

ミスト冷却熱交換器に関する研究*

(第4報, 水平噴霧流下における円管からの熱伝達)

松田 理*¹, 滝本 昭*², 林 勇二郎*²

Study on Mist Cooling for Heat Exchangers

(4th Report, Mist Cooled Heat Transfer from a Circular Tube in a Horizontal Spray Flow)

Osamu MATSUDA, Akira TAKIMOTO, and Yujiro HAYASHI

For the development of an air-cooled heat exchanger, mist cooled heat transfer on horizontal circular tubes exposed to the horizontal crossflow is discussed. Analytical and experimental studies were performed on the droplet collision on the tube, and the wetting conditions based on the droplets deposition and their fluidity. Heat transfer was clarified including a comparison with results in a vertical spray flow.

Key Words: Thermal Engineering, Mist Cooling, Heat Exchanger, Single Circular Tube, Horizontal Spray Flow, Heat Transfer Enhancement

1. 緒 言

直交噴霧流下に置かれた加熱円管まわりのミスト冷却は、ミスト冷却熱交換器の高性能化追求の基礎として位置づけられる。これは単管としてのミスト冷却の詳細が未だ明らかではないこともあるが、方向性をもった噴霧気流で液供給を行い壁面での液膜蒸発を支配的とするミスト冷却においては、上流あるいは上段側にある管での液の捕集・離脱の挙動が管群全体に影響を及ぼし、単管の特性が管群の特性に密接に関係するからである。著者らはこれまで、鉛直下降流下の表面が平滑な水平管に対するミスト冷却を、液滴が積極的に衝突する管前面における液膜流を考慮した解析と、そこでオーバーフローした液が筋流となって管裏面をう回し、管下端部で離脱落下する実験的事実とにより議論を展開し、ミスト冷却熱伝達の詳細を明らかにしてきた⁽¹⁾⁽²⁾。さらに、表面構造管を導入し管裏面でのすじ流を膜状流とすることにより、液膜蒸発による伝熱促進効果を著しく向上し得ることを報告した⁽³⁾。

以上、噴霧気流の方向として鉛直下降流を対象としてきたが、これは管群熱交換器では下流側の伝熱管が、また、要素管にあつては管裏面が液供給ならびに液膜形成に対して無力であり、したがって、上流側の液をそこへ送り込むためには気流と重力の方向が一致している系が最も有利と考えたからである。しかし現状において空調機などの小形の空気熱交換器は水平並流方式であり、ここに水平噴霧流と水平管の組合せがもう一つの基本的な系となる⁽⁴⁾。

従来、このような系を対象とした研究としては、Goldsteinら⁽⁵⁾、Wilsonら⁽⁶⁾、Luら⁽⁷⁾、Finlay⁽⁸⁾などによるものが代表的なものであり、液滴飛行と液膜形成との関連づけのもとでミスト冷却熱伝達を主として理論的に追究している。一方、実験的にはKoskyの粗面円柱⁽⁹⁾、Scherbergらによるだ円および変形柱⁽¹⁰⁾、桑原らによる微細表面構造管⁽¹¹⁾についての研究があり、それぞれ手法は異なるが伝熱面におけるぬれ面積割合を増やし、それによって伝熱促進を図っている。しかしながら、これらは高噴霧量および高流速場を対象に液膜の蒸発や重力を無視した取扱い⁽⁵⁾⁻⁽⁷⁾、あるいは激しい液の跳ね返りの現象を伴うもの⁽⁸⁾など、ここでのミスト冷却熱交換器において対象とする比較的低流速で、かつ低噴霧量の範囲とはかなり異なり、また

* 昭和61年5月28日 第23回日本伝熱シンポジウムにおいて講演, 原稿受付 昭和62年11月26日。

^{*1} 正員, 石川工業高等専門学校 (〒929-03 石川県河北郡津幡町)。

^{*2} 正員, 金沢大学工学部 (〒920 金沢市小立野2-40-20)。

水平流特有の効果も考慮されていない。しかも、伝熱促進の評価において不可欠な円管全面に対する議論も、桑原ら⁽¹⁾の半実験的なものしか見当たらず、必ずしも一般性をもった議論がなされていないのが現状である。

本報は以上のような情勢を踏まえ、著者らがこれまで鉛直下降流に対して進めてきたのと類似の考え方および手法とにより、水平噴霧流下に置かれた水平管に対するミスト冷却熱伝達を追究するものである。また、供試管には主として平滑管を用いるが、伝熱促進を意図して表面構造管を一部導入する。

記 号

- A_0 : 管表面積
- C_p : 比熱
- d : 円管直径
- f : 衝突補正係数
- G : 噴霧液滴質量速度
- G^* : 無次元ぬれパラメータ
- g : 重力の加速度
- h : 熱伝達率
- h_D : 物質伝達率
- L_H : 蒸発潜熱
- M_f : 落下液滴量
- m_c : 液滴衝突質量速度
- m_e : 蒸発質量速度
- Pr : プラントル数
- Q : 全熱流束
- q : 局所熱流束
- Re_d : 円管直径を用いたレイノルズ数
- Re_D : 液滴直径を用いたレイノルズ数
- Sc : シュミット数
- Stk : ストークス数
- T : 温度
- u : 速度
- x : 壁面に沿う距離成分
- y : 壁面に垂直方向の距離成分
- α : 補正角
- δ_i : 液膜厚さ
- μ : 粘性係数
- ν : 動粘性係数
- ρ : 密度
- τ : せん断力
- ϕ : 前方よどみ点からの角度
- ϕ_{00} : 液膜静止角度

- ω : 蒸気質量分率
- 添 字
- g : 気体
- i : 気液界面
- l : 液体
- p : 液滴
- w : 壁面
- 0 : 単相流
- ∞ : 主流
- $-$: 平均値

2. 実験装置および方法

実験装置の概要を図1に示す。装置の概要は前報での鉛直下降噴霧流の場合とほぼ同様であり、供試円管が設置される試験部(幅200×高さ300mm)で一定の質量比をもつ水-空気二相流が一様かつ安定に得られるよう密閉回流式となっている。送風機からの空気は加湿部により飽和湿り空気となり整流格子を経て、縮流部に設置された3個の高圧スプレーノズル(wetmaster製)により微小液滴が噴霧供給され、試験部へ流入する。本装置の風洞の主流乱れは約5%であり、また、試験部断面での噴霧液滴の流量分布は、±10数%程度でほぼ一様であった。供試管には前報⁽²⁾までと同様、表面に一様ならびにストライプ状に無電解ニッケルめっきを施した直径40mm、長さ130mmのベークライト製円管が用いられた。

実験は、主流温度 $T_\infty=15^\circ\text{C}$ 、速度 $U_\infty=2\sim 5\text{ m/s}$ 、噴霧質量速度 $G=0\sim 240\text{ kg}/(\text{m}^2\cdot\text{h})$ 、表面温度 $T_w=30\sim 50^\circ\text{C}$ 、あるいは熱流束 $q_w=0\sim 2.4\text{ kW}/\text{m}^2$ の範囲の等温および等熱流束加熱のもとで、熱伝達率を測定しあわせて壁面ぬれおよび液膜流動の様相についての観察を行ったものである。表面構造管にはV溝加工を施した2種類〔(1)角度 30° 、深さ0.3mm、ピッチ0.75mm、(2)角度 60° 、深さ0.45mm、ピッチ1.5

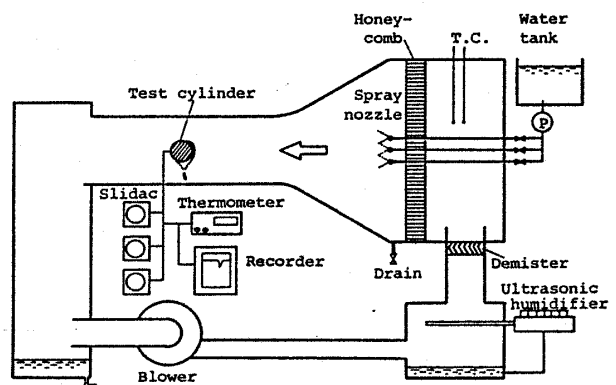


図1 実験装置概要

mm) の溝付き管および平滑管に素線径 0.1 mm のニッケル線をピッチ 5 mm で巻き付けたワイヤ巻付け管を用いたが、この場合は等温加熱の供試管の製作が極めて難しいため、等熱流束加熱条件についてのみ行い、表面構造管に対するミスト冷却熱伝達の実験とした。

3. 理論解析

水平噴霧流中に置かれた水平加熱円管の前面に噴霧気流が衝突し、壁面は液滴衝突量と蒸発量のバランスによりドライアウト状態あるいはぬれ状態(液膜形成)を呈する。ここでは図2に示すように壁面が薄い液膜でぬれている場合のミスト冷却熱伝達について、液滴衝突の局所性ならびに液膜流動を考慮して理論解析する。座標系は円管前面の上半部に存在する液膜端を原点にとり、壁面に沿って x 軸、それに直交する方向を y 軸とする。

解析に際し、気相ならびに液膜に対して以下の仮定を置く。

[気相]

- (1) 円管での液滴捕集量は式(7)で与えられ、衝突滴の速度および温度は主流と等しいものとする。
- (2) 対流熱・物質伝達率は円管まわりの单相流のものと同じであり、両者にはルイスのアナロジーが成立する。
- (3) 気流による気液界面でのせん断力は円管表面のものが適用される。

[液膜]

- (4) 液膜流は定常層流状態であり、波立ち、衝突滴の再飛散および沸騰はない。
- (5) 液膜流動においては速度分布を三次式で近似し慣性項を無視する⁽¹²⁾。
- (6) 液膜厚さは薄く、表面での蒸発支配のため温度分布は直線近似される。
- (7) 物性値は温度に依存せず一定である。

以上により円管前面における液膜流に対する質量、エネルギー、運動量についての各積分収支式は境界条件とともに次のように与えられる。

[Basic Eqs.]

$$\frac{d}{dx} \left[\int_0^{\delta_1} \rho_1 u_1 dy \right] = m_c(x) - m_e(x) \dots\dots(1)$$

$$q_i + m_c C_{p1} (T_i - T_\infty) + m_e L_H = q_w \dots\dots(2)$$

$$\mp \tau_i + g \rho_1 \delta_1 \cos \phi + \delta_1 \rho_g u_\infty \frac{du_\infty}{dx} - m_c u_p \sin \phi = \tau_w \dots\dots(3)$$

[B. C.]

$$x=0; u_1=0 \dots\dots(4\cdot a)$$

$$y=0; u_1=0, T=T_w \text{ or } q=q_w \dots\dots(4\cdot b)$$

$$y=\delta_1; u_1=u_i, T=T_i, \mu_1 du_1/dy=F \dots\dots(4\cdot c)$$

ここで

$$F = \mp \tau_i + \delta_1 \rho_g u_\infty (du_\infty/dx) - m_c u_p \sin \phi$$

式(3)の運動量式の左辺は液膜上に作用する力であり、気流せん断力、重力、圧力、および液滴衝突の慣性力の各項で構成され、上下の符号はそれぞれ円管前面の上半部と下半部に対応する。また、方程式中に含まれる気液界面の諸量としての熱流束 q_i 、液膜からの蒸発質量速度 m_e 、液滴の衝突質量速度 m_c および気流せん断力 τ_i はそれぞれ次のように与えられる。

$$q_i = h_0 (T_i - T_\infty) \dots\dots(5)$$

$$m_e = h_D \rho_g (\omega_i - \omega_\infty) \dots\dots(6)$$

$$m_c = f G \cos(\phi - \alpha) \dots\dots(7)$$

ただし、

$$f = .675 \left(\frac{Stk}{1 + .125 Re_p^{0.72}} \right)^{0.2} \left\{ 1 - C \left(\frac{\phi - \alpha}{90} \right)^{1.8} \right\}$$

$$C = 5.78 \times 10^{-3} Re_p^{-1.55} Re_d^{1.11}$$

$$\alpha = \sin^{-1}(15.6 Gy / Re_p)$$

$$Gy = \rho_1 d_p^2 g / (18 U_\infty \nu_g \rho_g)$$

$$\tau_i = 0.5 \rho_g U_\infty^2 (2\nu_g / U_\infty d)^{0.5} K(x/d) \dots\dots(8)$$

ここで、式(7)中の衝突補正係数 f は前報⁽¹⁾での鉛直下降流の場合と同様に、液滴飛行に対する計算を行い求めたものであるが、水平流のため重力パラメータ Gy と関係する補正角 α を含む。すなわち、重力の影響で液滴の衝突質量速度が最大となる位置はよどみ点より上側となり、 α はこのずれに相当する。また、式(5)、(6)、(8)中における h_0 、 h_D 、 $K(x/d)$ は仮定(2)、(3)にもとづいており、運動量式の第3項の圧力についてはポテンシャル流れの近似によるものとし、それらは前報⁽²⁾における式(23)、(24)、(7)、(8)

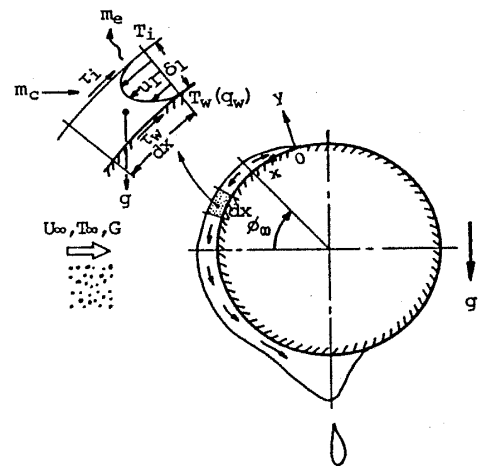


図2 物理座標系

がそれぞれ適用される。以上により、気液界面におけるすべての輸送量が基礎方程式中に組み込まれ、ミスト冷却における気流側と壁面側が連結されたことになる。

解法は、前報⁽²⁾と同様基礎方程式(1)~(3)を連立させ、前進的に解を求めていくものであるが、ここの水平噴霧流の場合には液膜域が未知であるため、解析における原点が不定となる。したがって、本法では円管上半部において任意の液膜境界位置を仮定し、その位置を原点として円管前面の下方に向かって前進的に液膜の厚さ、速度および温度についての解および液膜静止位置を求め、上方液膜境界位置から液膜静止位置の領域において液滴の全付着量と液膜からの全蒸発量が±1%の範囲で一致するまで、液膜境界位置を種々変化させ試行錯誤的に解を求めたものである。

具体的には、液膜域の最上端の境界位置において液膜流による流動質量がすべて蒸発するものとして質量バランス式を満足させ、液膜厚さ δ_i 、気液界面での流速 u_i 、温度 T_i を求め、あわせて局所ミスト冷却熱伝達率 $[h = q_w / (T_w - T_\infty)]$ を算出し、これらを初期値として順次下方(x方向)に向かって前進的に解くものである。なお、計算により液膜が消滅する位置以降のドライアウト領域に対しては、エネルギー式のみが有効となるため、 $m_e = m_c$ 、 $T_i = T_w$ (等温加熱)、 $T_i = (q_w - m_c L_H) / (h_0 + m_c C_{p1}) + T_\infty$ (等熱流束加熱) の置換えをしたうえで計算を進める。

一方、円管全面に対する平均熱伝達率 \bar{h} については前報⁽²⁾と同様、局所性をもつ円管前半面でのミスト冷却熱伝達に後半面の单相熱伝達を付加することにより求めた。すなわち、ぬれおよび乾き面積が A_w 、 A_d の場合での円管全面に対する熱バランスは、全加熱量 Q 、対流伝熱量 Q_c 、液膜からの蒸発潜熱量 Q_L および衝突液滴による顕熱量 Q_s によって、次のように表される。ただし、観察結果で後述するように水平流下の平滑管では背面への液のう回はなく円管下端部の液落下位置が液膜領域内に存在するため、鉛直下降流の場合と異なり落下滴によるエンタルピー輸送伝熱項の効果は含まれない。

$$Q = Q_c + Q_L + Q_s \dots\dots\dots (9)$$

ここで、

$$Q_c = \bar{h}_0 A_w (\bar{T}_i - T_\infty) + \bar{h}_d A_d (\bar{T}_w - T_\infty)$$

$$Q_L = M_e L_H$$

$$Q_s = C_{p1} \cdot M_c (\bar{T}_i - T_\infty)$$

$$M_c = d \int_0^{\pi/2} m_c d\phi$$

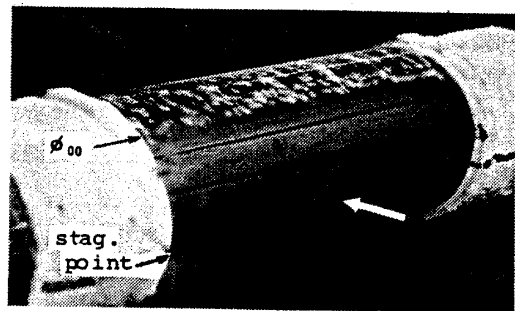
$$M_e = \frac{\bar{h}_0 A_w}{C_{pg}} \left(\frac{Pr}{Sc} \right)^{2/3} (\omega_i - \omega_\infty)$$

以上の関係式の各成分に対して、ミスト冷却熱伝達率、前報での单相流熱伝達率および壁面・界面温度、さらに局所液滴付着量の各結果を用いることにより、ミスト冷却平均熱伝達率は、次式より算出される。

$$\bar{h} = \frac{Q}{A_0 (\bar{T}_w - T_\infty)} \dots\dots\dots (10)$$

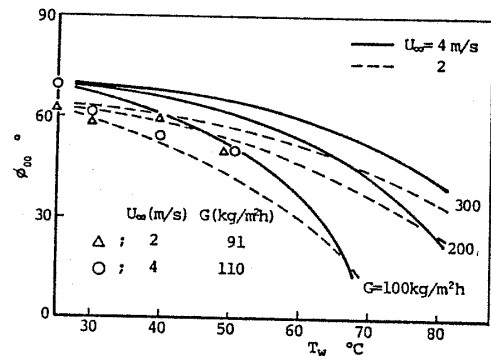
4. 結果および考察

4.1 液膜形成の様相 液滴の噴霧量が少ないときは、円管表面はドライアウトの状態にあるが、噴霧量が増加するにつれて前方よどみ点付近からぬれはじ

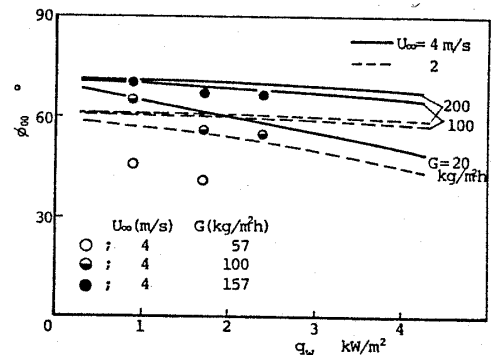


$[U_\infty = 4 \text{ m/s}, T_w = 30^\circ\text{C}, G = 110 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})]$

図3 液膜形成の様相



(a) 等温加熱



(b) 等熱流束

図4 液膜静止位置

めウェットの状態となる。さらに、噴霧量が増加すると、液膜域は円管前方よどみ点を境にして上下面に拡大し、やがて円管最下端部より余剰の液が離脱落下する。ぬれ始めの条件は、前報の鉛直下降流の場合と全く同じであるが、本実験では鉛直下降流の場合に見られた円管背面への筋流としての液の流れ込みは観察されなかった。図3に、主流中に市販のパウダを混入させ液膜流動の様相を可視化した結果の一例を示す。上方へのわずかな液膜の流動によりパウダが残存し白く見える領域と、液膜の下方への流動によりパウダが流れ落ち黒く見える領域が観察される。すなわち、水平噴霧流の場合には管前面の上半部に液膜が静止する位置 ($\phi_{00} \approx 60^\circ$ 付近) が現れ、これを境に液膜形成の様子が異なることになる。この管前面での液膜静止位置の存在は、上半部において液膜に作用する重力と他の力の方向が逆向きであることによるものであり、解析的にはこれらの力のバランスによりその位置が決定される。図4(a), (b)にそれぞれ等温および等熱流束加

熱条件のもとでの液膜静止位置についての結果を示す。実験値はいずれの条件においても実線および破線で示される解析結果とほぼ一致しており、主流速度および噴霧質量速度が大きいほど、また加熱度が小さいほど静止位置は円管前方よどみ点から離れる傾向にあることがわかる。

4.2 熱伝達率 図5に局所熱伝達率についての結果を噴霧質量速度をパラメータとして示す。図5(a)の等温加熱の場合での実験結果は、液滴が積極的に衝突する円管前面で熱伝達率は高く、表面が乾いている背面で単相流(破線)と大差のない低い値を示す。この熱伝達率の増加はよどみ点を中心として形成され

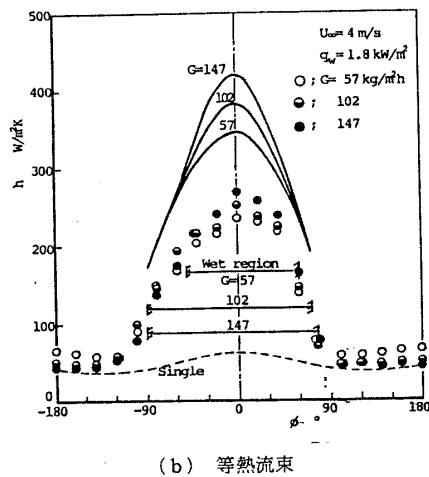
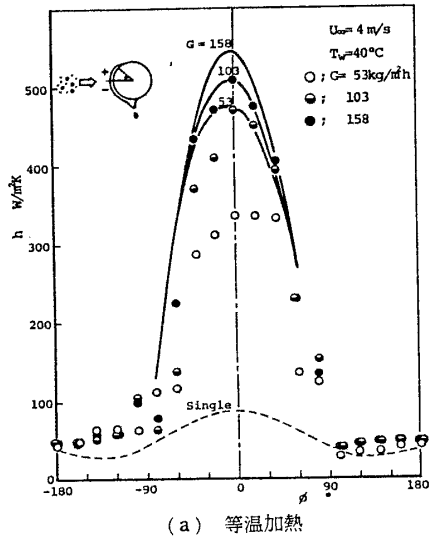
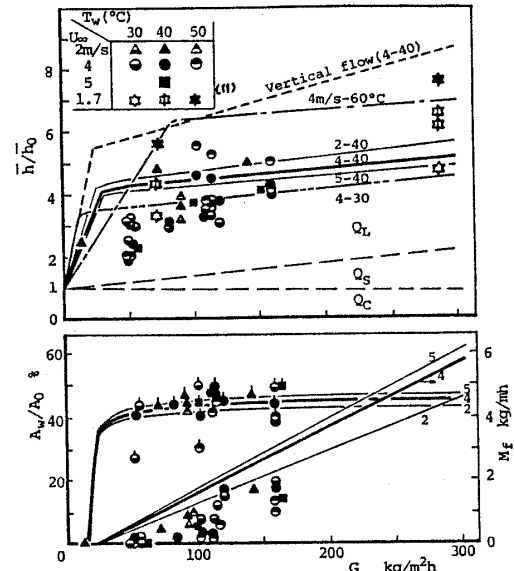
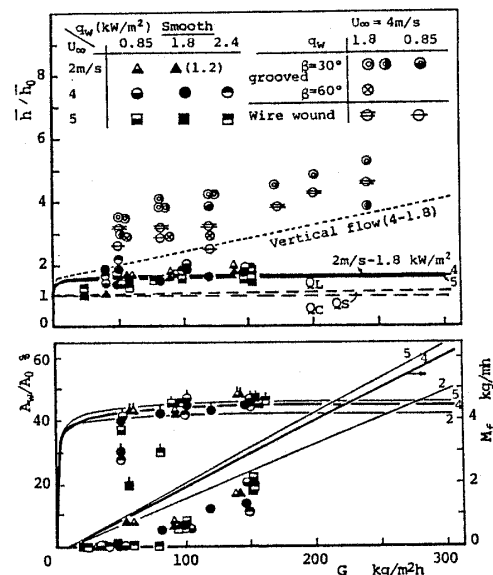


図5 局所熱伝達率



(a) 等温加熱



(b) 等熱流束

図6 伝熱促進率とぬれ面積および落下滴量

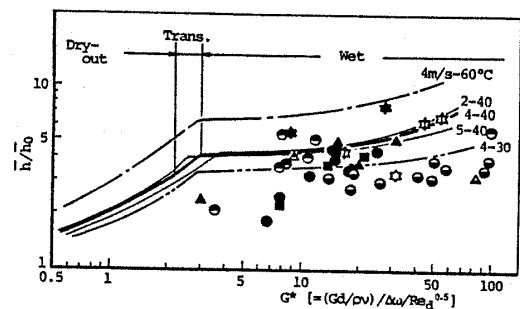
る液膜領域と対応し、噴霧量が多いほど領域が広くかつ高い値となり、鉛直下降流の場合と同様の傾向となる。しかし、厳密にはよどみ点を中心とする円管の上半部と下半部とでは非対称であり熱伝達特性は異なる。すなわち、液滴がより積極的に衝突する上半部では、気流せん断力により液のスムーズな流下が妨げられ液膜厚さが厚くなり熱伝達率は低く、また、液膜静止位置の存在により液膜領域も拘束されるため、壁面熱伝達率が蒸発支配となっている領域も狭いものとなる。一方、下半部では主に気流せん断力と重力の重畳作用により液膜が有効に流動・拡張され全領域ぬれの実現により熱伝達率は高いものとなる。実験結果との比較において、 $G=53 \text{ kg}/(\text{m}^2 \cdot \text{h})$ を除き両者は全体的にほぼ一致しており、ここでの解析の妥当性が明らかと言える。しかし、厳密には管下端部での液の離脱落下は間欠的であり液が集中・停滞する結果、管下端部付近の熱伝達率の実験値は低く、緩やかな分布になるなど解析値とのずれが生ずる。図5(b)に等熱流束加熱時の局所熱伝達率の結果を示す。噴霧質量速度の影響については等温加熱時と同様に論じられるが、実験結果がやや低い値となっている。これについては円管表面温度の非一様分布による周方向の伝熱や、円管自体の冷却のための損失などにより、必ずしも等熱流束の条件が得られていないためと考えられる。

4.3 伝熱促進率 図6(a), (b)に、それぞれ等温ならびに等熱流束加熱時の平均熱伝達率の結果を单相流時に対する比、すなわち伝熱促進率として、円管表面のぬれ面積割合 A_w/A_0 および円管からの落下液滴量 M_f とともに示す。なお、図6(b)中には後述する微細構造管の結果もあわせ示す。等温加熱に比して等熱流束の場合には各パラメータの影響が極めて小さいものとなっているものの、いずれの加熱条件においても図6中実線で示される解析結果とほぼ一致している。すなわち、主流速度が小さく、噴霧質量速度が大きく、また加熱度が高いほど伝熱促進率が高くなっており、ぬれ面積割合、落下液滴量の傾向ともあわせて鉛直下降流の場合と定性的に一致している。図6中、星印で同一系に対する桑原ら⁽¹¹⁾による実験結果を示すが、ここでの結果と良く一致している。伝熱促進の内訳として対流伝熱 Q_c 、液滴衝突による顕熱輸送 Q_s および液膜蒸発による潜熱輸送 Q_L の各割合について、図6中、流速 4 m/s 、壁温 40°C および熱流束 $1.8 \text{ kW}/\text{m}^2$ の場合を例に示す。本実験においては鉛直下降流で見られた背面への液のう回が生じ得なかつたため、落下液滴量にほぼ比例して現れるエンタルピー輸送の効果 Q_L は存在せず、そのため同一条件下での

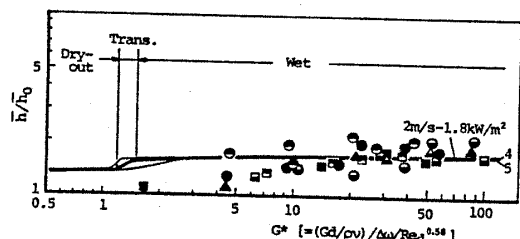
鉛直下降流(図6中の破線)に比してその値は小さくかつ、 G に対するこう配も小さいものとなっている。噴霧質量速度との関係においては鉛直下降流の場合と同様の傾向を示し、低噴霧質量速度におけるぬれの出現およびその拡大に伴い Q_L の効果により熱伝達は急激に増加するが、管表面ぬれが飽和に達したあとは、噴霧質量速度の増加により Q_c の寄与は大きくなるものの、一方では液膜温度の低下により Q_L の寄与が減少し、結果的に噴霧量増大の効果は薄れる傾向を示す。なお、ここでの伝熱促進率は2~5倍程度となっているが、これはヒータとなっている表面ニッケル膜の焼切れを防ぐため供給電流を抑えたためであり、例えば表面温度 80°C の実験では約15倍の促進率を得ている。

図7は、図6に示した伝熱促進率の結果を前報で得られた無次元ぬれパラメータ $G^* = (Gd/\rho v)/(\omega_w - \omega_\infty)/Re_d^n$: $n=0.5$ (等温), 0.58 (等熱流束) との関係で整理して示したものである。 G^* は噴霧質量速度、気流速度および加熱条件を含む無次元パラメータであり、これによりミスト冷却における伝熱促進を壁面ぬれとの関係のもとで考察することができる。すなわち、本実験範囲において、等温条件の場合流速の影響は小さく伝熱促進率は G^* と加熱度(壁面温度)の関係で表されること、また、等熱流束条件の場合 G^* のみの関数となることがわかる。

4.4 微細表面構造管 前報で検討された管表面に微細構造をもつ高性能管をここでの水平噴霧流の場

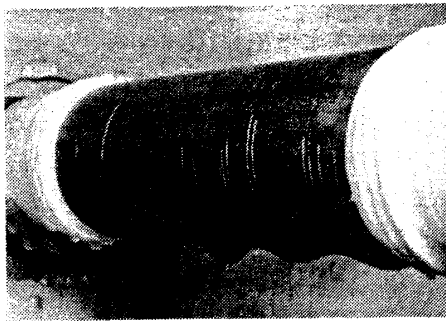


(a) 等温加熱



(b) 等熱流束

図7 伝熱促進率とぬれパラメータ G^* の関係



[$U_w=4$ m/s, $q_w=1.8$ kW/m², $G=240$ kg/(m²·h)]

図8 微細表面構造管の背面ぬれの様相

合に適用し、その妥当性について検討する。ただし、供試管の構造上から等熱流束についてのみの実験結果を比較した。2種類のV溝加工した溝付き管およびワイヤ巻付け管の計3種の供試管に対する結果は、図6(b)中に示すように平滑管に比べていずれも噴霧量の増加に伴い著しい伝熱促進効果を示し、高性能管としての有効性がさらに確認されることになる。表面構造の違いについては、中でも溝角度ならびにピッチの小さな溝付き管が最も高い熱伝達率を示し、 $G=240$ kg/(m²·h)で促進率は平滑管の5倍以上となっている。この結果は、種々の表面構造のうちでワイヤ巻付け管が最も優れたものであるとした前報での鉛直下降流の場合と異なっているが、これは基本的な液膜の流動・伸張性に対する効果の違いによるものと言える。すなわち、鉛直下降流の場合でははく離点付近にたまった液を溝・山部間およびワイヤ・平滑面間の表面張力差により円管背面へ流下・伸張させるものであるのに対し、ここでの水平噴霧流では円管最上部にたまる液を同様な表面張力差により背面へう回させるのに加えて、円管下端部にたまる流下液を毛管力により背面へう回上昇させる効果にもとづくものである。特に、ぬれ面積の拡大に対しては図8の観察結果に示すように後者の効果によるところが大きい。ただし、この効果は表面の状況によりかなり影響され、ここでの結果はいずれも表面をいったんぬらしたり、あるいはごく清浄な状態で行った実験の場合であり、表面のわずかな汚れや噴霧方向のずれによっては管背面への液のう回が生じないことも多く、この場合は伝熱促進率は小さなものにとどまることもある(図6中●印)。

5. 結 論

通常のハイフィン管に比して圧損が小さく、温度制御が容易などの特徴を有するミスト冷却熱交換器の高性能化を目的に、水平噴霧流中に置かれた表面が平滑

な単一円管および高性能管としての微細表面構造管を対象にミスト冷却伝熱実験を行い、近似法による理論解析との比較検討により、以下の結論を得た。

(1) 水平噴霧流中の円管面上に形成される液膜には、前方上半部に液膜静止位置が出現する。その位置は主流速度および噴霧質量速度が大きいほどまた加熱度が小さいほど円管前方よどみ点から離れ、それにより液膜領域も拡大する。

(2) ミスト冷却による局所熱伝達率の増加は、鉛直下降流の場合とほぼ同様の傾向となるが、厳密にはよどみ点を中心に非対称性をもつ液膜形成の在り方に強く依存し、円管の上半部と下半部とはその特性は異なる。

(3) 平滑管では背面への液のう回はなく、そのため伝熱促進の効果は鉛直下降流に見られた落下液滴によるエンタルピー輸送の効果がなく、液膜からの蒸発潜熱と衝突付着滴による顕熱輸送からなる。そのため、伝熱促進率は鉛直下降流に比してぬれ面積が少ないことも加え小さいものとなり、また噴霧量の影響も小さい。

(4) 伝熱促進率は、等温加熱においてぬれパラメータ G^* と加熱度(壁面温度)の関係で表され、等熱流束の場合には G^* のみの関数となる。これより水平噴霧流に対しても G^* が伝熱促進率を推算する有効なパラメータとなり得ることが明らかにされた。

(5) 微細表面構造管は、水平噴霧流中においても高性能管として有効であり、円管下部にたまる流下液の毛管力による背面へのう回上昇、ならびに円管最上部を経由した液の表面張力差によるぬれ面積の増加にもとづき平滑管に比べ大きな伝熱促進効果が得られる。

本研究は昭和60年度科学研究エネルギー特別研究の補助を受けて行われたものであり、謝意を表する。

文 献

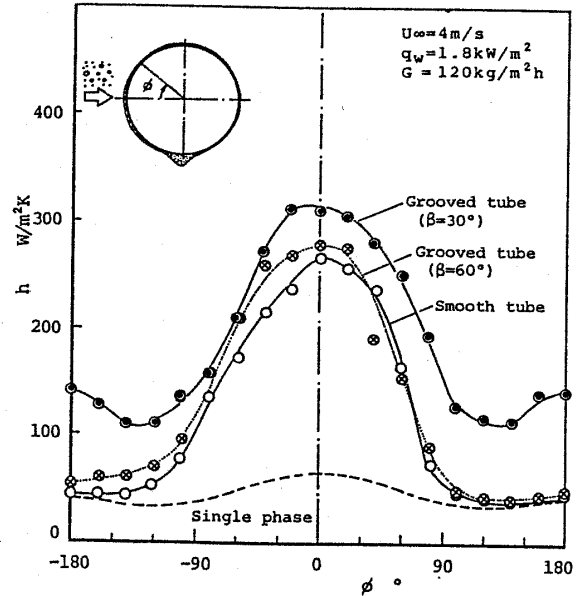
- (1) 松田・滝本・林ら, 機論, 52-482, B (昭61), 3545.
- (2) 林・滝本・松田, 機論, 52-482, B (昭61), 3554.
- (3) 林・滝本・松田ら, 機論, 54-505, B (昭63), 2617.
- (4) 中山, 機習数(506回)(昭55), 99.
- (5) Goldstein, M. E., ほか2名, *Trans. ASME, J. Heat Transf.*, 89 (1967), 185.
- (6) Wilson, S. D. and Jones, A. F., *Ind. Eng. Chem. Fundam.*, 17 (1978), 183.
- (7) Lu, C. C. and Heyt, J. W., *AIChE J.*, 26-5 (1980) 762.
- (8) Finlay, I. C. and McMillan, T., *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 182, Pt. 3 H (1967/68), 277.
- (9) Kosky, P. G., *Int. J. Heat Mass Transf.*, 19 (1976) 539.
- (10) Scherberg, M. G., ほか2名, *Prog. Heat Mass Transf.*, 6 (1972), 739.
- (11) 桑原・中山・森, 機論, 47-414, B (昭56), 326.

討 論

〔質問〕 桑原平吉〔(株)日立製作所機械研究所〕

微細表面構造管に関する貴実験結果は、溝角度、ピッチともに小さいほど、ミスト冷却時に高い h を示している。溝の効果は、背面のぬれ性と管最下部の厚液膜部における無効面積の大小によって決まると考えられる。もし求めてあれば構造管の h の周方向分布にも関連して、最適寸法に関するご意見を伺いたい。

〔回答〕 本報の主目的は、水平噴霧流下における単管ミスト冷却に対して一般性のある議論を展開することだったので、表面構造管については最適化までは言及されず、単に伝熱促進の方向性を示すにとどまっている。すなわち、伝熱促進については質問者の意見と同様、円管背面のぬれ性と管下端部での厚液膜による無効面積の低減にあるとし、前者に対しては円管前面の上半部で滞留する液の表面張力と毛管力による背面へのう回、後者に対しては懸垂液の離脱促進を意図し、溝付き管に関しては付図1のような局所熱伝達率の結果例を得ている。 $\beta=30^\circ$ の場合は $\beta=60^\circ$ に比して、前半面だけでなく背面、さらには管下端部付近 ($\phi=-90^\circ$) でも熱伝達率が向上しているが、下端部での液の薄膜化は離脱によるよりも毛管力による液の背面側への上昇が要因となっている。表面構造の最適化は、



付図1 局所熱伝達率

気流の方向性、流速、温度、噴霧量などの操作条件と関連し複雑だが、一般的にはご指摘のように溝角度、ピッチが小さいほどよく、操作条件に対する max 値があると推察している。