再生器マトリックス中の圧力損失および流速分布 に及ぼす出入口面積の影響*

山下 巖^{*1}, 浜口 和 洋^{*2}

Effect of Entrance and Exit Areas on the Pressure Drop and Velocity Distribution in Regenerator Matrix

Iwao YAMASHITA and Kazuhiro HAMAGUCHI

In order to examine the effect of entrance and exit areas on the velocity distribution in the stacked wire gauzes which are the most familiar regenerator matrices of Stirling cycle machines, the pressure drop across it and the velocity distribution at its exit have been measured for different mesh numbers, flow rates, entrance areas, exit areas and stack thicknesses. The results show that the effective flow area ratio which is an index for the uniformity of the velocity distribution is independent of the mesh number and the Reynolds number but dependent on the entrance and exit areas and the stack thickness. In addition, a simple theoretical flow model has been led based on the isotropy of the friction factor which is confirmed by the measurement of axial and radial friction factors. The calculation using this model brings such an effective flow area ratio and a velocity distribution as agree well with experimental ones.

Key Words: Heat Exchanger, Stirling Engine, Viscous Flow, Regenerator, Pressure Drop, Stacked Wire Gauzes, Velocity Distribution, Smoke Wire Method, Friction Factor, Darcy's Law

1. ま え が き

エンジン、冷凍機およびヒートポンプとして動作するスターリングサイクル機器において、マトリックスを充てんした蓄熱式熱交換器である再生器の性能の良否がこれらの効率を左右する重要な要素であることはよく知られている⁽¹⁾。このことはヴィルミエサイクルなどの類似の機器の場合でも同様である。再生器は熱的性能のほかに圧力損失、内容積なども考慮して設計されるが、これらの評価は作動ガスが再生器内を均一な流速で流れるものと仮定して行われている。マトリックスには比表面積が大きく、優れた整流作用をもつとされる細目の金網を多数枚積層したものが使用されるのが一般的であり、その伝熱特性および流動特性については多くの研究^{(2)~(4)}がなされてきたが、いずれも流速分布が均一な場合を対象としたものである。

しかし、実機の再生器はその両端に位置するヒータおよびクーラと図1に例示したように接続され、再生器の出入口面積は再生器容器すなわちマトリックスの

断面積に比べて小さくなっているのが普通である。そのため、もし、図1にイメージを示したように、作動ガスがマトリックス内を十分に広がらずに流れているならば、マトリックスの中心部分しか蓄熱および熱再生に寄与せず熱的性能が低下するとともに、流速の上昇により圧力損失が増大し、実際の再生器の性能は、条件によっては、均一な流速分布を仮定した当初の設計値をかなり下回っている可能性がある。このような再生器の性能低下が実機で測定されたという具体的な報告はないようである。しかし、再生器内の不均一な流速分布によって生じた温度分布によると推定される変色状態が、スターリングエンジンで使用後のマトリックスに残留するのは著者らもしばしば経験している。

流量が一定の場合、マトリックス中で流速分布が不

Fig. 1 An example of heat exchanger configuration of Stirling and Vuilleumier cycle machines

* 原稿受付 1997年10月20日。

^{*1} 正員, 東京電機大学工学部(☎101-8457 東京都千代田区神田錦町2-2)。

^{*2} 正員, 明星大学理工学部(☎191-8506 日野市程久程2-1-1)。

均一であると、それが均一な場合に比べ流速が上昇し、圧力損失が増大すると考えられる。そこで、本研究では、実機で使用されることの多い平織金網の積層をマトリックスとして用い、空気を一方向に流した場合に生じる圧力損失を入口面積、出口面積および積層厚さを変えた種々の条件において測定することにより、これらが流速分布の均一度を表す指標として導入した有効流路面積比に及ぼす影響を明らかにする。

一方、積層金網は非等方的な多孔質体であり、流速分布の均一度は積層金網中での軸方向(金網面に直角な積層方向)と半径方向(金網面に平行な方向)への流れ難さの差、すなわち両方向の摩擦係数の差の影響を受けているものと考えられる。そのため、これまで注目されてこなかった半径方向の摩擦係数を測定する実験を行い、軸方向の摩擦係数と比較した。この結果、低レイノルズ数領域では、流れ場は簡単なモデルにより理論的に扱えることが判明したため、数値計算によって流速分布および有効流路面積比を求め、測定結果と比較した。比較対象とした流速分布はスモークワイヤ法を用いて測定した積層金網出口での流速分布である。

2. 実験装置と方法

図2に実験装置の概略を示す。後述のスモークワイヤ法を適用するため、主要部は透明なアクリル樹脂製である。マトリックス容器には、直径 $D_0=38$ mm の金網(断面積 $A_0=\pi D_0^2/4$)を積層して充てんした。充てん部下流の流路の内径は 34 mm である。積層金網には大気圧の空気をブロウで吸引することにより流れ、流量は 30~300 L/min の範囲で変化させた。流量測定は容積法で校正したフロート式流量計により行った。使用した金網は表1に示す SUS 304 製の4種類の平織金網である。金網の種類はメッシュ数 M によ

って代表されている。このうち 100 mesh および 150 mesh は実機でしばしば使われる金網である。60 mesh および 300 mesh はこれらとの比較のために選んだ。

図2に示した入口直径 D_1 (断面積 $A_1=\pi D_1^2/4$)および出口直径 D_2 (断面積 $A_2=\pi D_2^2/4$)はそれぞれ 10, 19, 25, 30, 34 mm のいずれかに設定することができ、これにより出入口直径すなわち出入口断面積の影響を調べた。積層厚さ L は 3.6~28.6 mm の範囲で変化させた。積層枚数は金網の種類と積層厚さに応じて決まる。なお、以上の条件から定まる金網直径と積層厚さの比および積層金網中でのレイノルズ数はそれぞれ一般的な実機で現れる範囲を含んでいる。

金網種類、入口直径、出口直径および積層厚さが圧力損失に及ぼす影響を調べる実験は、次に示す組合せについて行った。

(1) 入口直径の影響 ($D_2=34$ mm)

$M=60, 100, 150, 300$ mesh

$D_1=10, 19, 25, 30, 34$ mm

$L=3.6, 8.6, 13.6, 18.6, 23.6, 28.6$ mm

(2) 出口直径の影響 ($D_1=34$ mm)

$M=150$ mesh

$D_2=10, 19, 25, 30, 34$ mm

$L=3.6, 8.6, 13.6, 18.6, 23.6, 28.6$ mm

$M=60, 100, 300$ mesh

$D_2=10$ mm, $L=8.6, 23.6$ mm

(3) 出入口直径の影響

$M=150$ mesh

$D_1=D_2=10, 19, 25, 30, 34$ mm

$L=3.6, 8.6, 13.6, 18.6, 23.6$ mm

$M=60, 100, 300$ mesh

$D_1=D_2=10$ mm, $L=8.6, 23.6$ mm

マトリックス容器への金網の充てんは網目の位置や

Fig. 2 Test section for the measurements of pressure drop across stacked wire gauzes

Table 1 Specifications of stacked wire gauzes (Symbols are defined in Section 3)

M (mesh)	60	100	150	300
d (mm)	0.131	0.099	0.061	0.040
p (mm)	0.423	0.254	0.169	0.085
w (mm)	0.292	0.155	0.108	0.045
β	0.477	0.372	0.409	0.278
ε^*	0.725	0.692	0.693	0.624
α_β	51.7	47.9	44.6	34.0
b_β	0.51	0.49	0.48	0.37
α_h^*	129	144	110	95
b_h^*	1.64	1.90	1.58	1.56

*values for $L=28.6$ mm

素線の方向は考慮せずランダムに重ねる一般的な方法で行った。空げき率はいずれの場合も 70% 程度である。圧力損失と流入空気圧の測定はそれぞれ図 2 に PD と P で示したマノメータ(水柱および水銀柱式)、流入空気温度の測定は熱電対 TC により行った。以下に示す流量 Q はこのようにして測定した圧力および温度における流入空気の体積流量である。なお、出入口部での流路の急拡大および急縮小により生じる圧力損失⁽⁵⁾は積層部での圧力損失に比べ十分に小さいことを確認している。

一方、積層金網における半径方向すなわち金網面に平行な方向の摩擦係数を求めるため、4 種類の金網をそれぞれ幅 30 mm の帯状に切断して直径 8 mm の心棒に外径が 38 mm になるように巻き付けたロール金網をマトリックスとして容器に充てんし、圧力損失の測定を行った。この場合の測定条件は

$$M=60, 100, 150, 300 \text{ mesh}$$

$$D_1=D_2=34 \text{ mm}, L=30.0 \text{ mm}$$

である。この実験では、マトリックス内の流速分布をできるだけ均一化するため、最も大きな出入口直径と積層厚さに設定した。

積層金網出口での流速分布の測定はスモークワイヤ法を用い以下のように行った。まず、流動パラフィン塗布した直径 0.1 mm の金属線を積層金網出口から 5 mm 下流(上方)の位置に金網面と平行に張っておき、空気を流す。次に、コンデンサ放電によって金属線に電流を流し温度を急上昇させることにより、流動パラフィンを揮発させ、流れ中にひも状の煙を放出する。その直後から下流へ伝ばしていく煙を、放電に同期したストロボ発光(放電開始の 10 ms 後から 15 ms ごとに 10 回発光)により照明し、低シャッタースピード(露光時間: 250 ms)のビデオカメラによって同一コマ上に撮影した。得られた画像はコンピュータに転送して処理し、煙の伝ば速度の分布すなわち流速分布を求めた。この実験における空気流量は 3~30 L/min と極めて低く設定した。これは、流量が大きく流速が 1.5 m/s 程度以上になると煙が乱れ、ひも状の煙の伝ばが観測できなかったためである。また、この実験の場合には、充てん部下流の流路の内径を金網直径に一致させたため、出口直径 D_2 は最大 38 mm に設定できる。

なお、熱線風速計によっても流速分布の測定を試みたが、これに比べて、測定の同時性に優れるとともに、壁面近くでの流速測定が可能で、挿入物が流れを乱す可能性も低いという理由によりスモークワイヤ法を採用した。

3. 圧力損失測定データの整理式

積層金網の特性の表現法には開口率基準⁽³⁾、空げき率基準⁽⁴⁾などがあるが、本研究では前述のようにロール金網も対象とするため、各種の多孔質体を取扱え一般性のある空げき率基準を採用する。これによれば積層金網の幾何学的特性は

d : 素線径

ε : 空げき率

d_h : 水力直径

L : 積層厚さ

D_0 : 直径

A_0 : 断面積

によって表される。水力直径は

$$d_h = \frac{\varepsilon d}{1 - \varepsilon} \dots\dots\dots (1)$$

で与えられる。空気が流速 u_h で流れる場合のレイノルズ数は

$$Re_h = \frac{d_h u_h}{\nu} \dots\dots\dots (2)$$

で定義され、圧力損失を ΔP とすると摩擦係数 F_h は

$$F_h = \frac{d_h}{L} \frac{\Delta P}{\rho u_h^2 / 2} \dots\dots\dots (3)$$

のように表される。ここで、 ρ は空気の密度、 ν は空気の動粘度である。

本研究における圧力損失の測定データの整理に当たっては、体積流量が Q の場合の基準流速として、金網断面積 A_0 を均一に流れると仮定した場合の流速、すなわち空げき率基準では有効開口面積 εA_0 を均一に流れる場合の流速

$$u_{h0} = \frac{Q}{\varepsilon A_0} \dots\dots\dots (4)$$

を採用した。この流速に対応するレイノルズ数および摩擦係数はそれぞれ式(2)、(3)において $u_h = u_{h0}$ とおくことにより求まる Re_{h0} および F_{h0} である。

一方、網目ピッチが p の平織金網の特性は、上記の水力直径、空げき率、積層厚さの代わりに

w : 目開き ($=p-d$)

β : 開口率 [$=(w/p)^2$]

n : 積層枚数

を用いる開口率基準によってよく表されることが知られている。出入口面積の影響が無視でき積層金網中の流速分布が均一な場合、開口率基準のレイノルズ数 $Re_{\beta 0}$ と摩擦係数 $F_{\beta 0}$ の間には

$$F_{\beta 0} = \frac{a_\beta}{Re_{\beta 0}} + b_\beta \dots\dots\dots (5)$$

の関係のあることが示されており、金網の種類ごとに

係数 a_β , b_β の値が求められている⁽¹⁾⁽⁶⁾。式(5)を空けき率基準に変換すると

$$F_{h0} = \frac{a_h}{Re_{h0}} + b_h \quad (6)$$

と表され、式(5)と式(6)に現れる係数は

$$a_h = \frac{nd_h^2 \varepsilon}{wL\beta} a_\beta \quad (7 \cdot a)$$

$$b_h = \frac{nd_h \varepsilon^2}{L\beta^2} b_\beta \quad (7 \cdot b)$$

によって関連づけられる。本研究で使用した金網に対する d , p , w , β , ε , a_β , b_β , a_h , b_h の値を表1に示す。空けき率 ε は充てん質量と充てん部容積から求めた。ただし、積層厚さ L によって単位厚さ当たりの積層枚数 n/L が若干異なり ε が変化するため、表1の ε , a_h , b_h には $L=28.6$ mm の場合の値が示されている。

4. 圧力損失の測定結果と解析

積層金網における圧力損失の流量 Q への依存性の測定例として、60 mesh の金網を用い、入口直径 D_1 が 19 mm の場合に積層厚さ L の影響を調べた結果を図3に示す。予想どおり、流量と積層厚さの増加につれ圧力損失は単調に増大している。また、150 mesh の金網を用い、 $L=13.6$ mm の場合に D_1 の影響を調べた結果を図4に示す。 D_1 すなわち入口面積 A_1 の減少が圧力損失の増大を招いていることが明らかに見られる。図4で D_1 の減少につれ流量の最大値が低下しているのは、使用した吸引用ブロワの能力の限界によるものである。

式(2)～(4)を用い、図3をレイノルズ数 Re_{h0} と摩擦係数 F_{h0} の関係に変換した結果が図5である。図5中の曲線は表1に示した $L=28.6$ mm における ε , a_h , b_h を用い式(6)を描いたものである。図5から同一レイノルズ数では摩擦係数の測定値は積層厚さ

L の増加につれて低下し、式(6)による値に漸近することがわかる。同様の傾向は、図4に対応する図6に示したように、入口直径 D_1 を増大させた場合にも見られる。このときの ε は 0.677 と表1に示した $L=28.6$ mm の場合の 0.693 に比べてやや小さい。図5, 6のような積層厚さと入口直径による摩擦係数の変化は他の条件においても同じように認められた。

以上の結果から、入口直径すなわち入口面積が小さくなるほど、また、積層厚さが薄くなるほど流れは積

Fig. 4 Effect of entrance diameter on the pressure drop

Fig. 5 Stack thickness dependence of the friction factor

Fig. 3 Effect of stack thickness on the pressure drop

Fig. 6 Entrance diameter dependence of friction factor

層金網中で広がらず、内部の流速が均一に流れると仮定した場合の u_{h0} より大きくなるため、高い摩擦係数を示しているものと考えられる。すなわち、流速分布が不均一で、図1および図2中に点線で示したようなある広がりをもつ流れになっていると予想される。そこで、図2中に一点鎖線で示したように、内部の流速分布が均一で、測定値と同じ圧力損失を与える直径 D_E の仮想的な円筒流路を考え、その断面積 $A_E (= \pi D_E^2/4)$ と金網断面積 A_0 の比で定義される有効流路面積比 $A_E/A_0 [(D_E/D_0)^2]$ を流れの広がりや程度または流速分布の均一度を表す指標として導入した。仮想的円筒流路内の流速は

$$u_{hE} = \frac{A_0}{A_E} u_{h0} = \frac{Q}{\varepsilon A_E} \quad \dots\dots\dots (8)$$

によって与えられる。 A_E は式(2), (3), (6)において u_{h0} , Re_{h0} , F_{h0} をそれぞれ u_{hE} , Re_{hE} , F_{hE} に置換した三つの式を連立させて解くことにより求まる。

図4, 6の場合に上記の方法を適用して求めた有効流路面積比 A_E/A_0 を Re_{h0} の関数として図7に示す。 A_E/A_0 は Re_{h0} すなわち流量にほとんど依存しないことがわかる。このことは他の場合にも同じように認められた。そこで、異なった Re_{h0} に対して得られた値の平均をとることにより各条件における A_E/A_0 を求めた。入口直径と積層厚さを変える実験から求めたすべての A_E/A_0 を図8に示す。横軸には積層厚さ L , パラメータには入口直径 D_1 がとられている。 $L=0$ の場合の A_E/A_0 は入口面積と金網断面積の比 A_1/A_0 にとった。図8から、流れの広がりや程度を表す A_E/A_0 は、金網の種類には依存せず、入口直径と積層厚さのみによって決まるとみなせることがわかる。300 mesh の金網に対する A_E/A_0 にはかなり大きなば

らつきが見られるが、これは素線が直径 0.040 mm と細いため金網の取扱いが難しく、積層の仕方とその再現性に問題があったためだと思われる。

一方、入口直径を最大の $D_1=34$ mm に保ち、出口直径 D_2 を減少させた場合にも、上記の入口直径を減少させた場合と同様の圧力損失の測定結果が得られた。一例として、150 mesh の金網を用いた場合の A_E/A_0 (●印) を、入口直径を減少させた場合 (○印) と比較し図9に示す。また、図9には、入口直径と出口直径がともに減少する影響を調べるために、これらが等しい場合 ($D_1=D_2$, $A_1=A_2$) について圧力損失を測定し、 A_E/A_0 を求めた結果 (△印) も示されている。図9から、入口直径のみの減少と出口直径のみの減少は

Fig. 8 Effect of entrance diameter and stack thickness on the effective flow area ratio A_E/A_0 for four kinds of wire gauzes

Fig. 7 Effect of entrance diameter and Reynolds number on the effective flow area ratio

Fig. 9 Effect of entrance diameter, exit diameter and stack thickness on the effective flow area ratio

まったく同じ効果をもつが、これらをともに減少させた場合には、いずれか一方を減少させた場合より、 A_E/A_0 すなわち流れの広がりの方が小さく、内部の流速が高くなっているものと予想される。また、これらいずれの場合にも、 A_E/A_0 に対する金網種類の影響は無視できることを確認している。

5. 有効流路面積比に対する実験式

図 8, 9 に示した有効流路面積比 A_E/A_0 に関する実験結果を実機の設計に適用しやすくするため、積層厚さと出入口直径すなわち出入口面積の影響を統一的に表す実験式について検討した。入口直径 D_1 と出口直径 D_2 のいずれか小さいほうを D_S 、いずれか大きいほうを D_L によって表すと、 A_E/A_0 は $L=0$ の極限では $A_S/A_0[(D_S/D_0)^2]$ に、 $L=\infty$ の極限または $D_S=D_L=D_0$ では 1 に一致すべきことを考慮し、実験式として

$$\frac{A_E}{A_0} = \left[1 - \left(1 - \frac{D_S}{D_0} \right) \frac{1 - e^{-\phi}}{\phi} \right]^2 \quad \dots\dots\dots (9 \cdot a)$$

$$\phi = \frac{\gamma}{1 - D_S/D_0} \left(\frac{L_E}{D_0} \right)^\eta \quad \dots\dots\dots (9 \cdot b)$$

を採用した。ここで、 L_E は

$$\frac{L_E}{L} = \kappa + (1 - \kappa) \left(\frac{D_L - D_S}{D_0 - D_S} \right)^\lambda \quad \dots\dots\dots (9 \cdot c)$$

によって計算され、 $D_L=D_0$ の場合には L 、 $D_L=D_S$ の場合には κL に一致する。 D_S と L_E の影響は式(9・a)と式(9・b)に、 D_L の減少の影響は L_E を短縮する効果として式(9・c)に現れている。四つの係数の値はそれぞれ

$$\gamma=1.4, \eta=0.7, \kappa=0.4, \lambda=0.6 \quad \dots\dots\dots (9 \cdot d)$$

である。 D_L が D_0 あるいは D_S と異なる場合の影響を表す係数 λ の値は後述の数値計算の結果も参考にし決めた。式(9)によって計算した A_E/A_0 を図 8, 9 に実線で示す。式(9・a)～(9・c)の形に理論的根拠はなく、また、式(9・d)に示した係数の値にも検討の余地がある。しかし、式(9)は図に見られるように実験結果をよく表現しており、一般に積層厚さが金網直径の 60～80%程度にとられることが多い実機の再生器では、 A_E/A_0 を 10%程度以下の誤差で推定できる実験式になっているものと考えられる。実機の設計などにおいて、 D_0, D_1, D_2 および L を与えて式(9)から A_E/A_0 を求めた後、有効断面積 A_E または有効直径 D_E を計算し、これらをそれぞれ実質的な断面積または直径とみなすことにより再生器の性能評価が可能になる。

6. 半径方向摩擦係数の測定と流速分布の計算

積層金網中での流れの広がりや流速分布の均一度を表す有効流路面積比 A_E/A_0 は軸方向(積層方向)と半径方向(金網面に平行な方向)における流れ難さの差に依存するものと考えられるが、この点に関する既存のデータは存在しないようである。そこで、ロール金網を用いて、出入口直径が比較的大きく、その縮小の影響が小さい条件 ($D_1=D_2=34$ mm, $L=30$ mm) の下で、金網面に平行な方向の圧力損失を測定した。金網が 60 mesh と 300 mesh の場合の測定結果に式(1)～(4)を適用して求めたレイノルズ数と摩擦係数の関係を積層時と比較して図 10 に示す。ただし、ロールの断面積には、 A_0 から心棒の断面積を差引いたものをとった。図 10 によれば積層時とロール時の摩擦係数はよく一致しており、同様の結果が他のメッシュ数の金網についても得られた。したがって、積層時における軸方向と半径方向の摩擦係数は、本研究で対象としたようなメッシュ数の金網や空げき率では、等しいとみなしてよいものと考えられる。

ところで、レイノルズ数が低く、式(6)の右辺で第 1 項の粘性項が支配的になるような場合には、式(2), (3)から金網中の流速は圧力こう配に比例することになり、流れはよく知られたダルシーの法則⁷⁾に従うものと予想される。また、前述のように、摩擦係数は軸方向と半径方向で等しいとみなせるので、ダルシーの法則に現れる浸透率(摩擦係数とレイノルズ数の積に反比例)は等方的であり、軸方向 z と半径方向 r の流速 u_z, u_r と圧力 P のこう配の間には

$$u_z = -k \frac{\partial P}{\partial z}, \quad u_r = -k \frac{\partial P}{\partial r} \quad \dots\dots\dots (10)$$

Fig. 10 Reynolds number dependence of the axial and radial friction factors

の関係があるものと考えられる。 k は等方的な浸透率であり、その定義から式(6)中の a_h との間には

$$k = \frac{2\epsilon d_h^2}{a_h \mu} \dots\dots\dots (11)$$

の関係がある。ここで、 μ は空気の粘性係数である。式(10)と連続の式から Laplace の方程式

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial P}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 P}{\partial z^2} = 0 \dots\dots\dots (12)$$

が導かれる。積層部での圧力損失 ΔP を与え、実験条件に対応する境界条件の下で式(12)を有限要素法によって解いて圧力分布を計算し、この結果と式(10)から積層金網中の流速分布を求めた。これと実験結果との比較を行うため、有効流路面積比を

$$\frac{A_E}{A_0} = \frac{2\pi}{A_0 u_0} \int_0^{D_0/2} u_z(r, L) r dr \dots\dots\dots (13)$$

によって求め、図9中にFEMと表示した点線で示した。式(13)で $u_z(r, L)$ は出口流速、 u_0 は同じ圧力損失 ΔP の下で金網断面積 A_0 を均一に流れる場合の流速である。図9に見られるように、計算結果により実験結果はほぼ説明できる。また、式(9)の実験式と比較すると、積層厚さが薄い場合および出入口直径が小さい場合に差異が見られるものの、両者はほぼ一致しているものと認められる。したがって、本来、式(12)の解はレイノルズ数の低い範囲にのみ適用すべきものであるが、少なくとも有効流路面積比の評価に関しては、 Re_{h0} で150程度までの本実験のレイノルズ数範囲においても有効であると考えられる。

7. 出口流速分布の測定

6章に述べたように、出入口を縮小した場合の有効流路面積比の測定結果が式(12)に基づく数値計算により説明されることから、積層金網内の流速分布も数値計算によって予測できるものと予想される。このことを確認するため、スモークワイヤ法を用いて積層部下流での流速分布を測定し、数値計算との比較を行った。

出口に設置したスモークワイヤから発生したひも状の煙が下流へ伝ばしていく様子の撮影例を図11に示す。出口流速分布の特徴は煙の形状に明確に現れている。図11(a)は入口直径と出口直径がともに大きい場合で、直線状の煙が伝ばしており、予想どおり流速分布は平坦であることを示している。これに対して、図11(b)のように入口直径を減少させると、中心部の煙が先行し、中心部で高い流速をもつ流速分布になっていることを示している。しかし、図11(c)のように積層厚さを図11(b)の2倍に増加すると、煙はか

Fig. 11 Smoke propagation observed by the smoke wire method using a multi-flashing strobe

なり平坦な形状に転じ、流速分布はかなり平坦化していることがわかる。一方、出口直径を減少した図11(d)では、出口部での急縮小の影響により出口縁部で流速が著しく上昇しているのが見られる。

各時刻 t_i における煙の位置の差を時間間隔 $\Delta t (= t_i - t_{i-1})$ で割ることによって求めた軸方向流速 u_z の半径方向分布の測定例を図12, 13に示す。図12は図11(a)、図13は図11(b)によるものである。早い時刻 ($t_1=10$ ms, $t_2=25$ ms) とそれ以降の時刻に測定した流速分布の間に大きな差はなく、スモークワイヤへの放電開始の少なくとも10 ms後から、煙は流れに乗って伝ばしているものと考えられる。FEMと表示した図12, 13中の太線は数値計算から求めた出口流速分布を表しており、測定した流速分布をほぼ再現できていることがわかる。数値計算における流速の絶対値は出口でその積分値が流量の測定値と一致するように決定している。当然のことながら、数値計算による流速分布は早い時刻すなわち出口近傍での煙の伝ば速度から求めた分布とよく一致している。このような傾向は、出口を絞った場合など、他の条件においても同様に認められ、少なくとも30 L/min程度以下の小流量の条件下 ($Re_{h0} < 15$) では、出口流速分布は式(12)の数値解によって予測できることがわかった。300 L/min程度までの本実験の範囲 ($Re_{h0} < 150$) に適用するには、式(12)に代わり、式(6)の右辺第2項の対流項

Fig. 12 Velocity distribution from Fig. 11 (a) for a thin stack and a large entrance diameter

Fig. 13 Velocity distribution from Fig. 11 (b) for a thin stack and a small entrance diameter

も考慮した方程式を解く必要があるが、前述のように式(12)でも測定結果をよく説明できる有効流路面積比を与えることを考えると、速度分布についても大きな差は生じないものと思われる。

8. む す び

積層金網中の流れについて、圧力損失の測定、軸方向と半径方向の摩擦係数の比較、出口流速分布の測定および簡単なモデルに基づく数値計算を行った。これらの結果は以下のようにまとめられる。

(1) 流速分布の均一度を表す指標として導入した有効流路面積比は、本実験の範囲内では、メッシュ数および流量あるいはレイノルズ数に依存しないとみなせる。

(2) 有効流路面積比は出入口直径および積層厚さの増大につれて高まる。この度合は測定結果を基に導出した実験式により近似的に評価することができる。

(3) ロール金網との比較から、本研究で対象としたようなメッシュ数の金網や空げき率では、積層金網における摩擦係数は軸方向(積層方向)と半径方向(金網面に平行な方向)で等しく、等方的であるとみなせることがわかった。

(4) 低レイノルズ数域で成り立つ簡単な理論的モデルを用い、流れ場の数値計算を行った。この結果は測定した有効流路面積比をよく説明できる。

(5) 低流量条件においてスモークワイヤ法により

測定した積層金網出口における流速分布は、上記の数値計算による結果とよく一致した。

以上により、出入口直径および積層厚さが代表的な再生器マトリックスである積層金網における圧力損失と内部の流速分布に及ぼす影響を明らかにすることができた。引き続き、これらが再生器の本来の役割である熱再生機能に及ぼす影響とその評価方法について検討を進めている。

終わりに、本研究の実施にご協力いただいた東京電機大学大学院生の吉川豊君(現在、日産自動車(株)勤務)ならびに青木義之君に心からの謝意を表する。

文 献

- (1) 山下巖・ほか4名, 再生器マトリックスがスターリングエンジン性能に与える影響, 機論, **53**-495, B(1987), 3459-3464.
- (2) Tong, L. S., ほか1名, Heat-Transfer and Flow-Friction Characteristics of Woven-Screen and Crossed-Rod Matrices, *Trans. ASME*, **79**-7(1957), 1558-1569.
- (3) 浜口和洋・ほか2名, 再生器マトリックスの伝熱性能(積層金網の場合), 機論, **49**-445, B(1983), 2001-2010.
- (4) 田中誠・ほか2名, 往復流れ場に置かれたスターリングエンジン用再生器材料の流動および伝熱特性, 機論, **55**-516, B(1989), 2478-2485.
- (5) 日本機械学会, 管路・ダクトの流体抵抗出版分科会, 管路・ダクトの流体抵抗, (1979), 53.
- (6) 山下巖・ほか10名, スターリングエンジン及びその要素技術に関する基礎的研究, 機械技術研究所報告書, No. 145(1988), 57-62.
- (7) Cedergrén, H. R., *Seepage, Drainage and Flow Nets*, (1967), 94, John-Wiley & Sons, Inc..