矩形流路内温度助走区間における正三角柱乱れ促進体挿入による伝熱促進[†]

鄭 仁基

嶺南大学校工科大学 機械工学科^{††}

中山 顕・荒木信幸

静岡大学工学部 エネルギー機械工学科^{†††}

矩形流路内で流体力学的に十分発達した等温壁温度助走区間において正三角柱乱れ促進体を挿入した場合の対流熱伝達の促進効果をナフタリン昇華法による物質移動係数の測定によって明らかにした。油膜法による流れの可視化および壁面静圧分布の測定も合わせて行い、ポンプ動力一定の条件の下で、伝熱面と促進体間の間隙、三角柱の迎角およびレイノルズ数が伝熱性能に及ぼす影響を検討した。本実験の結果より、三角柱促進体の迎角 $\theta = 60^\circ$ 、間げき比 $c/a = 0.5$ の場合が最も高い性能比を示し、温度助走区間においても低レイノルズ数領域ではかなり高い促進効果を得ることが分かった。

緒 言

流路内に乱れ促進体を挿入する方法は有効な伝熱促進手段の一つとして従来から注目されており、数多くの研究が行われてきた。その中で、二次元柱状物体を伝熱面から浮かせて設置する方法^{4,8-11,14,15,18)}では、物体と伝熱面間の間隙で流れの加速が生ずるとともに、物体の上下面から剝離されたせん断流が再付着点近傍で強い乱れ域を形成するため、促進体直下からかなり下流の広範囲な領域において高い熱伝達率の維持が可能となる。さらに促進体からの放熱による流れの非定常性が加わることで高い伝熱促進効果が期待できるとの報告がある。一方、宮下ら⁹⁾は作動流体として高プラントル数流体を用いた実験によって平均熱伝達率が間隙がない場合より減少することを報告しており、また鈴木ら¹⁵⁾は角柱を挿入した平行平板流路内の非定常層流に関する数値実験からその間隙が小さいほどむしろ平滑流路より伝熱の劣化が生じることを報告している。これらの報告は、この種の伝熱系において、促進体の挿入位置、また流体力学および熱的境界条件などが伝熱特性に極めて大きく影響を及ぼすことを示唆している。したがって、より多様な研究の必要性が認められる。

なお実際の応用においては、乱れ促進体の挿入に伴う

圧力損失の増大、流路内の熱的未発達領域に関する補正が問題となる。従来の研究においては、伝熱性能を評価したものは少なく、特に流れが発達した温度助走区間における研究は見当たらない。そこで著者らは、矩形断面流路内で流体力学的に十分発達した状況下の等温壁温度助走区間に注目し、柱状乱れ促進体を挿入した場合の伝熱促進効果を詳細に調べた。以前、著者ら^{2,3)}は、促進体として正方形柱を用いて、非定常層流に関する数値実験および物質移動実験を行い、促進体下流ですきま流の剝離・再付着を確認した。また伝熱（物質移動）性能評価より、温度（濃度）助走区間においても熱的に発達した場合で得られる程伝熱促進効果は期待できないものの、最適間隙比および迎角を設定することで、比較的高効率の乱れ促進体となりうることなどがわかった。

本報では、促進体の形状として正三角形断面を有する三角柱を取り上げ、三角柱の迎角および伝熱面との間隙、レイノルズ数が伝熱および摩擦特性に及ぼす影響を実験的に検討した。ナフタリン昇華法による局所物質移動係数および壁面静圧分布を測定し、ポンプ動力一定の条件下で性能評価を試みた。なお油膜法を用いた流れの可視化実験により促進体の周りおよび物質移動面における流動パターンの詳細を明らかにした。

1. 実験装置および方法

1・1 実験装置

本実験に用いた風洞は高さ 25 mm、幅 150 mm の矩形断面を有する全長 3000 mm の直線流路であり、流路

[†] 1994 年 1 月 28 日受理

^{††} 〒 712-749 韓国 慶山市大洞 214-1

^{†††} 〒 432 浜松市城北 3-5-1

Fig. 1 Schematic view of test section

系は吸込開放型である。作動流体（空気）は上流流路、測定部、下流流路および流量調節部を経て屋外へ排出される。Fig. 1 に測定部の概略図を示す。測定部は流路入口から 1775 mm (40 D_h) の下流の長さ 200 mm とし、矩形流路の下壁部を構成しており、実験目的に応じて、物質移動係数測定用のナフタリン試片、壁面静圧測定用あるいは流れ可視化実験用のアクリル板が取り付けられるようになっている。乱れ促進体は測定部の前縁から 25 mm の下流にスパン方向に挿入する。（ X_p の原点は促進体断面の中心にとる。）ナフタリン試片は鋳造法で製作し、その表面温度を測定するため 2 本の銅-コンスタンタン熱電対を埋め込んである。また、静圧測定用のアクリル板には流れ方向に 3～5 mm の間隙で静圧孔（0.5 mm ϕ ）を開け、測定部前縁より上流 30 mm の位置には基準静圧孔が設けられている。

1.2 実験方法

矩形流路内の流れが十分発達した領域で温度（濃度）場が発達しつつある条件を設定して実験を行った。定温度型熱線風速計を用いた速度場の測定の結果、主流は乱れ強さ 0.3% 以下の発達した乱流状態で測定部に流入しており、また流れの二次性も確認した。

物質移動係数の測定にはナフタリン昇華法を用いた。ナフタリンの局所昇華量は、分解能 0.001 mm の触針式深さゲージセンサと自動移送式 X-Y テーブルで構成された測定装置によって、スパン方向に 20 mm、流れ方向に 2 mm の間隙で測定した。センサからの出力は A/D 変換器を経て直接マイクロコンピュータに収録した。

Fig. 2 に本実験で使用した乱れ促進体の形状と寸法を示す。促進体は辺長 5 mm の正三角柱として、流れ方向に対する迎角を $\theta = 0^\circ, 30^\circ, 60^\circ$ および 90° と変化させ設置した。この際、流路内の三角柱のブロックage比は $B/H = 0.17 \sim 0.20$ の範囲となる。また比較のために三角柱の辺長と同じ直径を有する円柱についても合わせて実験を行った。なお、促進体と伝熱面との間隙は $c = 1 \sim 8$ mm まで段階的に変化させ、三角柱の辺長（または円柱の直径）との比（以下間隙比と呼ぶ）が $c/a = 0.2, 0.5, 0.8, 1.3$ および 1.6 となるよう設定した。実験は、矩形流路の水力直径（ $D_h = 42.9$ mm）と断面平均流速

Turbulence Promoter	Attack Angle θ [deg]	Blockage Ratio B/H [-]
Type	Configuration	
Triangular Prism	Flow $\rightarrow$ a	0
	B	30
	B	60
	B	90
Circular Cylinder	d	0.20

Fig. 2 Shape and dimensions of turbulence promoters

（ U_m ）に基づくレイノルズ数を $Re(D_h U_m / \nu) = 4960, 8270, 13780$ および 22050 に設定し、比較的に低乱流域で行った。

また、物質移動面と促進体周りの流れパターンを観察するために測定部の底面および流路中央に流れと平行に垂直面を設け、定性的現象の把握を目的として油膜法を用いて流れの可視化を試みた。可視化実験は、辺長 10 mm の三角柱を用いて主流速度 8 m/s ($Re = 22050$) で行った。

1.3 測定データの処理

以下に本測定データの処理方法の概略を述べる。局所物質移動係数 $K(X)$ は時間 Δt の間に生ずる局所昇華深さの差 $\Delta \tau(X)$ から次式によって算出する。

$$K(X) = \rho_s \Delta \tau(X) / \Delta t \{C_w - C_b(X)\} \quad (1)$$

ここで、 C_w は昇華表面におけるナフタリン飽和蒸気の濃度で、Sogin¹²⁾ に基づきナフタリン蒸気の圧力-温度関係式と理想気体の状態式から求める。また、主流中のナフタリン濃度 $C_b(X)$ は次式により計算する¹³⁾。

$$C_b(X) = (\rho_s W / \Delta t Q) \int_0^X \Delta \tau(x) dx \quad (2)$$

Eq. (1) で求めた K は局所シャーウッド数 $Sh (= KD_h / \nu)$ で整理し、この際空気中へのナフタリンの拡散に対するシュミット数 Sc の算出においては次式¹⁾を使用した。

$$Sc = 8.0743 T^{-0.2165} \quad (3)$$

次に、壁面静圧係数は測定部での静圧と基準静圧との差圧から $C_p = 2(p - p_0) / \rho U_m^2$ の式により算出した。また流路摩擦損失係数 f は、圧力降下 Δp により次式で求めた。

$$f = \Delta p / \{(L / D_h^*) (\rho U_m^2 / 2)\} \quad (4)$$

ここで、 D_h^* は Jones⁶⁾ が提案した修正水力直径であり、本実験装置の場合は $D_h^* = 0.81 D_h$ に対応する。

なお、本実験における測定値の不確かさをデータ収集に伴う誤差のみとし、Kline ら⁷⁾ の方法に基づき求めた結果、レイノルズ数 $Re = 8270$ の場合、包括度 95% の

Fig. 3 A typical photograph obtained from flow visualization by oil-film method

不確かさは次のようになった。

$$U_{Re} = \pm 3.2\%, \quad U_{sh} = \pm 3.5\%, \quad U_{shm} = \pm 3.8\%, \\ U_f = \pm 9.5\%$$

2. 実験結果および考察

2・1 局所物質移動係数および壁面静圧係数

1) 流れの可視化 Fig. 3 に迎角 $\theta = 0^\circ$ の三角柱の間隙 $c = 4 \text{ mm}$ の場合について、三角柱周りおよびその下部物質移動面における流れの可視化写真を示す。三角柱の後方で流れが巻き込まれ再循環渦（図中矢印）が形成されている。また下壁面においては、三角柱の直下で間隙流の加速および三角柱下面からのせん断流が再付着し強い乱れを形成するに至る、藤田ら⁴⁾が観察したと同様のパターンがうかがわれる。このパターンは、後述する局所物質移動係数の分布に深く関連している。また、Fig. 4 (a) には $c = 2.5 \text{ mm}$ で三角柱の迎角を変化させた場合と、参考のため円柱と壁面との間隙を変化させた場合の促進体周りの流れパターンの変化を示す。三角柱の場合、同じ間隙においても迎角が異なると、後方のうずの位置と流れのパターンに変化が生ずる。また円柱の場合、 c の増加に伴って間隙流の速度が一旦増加し、この流れの巻き込みによるうずの位置が下流に移動するが、 $c = 4 \text{ mm}$ 以上になるとうずが再び物体後面に接近しカルマンうず型の流れへと変化する様子が分かる（図中矢印参照）。これは、谷口ら¹⁷⁾の正方形柱による実験結果ともよく一致しており、促進体による伝熱促進および圧力損失と深く関連している。

一方、Fig. 4 (b) には $c = 1 \text{ mm}$ の場合について、促進体の姿勢および形状の変化に伴う下部壁面での流れパターンの変化を示している。いずれの場合にも促進体の直下で間隙流による強い流れパターンが現れている。特に $\theta \neq 0^\circ$ の三角柱および円柱の場合、促進体前面で衝

(a) Flow pattern around a turbulence promoter

(b) Flow pattern reflected on mass transfer surface; $c = 1 \text{ mm}$

Fig. 4 Photographs from flow visualization by oil-film method; $Re = 22050$

突した流れの一部が下降して間隙を通過するのでこの軌跡がもっと顕著に現れている。また、間隙の増加と共にこの白い帯の幅は狭まるが、新たに（Fig. 3 が示唆するような）促進体下面からはく離れたせん断流の再付着地

点に対応する白い領域が現れる。なお、三角柱の $\theta = 0^\circ$ の場合には、促進体の直下およびやや下流において強い壁面せん断流による白い帯が二つ現れている。これはそれぞれ間隙流と三角柱上端からのはく離せん断層が壁面に接することに起因する。下流側の帯は、 $c \geq 2$ mm 以上になると消えてしまう。しかしながら、他の間隙がある場合には促進体の上面からはく離したせん断流の再付着に対応する流れ軌跡は明確には現れない。

2) 局所物質移動係数の分布 本実験で測定部は、流れが十分発達した温度（濃度）助走区間にある。乱れ促進体を挿入しない（平滑）流路における局所シャウウッド数の分布は、濃度境界層が薄い先端付近で勾配が急であるが下流に行くほどほとんど平坦な分布となる。これを管内乱流熱伝達に関する Gnielinski⁵⁾ の式を助走区間に拡張した次式

$$Sh_s = 0.0214(Re_s^{0.8} - 100)Sc^{0.4} \{1 + (D_h/X)^{2/3}\} \quad (5)$$

と比較した結果、測定値は Eq. (5) とよく一致した。

Fig. 5 (a) および (b) には、それぞれ三角柱の迎角および間隙比が物質移動促進に及ぼす影響を示す。局所シャウウッド数の平滑流路の値に対する比 Sh/Sh_s の分布形状は、伝熱面から浮かせて二次元柱状物体を挿入した場合の典型的なパターンを示している。壁面との間隙で流れの加速が生ずる物体直下および乱流混合が活発に行われる間隙流の再付着位置近傍で極大値をとっている。すなわち促進体前方の減速域でいったん Sh/Sh_s は 1 以下となるが、間隙流の加速効果により急激に上昇し第一極大値をとる。その後間隙を出た流れははく離し、再付着する際に第二極大値をとる。同図(a)において、 $c/a = 0.2$ および $\theta = 0^\circ$ の三角柱の場合、Fig. 4 (b) の流れパターンで示唆したように、促進体後方近くにもう一つの小さな極大値が現れる。また、三角柱の迎角の変化に伴い極大値をとる位置が変化し、 $\theta = 60^\circ$ および 90° の場合にはかなり下流まで Sh/Sh_s が高い値を維持している。したがって促進体からの放れ出す効果が効果的に伝熱促進に寄与していると考えられる。さらに、いずれの場合にも三角柱の方が円柱に比べて伝熱促進効果大きい。また同図(b)に示すように、促進体の下部で現れる第一極大値は、間隙比の増加に伴い次第に減少し、その発生位置は促進体直下にほぼ固定されている。しかし第二極大値は、間隙比の増加とともに増加後再び減少し、その位置も上流に移動したのち再び下流に移動する。ここでは、 $\theta = 60^\circ$ の三角柱の場合のみを示したが、本研究で用いた他の促進体の場合においても同じ傾向を示している。これは Fig. 4 (a) で見るように、物体後方での流れの巻き込みによるうずの位置の移動や下流に形成される再循環う

Fig. 5 Distributions of local Sherwood numbers; Effects of (a) the angle of attack, and (b) the clearance ratio on Sh/Sh_s .

ずの大きさに対応していると考えられる。

Fig. 6 (a) および (b) にはそれぞれ Sh/Sh_s の第一および第二極大値の変化をレイノルズ数の関数として示す。これらの値は、間隙比の増加と共に増加して $c/a = 0.8$ 付近でピークに達しその後減少する傾向を示すことから、ここでは、 $c/a = 0.8$ について三角柱の迎角変化をパラメータとして示してある。第一極大値および第二極大値共にレイノルズ数が増加するにつれて単調に減少しているが、その傾向は第一極大値の方が顕著である。また多少テータのばらつきがあるものの、いずれも迎角 $\theta = 60^\circ$ および 90° の方が 0° および 30° の場合に比べ高い値をとり、第一極大値の場合その差が極めて大きい。これは迎角が大きくなるほど角柱前面に衝突した流れが下降して壁面に強く衝突するためと考えられる。

3) 壁面静圧係数の分布 Fig. 7 には $Re = 13780$ の場合について、 $\theta = 30^\circ$ の三角柱を挿入したときの下部壁面における静圧係数 C_p の分布を間隙比をパラメータとして示す。比較のために $c/d = 0.2$ の円柱に対しても示している。間隙が狭い時には促進体の前で流れがせき止められ圧力が上昇したのち急激に降下するため促進体直下で負圧の谷が生じる。再び圧力は促進体直後から

(a) 1st maximum value (b) 2nd maximum value

Fig. 6 Maximum values of local Sherwood number

Fig. 7 Distribution of pressure loss coefficients

回復するが、 $c/a = 0.2$ の場合には三角柱、円柱共に圧力回復が緩やかになる。この状況下ではまだ離停滞泡から周期性の放ち出すへと変化する臨界間隙比⁽⁷⁾以下であり、間隙を通る流れは壁噴流に近い状態となっている。間隙比が増加するほど正圧と負圧の差は小さくなる。

2・2 平均物質移動係数および摩擦損失係数

乱れ促進体の形状、姿勢および間隙比が及ぼす物質移動および圧力損失特性の変化を比較するために、 $X = 35a$ にわたる測定データを積分し、平均シャーウッド数 Sh_m および流路摩擦損失係数 f を求めた。

Fig. 8 には、円柱について Sh_m と f をそれぞれ平滑流路の結果と共に示し、左図には参考のために熱的に十分発達した場合に対する Dittus-Boelter の式を実線で示している。また図の中の Eq. (6) と Eq. (7) はそれぞれ平滑流路について、Eq. (5) を測定区間にわたり積分した平均シャーウッド数の式

$$Sh_{ms} = 0.0381(Re_s^{0.8} - 100)Sc^{0.4} \quad (6)$$

および管内乱流摩擦損失係数に関する Kármán-Nikuradse の式⁽⁶⁾

$$f_s = (1.82 \log Re^* - 1.64)^{-2} \quad (7)$$

Fig. 8 Sh_m and f for the circular cylinder, and comparison with them for the smooth channel

Fig. 9 Average Sherwood number for triangular prism

を示す。測定値は式と良好な一致を示しており、本実験系の妥当性が認められる。同図の Sh_m と Fig. 9 の三角柱の Sh_m を共に比較すると、促進体を挿入した場合、 Sh_m のレイノルズ数への依存性が平滑流路のそれに比べて小さいことが分かる。すなわち $Sh_m \propto Re^m$ として相関させると、レイノルズ数のべき指数 m は、円柱の場合 $m = 0.58 \sim 0.60$ 、角柱の $\theta = 0^\circ, 30^\circ$ および 90° の場合 $m = 0.60 \sim 0.66$ 、また $\theta = 60^\circ$ では $m = 0.70 \sim 0.72$ の範囲内の値が得られる。これは宮下⁹⁾が得た値に比して多少大きい、その傾向はよく一致している。間隙比の影響は、本実験の範囲ではあまり大きく現れないが、いずれの場合にも $c/a(d) = 0.5$ の場合が最も Sh_m が大きい。迎角については、 $\theta = 60^\circ$ および 90° の場合が顕著に高い Sh_m を示す。なお、三角柱では同一条件下の円柱に比べいずれの場合も高い物質移動係数が

Fig. 10 Friction factor for triangular prism

得られる。

一方、摩擦損失係数について、Fig. 8 の右図と Fig. 10 を比較する際、 f のレイノルズ数に対する依存性が小さく一定値をとることが分かる。そのレベルは、間隙比の増加とともに増加する。これは前述のように間隙の増加につれ促進体の背圧が減少し物体の抗力が増加するためと考えられる。いずれの場合も三角柱の方が円柱に比べ摩擦損失が大きい、特に $\theta = 90^\circ$ の場合は顕著に大きな値をとる。しかし $\theta = 60^\circ$ の場合には、 Sh_m が高い値を示しており、かつ f は比較的の小さいため、伝熱（物質移動）促進の効果が充分期待できる。

2・3 伝熱性能評価

流路内に乱れ促進体の挿入による圧力損失を考慮して伝熱（物質移動）促進効果を比較するため、等ポンプ動力条件下での性能評価を試みた。

平滑流路と促進体を挿入した場合においてポンプ動力を同一とすれば、次式の関係が成立する。

$$fRe^3 = f_s Re_s^3 \quad (8)$$

上式の左辺に促進体挿入時の摩擦損失係数およびレイノルズ数の測定値を代入し、 f_s には Eq. (7) を用いて対応する Re_s を求める。この Re_s を Eq. (6) に代入して、平滑流路の平均シャーウッド数 Sh_{ms} を算出し、ポンプ動力一定条件下における物質移動促進比（伝熱性能比）

$$\eta = Sh_m / Sh_{ms} \quad (9)$$

を求めた。Fig. 11 には $\eta - \sqrt[3]{f} \cdot Re$ の関係で示す。

温度（濃度）助走区間においてはもともと熱伝達率が高く、促進体挿入の効果は完全発達域程期待できないものの、低乱流領域では比較的高い促進効果が認められる。

Fig. 11 Performance evaluation based on constant pumping power

いずれも間隙比が 0.5 付近で高い伝熱促進効果を示し、同じ条件では円柱に比して三角柱の方が性能が優れている。特に迎角 $\theta = 60^\circ$ の三角柱は卓越した性能を示している。 $\theta = 0^\circ$ の場合には相対的に伝熱面近傍で形成される乱れおよび物体からの放出うずが弱く、 $\theta = 90^\circ$ の場合は、熱伝達率は高いが圧力損失も大きくなるためいずれの場合も η は低目となる。伝熱性能の向上の観点からは、間隙流および放出渦による伝熱面近傍での乱流混合がより活発で、かつ圧力損失が少ないことが望ましく、本実験においては $\theta = 60^\circ$ 、 $c/a = 0.5$ の正三角柱が乱れ促進体として最良であるとの結果を得た。

結 言

流れが十分発達した矩形流路内の温度助走区間に伝熱面から離して正三角柱乱れ促進体を挿入した場合の熱伝達特性を把握すべく、流れの可視化、ナフタリン昇華法による物質移動係数の測定および圧力損失の測定を行った。これらの測定データを基に伝熱性能の評価を行った結果、以下の結論を得た。

1) 促進体後方における流れの巻き込みによるうずは、促進体と壁面との間隙の増加に伴い物体後面に近接し、間隙流は壁噴流型からカルマンうず型に変化する。この遷移間隙比付近で壁面近傍の乱れおよび乱流混合が最も活発に行われる。

2) Sh/Re の分布は、三角柱および円柱とも、促進体の直下およびその下面からはく離れたせん断流の再付

着点近傍でそれぞれ極大値をとるが、 $\theta = 0^\circ$ の三角柱の場合には $c/a = 0.2$ で角柱後方近くにもう一つの極大値が現れる。再付着点近傍の極大値は、間隙比の増加に伴う巻き込みうずと共に促進体後面に接近した後、再び下流に移動する。

3) Sh/Sh_s の第一および第二極大値は共にレイノルズ数の増加に伴って減少し、その傾向は前者においてより顕著である。迎角の増加は、流れを壁面方向に導き、第一極大値の上昇に大きく寄与する。

4) 平均シャーウッド数は間隙比の増加と共に増加し、間隙流が壁噴流型からカルマンうず型に変る遷移間隙比で最も大きくなり、その後再び減少する。また、乱れ促進体の直下およびその下流で乱流混合が活発に行われる迎角 $\theta = 60^\circ$ および 90° の三角柱が高い平均シャーウッド数を示す。

5) 流路摩擦損失係数は間隙比の増加と共に増加するが、レイノルズ数の影響は小さい。三角柱の場合、同条件下の円柱に比して圧力損失は高目となる。(しかし $\theta = 60^\circ$ の場合には圧力損失が比較的低く抑えられる。)

6) ポンプ動力一定条件下での性能評価の結果は、温度(濃度)助走区間においても低乱流領域ではかなり高い伝熱促進効果が得られることを示している。さらに、迎角 $\theta = 60^\circ$ の正三角柱挿入時には、間隙比 $c/a = 0.5$ で最大性能比 $\eta = 2.1$ が得られることから、乱れ促進体としての応用が期待できる。

〔謝 辞〕 本研究の一部は著者の一名(鄭)が嶺南大学の学術研究助成費の援助により行い、海外研究教授派遣計画および日本学術振興会の論博プログラムによる訪日研究でまとめたものである。また実験の遂行においては、当時同校大学院生申敏敏、申暲燮両君の協力を得たことを付記し、ここに合わせて謝意を表する。

Nomenclature

a	=size of triangular prism	[m]
B	=height of turbulence promoter	[m]
C	=concentration of naphthalene vapor	[kg/m ³]
C_p	=pressure loss coefficient	[-]
c	=clearance between a turbulence promoter and wall surface	[m]
D_h	=hydraulic diameter of rectangular duct	[m]
D_h^*	=modified hydraulic diameter	[m]
d	=diameter of circular cylinder	[m]
f	=friction factor	[-]
H	=height of rectangular duct	[m]
K	=local mass transfer coefficient	[m/s]

L	=distance between reference pressure tap and the last pressure tap on test section	[m]
m	=exponent of Reynolds number	[-]
p	=static pressure	[Pa]
p_0	=reference static pressure	[Pa]
Q	=volumetric air flow rate	[m ³ /s]
Re	=Reynolds number ($=D_h U_m/\nu$)	[-]
Re^*	=modified Reynolds number ($=D_h^* U_m/\nu$)	[-]
Sc	=Schmidt number	[-]
Sh	=local Sherwood number ($=KD_h Sc/\nu$)	[-]
T	=temperature	[K]
U	=uncertainty	[%]
U_m	=bulk mean velocity	[m/s]
W	=width of naphthalene plate	[m]
X	=streamwise distance from upstream edge of test plate	[m]
X_p	=streamwise distance from location of turbulence promoter	[m]
x, y	=coordinates of test section	[m]

Δp	=pressure difference across the distance L	[Pa]
Δt	=duration time of data run	[s]
$\Delta \tau$	=local change in height of naphthalene surface sublimated during data run	[m]
η	=performance evaluation	[-]
θ	=angle of attack for triangular prism	[°]
ν	=kinematic viscosity of air	[m ² /s]
ρ	=air density	[kg/m ³]
ρ_s	=density of solid naphthalene ($=1145$)	[kg/m ³]

<Subscripts>

b	=bulk
m	=mean value
max	=maximum value
s	=smooth duct
w	=wall

Literature cited

- 1) Cho, K., T. F. Irvine, Jr. and J. Karni: *Int. J. Heat Mass Transfer*, **35**, 957-966 (1992)
- 2) Chung, I. K., A. Nakayama, H. Koyama and A. Araki: *Fluid & Heat Eng. Res.*, **28**, 25-32 (1993)
- 3) Chung, I. K., N. Araki and A. Nakayama: *JSME*, **B**, **60**, 574, 2149-2157 (1994)
- 4) Fujita, H., H. Takahama and R. Yamashita: *JSME B*, **42**,

- 2828–2836 (1976)
- 5) Gnielinski, V.: *Int. Chem. Engng.*, **16**, 359–368 (1976)
 - 6) Jones, O. C. Jr.: *Trans. ASME J. Fluids Eng.*, **98**, 173–181 (1976)
 - 7) Kline, S. J. and F. A. McClintock: *Mech. Eng.*, **75**, 3–8 (1953)
 - 8) Miyashita, H., Y. Shiomi and K. Wakabayashi: *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **7**, 349–354 (1981)
 - 9) Miyashita, H., Y. Kondo, T. Hata and T. Nishimura: *ibid.*, **17**, 380–386 (1991)
 - 10) Miyashita, H., M. Yoshida, Y. Kondo and T. Nishimura: *ibid.*, **18**, 189–195 (1992)
 - 11) Oyakawa, K. and I. Mabuchi: *JSME B*, **47**, 308–316 (1981)
 - 12) Sogin, H. H.: *Trans. ASME*, **80**, 61–69 (1958)
 - 13) Sparrow, E. M. and N. Cur: *Trans. ASME, Ser. C*, **104**, 82–89 (1982)
 - 14) Suzuki, H., K. Suzuki, Y. Inoue and Y. Hagiwara: *JSME B*, **57**, 1403–1409 (1991)
 - 15) Suzuki, H., K. Fukutani, T. Takishita and K. Suzuki: *ibid.*, **59**, 1692–1697 (1993)
 - 16) Tanasawa, I., S. Nishio, K. Takano and M. Tawatari: *JSME B*, **49**, 676–684 (1983)
 - 17) Taniguchi, S., K. Miyakoshi and S. Dohda: *ibid.*, **51**, 1619–1623 (1985)
 - 18) Watson, J. S. and D. G. Thomas: *AIChE J.*, **13**, 676–677 (1967)

Heat Transfer Enhancement of a Thermally Developing Region in a Rectangular Channel with a Turbulence Promoter

In Kee Chung

Dept. of Mechanical Eng., Yeungnam Univ., Gyongsan 712-749, Korea

Akira Nakayama and Nobuyuki Araki

Dept. of Energy and Mechanical Eng., Shizuoka Univ., Hamamatsu 432

Key Words : Heat Transfer, Heat Transfer Enhancement, Turbulence Promoter, Thermally Developing Region, Naphthalene Sublimation Technique, Flow Visualization, Performance Evaluation

An experimental study was carried out to investigate heat/mass transfer enhancement with a triangular prism as a turbulence promoter, for a hydrodynamically developed and thermally developing region in a rectangular channel. Measurements of local mass transfer coefficients were made using a naphthalene sublimation technique, varying the clearance between the promoter and mass transfer surface and the angle of attack of the triangular prism, for Reynolds numbers ranging from 4960 to 22,050. Flow visualization was also carried out, utilizing an oil film method. Performance evaluation based on equal pumping power reveals that substantial augmentation of heat transfer is possible for turbulent flows at low Reynolds numbers in a thermally developing region by use of a triangular prism placed for optimal clearance ratio and angle of attack.