湿球温度利用による局所熱および物質伝達率の測定法*

熊 田 俊 明**

A Method of Measuring Local Heat and Mass Transfer Coefficients
Based on Wet-Bulb Temperature

by Toshiaki KUMADA

A method has been proposed for measuring local heat and mass transfer coefficients. The method uses the change of wet surface temperature by radiation heating and can be applied to the isothermal condition and the large variation of the local heat transfer coefficient along the surface of a body. The present method is based on the heat balance equation, which expresses a simple relationship between humidity and wet-bulb temperature. An experiment was devised to measure the local heat and mass transfer coefficients of a flat plate. The results confirmed the effectiveness of the present method to measure the local heat and mass transfer coefficients with reasonable accuracy.

Key Words :

Convective Heat Transfer, Mass Transfer, Measurement, Isothermal Condition, Wet-Bulb Temperature, Flat Plate

1. 緒 言

熱伝達率の測定には主流と物体表面温度が既知なうえに、伝熱壁中または壁面近傍の気体中の温度こう配を測定するか、あらかじめ熱流束を知ることが必要である。しかし伝熱面が曲面などの複雑な形状であったり、熱伝達率が面に沿って著しく変化する場合には、前述の方法で熱伝達率を精度よく測定することは難しい。

平板などの熱伝達率の測定では、伝熱面に金属薄膜を張り、これを直接通電により加熱する方法が試みられている。熱伝達率は裏面を断熱として、薄膜の発熱率からふく射熱損失分を差し引き、これを表面と主流の温度差で割った値として求める。しかし作動流体が気体では、むしろ等温に近い条件で伝熱が行われる場合が多く、前述の方法でこの場合の熱伝達率を測定するには装置がいたずらに複雑となるうえに測定精度も期待できない。このためナフタリンの昇華を利用する方法が試みられている。この方法で局所熱伝達率を求めるには、対流による局所的なナフタリンの減量を測

定して物質伝達率を求め、これを熱と物質伝達のアナログにより熱伝達率に換算する。しかし、この方法により測定精度を高めるにはナフタリンの減量を局所的に精度よく測定する必要があり、精度を高めるために減量を大きくすれば表面形状の変化は避けられない。

著者らは平均熱および物質伝達率の測定では、平均蒸発率と蒸発面の平均温度と湿球温度の差に基づいて対流以外の熱流入を補正し、実用上十分な精度で熱および物質伝達率を決定できることを明らかにした⁽¹⁾⁽²⁾。湿球温度の変化を利用して局所熱伝達率を測定するには、局所の蒸発率を知るかそれに代わる物理量を知る必要がある。一般に蒸発率の局所値を測定するのは難しく、このため値が既知の熱流束を蒸発面に付与した場合の湿球温度の変化から局所蒸発率を決定する方法が考えられる。

本測定法は前述のように測定が難しい場合の局所熱と物質伝達率を、上述の方法により測定するため考案された。すなわち伝熱面を水などで湿った状態として表面温度を測定し、表面に値が既知の熱流束を付与した場合の温度上昇から局所の熱および物質伝達率を決定する方法である。本報ではこの測定法の原理と誤差の程度および測定例として、平板前縁の形状を種々に変えた場合の熱伝達率の測定結果について述べる。

* 昭和59年11月21日 第928回講演会において講演、原稿受付 昭和59年4月23日。

** 正員、北海道大学工学部 (〒060 札幌市北区北13条西8丁目)。

記 号

- a : 温度拡散率
 A, B : 式(26)中の定数
 $c = \dot{m} c_p \delta_H / \lambda$
 c_p : 定圧比熱
 C : 対流以外の熱流入補正係数
 l : 蒸発面長さ
 h_H : $\dot{m} \rightarrow 0$ における熱伝達率
 h_D : $\dot{m} \rightarrow 0$ における物質伝達率
 H : 板厚の1/2
 L : 潜熱または蒸発面前縁から前方への距離
 $\dot{m}$: 蒸発率
 M : 分子量
 q : 熱流束
 R : 一般ガス定数
 S : ステップ高さ
 T : 温度 K
 P : 全圧
 u : x 方向の速度
 x : 蒸発面前縁からの距離
 y : 蒸発面に垂直方向の距離
 Y : 蒸気のマッセル分率
 β : 式(3)で与えられる値
 δ_H : 熱伝導層厚さ
 ν : 動粘性係数
 λ : 熱伝導率
 添 字
 c : 対流
 g : 非凝縮性ガス
 r : ふく射
 s : 対流以外の熱流束
 t : 真の値
 v : 蒸気
 W : $q_s \neq 0$
 WB : $q_s = 0$ の断熱蒸発
 ∞ : 主流
 $'$: q_r がある場合
 $*$: 吹出しを考慮した場合
 $-$: 平均値
 無次元数
 N_{ux} : ヌセルト数 $= h_H x / \lambda$
 Pr : プラントル数 $= a / \nu$
 Re : レイノルズ数 $= u l / \nu$
 Re_x : レイノルズ数 $= u x / \nu$

2. 測定原理

2・1 熱伝達率 蒸発による吹出しが小さいので静止膜モデル⁽³⁾ (stagnant film model) に基づいて測定原理を説明する。定常状態にある液面または十分に湿った面の温度は、その面に入る熱流束と蒸発潜熱により失われる熱流束が釣り合うように決まる。熱伝導層厚さ δ_H を静止膜厚さとして、吹出しがあれば主流から面への対流による熱流束 q_c は次式で与えられる。

$$q_c = h_H (T_\infty - T_w) \frac{c_w}{e^{c_w} - 1} \quad \dots\dots\dots (1)$$

一方、蒸発率 $\dot{m}$ は次式のように与えられる。

$$\dot{m} = \beta w h_D \left(\frac{P M_v}{R T} \right) \ln \left(\frac{1 - Y_\infty}{1 - Y_w} \right) \quad \dots\dots\dots (2)$$

ここで β は近似的に次式で表される⁽⁴⁾。

$$\beta = 1 - \frac{1}{2} \left(\frac{M_v - M_g}{M} - \frac{1}{1 - Y} \right) (Y - Y_\infty) \quad \dots\dots\dots (3)$$

また、蒸発面は通常周囲より温度が低いので、対流のほかにはふく射や熱伝導による熱流入があり、 $\dot{m}$ はこれらすべての熱流入に相当する蒸発率である。いま、蒸発面への対流入以外の熱流束を q_s とすれば、 $q_c + q_s = \dot{m} L w$ が成立するから次式を得る⁽¹⁾。

$$\begin{aligned}
 & C h_H (T_\infty - T_w) \frac{c_w}{e^{c_w} - 1} \\
 & = L w \beta w h_D \left(\frac{P M_v}{R T} \right) \ln \left(\frac{1 - Y_\infty}{1 - Y_w} \right) \quad \dots\dots\dots (4)
 \end{aligned}$$

ここで、

$$C = 1 + \frac{q_s}{h_H (T_\infty - T_w)} \frac{e^{c_w} - 1}{c_w} \quad \dots\dots\dots (5)$$

である。対流以外の熱流入が無く、 $q_s = 0$ のときは $C = 1$ となり次式を得る。

$$\begin{aligned}
 & h_H (T_\infty - T_{WB}) \frac{c_{WB}}{e^{c_{WB}} - 1} \\
 & = L_{WB} \beta_{WB} h_D \left(\frac{P M_v}{R T} \right) \ln \left(\frac{1 - Y_\infty}{1 - Y_{WB}} \right) \quad \dots\dots\dots (6)
 \end{aligned}$$

式(4)、(6)中の温度 T は膜温度であるが、通常 T_w と T_{WB} の差は小さく、したがって、これらの式中の膜温度は等しいとする。未知量 C は式(4)、(6)の比を採れば次式のように与えられる。

$$\begin{aligned}
 C &= [1 + 0.5(c_w - c_{WB})] \frac{L_w}{L_{WB}} \frac{\beta_w}{\beta_{WB}} \\
 & \times \frac{T_\infty - T_{WB}}{T_\infty - T_w} \ln \left(\frac{1 - Y_\infty}{1 - Y_w} \right) / \ln \left(\frac{1 - Y_\infty}{1 - Y_{WB}} \right) \quad \dots\dots\dots (7)
 \end{aligned}$$

ここで $c \ll 1$ であり、 $c / (e^c - 1) \approx 1 - c/2$ などの近似値を用いている。また、 L_w, L_{WB} および β_w, β_{WB} はそれぞれ差が小さいので、これらを等しいとして、さらに $0.5(c_w - c_{WB})$ を無視すれば次式を得る。

$$C = \frac{T_{\infty} - T_{WB}}{T_{\infty} - T_w} \frac{Y_w - Y_{\infty}}{Y_{WB} - Y_{\infty}} \dots\dots\dots (8)$$

いま、この蒸発面に既知の熱流束 q_r を与え、式(7)と同様に次式を得る。

$$C' = [1 + 0.5(c'_w - c_{WB})] \frac{L'_w}{L_{WB}} \frac{\beta'_w}{\beta_{WB}} \times \frac{T_{\infty} - T_{WB}}{T_{\infty} - T'_w} \ln\left(\frac{1 - Y_{\infty}}{1 - Y'_w}\right) / \ln\left(\frac{1 - Y_{\infty}}{1 - Y_{WB}}\right) \dots\dots\dots (9)$$

ただし

$$C' = 1 + \frac{q'_s + q_r}{h_H(T_{\infty} - T'_w)} \frac{e^{c'_w} - 1}{c'_w} \dots\dots\dots (10)$$

ここで、 q'_s は q_r により蒸発面の温度が上昇するため q_s とは等しくなく、近似的に次式のように表すことができる。

$$q'_s = q_s \frac{T_{\infty} - T'_w}{T_{\infty} - T_w} \dots\dots\dots (11)$$

h_H を求めるには式(5)と式(10)より q_s, q'_s を消去し、前述の近似を用いれば次式を得る。

$$h_H = \frac{q_r}{(T_{\infty} - T'_w)[(C' - 1)(1 - 0.5c'_w) - (C - 1)(1 - 0.5c_w)]} \dots\dots\dots (12)$$

ここで式(12)は q_r があまり大きくなければ近似的に次式のように簡単化される。

$$h_H = \frac{q_r}{(T_{\infty} - T'_w)(C' - C)} \dots\dots\dots (13)$$

また、吹出しパラメータ c'_w のときの熱伝達率は次式で与えられる。

$$h_H^* = h_H \frac{c'_w}{e^{c'_w} - 1} \dots\dots\dots (14)$$

2.2 物質伝達率 蒸発率 $\dot{m}, \dot{m}'$ は次式のようにも表される。

$$\dot{m} = \frac{Ch_H(T_{\infty} - T_w)c_w}{L_w(e^{c_w} - 1)} \dots\dots\dots (15)$$

$$\dot{m}' = \frac{C'h_H(T_{\infty} - T'_w)c'_w}{L'_w(e^{c'_w} - 1)} \dots\dots\dots (16)$$

式(15), (16)を連立して h_H を消去し次式を得る。

$$\dot{m}' = \dot{m} \frac{C'}{C} \frac{T_{\infty} - T'_w}{T_{\infty} - T_w} \frac{c'_w}{c_w} \frac{e^{c_w} - 1}{e^{c'_w} - 1} \dots\dots\dots (17)$$

ここで熱流束 q_r による温度上昇は小さいので $L_w = L'_w$ としている。 q_r による温度上昇のための対流以外の熱流入の減少分 Δq_s は次式で与えられる。

$$\Delta q_s = (C - 1)h_H(T'_w - T_w) \frac{c_w}{e^{c_w} - 1} = (C - 1)\dot{m}L_w \frac{T'_w - T_w}{T_{\infty} - T_w} \dots\dots\dots (18)$$

したがって $\dot{m}, \dot{m}'$ および q_r の関係として次式を得る。

$$(\dot{m}' - \dot{m})L_w = q_r - (C - 1)\dot{m}L_w \frac{T'_w - T_w}{T_{\infty} - T_w} \dots\dots\dots (19)$$

式(19)に式(17)を代入して整理すれば $\dot{m}'$ は次式のように表される。

$$\dot{m}' = \frac{q_r}{L_w} \left\{ 1 - \frac{C}{C'} \frac{T_{\infty} - T_w}{T_{\infty} - T'_w} \frac{c_w}{c'_w} \times \frac{e^{c'_w} - 1}{e^{c_w} - 1} \left[1 - (C - 1) \frac{T'_w - T_w}{T_{\infty} - T_w} \right] \right\} \dots\dots\dots (20)$$

吹出しが十分小さければ c_w, c'_w に関する項を 1 として次式を得る。

$$\dot{m}' = \frac{q_r}{L_w} \left\{ 1 - \frac{C}{C'} \frac{T_{\infty} - T_w}{T_{\infty} - T'_w} \times \left[1 - (C - 1) \frac{T'_w - T_w}{T_{\infty} - T_w} \right] \right\} \dots\dots\dots (21)$$

一般に蒸発率 $\dot{m}'$ を用いて物質伝達 h_D^* は次式のように表される。

$$h_D^* = \frac{\dot{m}'}{Y'_w - Y_{\infty}} \frac{RT}{PM_v} \dots\dots\dots (22)$$

ここで h_D^* は蒸気の吹出しがある場合の物質伝達率である。式(2)と同様に静止膜モデルに基づいて $\dot{m}'$ を表せば次式を得る。

$$\dot{m}' = \beta'_w h_D \frac{PM_v}{RT} \ln\left(\frac{1 - Y_{\infty}}{1 - Y'_w}\right) \dots\dots\dots (23)$$

式(22)に式(23)を代入して h_D と h_D^* の関係を求めれば次式を得る。

$$\frac{h_D^*}{h_D} = \frac{\beta'_w}{Y'_{BM}} \dots\dots\dots (24)$$

ここで $Y'_{BM} = (Y'_w - Y_{\infty}) / \ln[(1 - Y_{\infty}) / (1 - Y'_w)]$ で、 h_D^* は吹出しパラメータ c'_w のときの物質伝達率である。

3. 温度測定誤差と h_H, h_D

原理的には測定可能であっても、測定値に過度の精度を要求される方法では実用的価値は小さい。そこで本測定法について各種測定の誤差と熱および物質伝達率の関係を明らかにする。

主流の湿分のモル分率の決定にも湿球温度計を利用するとすれば、蒸発面の蒸気のモル分率は温度と蒸気圧の関係から求められるから、熱および物質伝達率を決定するのに必要な測定量は温度のみで、 $T_{\infty}, T_{WB}, T_w, T'_w$ である。これらの温度の真の値に添字 t を付し、誤差を δT のように表すと各温度の測定値は次式のように表される。

$$\begin{aligned} T_{\infty} &= T_{\infty t} + \delta T_{\infty}, & T_{WB} &= T_{WB t} + \delta T_{WB} \\ T_w &= T_{w t} + \delta T_w, & T'_w &= T'_{w t} + \delta T'_w \end{aligned} \dots\dots (25)$$

いま、計算を簡単化するため蒸気のモル分率と温度の関係として次の近似式を用いる。

$$Y = A \exp\left(-\frac{B}{T}\right) \dots \dots \dots (26)$$

水では室温で利用する範囲 $T_w = 283.15 \sim 303.15$ K で $A = 1.8333 \times 10^6$, $B = 5324$ で、蒸気表⁽⁵⁾による値との差は 0.3% 程度である。誤差の概算が目的であるので、ここでは吹出しの効果は無視する。熱伝達率は式(13)、物質伝達率は式(21)より求めるとして、まず C の値にする δT_∞ , δT_w , δT_{wb} の影響を検討する。式(25)を式(8)に代入して、 T_{wt} と T_{wb} および δT_w と $\delta T'_w$ の差は小さいので、これを等しいと近似すれば次式を得る。

$$C = C_t \left[1 - \frac{\delta T_w - \delta T_\infty}{T_{\infty t} - T_{wt}} - \frac{(Y_{wb} - Y_{\infty t})(\delta T_{wb} - \delta T_\infty)}{(Y_{wt} - Y_{\infty t})(T_{\infty t} - T_{wt})} + \frac{B}{T_{wt}^2 (Y_{wt} - Y_{\infty t})} (Y_{wt} \delta T_w - Y_{wb} \delta T_{wb}) \right] \dots \dots \dots (27)$$

ここで

$$C_t = \frac{T_{\infty t} - T_{wb}}{T_{\infty t} - T_{wb}} \frac{Y_{wt} - Y_{\infty t}}{Y_{wb} - Y_{\infty t}} \dots \dots \dots (28)$$

である。式(27)の [] 内の各項は 1 に比べて $\delta T / (T_{\infty t} - T_{wt})$ の程度であり、温度が低いので各温度の測定誤差を 0.1°C 以下とすれば、0.01 以下の値となる。熱電対の相対精度は高く T_{wb} , T_w および T'_w は同一の熱電対で測定することや各項が温度誤差の差で表されているので、 C の誤差は数%以内と考えてよい。なお δT_∞ は式(27)の [] の第 2, 3 項に含まれているが、 Y_{wb} と Y_{wt} の差が大きくないのでほぼ相殺される。式(13), (21)中には $C' - C$, C/C' の形で C , C' が含まれており、式(27)により類推すれば温度測定誤差による h_H , h_D に生じる誤差も、 C , C' におけると同程度の誤差であることがわかる。

一般に気相での熱伝達率の測定では、周囲と伝熱面間のふく射熱交換分を補正する必要がある。本測定法では、ふく射の影響の補正は C , C' を求めることで行われている。また、自然対流など一般に熱伝達率の小さい場合ほど、ふく射の影響が大きくなるが、本測定法ではこのような場合にも、式(12), (20)の性質から考えて精度を損なうことはない。 h_H , h_D は q_r と比例関係で表されており、 q_r を精度よく測定することが最も肝要である。

4. 実 験

蒸発面の加熱の方法としては、蒸発面そのものまたは蒸発面直下に発熱体を入れて直接通電により一様加熱するか、熱流束既知のふく射熱流束により加熱する

方法が考えられる。前者の電力の測定によって熱流束を決められるので、発熱率の測定精度は高いが表面温度の正確な測定に工夫を要する。また、ふく射加熱源を用いる場合には、蒸発面に吸収される熱流束分布を正確に測定する必要がある。ここでは、まずふく射加熱法について測定を行い結果の検討を行うこととする。

4.1 測定装置 蒸発試験部ダクトは断面が $300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ 、長さ 700 mm である。このダクトの底部と側壁はアクリル製で、上面には厚さ 2 mm のガラス板を置いている。ハロゲンランプからの光は、このガラス板を通り蒸発面を加熱する。ダクト入口断面での流速は中央部と上下端近傍で約 3% の差がある。

蒸発試験部は図 1 に示すように、アクリル樹脂板で製作し、蒸発面下部に空気層を設けて裏面をできるだけ断熱として対流以外の熱流入を減らすよう工夫した。測定面は厚さ 2 mm のアクリル板で上面に断面が $1 \text{ mm} \times 0.5 \text{ mm}$ の溝を中央部の長さ方向に切り、この上に 0.5 mm のアクリル板を全面に接着した構造である。この溝には外径 0.25ϕ のシース C-A 熱電対を挿入し、これを移動することによって蒸発面の温度分布を測定した。蒸発面はあらかじめエキストランで洗浄した模型飛行機の翼用の薄い絹布を 2 枚重ねて張り、試験部両側の貯水用溝から毛管現象により水を供給して、一様に湿った面とした。蒸発面に裏面から熱伝導があったり、ふく射加熱用の光が蒸発面を通過すれば、面に垂直方向に温度こう配を生じ温度測定誤差の原因となる。ハロゲンランプのタングステンは 1800°C 程度まで加熱される。このため水中での吸収係数 $a_\nu (\text{cm}^{-1})$ が 10 以下の波長域の光が含まれるため、蒸発面のアクリル板表面は黒色とした。

図 2 に蒸発部前方に各種部品を取付けた状態を示す。図 2 中でぬれた面には斜線をほどこしている。図 2(a) は Ōta ら⁽⁶⁾ が等熱束条件で測定した伝熱面形状であり、図 2(b) は著者らが蒸発を伴う場合の熱伝達率の測定に用いたものである。図 2(c), (d) は Kottke⁽⁷⁾ の解析値が報告されている場合の体系である。

図 1 蒸発試験部

4・2 測定法 ふく射熱流束 q_r の測定には厚さ 1 mm, 直径 $\phi 26.1$, 重さ 4.81 g の銅円板を使用した。銅板受光面を黒色としたあと薄くすすを付着させて, この面の放射率を 0.97 とした。銅板の裏には 0.5 ϕ の穴をあけ, これに素線外径 $\phi 0.1$ の C-A 熱電対をはんだ付けした。半田の使用量は微量であるが, これも測定して熱容量として加えた。この熱流束測定部を蒸発面の置かれる位置に置き, 熱流束分布を測定した。熱流束は周囲への放熱分を補正し, 銅板の温度上昇率と受熱面単位面積当たりの熱容量の積が受熱率に等しいとして求めた。図 3 の (a) にランプと蒸発試験部の位置関係, (b) に熱流束測定部の構造を示す。

熱および物質伝達率の測定には, 蒸発面を蒸留水でぬらし, 面の左右の側溝に適量の水を入れ, かつ実験中は一定時間ごとに蒸留水を補給する。送風機を動かし, ハロゲンランプを点灯し, 試験部温度が定常になる時間 20 min ほど待つ。このあと蒸発面前縁近くまで挿入した熱電対を順次移動して温度分布を測定する。測定点は位置による温度変化が大きい上流域ほど密に総計 21 点について測定した。このあとランプを消して再び 20 min 待って試験部温度が定常となったのを確かめたあと同様の測定を行った。

5. 測定結果

5・1 ふく射熱流束 q_r 熱流束 q_r の蒸発面の水平方向の分布を図 4 に示す。 q_r はハロゲンランプの真下が最大で, 蒸発面前縁近くでは約 10% 小さな値となっている。本測定法は局所的な熱および物質収支に基づいて h_H や h_D を決定するのであるから, q_r は蒸

発面上で均一である必要はなく, むしろ等温面を実現するためには熱伝達率の大きいところほど強く加熱するよう工夫することが望ましい。

5・2 蒸発面温度分布 鈍い前縁をもつ板に沿う蒸発面温度の測定結果を図 5 に示す。加熱前の温度分布が不均一なのは, 主として蒸発面が周囲からふく射加熱を受けるためである。周囲からのふく射加熱がほぼ均一のため, 蒸発面の熱伝達率が大きい位置ほど温度が低く測定されている。

5・3 局所熱伝達率

5・3・1 鈍い前縁を持つ平板 Ōta ら⁽⁶⁾は平板表面に金属薄膜を張り, これを直接通電することにより等熱流束条件で局所熱伝達率を測定している。この測定結果と比較する目的で, 同様の形状(図 2(a))について熱伝達率を測定した。図 6 の縦軸を太田らに従って $N_{ux}/R_x^{2/3}$, 横軸を x/H として測定値を示したものである。図 6 中には平板の層流と乱流の局所熱伝達率の式(29), (30)による値を示す。

乱流の式:

$$N_{ux} = 0.0296 P_r^{1/3} R_{ex}^{0.8} \dots\dots\dots (29)$$

層流の式:

$$N_{ux} = 0.331 P_r^{1/3} R_{ex}^{0.5} \dots\dots\dots (30)$$

図 6 において前縁部より急激に熱伝達率が減少するのは層流境界層の発達によるものであり, 平板内の熱伝導による熱伝達率の平均化も一因と考えられる。熱伝達率は $x/H \approx 1$ あたりから増加し, 再付着点近傍で最大値となったあとゆっくり減少する。本測定値は斜線で示す太田らの値と比較して $x/H \leq 15$ ではかなり小

図 2 測定面形状

図 3 ランプの位置と熱流束測定部

図 4 ふく射加熱熱流束

図 5 鈍い前縁をもつ平板に沿う温度分布

さい。この原因としては表面の熱的条件が異なることのほかに平板内の熱伝導の影響も考えられる。すなわち、太田らの平板では前面に発熱がないため、この面からの放熱分が前縁近傍の熱伝達率を大きくする原因かもしれない。 $x/H \cong 15$ で本測定値と太田らの値がほぼ一致するのは、この領域での境界条件がともに等温に近いためであろう。なお、この領域で測定値がいずれも式(29)よりかなり大きな値となっているのは、上流のはく離域で生じた乱れの影響によるものと考えられる。

5・3・2 前縁に各種ステップをもつ平板 図2(b)の試験部では流れを絞ったあと50 mmの平板が続く、それに続いて平板が2 mmの前向きステップとなるよう取付けられている。著者らはこの体系について平均熱伝達率を測定し、乱流平均熱伝達の式(31)によく一致する結果を得ている。この場合の局所熱伝達率は全体として前縁近くで小さく、後方で大きな値となつて、平均して式(31)に一致したものとする。

$$Nu_x = 0.037 Re_x^{0.8} Pr^{0.33} \dots \dots \dots (31)$$

後方の熱伝達率が平板の場合ほど大きくないのは、突起が2 mmと低いために大きな乱れを生じないためであろう。

図2(c), (d)の後向きステップについては Kott-

ke⁽⁷⁾のシャード数についての理論計算値がある。

図7の実線は熱と物質伝達のアナログに基づいて、シャード数からヌセルト数に変換した値である。ステップ前方の平板が200 mmの場合は、この部分に発達している境界層が乱流に遷移しているため、再付着点と考えられる熱伝達の極大点は $x/S \cong 1.3$ で前縁部に近くなっている。これに対してステップ前方が50 mmの場合は境界層が層流のままステップ部に流入するためか、再付着点と考えられる熱伝達の極大点は $x/S \cong 50$ となっている。また、後方の熱伝達率はステップ前方が50 mmのほうが大きくなっており、この原因を明らかにするには流れ場について詳細に調べる必要があろう。図7中の実線は Kottke の計算値であるが、本測定値と傾向は似ているが、定量的にはかなり差がある。

5・4 局所物質伝達率 式(21)において $(T_w' - T_w) / (T_\infty - T_w)$ を含む項を小さいとして無視すれば、式(13)と式(21)より近似的に次式が得られる。

$$h_D = \frac{h_H C' (T_\infty - T_w')}{L_w \frac{p M_v}{RT} (Y_w' - Y_\infty)} \dots \dots \dots (32)$$

式(32)より局所シャード数を求めると図6, 7に示す局所ヌセルト数と比較して幾分小さい値が得られるが、差が小さいので、図示しなかった。

6. ま と め

蒸発を伴う熱および物質伝達では界面で熱と物質が同時に保存されるために、これを利用することによって対流以外の熱流入または熱流出を主流と表面温度の測定のみで補正できる。さらに既知の熱流束を付与することによる表面温度の変化を測定することによって局所の熱と物質伝達率の測定法を考案した。

本研究では、測定原理として実用に耐えるか否かを温度測定誤差と熱および物質伝達率の関係を求めることによって確かめた。蒸発面温度の測定誤差を 0.1°C として熱および物質伝達率の誤差は数%以内である。また、各種平板の熱伝達率を測定することで、比較的簡便に熱伝達率を測定でき、既存の実測値と比較してほぼ妥当な結果を得た。本研究は測定法の原理を確かめることが主目的で、面の湿らせ方法や加熱の仕方などで技術的に改良の余地が多いと考える。今後、これらの点に改良を加え、曲面などのより複雑な形状の物体の熱および物質伝達率の測定を試みたい。

終わりに、本研究の機会を与えられた石黒亮二教授、実験に協力された当時大学院の田村伸彦氏、学生の沢田直史、野坂 渉、南 和彦の諸氏に付記して謝

図6 平板の局所熱伝達率

図7 前方に各種ステップをもつ平板の局所熱伝達率

意を表します。また、本研究の一部は昭和 57, 58 年度
文部省科学研究費補助金により行われた。

文 献

(1) 熊田・ほか 3 名, 機論, 50-458, B (昭 59), 2446.

(2) 熊田・ほか 3 名, 文献(1)の 2454 ページ.

(3) Sherwood, T. K., ほか (Int. Student 編), Mass

Transfer, (1975), 151, McGraw-Hill, Kogakusha Ltd.

(4) Bedingfield, C. H. and Drew, T. B., *Ind. Eng. Chem.*, 42-6, (1950), 1164.

(5) 日本機械学会編, 日本機械学会蒸気表, (昭 43), 6.

(6) Ōta, T. and Kon, N., *Trans. ASME, Ser. C*, 96-11 (1974), 59.

(7) Kottke, V., *Proc. 7th Int. Heat Transf. Conf.*, 3 (1982), 177.

討 論

〔質問〕 太田 照 和 (秋田大学鉱山学部)

(1) 蒸発面湿度を小さな溝内の熱電対を移動して測定しておられるが, 湿度変化が急な領域で溝内の対流効果はないのか。また溝を 0.5 mm のアクリル板が覆っていることへの湿度補正はされているのかお伺いしたい。

(2) 図 6 の結果で前縁近傍における熱伝達率の急減を層流境界層発達によるものとされているが, 流れは既に前縁からはく離しており, はく離せん断層が壁面から離れ, 流れがよどむために生ずるものと考えer
る
が
い
か
が
か。

(3) 式(12)にまちがいはないか。式(13)が導けないように思われるが, いかがか。

〔回答〕 (1) 溝内には機械油を注入して熱電対
シースと溝壁面間の熱的接触をよくしている。熱電対

シースの熱伝導による温度測定誤差は, ご指摘のように温度が急変化する領域では無視し得ないものと考え
る。本測定で言えば図 5 で $x/H \leq 2$ の領域であり, この誤差については確かめていない。本研究の目的は本測定法の原理が妥当なものか否かを確かめることを主として
している。また 0.5 mm のアクリル板内の温度降下の補正はしていない。試験体背面からの熱流入分は対流による分の 5%程度で, しかもふく射加熱前後の差が誤差の原因である。したがって十分無視し得る誤差の原因と考
えている。

(2) はく離域などの流れについて無知のための記述で, 表現が適切でなくご指摘のとおりと考える。

(3) 式(12)で q_r が小さいと c_w と c'_w の差が小さく, かつその値も小さいので c_w, c'_w を無視できる。式(13)は c_w, c'_w を無視して導いたものである。