベークライト断熱部(図2の⑤)を十分膨潤させ、そのうえで表面を研磨して円柱上の水膜流が阻害されないよう注意した。

4・2・1 水滴群の粒度分布 図6に懸濁水滴の粒度分布の代表例を示す。良好なRosin-Rammler分布が得られているが、ノズル水圧(すなわち噴霧水量)が同じでも、風速によって噴霧室(図1の④)内での飛跡、したがって水滴の壁面付着量が異なり、円柱直前の粒度分布は u_c にも依存する。このため各実験ごとに粒度分布を測定した。

4・2・2 水膜形成 水滴衝突の活発な円柱前半面のぬれ状況は、理論⁽¹²⁾で予測したごとく良好である。これは、円柱の液滴捕集効率に及ぼす気相はく離の影響が小さいこと⁽⁸⁾、本実験程度の主流乱れでは液滴の抗力則がほとんど影響を受けないこと⁽²⁷⁾、などによるものである。

一方、円柱背面のぬれ状況は、噴霧伝熱の時間経過とともに若干様相を異にする。すなわち清浄研磨面の状態では、上半面からの流水は、数条のひも状流を形成して後よどみ点に達し、そこから下方に滴下する。しかし数十時間のならし運転の後には、伝熱面の大半が10 μ m程度のきめ細かいスケールの薄膜でおおわれ、図7のごとき明りょうな流跡を生じて安定化し、乾き面では軽度の酸化被膜が形成されるようになる。そして、 $\beta \cong 1.5$ rad 付近(単相時はく離点相当^{**3})から、早く

図6 代表的な水滴粒度分布
($u_c=2.8$ m/s, 噴霧圧=0.29 MPa)

も局所的な水膜破断が発生する。図7の場合、はく離点以後の伝熱面に対するぬれ面積の割合 ξ_{wet} は0.625に達しているが、濡れ面積比をさらに増すためには、桑原らの考案⁽¹⁰⁾のような工夫が必要であろう。

4・2・3 局所熱伝達率 本実験では $T_o \cong T_o'$ であるので、噴霧気流の局所熱伝達率 $h_{(2)}$ には、単相気流に対する式(2)と同定義のものを使用した。

$$h_{(2)} = \dot{Q}_j / (T_{w,j} - T_o)(A + A^*f) \dots\dots\dots (9)$$

図8と図9は、 $h_{(2)}$ の測定値を局所ヌセルト数 $Nu_{(2)} \equiv h_{(2)}d_c/\lambda_g$ の形で例示したものであって、湿り空気物性値⁽²⁸⁾はすべて膜温度と膜湿度 $[x_f = (x_w + x_o)/2]$ で評価した。図8と9には著者が第3報⁽¹³⁾で得た数値解(実線)も描いてある。著者の数値解が他者の実験値と良く一致することは、すでに前報⁽¹³⁾で触れてあるが、本実験値との一致も極めて良好で、数値解の外挿線は $\beta = \pi/2$ の測定値とほとんど一致している。

ところで円柱背面における局所ヌセルト数の分布は、単相流と噴霧気流とは著しく異なっている。すなわち、単相流のはく離領域では、後よどみ点からはく離点に向かう逆流が円柱面をはい上がるのに対応して、局所ヌセルト数 $Nu_{(1)}$ は β とともに急増するが、噴霧気流の局所ヌセルト数 $Nu_{(2)}$ は、大温度差時には $\beta \cong 2\pi/3$ で極小値を生じ、小温度差時には β とともに斬増するものの、その度合は緩慢である。これは円柱面上の水膜が、蒸発冷却と熱抵抗の相反する二つの性格を有しているうえ、後述の支配パラメータ Λ と ϕ に応じてぬれ面積比が複雑に変化するためである。

一般に温度差 $\Delta T_w (= T_w - T_o)$ が小さいほど、また質量流量比 M が大きいほど、後よどみ点近傍の水膜は厚くなる傾向が強く、これが蒸発冷却の弱い小温度差時に $Nu_{(2)}$ の増大を阻害することになる。一方、蒸発冷却が活発な大温度差時には、 β が $\pi/2$ を越えた時点で ξ_{wet} が急減するため、 $Nu_{(2)}$ はいったん低下するが、全般に水膜は薄いので熱抵抗効果は弱く、円柱底

図7 円柱背面のぬれ状態
($\phi_w=2.5\sim 2.9$)

^{**3} 噴霧気流時のはく離は、単相時よりも若干遅れると言われている⁽²⁸⁾。

部における十分な水量と、逆流内での水滴蒸発による気相自身の冷却によって、 $Nu_{(2)}$ は後よどみ点に向けて急増する傾向を示す。

図10は、噴霧気流の熱伝達率 $h_{(2)}$ を図5の单相熱伝達率 $h_{(1)}$ で除した局所伝熱促進率 $Nu_{(2)}/Nu_{(1)}$ を例示したものである。上記の伝熱メカニズムがいつそう顕著にうかがえるとともに、最大19倍を超える伝熱促進の得られたことが知れよう。

4・2・4 円柱背面の熱伝達実験式 4・2・3項の熱伝達率の対比で明らかにされたように、円柱前半面については理論と実験との良好な一致が得られたが、現象の複雑な後半面について理論解析を行うことはかなり面倒である。そこで本項では、以下のごとくして後半面の実験式を導出する。

いま前報までの理論解析⁽⁹⁾⁽¹²⁾⁽¹³⁾⁽¹⁶⁾に基づき、噴霧気流時の後半面 ($\beta = \pi/2 \sim \pi$) に関する平均ヌセルト数 $\overline{Nu}_{re,(2)}$ と前よどみ点の局所ヌセルト数 $Nu_{0,(2)}$ との比を求めると、近似的に次式で表される。

$$\left(\frac{\overline{Nu}_{re}}{Nu_{0,(2)}}\right)_{(2)} = \left(\frac{\overline{Nu}_{re}}{Nu_{0,(1)}}\right)_{(1)} \times \frac{(1-\xi_e) + \xi_e(1+\phi_w)}{(1+\phi_w) + B\Lambda Re_g^{1/2}/Nu_{0,(1)}} \quad \text{.....(10)}$$

ここで B は $Re_g, d_c/b, n_0, d_0$ の関数であり、また ξ_e は、分裂流下する液膜中の温度降下も考慮した円柱背面の有効ぬれ面積比で、下に定義の液流量パラメータ Λ と蒸発パラメータ ϕ_w の関数である。

$$\Lambda = M \sqrt{Re_g} Pr_g (c_{pl}/c_{pg}) \quad \text{.....(11)}$$

ここで Pr と c_p はプラントル数と定圧比熱である。

図8 噴霧気流時の局所ヌセルト数 $Nu_{(2)}$ ($\equiv h_{(2)}d_c/\lambda_g$) の測定値と理論⁽¹³⁾(実線)との対比。 $Re_g = (1.38 \sim 1.62) \times 10^4$ 。
①と②: $d_0 = 142 \mu\text{m}$, $n_0 = 3.7$
③: $d_0 = 108 \mu\text{m}$, $n_0 = 3.4$

$$\phi_w = \frac{(\chi_w - \chi_g)r_w}{(T_w - T_g)c_{pg}} \quad \text{.....(12)}$$

ここで χ_w と r_w は、温度 T_w における飽和湿り空気の状態湿度と水の蒸発潜熱である。したがって式(10)に式(8)を代入すれば、

$$\left(\frac{\overline{Nu}_{re}}{Nu_{0,(2)}}\right)_{(2)} \frac{1}{Re_g^{1/6}} = F(\Lambda, \phi_w, Re_g, d_c/b, n_0, d_0) \quad \text{.....(13)}$$

となる。未知関数 F と主要パラメータとの関係を、本実験および Basilico ら⁽⁷⁾, Hodgson ら⁽²⁸⁾の測定値について調べたものが図11である。

滴径、 ϕ_w 、伝熱面の表面性状による若干の差異は認められるものの、図示の範囲では、関数 F はおおむね Λ のみで整理できることがわかる。これは $\phi_w, Re_g, d_c/b, n_0, d_0$ などの影響が、主として $Nu_{0,(2)}$ の中に集約され得るからであろう。Hodgson らの低レイノルズ数のデータを除けば、図11の測定値から次の実験式

図9 噴霧気流時の局所ヌセルト数 $Nu_{(2)}$ ($\equiv h_{(2)}d_c/\lambda_g$) の測定値と理論⁽¹³⁾(実線)との対比。
④: $d_0 = 168 \mu\text{m}$, $n_0 = 3.7$; ⑤: $d_0 = 111 \mu\text{m}$, $n_0 = 3.4$
⑥: $d_0 = 120 \mu\text{m}$, $n_0 = 3.7$; ⑦: $d_0 = 168 \mu\text{m}$, $n_0 = 3.7$

図10 局所伝熱促進率 $Nu_{(2)}/Nu_{(1)}$ の分布に及ぼす温度差 $\Delta T_w (= T_w - T_g)$ の影響

図 11 円柱後半面の平均ヌセルト数 $\overline{Nu}_{re,(2)}$
 著者ら ($d_c=50$ mm, $d_0=105\sim168$ μ m, $n_0=3.4\sim3.7$); Hodgson ら⁽²⁸⁾ ($d_c=76.2$ mm, $d_p=114\sim305$ μ m, $n_0\cong1.8$); Basilico ら⁽⁷⁾ ($d_c=20$ mm, $(\overline{d_p})_{Sauter}=9.25$ μ m, $n_0\cong7$)

が導かれる (適用範囲: $\Lambda=3\sim70$).

$$\overline{Nu}_{re,(2)} = 0.093 Nu_{0,(2)} Re_g^{1/6} / \Lambda^{1/3} \quad \dots\dots\dots (14)$$

$Nu_{0,(2)}$ については, 著者らの数値解⁽¹³⁾から精密な値が求まるので, 上式から $\overline{Nu}_{re,(2)}$ を容易に推算することができる。

5. 結 論

下降噴霧気流中に設置されたブロック比 $=0.4$ の水平等温円柱について, 質量流量比 $M=0\sim4.5\%$, 相対湿度 98% 以上の実験を行い, 下記の結果を得た。

(1) 空気単相流 ($M=0$) の局所熱伝達率は, 他者による既存の実験結果と極めて良く一致し, 特に円柱前半面については, 著者らの第3報の数値解と良好な一致が得られた。

(2) 噴霧気流時における円柱前半面 ($\beta=0\sim\pi/2$ rad) の局所熱伝達率の実験値は, 著者らの第3報の数値解ならびにその外挿値と良く一致し, 数値解の妥当性が証せられた。

(3) 噴霧気流時に円柱前面で形成された水膜は, 単相はく離点の近傍 ($\beta\cong1.5$ rad) で早くも局所的な水膜破断を生じ, はく離点以後の濡れ面積比は最大 0.63 に達した。

(4) 円柱背面の局所熱伝達率の分布は, むれ面積比, 水膜の熱抵抗, 逆流域の気相の冷却などの影響で, 単相気流時とは著しく異なり, 温度差 ($T_w - T_g$) が大きい場合には $\beta\cong2\pi/3$ 付近で極小値を生じる。

(5) 本実験における最大の伝熱促進率は, $M=4\%$ のとき, 前よどみ点で単相時の 19 倍以上, 後よど

み点で 7 倍に達した。

(6) 噴霧気流時の円柱後半面の平均ヌセルト数と前よどみ点の局所ヌセルト数との関係は, 主として液量パラメータ Λ と気相レイノルズ数 $Re_g^{1/6}$ で整理できることを示し, $\Lambda=3\sim70$ の範囲で成り立つ実験式を提出した。

本研究を行うに際し, 東北大学高速力学研究所の熱混相流実験装置の一部を使用し, 原稿の作成には同研究所 円山重直助手から協力を受け, 実験装置の製作には同付属工場の加藤 誠, 菊田 清, 赤間利男技官らの助力を得た。また本研究は, 昭和 59 年度文部省科学研究費〔一般研究(B)58460105〕の補助を受けた研究の一部である。ここに記して謝意を表する。

文 献

- (1) 相原, 機習教(第506回), (昭55), 83.
- (2) 相原, 機論, 52-481, B(昭61), 3131.
- (3) 中山, 機習教(第506回), (昭55), 99.
- (4) Wilson, S. D. and Jones, A. F., *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, 17-3 (1978), 183.
- (5) Nishikawa, N. and Takase, H., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, 101-4 (1979), 705.
- (6) Lu, C. C. and Heyt, J. W., *AIChE J.*, 26-5(1980), 762.
- (7) Basilico, C., ほか3名, *Int. J. Heat Mass Transf.*, 24-3 (1981), 371.
- (8) 相原・傳, 機論, 49-443, B(昭58), 1503.
- (9) Kosky, P. G., *Int. J. Heat Mass Transf.*, 19-5(1976), 539.
- (10) 桑原・ほか2名, 機論, 47-414 B (昭56), 326.
- (11) 桑原・ほか3名, 機論, 50-454 B (昭59), 1549.
- (12) 傳・相原, 機論, 51-463, B(昭60), 874.
- (13) 傳・相原, 機論, 51-463, B(昭60), 882.
- (14) Mehta, R. D., *I. C. Aero Rep.*, 76-03 (1976).
- (15) 相原・多賀, 東北大学高速力学研究所報告, 38-326 (昭51-12), 23.
- (16) 相原・ほか2名, 機論, 44-379 (昭53), 1006.
- (17) 相原・ほか3名, 昭和59年度科研費研究成果報告書, (昭60-3), 22.
- (18) Goldstein, R. J. and Karni, J., *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, 106-2 (1984), 260.
- (19) 相原・ほか3名, 機論, 52-476, B(昭61), 1718.
- (20) Aihara, T., ほか3名, *Proc. 3rd Int. Conf. Liquid Atomisation Spray System*, London, 2 (1985), VC/5/1.
- (21) 檜和田・馬淵, 機論, 46-409, B(昭55), 1750.
- (22) Kiya, M., ほか3名, *J. Fluid Mech.*, 115 (1982), 151.
- (23) 伝熱工学資料 (改訂3版), (昭56), 149, 日本機械学会.
- (24) 五十嵐・平田, 機論, 39-322 (昭48), 1890.
- (25) 檜和田・ほか3名, 機論, 42-360 (昭51), 2481.
- (26) Zukauskas, A. Heat Transfer from Tubes in Cross Flow, in *Advances in Heat Transfer*, ed. Hartnett, J. P. and Irvine, T. E., Jr., 8 (1972), 93, Academic Press.
- (27) Clift, R., ほか2名, *Bubbles, Drops, and Particles*, (1978), 268, Academic Press.
- (28) Hodgson, J. W., ほか2名, *Trans. ASME, Ser. C*, 90-4 (1968), 457.
- (29) 藤井・ほか2名, 九州大学生産科学研究所報告, 66(昭52-12), 81.

討 論

〔質問〕 菱田 公一〔慶應義塾大学理工学部〕

(1) 閉ループの風洞を用いられているが、実験中の気体の温度上昇はどのように制御されたかお教え願いたい。

(2) 式(10)における B はどのような意味をもつパラメータなのか、また具体的にはどの程度の値になるのか。

(3) 図11に関連して、噴霧気流時の円柱背面が Λ のみに依存するとしておられるが、固体表面の状態により接触角が異なり、同じ Λ に対してもぬれの状態が変化するため伝熱特性も異なると思われるがいかにか。上記の理由から熱伝達率の算出には円柱表面の状態を含んだパラメータが必要ではないか。また、式(14)はどの程度の確かさを有しているのか。

(4) 4・2・4項の最後に Λ のみで整理できる理由として $Nu_{0(2)}$ に集約されていると述べられているが、文献⁽¹²⁾⁽¹³⁾で示されたように円柱への液滴の捕集には、 d_c/b や d_p/d_c の影響があり、その結果背面での $\bar{Nu}_{re}$ にもその影響が現れると思うがいかにか。

〔回答〕 (1) 循環気流の温度上昇は、主として送風機と供試円柱の加熱によって生じる。しかし図1の構造諸元から容易に知れるように、系外への放熱面積が十分あるので、特に冷却の必要はなかった。また噴霧気流時には、噴霧水によるエアワッシャの原理で、気流温度が噴霧水温を超えることはない。

(2) 壁面熱流束 $\dot{q}_{w(2)}$ は、液膜のエンタルピー輸送を無視すれば、第3報⁽¹³⁾の式(21)で与えられる。そこで $\eta_\beta \cos \beta = B$ 、 $\dot{q}_{w(2)} = h_{(2)}(T_w - T_g)$ とおき、 $T_i \cong T_w$ 、 $\lambda_g(\partial T_g / \partial y)_i \cong h_{(1)}(T_w - T_g)$ と近似すれば、次式を得る。

$$h_{(2)} = h_1(1 + \Phi_w) + BG_p C_{pl} \dots\dots\dots (i)$$

ここで T_i は液膜表面温度、 η_β は位置 β における局所全捕集効率、 y は壁面垂直方向の座標である。したがってパラメータ B は、一応 $\eta_\beta \cos \beta$ ($\beta=0$ では η_0) と同義である。しかし円柱では、多くの場合、 $[(T_w - T_i)/(T_w - T_g)]_{\beta=0} \cong 0.1$ 程度であり、式(10)の導出に際して設けた仮定が常に成り立つとは限らない。このため、著者らは式(10)の形に拘りせず、式(13)に基づいてデータ解析を行った。

(3)、(4) 両質問は同義と考えられるので、併せて回答する。

$\bar{Nu}_{re}/Nu_0$ は、厳密には、式(13)右辺の諸因子や(2572 ページ右欄5行めで触れたとおり)伝熱面のぬれやすさ、界面張力などが関与する。しかし図11に図示の程度の偏いを許すならば、著者ら、Hodgson ら、Basilico ら三者の実験条件や伝熱面構造の差異を超えて、式(14)で近似できるというのが、本報の結論の一つである。したがって、図11および式(14)の適用範囲を超えて(たとえばドライアウトの発生する場合にまで)、式(14)の整理法が普遍的に適用し得ると主張するつもりはない。また上述のような関連因子の多さにもかかわらず、式(14)のごとき簡単な表示ができるのは、スケール薄膜の形成による伝熱面ぬれ性状の安定化(2571 ページ左欄24行め)と相まって、 $Nu_{0(2)}$ の中に諸因子の影響が実質的に含まれたからであろう、といっているにすぎない。図8、9に見るごとく、全伝熱量に占める後半面の割合は少ないので、著者らはその重要度は低いものと解している。もし後半面からの伝熱を重視するならば、貴質問のごとく細密に扱う必要があるだろう。