

JAERI-M  
90-163

燃料体スタック実証試験部 (T<sub>1</sub>)  
多チャンネル試験結果・V  
(流路閉塞試験結果)

1990年9月

日野竜太郎・高瀬 和之・宮本 喜晟

JAERI-Mレポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。  
入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課（〒319-11茨城県那珂郡東海村）  
あて、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-11茨城  
県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI-M reports are issued irregularly.  
Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Division, Department  
of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun,  
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1990

---

編集兼発行 日本原子力研究所  
印刷 日立高速印刷株式会社

燃料体スタック実証試験部 (T<sub>1</sub>)

多チャンネル試験結果・V

(流路閉塞試験結果)

日本原子力研究所東海研究所高温工学部

日野竜太郎・高瀬 和之・宮本 喜晟

(1990年8月27日受理)

高温工学試験研究炉燃料体の安全性試験の一環として、燃料チャンネルが閉塞したときの燃料体カラム内の流量配分等を調べる試験(流路閉塞試験)をHENDELの多チャンネル試験装置を用いて行った。試験は、模擬燃料体カラムに設けられた12本の燃料チャンネルのうちの1本を90%閉塞させ、ヘリウムガス雰囲気中で行った。燃料チャンネルに挿入した模擬燃料棒を加熱しない等温流動条件下では、閉塞させた燃料チャンネルを流れるヘリウムガス流量は平均流量よりもかなり少なく、平均流量に対する偏差はレイノルズ数が約2300から14000の範囲において28%~33%であった。加熱した場合には等温流動下ほどの減少はみられなかった。これは、黒鉛ブロックを介して各燃料チャンネル間をかなりの熱が移動して、チャンネルの加速損失が変化するためと考えられる。

Experimental Test Results of Multi-channel Test Rig  
of T<sub>1</sub> Test Section  
V. Channel Blockage Test on HTTR Fuel Column

Ryutaro HINO, Kazuyuki TAKASE and Yoshiaki MIYAMOTO

Department of High Temperature Engineering  
Tokai Research Establishment  
Japan Atomic Energy Research Institute  
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received, August 27, 1990)

Channel blockage test on a fuel column of the high temperature engineering test reactor (HTTR) has been performed under the helium gas atmosphere at a high temperature and a high pressure in order to obtain safety data on flow rate and temperature distributions in the fuel column with the multi-channel test rig of the fuel stack test section (T<sub>1</sub>) in HENDEL. In the test, one of 12 fuel channels was blockaded to 90% of flow area at the channel inlet.

Experimental results showed that the helium gas flow rate in the blockaded channel was 28%~33% lower than the average flow rate for Reynolds number from 2300 to 14000 in isothermal flow. When simulated fuel rods were heated, the flow rate in the blockaded channel did not decrease down in comparison with the isothermal flow. This is due to that the heat generated in the fuel rods conducts to the other fuel channels in graphite fuel blocks, so that accelerated pressure losses in the fuel channels change with helium gas temperatures.

Keywords: HTTR, Fuel Column, Channel Blockage, Helium Gas, Fuel Channel, Flow Rate Distribution, Simulated Fuel Rod, Reynolds Number

## 目 次

1. 緒 言 .....	1
2. 試験装置 .....	4
2.1 試験装置の概要 .....	4
2.2 試験データの整理方法 .....	6
2.3 試験条件 .....	8
3. 試験結果 .....	16
3.1 非加熱試験結果 .....	16
3.2 加熱試験結果 .....	17
4. 結 論 .....	32
謝 辞 .....	32
参考文献 .....	32
付録 1 ヘリウムガス物性値 .....	34
付録 2 黒鉛等の物性値 .....	35
付録 3 T <sub>1-M</sub> 用黒鉛ブロックの燃料孔内径 .....	36
付録 4 T <sub>1-M</sub> 用高温試験用模擬燃料棒の各部寸法等 .....	37
付録 5 流路圧力損失の評価方法 .....	43

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Experimental apparatus .....	4
2.1 Outline of experimental apparatus .....	4
2.2 Data arrangement .....	6
2.3 Test conditions .....	8
3. Experimental results .....	16
3.1 Isothermal test .....	16
3.2 Heating test .....	17
4. Conclusion .....	32
Acknowledgement .....	32
References .....	32
Appendix 1 Properties of helium gas .....	34
Appendix 2 Properties of graphite and so on .....	35
Appendix 3 Dimensions of fuel channels in graphite blocks of $T_{1-M}$ .....	36
Appendix 4 Dimensions of simulated fuel rods for $T_{1-M}$ high temperature test .....	37
Appendix 5 Pressure loss estimation in test section .....	43

## 1. 緒 言

日本原子力研究所（原研）では、ヘリウムガスを冷却材とする高温ガス炉（Very High Temperature Reactor; V H T R）の技術的基盤の確立とその高度化を目的として高温工学試験研究炉（High Temperature Engineering Test Reactor; H T T R）の開発を進めている<sup>(1)</sup>。現在の炉心設計は圧力4 MP aのヘリウムガスを950℃まで昇温させることを目標としており、設計及び安全性の評価のために高温高圧条件下での炉心燃料体の高温性能、健全性等の実証データが必要とされた。

そこで、原研の大型ヘリウムガスループ「大型構造機器実証試験ループ（Helium Engineering Demonstration Loop; H E N D E L）」に燃料体スタック実証試験部（T<sub>1</sub>）を設置し、H T T Rの運転条件と同じ高温高圧条件のもとで燃料体の伝熱流動特性を実証する試験を進めてきた。

T<sub>1</sub>試験部は、燃料チャンネル1本を模擬した1チャンネル試験装置と燃料体1カラムを模擬した多チャンネル試験装置から構成されている。1チャンネル試験装置は、燃料チャンネルの伝熱流動特性の詳細な試験、制御棒駆動装置の性能試験等を目的とし、多チャンネル試験装置は燃料体カラムの伝熱流動特性を調べることを目的としている。ここで、燃料体1カラムは、六角柱状の黒鉛ブロック内に燃料棒を装荷した燃料ブロックを積み重ね、その上下に黒鉛製の可動反射体ブロックを設置したものをいう。Fig. 1. 1に燃料体の概要を示す。燃料棒は黒鉛ブロックに開けられた燃料孔に装荷され、冷却材であるヘリウムガスは燃料孔と燃料棒の隙間を下降しながら加熱される。燃料チャンネルとは、燃料孔と燃料棒から構成される環状流路をいう。

多チャンネル試験装置では、実機と同じ材質の六角柱状の黒鉛ブロックに12個の燃料孔を設け、それぞれに電気発熱方式の模擬燃料棒を挿入している。したがって、12本の燃料チャンネルは伝熱流動特性上並列に設置された連成系であり、その特性についてはほとんど不明である。そこで、基礎的な伝熱流動特性を把握するために、当初、12本の模擬燃料棒出力を均一にしてヘリウムガスを約750℃まで加熱する中温試験を実施し、黒鉛ブロック内温度分布、流量配分、熱伝達率等を調べた<sup>(2, 3, 4)</sup>。その後、連成系としての特性をより詳細に把握するために、12本の模擬燃料棒のうちの1本の発熱量を変化させた場合（不平衡出力試験）と、黒鉛ブロック平径方向に12本の模擬燃料棒の発熱量を傾斜させた場合（傾斜出力試験）について試験を実施し、模擬燃料棒の表面温度分布、黒鉛ブロック内温度分布、流量配分を調べた<sup>(4, 5, 6)</sup>。このときの試験部出口ヘリ

ウムガス温度は約750℃で、中温試験条件である。

この実績を基にして、ヘリウムガスを950℃まで加熱する高温試験を実施した。この高温試験では、12本の模擬燃料棒の発熱量を均一にした場合と、黒鉛ブロック平径方向に12本の模擬燃料棒の発熱量を傾斜させた場合（傾斜出力試験）について試験を実施し、模擬燃料棒の表面温度分布、黒鉛ブロック内温度分布、流量配分を調べた<sup>(7,8)</sup>。

これらの試験で得られたデータ及び結果は、HTTRの設計及び安全審査用データとして使用されている。なお、HTTR用熱解析コードの検証に用いられた例については、文献[9]に詳細が報告されている。

上記の一連の伝熱流動試験の後、燃料体の安全性試験の一環として、流路閉塞事故を模擬した試験をHENDLのNo. 19サイクルからNo. 21サイクル運転時に実施した（1サイクルは約4週間の連続運転）。この流路閉塞試験では、12本の燃料チャンネルのうちの1本を閉塞させて、燃料体カラム内の流量配分と温度分布を高温・高圧のヘリウムガス雰囲気中で調べた。本報では、流路閉塞試験で得られた燃料体カラムの流量配分特性及び温度分布特性、並びに多チャンネル試験装置の概要、試験計装及び試験データの整理方法について報告する。



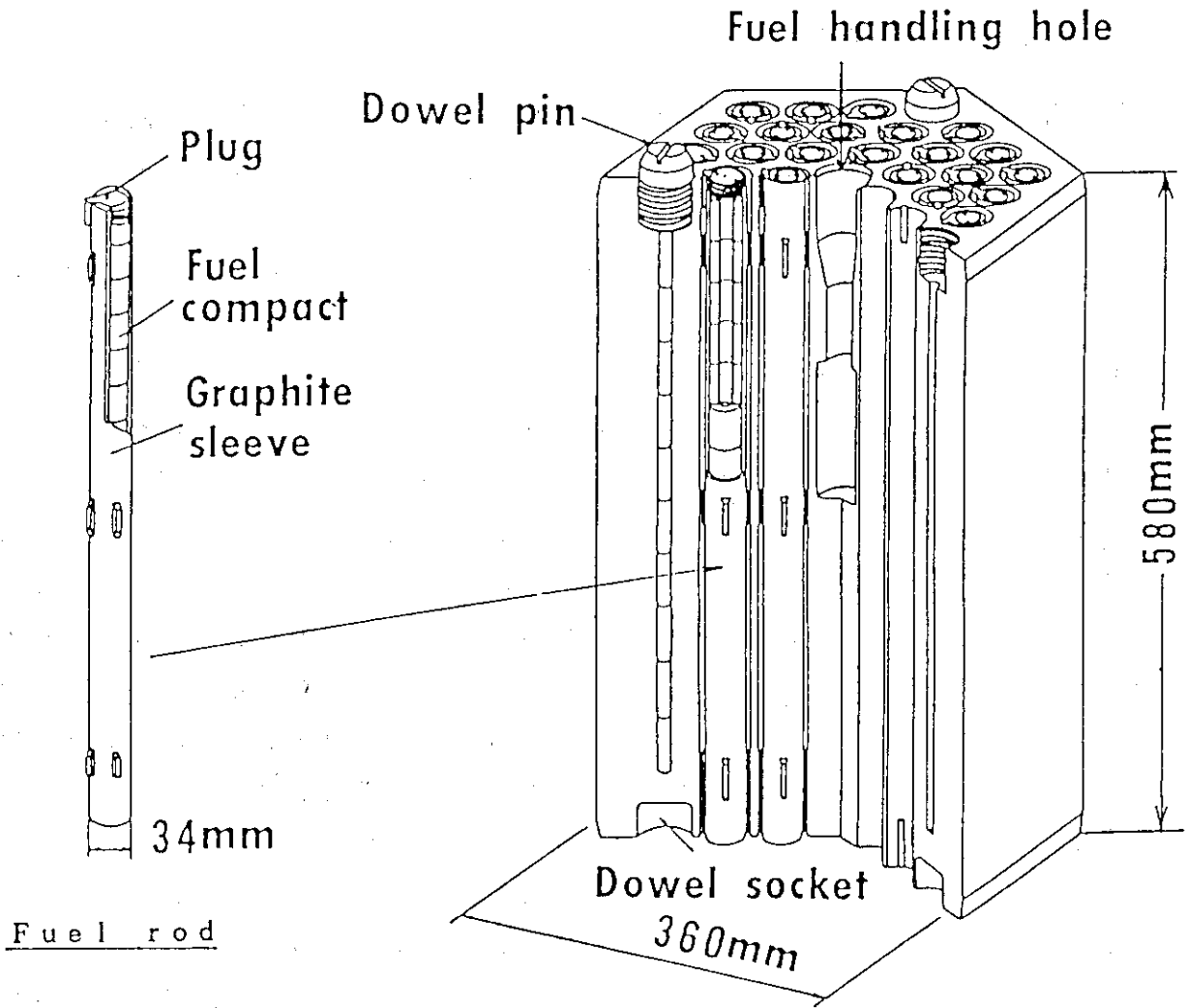


Fig. 1.1 Fuel element of HTTR

## 2. 試験装置

### 2. 1 試験装置の概要

$T_1$  試験部は、燃料チャンネル1本を模擬した1チャンネル試験装置 ( $T_{1-s}$ ) と燃料体1カラムを模擬した多チャンネル試験装置 ( $T_{1-m}$ ) から構成されており、既設の  $M_1$  ループから所定の圧力、温度、流量のヘリウムガスの供給を受ける。Fig. 2. 1に  $T_1$  試験部の系統を示す。ガス循環機  $B_1$  より送り出されたヘリウムガスは加熱器  $H_1$  で所定の温度に調整された後、流量計を経て1チャンネル試験装置と多チャンネル試験装置に流入する。流入したヘリウムガスは、それぞれの装置に装荷された模擬燃料棒により最高1000℃まで加熱された後、内蔵冷却器と冷却器  $C_1$  で冷却され、混合タンク  $MT_1$ 、フィルター  $F_1$  を経て再び循環機  $B_1$  に戻る。 $T_1$  試験部の詳細は文献[10]に報告されている。

多チャンネル試験装置の概要をFig. 2. 2に示す。多チャンネル試験装置は、模擬燃料体カラムの試験体を中心に内蔵冷却器等を圧力容器内に収納した構造で、圧力容器の上部より所定の温度、圧力、流量でヘリウムガスが流入し、内蔵冷却器を経て流出する。模擬燃料体カラムは、炉心燃料体1カラムを実寸規模で模擬したものであり、模擬燃料棒と黒鉛ブロックで構成される。

黒鉛ブロックは、高さ570mm、面間距離299mmの六角柱状をしており、鉛直方向に11段積み重ねた構造である。このうち、上方から3~9段目までが模擬燃料棒によって加熱される燃料体領域、残りの1、2段目と10、11段目は非加熱の上部・下部可動反射体領域を模擬している。本報では、燃料体領域の黒鉛ブロックを燃料ブロックと呼ぶ。上部・下部可動反射体及び燃料ブロックには、直径53mmの燃料孔が12個設けられており、それぞれの燃料孔に外径46mmの模擬燃料棒②が挿入されている。なお、燃料孔に燃料棒を挿入したものを燃料チャンネル又は冷却材流路と称する。ヘリウムガスは、内径53mmの燃料孔と外径46mmの模擬燃料棒との隙間の環状流路③(燃料チャンネル)を下降しながら加熱される。なお、模擬燃料棒には流路の保持等のためにスペーサ・リブ④が取り付けられており、したがって、燃料チャンネルは突起付きの環状流路である。

黒鉛ブロックの外周にはインコイ800製のサポートブロック⑤を介して補償ヒータブロック⑥が設置されている。補償ヒータブロックはコーギーライト製の断熱ブロックにカンタルヒータを組み込んだもので、燃料体のガードヒータとして機能する。模擬燃料体カラムの下方には、1000℃程度のヘリウムガスを200℃以下に冷却できる内蔵冷却器⑦が設置されている。

使用した模擬燃料棒の構造をFig. 2, 3に示す。模擬燃料棒は、外径46 mmの黒鉛スリーブ内に有効発熱長460 mmの黒鉛製の螺旋状電気発熱体を挿入したサブロッドを7段接続した構造である。サブロッドの長さは黒鉛ブロックの高さと同じ570 mmである。発熱体は、模擬燃料棒の上部・下部電極からの交流直接通電により発熱し、模擬燃料棒の軸方向の発熱分布はほぼ一様である。黒鉛スリーブは実機燃料棒スリーブとほぼ同じ黒鉛材を用い、その表面には軸方向と周方向にそれぞれ3ヶ所ずつスペーサ・リップを取り付けて実機の形状を模擬している。また、その表面には温度計測用の熱電対が設置されている。12本の模擬燃料棒の出力は、それぞれ単独に0~100 kWの範囲で変化させることができる。

Fig. 2, 4に流路閉塞治具の設置状況を示す。閉塞させた燃料チャンネルは後述するようにNo. 6チャンネルで、閉塞は燃料チャンネル入口部で行った。入口部で閉塞させたことにより、燃料体領域全域にわたる流路閉塞の影響を把握することができる。流路閉塞は、セラミックス製の閉塞治具を内径28 mmの模擬燃料棒の上部電極リード棒に沿って燃料チャンネルに差し込んで行う。電極リード棒には模擬燃料棒の表面温度計測用熱電対等が這わせてあるので、それらが通るように治具の内径を31.5 mmにしてある。治具の挿入部外径は燃料孔内径と同じ53 mmである。したがって、治具と燃料孔との隙間をヘリウムガスが流れる可能性はほとんどなく、ヘリウムガスは電極リード棒と治具との隙間を流れる。このときのチャンネルの閉塞率を、(閉塞治具の断面積+熱電対等の断面積) / (チャンネル入口部の断面積) で計算すると90%になる。

多チャンネル試験装置における試験計測点の概要をFig. 2, 5に、計測項目とその点数をTable 2, 1にそれぞれ示す。模擬燃料棒表面温度は、各段のサブロッドの黒鉛スリーブ上端から410 mmの位置に取り付けたK型シース熱電対(φ1.6 mm)により測定される。熱電対は、黒鉛スリーブ表面に掘られた溝に沿って導かれ、熱電対の先端は表面に埋め込まれた金属製のピンに溶接固定されている。計測点近傍で冷却材の乱れによる温度計測誤差を避けるために、熱伝導性セラミックセメントで溝を埋めて平滑にしてある。上記の計測点の位置は温接点の位置である。模擬燃料棒の上部電極リード棒には各燃料チャンネルの入口ガス温度を計測するためのK型シース熱電対(φ1.6 mm)が取り付けられている。

燃料ブロックの温度は、ブロックの上端より285 mm下方の外面上と410 mm下方の断面内に設置したK型シース熱電対(φ3.2 mm)で測定される。また、燃料ブロック下部の下部可動反射体の12個の燃料チャンネルにはピトー

管とK型シース熱電対（ $\phi 3.2$  mm）が設置されており、それぞれの燃料チャンネルを流れるヘリウムガス流量と出口ガス温度が計測される。そのほか、試験体入口・出口に設けられた導圧管により、入口・出口圧力と試験部全体の圧力損失が計測される。

## 2. 2 試験データの整理方法

12本の模擬燃料棒のそれぞれの総発熱量 $Q_j$ （ $j = 1 \sim 12$ ）は印加される電力量から換算することができるが、模擬燃料棒各段（サブロッド）の発熱量については、総発熱量と各サブロッドの発熱体の抵抗値を基にして算出しなければならない。各サブロッドの発熱量 $Q_{j,n}$ （ $n = 1 \sim 7$ ）は、発熱体抵抗値の温度変化を考慮して次のようにして算出する。

- (1) 各サブロッド中央の黒鉛スリーブ表面温度を、測定した温度に基づいて非加熱部を考慮して算出する。これを代表温度とする。
- (2) 各サブロッドの発熱量の初期値を与える。
- (3) 黒鉛スリーブ表面温度と発熱量の初期値を基にして、
  - (a) 黒鉛スリーブ内面温度を熱伝導方程式を用いて計算する。
  - (b) 黒鉛スリーブと黒鉛製発熱体表面の間の窒化ホウ素層について熱伝導方程式を計算し、発熱体温度を求める。
  - (c) 発熱体温度を基にして電気抵抗値の温度変化率 $\beta$ を求め、次式で電気抵抗値を算出する。

$$R_{j,n} = R_{o,j,n} * \beta \quad (2.1)$$

ここで、 $R_{o,j,n}$ （ $\Omega$ ）は常温における電気抵抗値である。

- (d) 電気抵抗値の合計  $\sum_{n=1}^7 R_{j,n}$  と各サブロッドの電気抵抗値 $R_{j,n}$  との比を基にして、各サブロッドの発熱量 $Q_{j,n}$  を次式で算出する。

$$Q_{j,n} = Q_j * R_{j,n} / \sum_{n=1}^7 R_{j,n} \quad (2.2)$$

- (4) 上記(d)で求めた $Q_{j,n}$ が初期値と一致しない場合は、計算した $Q_{j,n}$ が前回の計算結果と一致するまで(3)の計算を繰り返す。

計算に使用した黒鉛スリーブ、発熱体等の物性値は付録2に示してある。

各サブロッドにおける熱流束  $q_{j,n}$  は次のようにして与える。

$$q_{j,n} = Q_{j,n} / (\pi * D_{i,j,n} * L_{t,j,n}) \quad (2.3)$$

$D_{i,j,n}$ : 各サブロッドの外径

$L_{t,j,n}$ : 各サブロッドの有効発熱長

また、ピトー管による流量計測は、ピトー管部で計測された動圧と静圧の差を、ヘリウムガス物性値を基にして流量に換算する。このとき、ピトー管の流量係数を空気試験装置で調べた<sup>(11)</sup>が、それを用いて算出した流量の合計と T<sub>1-n</sub> 入口で計測したヘリウムガス総流量 W とは必ずしも一致しない。そこで、算出した流量とその合計との比を基にして、総流量から各燃料チャンネルを流れる流量を次のようにして求める。

各燃料チャンネルを流れるヘリウムガス流量 ( $w_j$ ) は、先ず、チャンネル出口部に設置したピトー管の指示値 ( $\Delta P_j$ 、単位は mmAq) を基に次式で算出する。

$$w_{jc} = V_{pj} * \rho * \pi * D_{out}^2 / 4 \quad (2.4)$$

ここで、  $D_{out}$  : ピトー管設置部流路内径 (25 mm)

$V_{pj}$  : 流速 ( $\equiv (2g * \Delta P_j / \rho)^{0.5}$ )

$g$  : 重力加速度

$\rho$  : ヘリウムガス密度

ヘリウムガス密度  $\rho$  は、ピトー管入口圧力と出口温度の計測値を用いて付録1に示す式から算出する。ピトー管入口圧力は、試験部入口圧力からピトー管入口までの圧力損失の計算値を差し引いて求める。圧力損失の算出方法は付録5に記してある。

次に、計算した  $w_{jc}$  と計測した総流量 W を用いて、次式で各チャンネルを流れるヘリウムガス流量 ( $w_j$ ) を決める。

$$w_j = W * (w_{jc} / \sum_{j=1}^{12} w_{jc}) \quad (2.5)$$

これは、上式で計算される各チャンネルの流量 ( $w_{jc}$ ) の総和が、総流量 W と必ずしも一致しないため、それを補正するために行う。

燃料チャンネルにおけるヘリウムガスの物性値は、ヘリウムガスの混合平均温度を基にして算出し、各燃料チャンネルにおける流速、レイノルズ数を次のようにして計算する。

### (1) 流速

$$u_{j,n} = \frac{w_j}{S_j \times \rho} \quad (2.6)$$

- $S_j$  : 各段の流路断面積 ( $\equiv \pi (D_{o,j,n}^2 - D_{i,j,n}^2) / 4$ )  
 $D_{i,j,n}$  : 各サブロッドの外径  
 $D_{o,j,n}$  : サブロッドに対応する燃料孔の内径  
 $w_j$  : ヘリウムガス流量  
 $\rho$  : ヘリウムガス密度

### (2) レイノルズ数

$$Re_{j,n} = u_{j,n} \times D_{e,j,n} / \nu \quad (2.7)$$

- $D_{e,j,n}$  : 等価直径 ( $\equiv D_{o,j,n} - D_{i,j,n}$ )  
 $\nu$  : ヘリウムガスの動粘性係数

上記の計算に必要なヘリウムガス物性値は付録1に、黒鉛ブロックの燃料孔内径は付録3に示されており、また、高温試験用模擬燃料棒のサブロッドの寸法、温度測定位置、有効発熱長等は付録4に示してある。

## 2. 3 試験条件

試験は、まず、模擬燃料棒を加熱しない非加熱試験を行い、等温流動下における燃料体カラム内の流量配分特性を調べた。試験条件は次のとおりである。

- 入口圧力 : 2 MPa ~ 3 MPa  
 ガス温度 : 25 °C ~ 170 °C  
 総流量 : 36 g/s ~ 280 g/s  
 レイノルズ数 : 2000 ~ 14000

非加熱試験の後、加熱試験を行った。試験は、通常運転時に流路閉塞を生じた場合を想定して、模擬燃料棒の加熱量は12本ともに同じにした。試験に当たっては、ヘリウムガスの昇温過程と流量配分及び温度分布との関係を把握するために、出口ガス温度を約580℃にした場合（中温試験）と約860℃にした場合（高温試験）について試験を行った。それぞれの試験条件は次のとおりである。

(1) 中温試験条件

入口圧力	: 4 MP a
入口平均ガス温度	: 174℃~193℃
出口平均ガス温度	: 563℃~598℃
総流量	: 61 g/s~249 g/s
模擬燃料棒発熱量	: 9.8 kW~41 kW (1本当り)
入口レイノルズ数	: 2500~10000

(2) 高温試験条件

入口圧力	: 4 MP a
入口平均ガス温度	: 225℃~279℃
出口平均ガス温度	: 840℃~878℃
総流量	: 43 g/s~260 g/s
模擬燃料棒発熱量	: 10.6 kW~63 kW (1本当り)
入口レイノルズ数	: 1700~9400

ここで、総流量はT<sub>1-M</sub> 入口で計測したヘリウムガス総流量を表し、入口及び出口平均ガス温度は、12本の燃料チャンネルの入口と出口におけるヘリウムガス温度をそれぞれ平均した値である。また、入口レイノルズ数は12本の燃料チャンネル入口におけるレイノルズ数を平均した値で、レイノルズ数は前述したように式(2.7)で定義された値である。なお、実機の運転条件は

平均ガス流量	: 約9.2 g/s (1チャンネル当り)
入口圧力	: 4 MP a
入口ガス温度	: 395℃
出口ガス温度	: 950℃
入口レイノルズ数	: 約4600

である。本試験条件は、入口、出口ガス温度は実機運転条件よりも低いものの、

流量は実機運転条件を含む範囲をカバーしており、本試験条件で、流路閉塞を生じたときの伝熱流動特性を十分に把握できると考えられる。

Table 2.1 List of measuring items

	Item	Number
Temperature	Helium gas temperature	
	(1) Inlet temperature (Upper plenum)	1
	(2) Channel inlet temperature	12
	(3) Channel outlet temperature	12
	(4) Outlet temperature ( Bottom plenum)	1
	Surface temperature of simulated fuel rod	52 (4x8, 5x4)
Fuel block temperature (Surface)		20
	"                    (Internal)	22
	Temperature of compensation heater block	18
Pressure	Static pressure at inlet of test region	1
	Static pressure at outlet of test region	1
	Differential pressure between inlet and outlet of test region	1
Flow rate	Total flow rate	1
	Helium gas velocity at channel outlet	12
Input power	Electric power of simulated fuel rod	12



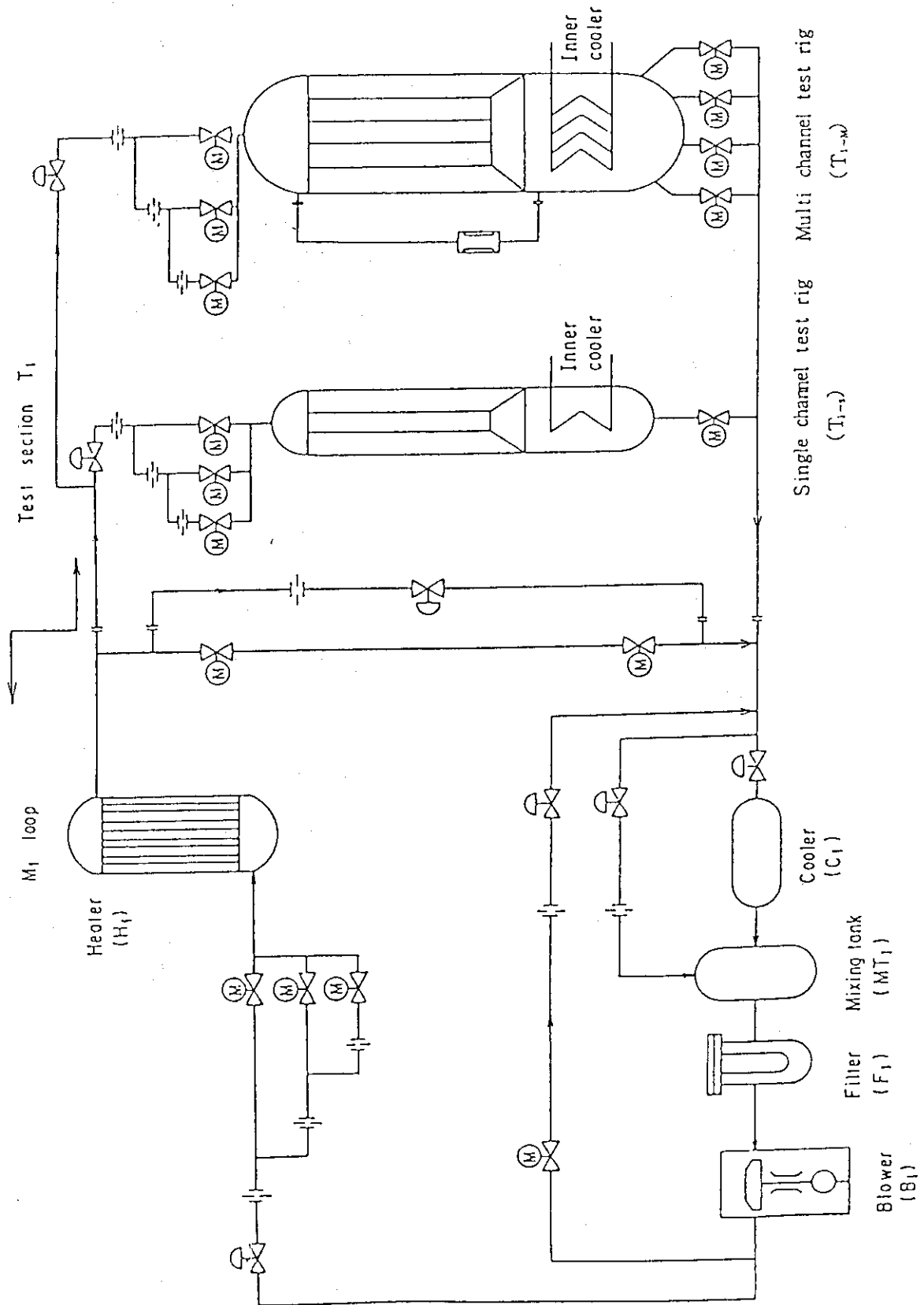


Fig. 2.1 Flowsheet of M<sub>1</sub> loop and T<sub>1</sub> test section

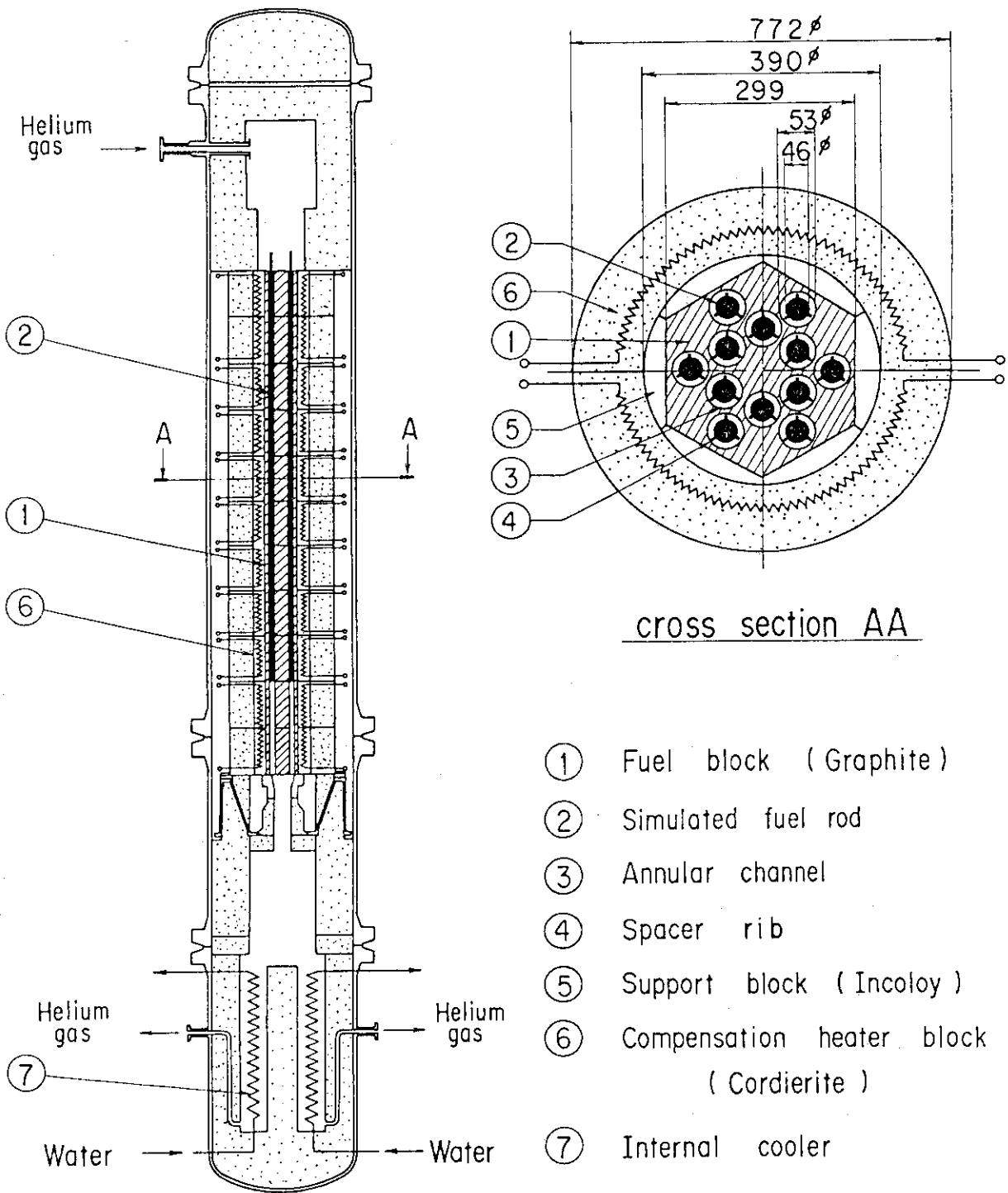


Fig. 2.2 Schematic drawing of multi-channel test rig

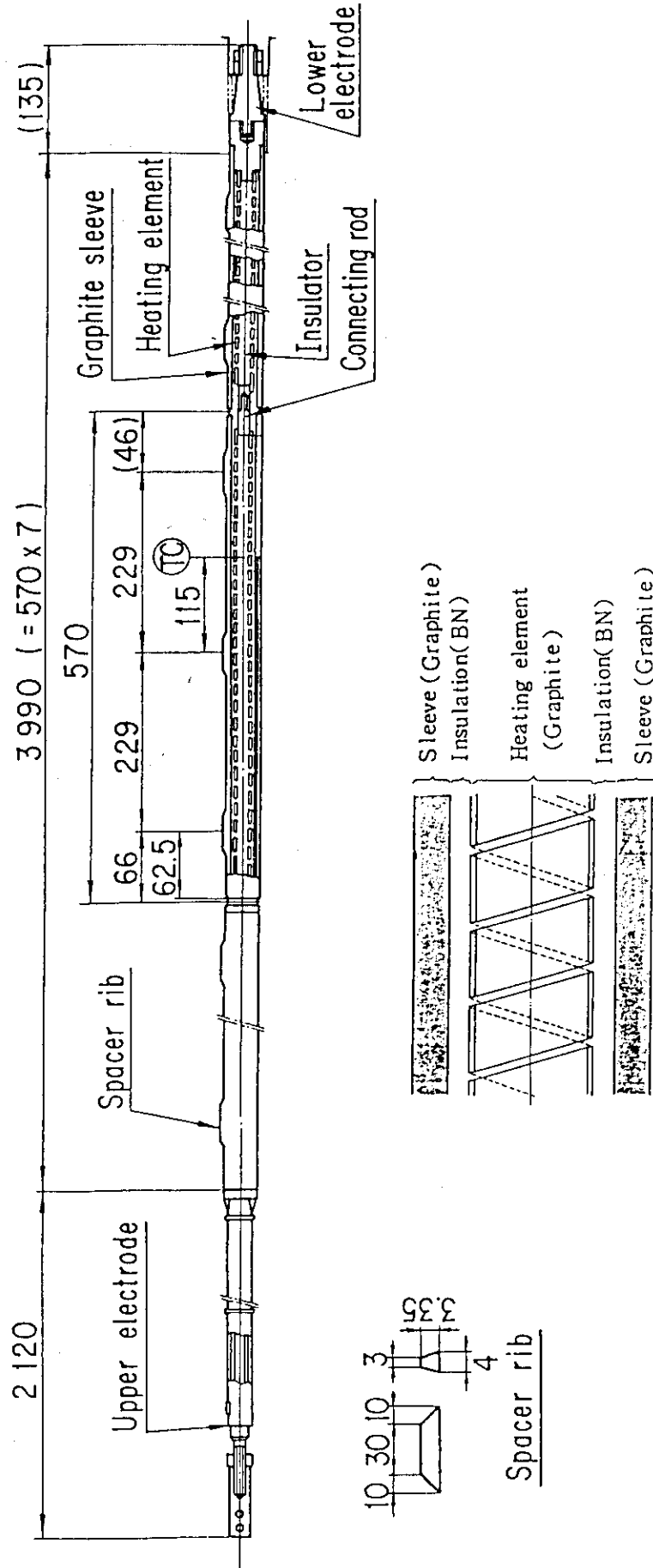


Fig. 2.3 Schematic drawing of simulated fuel rod (unit:mm)

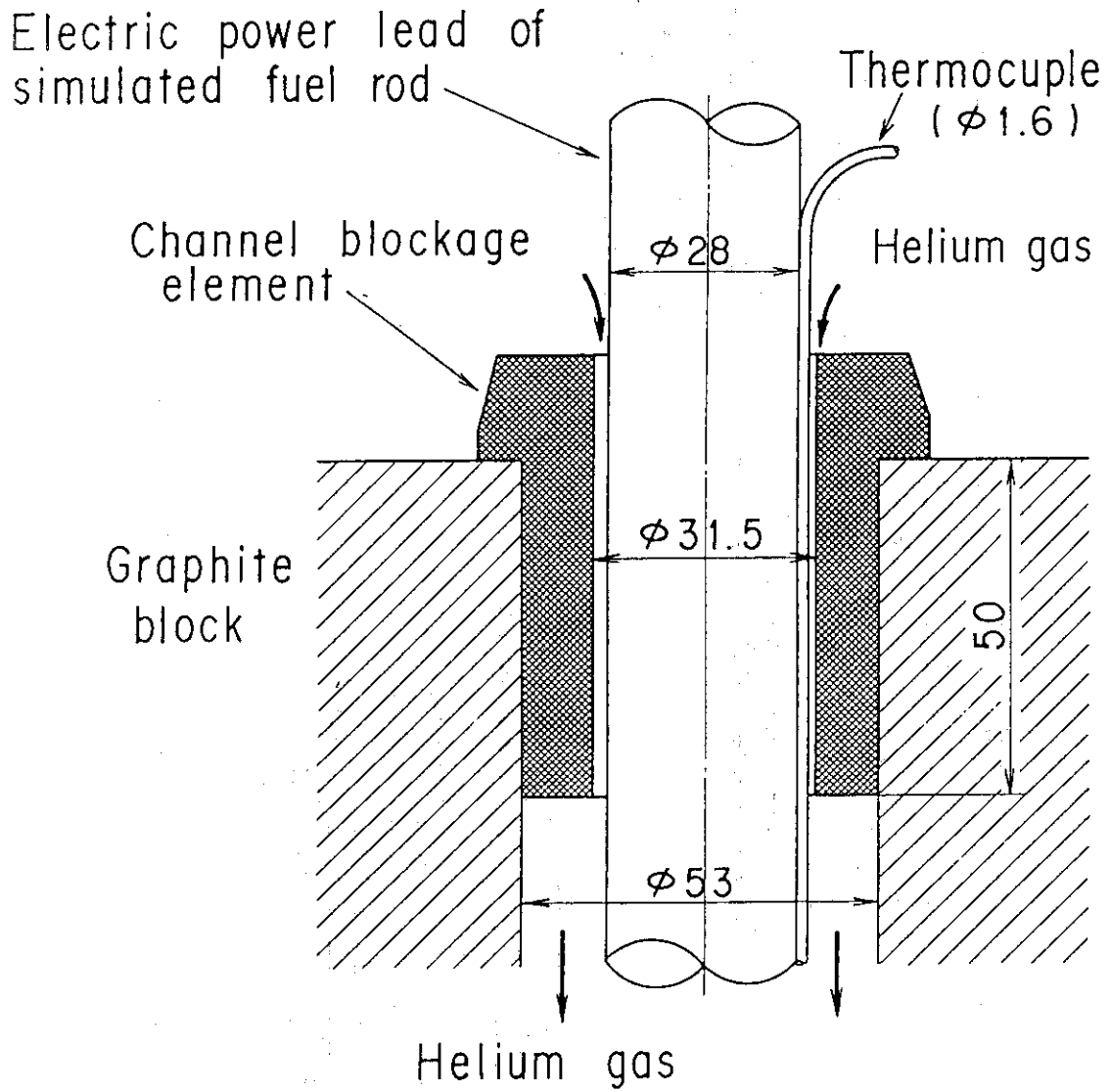
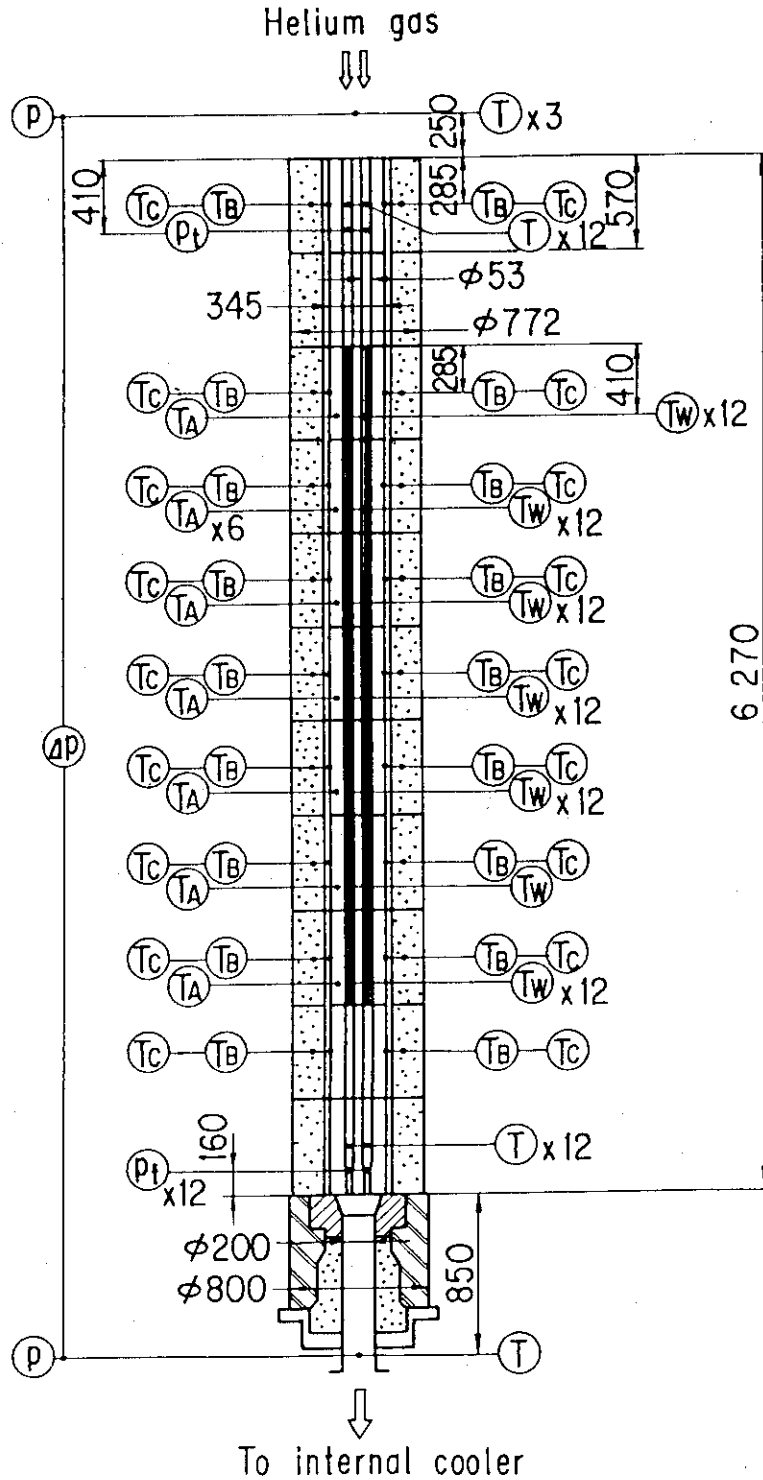


Fig. 2.4 Cross-section of channel blockage area



- Ⓣ : Helium gas temperature
- Ⓣ<sub>A</sub> : Fuel block inner temperature
- Ⓣ<sub>B</sub> : Fuel block surface temperature
- Ⓣ<sub>C</sub> : Compensation heater block temperature
- Ⓣ<sub>w</sub> : Pin surface temperature
- Ⓟ : Helium gas pressure
- ΔⓅ : Pressure drop
- Ⓟ<sub>t</sub> : Pitot tube

Fig. 2.5 Axial measuring positions in multi-channel test rig

### 3. 試験結果

#### 3. 1 非加熱試験結果

非加熱試験によって得られた燃料チャンネルを流れるヘリウムガス流量の測定例をFig. 3. 1～3. 4に示す。ここで、縦軸は各燃料チャンネルを流れるヘリウムガス流量 $w_j$ と平均流量 $w_a$ （≡総流量 $W/12$ ）との差 $(w_j/w_a - 1) \times 100$ （%）を表す。横軸は燃料チャンネルの番号であり、その位置は図中に示してある。図中の $P_{in}$ と $T_{in}$ はチャンネル入口における圧力と平均ガス温度を表し、 $Re_{in}$ は式(2. 7)で求めた入口部の平均レイノルズ数である。図に見られるように、閉塞させたNo. 6チャンネルの流量は平均流量よりも28%～37%低く、閉塞の影響が大きく現れている。

ところで、模擬燃料体カラムは12本の燃料チャンネルを並列に設置した構成であるため、ヘリウムガスは各燃料チャンネルの圧力損失が同一になるように配分される。燃料チャンネルの圧力損失は、摩擦損失、燃料チャンネルの形状抵抗による損失及びヘリウムガスの昇温による加速損失で表される。ただし、等温流動条件下では加速損失は無視でき、また、No. 6チャンネルにおいては閉塞による圧力損失が付加される。各燃料チャンネルの流量が同一の場合には、No. 6チャンネルの圧力損失は閉塞治具での圧力損失が付加されて他の燃料チャンネルよりも大きくなるため、No. 6チャンネルを中心にして12本の燃料チャンネル圧力損失が一致するようにヘリウムガスが配分される。このため、No. 6チャンネルの流量が相当に少なくなるものと考えられる。また、No. 6チャンネル以外の流量がばらついているのは、チャンネルの寸法がそれぞれ若干異なるためである。

このNo. 6チャンネルと平均流量との偏差 $(1 - w_6/w_a) \times 100$ （%）を入口レイノルズ数で整理したものをFig. 3. 5に示す。図にみられるようにNo. 6チャンネルの流量と平均流量との偏差は、レイノルズ数が2300から14000の範囲において28%～33%であり、この偏差のレイノルズ数に対する依存性は小さい。また、レイノルズ数が2300以下では平均流量との偏差が大きくなり、No. 6チャンネルを流れるヘリウムガス流量はレイノルズ数の減少とともに相当に低下するのが分かる。

閉塞治具部での圧力損失と燃料チャンネルの圧力損失との比を入口レイノルズ数で整理したものをFig. 3. 6に示す。燃料チャンネルの圧力損失 $\Delta P_t$ は、No. 6チャンネルの流量 $w_6$ を総流量 $W$ から差し引いて算出した平均流量 $w_a'$ （≡ $(W - w_6)/11$ ）を用いて付録5に示す次の式から算出した。

$$\Delta P_t = \Delta P_{i_n} + \Delta P_f + \Delta P_2 + \Delta P_3 + \Delta P_4 + \Delta P_5$$

一方、No. 6チャンネルの入口部の圧力損失 $\Delta P_{i_n}$ は、付録5の第1式（入口流路部の圧力損失式）を閉塞治具部での圧力損失 $\Delta P_b$ 、閉塞治具挿入による流路長の変更(1.14-0.05)(m)を考慮して、次のように書き直して計算する。

$$\begin{aligned} \Delta P_{i_n} = & \Delta P_b + (0.316 \cdot Re_0^{-0.25}) \cdot ((1.14-0.05)/0.025) \cdot (\rho_{i_n} \cdot u_0^2 / 2g) \\ & + (4.303 \cdot Re_1^{-0.112}) \cdot (\rho_{i_n} \cdot u_1^2 / 2g) \end{aligned}$$

これらの式から、No. 6チャンネルの流量 $w_0$ を用いて圧力損失を計算すると $\Delta P_b$ が求まる。図にみられるように、閉塞治具部での圧力損失は入口レイノルズ数にそれほど依存していない。しかし、燃料チャンネルの圧力損失に対して43%~51%にも達しており、非常に大きな圧力損失を閉塞治具部で生じていることが分かる。

ところで、1チャンネル試験装置による燃料チャンネルの伝熱流動試験の結果から、レイノルズ数が2300以上では燃料チャンネル内の流れは乱流で、2300以下では層流であり、また、燃料チャンネルの摩擦損失係数は層流域では流量に非常に大きく依存することが判明している<sup>(12,13)</sup>。Fig. 3. 6に示すようにNo. 6チャンネルでは設置した閉塞治具での圧力損失が相当に大きいので、燃料チャンネルの圧力損失 $\Delta P_i$ と等しくなるためには、層流域では相当に流量が減少しなければならず、その結果がFig. 3. 5に現われている。

### 3. 2 加熱試験結果

加熱試験によって得られた流れ方向における模擬燃料棒の表面温度分布例をFig. 3. 7~3. 14に示す。Fig. 3. 7~3. 10は中温試験における例で、Fig. 3. 11~3. 14は高温試験における例である。図中のQは12本の模擬燃料棒の平均発熱量で、 $T_{out}$ はチャンネル出口における平均ガス温度を表す。横軸は、加熱開始点を原点とする距離 $x$ を等価直径 $D_e$  (7mm)で無次元化した距離 $x/D_e$ を表している。図中には、No. 1、2、6、8及び11チャンネルの入口/出口ヘリウムガス温度と模擬燃料棒表面温度を示してある。ヘリウムガス温度を表す実線は、サブロッドの有効発熱部においてのみ温度が上昇するものとして、模擬燃料棒の平均発熱量Qと平均ヘリウムガス流量 $w_0$ から算出した混合平均温度を表している。図中で黒く塗りつぶした記号は各燃料

チャンネルの入口及び出口のヘリウムガス温度を表している。

図にみられるように、入口レイノルズ数が大きくなるにつれて各燃料チャンネルにおける模擬燃料棒の表面温度の差が大きくなる傾向にある。また、閉塞させたNo. 6チャンネルの模擬燃料棒表面温度は、レイノルズ数が大きくなるにしたがって他のチャンネルの模擬燃料棒のそれよりも大きくなっている。

出口ガス温度差についてみると、No. 6チャンネルとNo. 8チャンネルの温度差が最も大きくなっている。この出口温度差は、例えば、入口レイノルズ数が約10000の場合(Fig. 3. 10)で33℃、約9400の場合(Fig. 3. 14)には約74℃である。ここで、12本の燃料チャンネル間で熱移動がない、すなわち燃料チャンネルは断熱条件にあると仮定して出口温度差を計算すると、入口レイノルズ数が10000の場合には約123℃、9400の場合には約167℃となり、実測値よりもかなり大きな温度差を生じる。このとき、次式で出口ガス温度を算出した。

$$Q_j * 860 = C_p * W_j * 3600 / 1000 * (T_{out_j} - T_{in_j})$$

ここで、 $Q_j$  : 模擬燃料棒の発熱量 (kW)  
 $C_p$  : ヘリウムガス比熱 (kcal/kg℃)  
 $T_{in_j}$  : 入口ヘリウムガス温度 (℃)  
 $T_{out_j}$  : 出口ヘリウムガス温度 (℃)  
 $W_j$  : ヘリウムガス流量の実測値 (g/s)

したがって、かなりの熱が黒鉛ブロックを介して燃料チャンネル間を熱伝導で移動していることが分かる。この熱移動は、一方で黒鉛ブロック断面内の温度分布を平坦化することにもなる。

Fig. 3. 15～3. 22に燃料チャンネルを流れるヘリウムガス流量の測定例を示す。Fig. 3. 15～3. 18は中温試験における例で、Fig. 3. 19～3. 22は高温試験における例である。閉塞させたNo. 6チャンネルの流量は、入口レイノルズ数が大きくなるにつれ平均流量よりも少なくなる傾向にある。ただしその流量は、Fig. 3. 1～3. 4に示した等温流動試験結果ほどには減少せず、閉塞した燃料チャンネルをかなりのヘリウムガスが流れている。しかも、燃料チャンネル出口の平均ガス温度が高いほど(Fig. 3. 19～3. 22)、閉塞したチャンネルへの流量が多くなっているのが特徴的である。出口ガス温度の低下とともに、閉塞したチャンネルを流れるヘリウムガス流量の平均流量に対する偏差が等温流動条件下での結果に近づいていくものと考えられる。



このことから、出口ガス温度が950℃のHTTRの運転条件下で流路閉塞を生じても、閉塞した燃料チャンネルの流量が大きく低下して燃料温度が上昇するという可能性はかなり少ないと考えられる。

このような傾向を圧力損失から考えると、前述したように熱伝導率の高い黒鉛ブロックを通して熱伝導で燃料チャンネル間を熱が移動し、各燃料チャンネルにおけるヘリウムガスの昇温過程が変化して加速損失が変化する。模擬燃料棒の発熱量が大きく、燃料チャンネル間の温度差があるほど黒鉛ブロックを介しての移動熱量も大きくなるので、閉塞した燃料チャンネルから他の燃料チャンネルへ相当な熱が移動し、その分、他のチャンネルの加速損失が大きくなり、全体の圧力損失が変化して上記のような傾向が現れたものと考えられる。しかし、No. 6チャンネル以外の燃料チャンネルの流量の変化も大きいことから、各燃料チャンネルと黒鉛ブロックとの間で複雑な熱移動が行われていることがうかがえる。

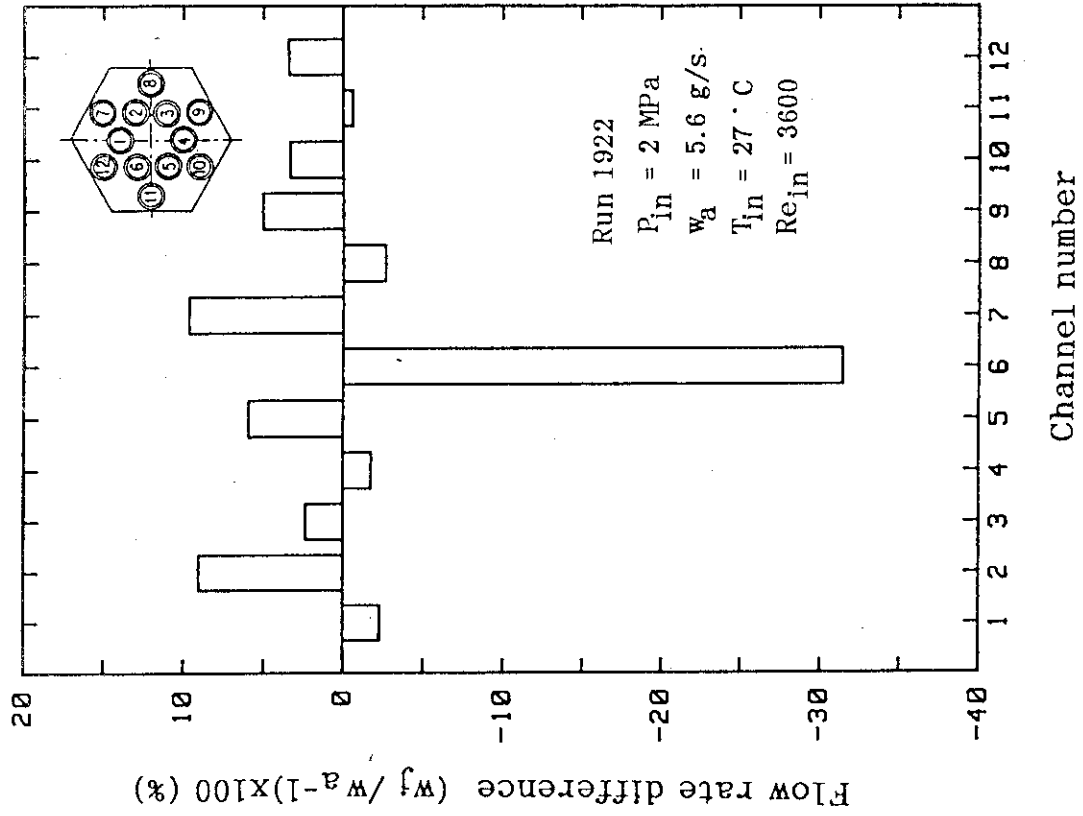


Fig. 3.2 Flow rate distribution in isothermal flow  
 ( $Re_{in} = 3600$ )

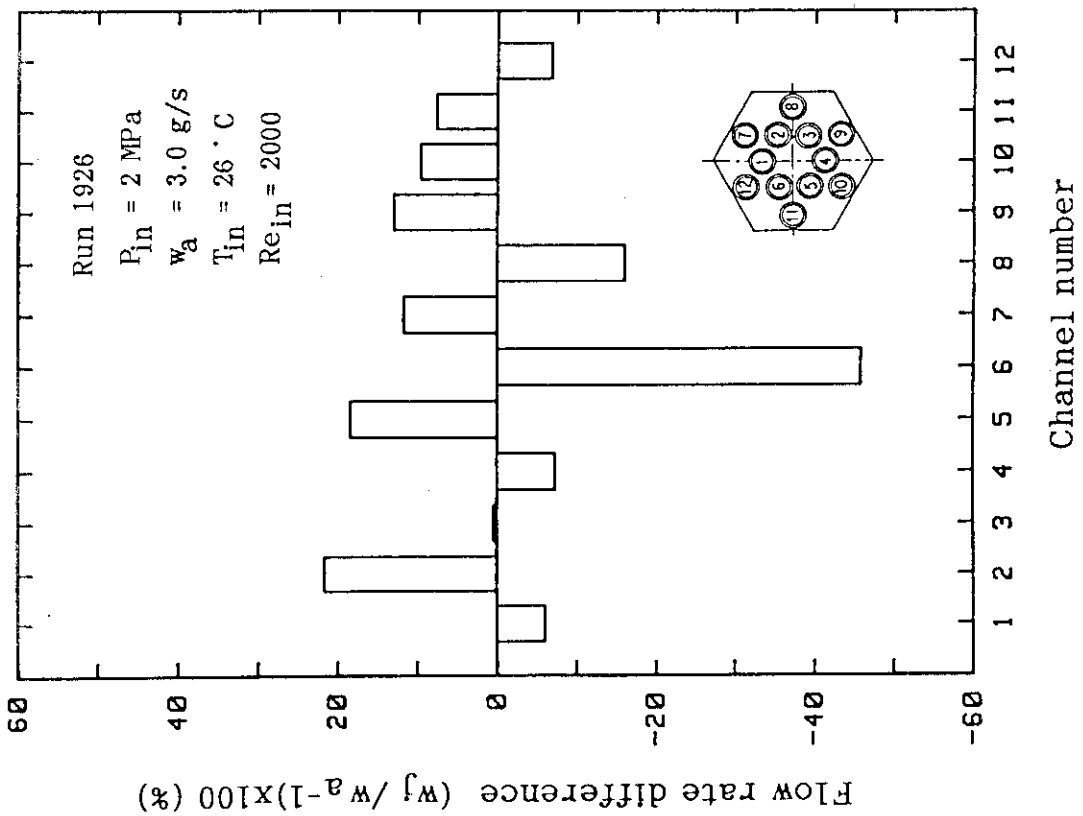


Fig. 3.1 Flow rate distribution in isothermal flow  
 ( $Re_{in} = 2000$ )

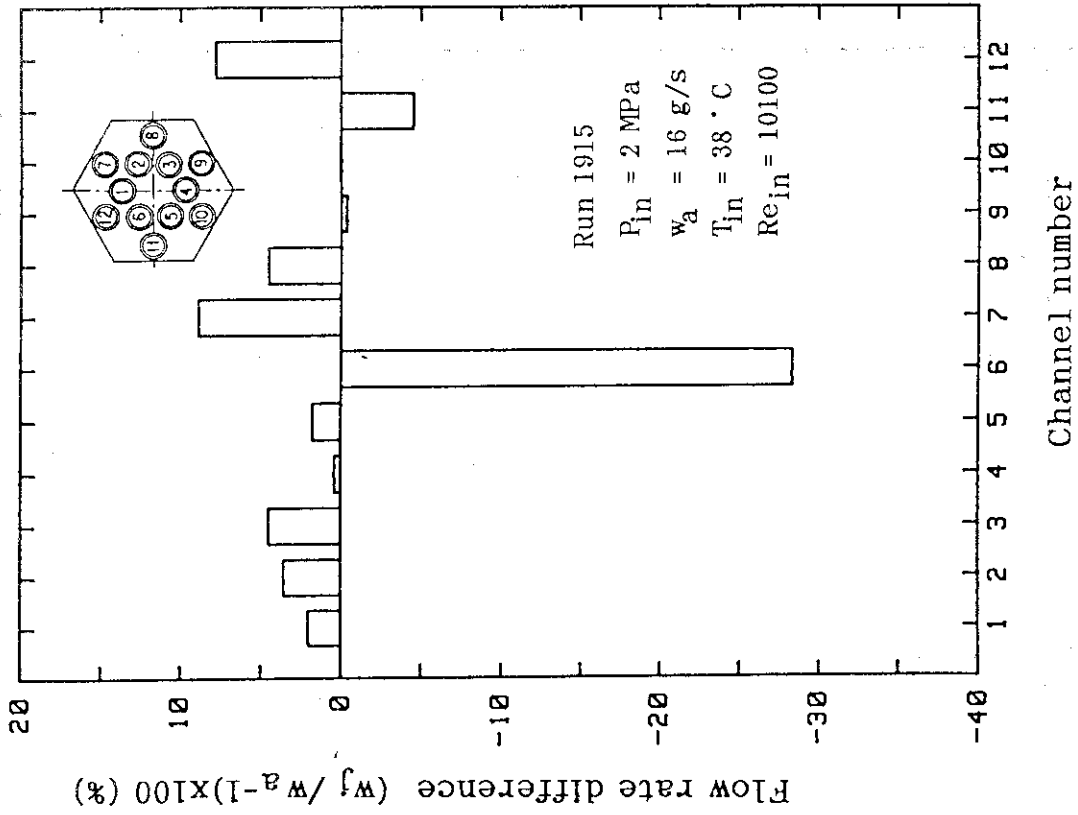


Fig. 3.4 Flow rate distribution in isothermal flow  
 ( $Re_{in} = 10100$ )

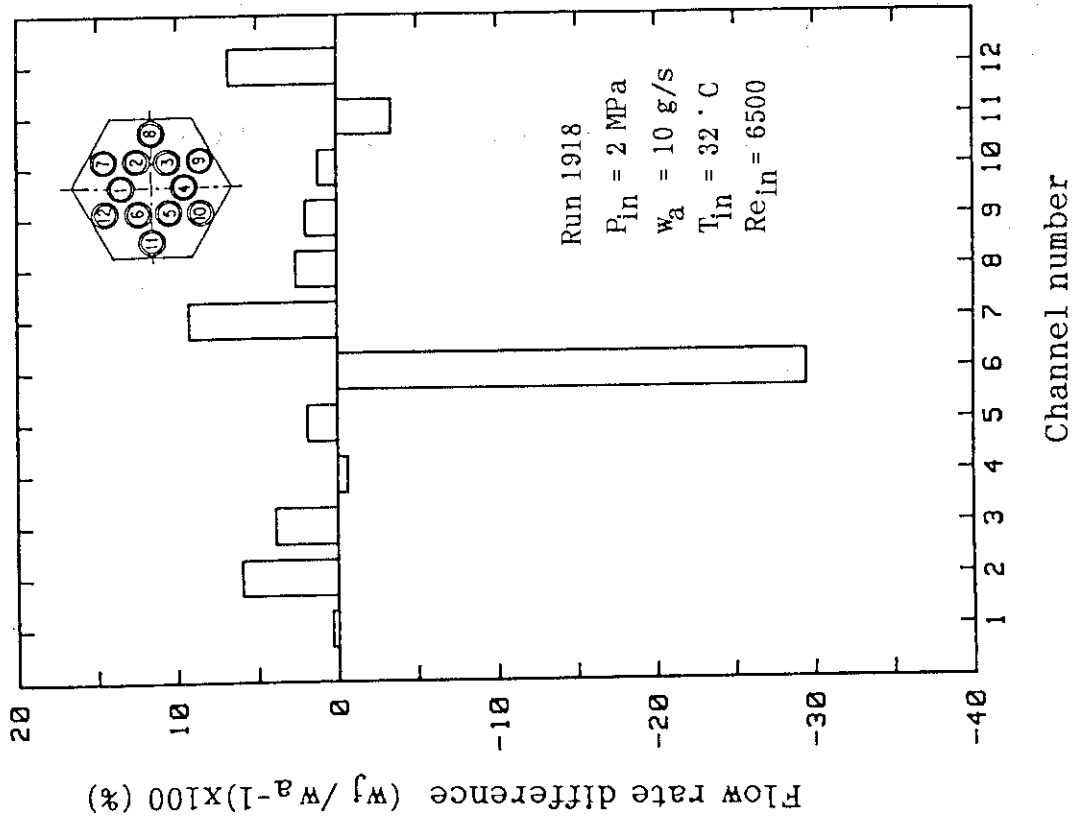


Fig. 3.3 Flow rate distribution in isothermal flow  
 ( $Re_{in} = 6500$ )

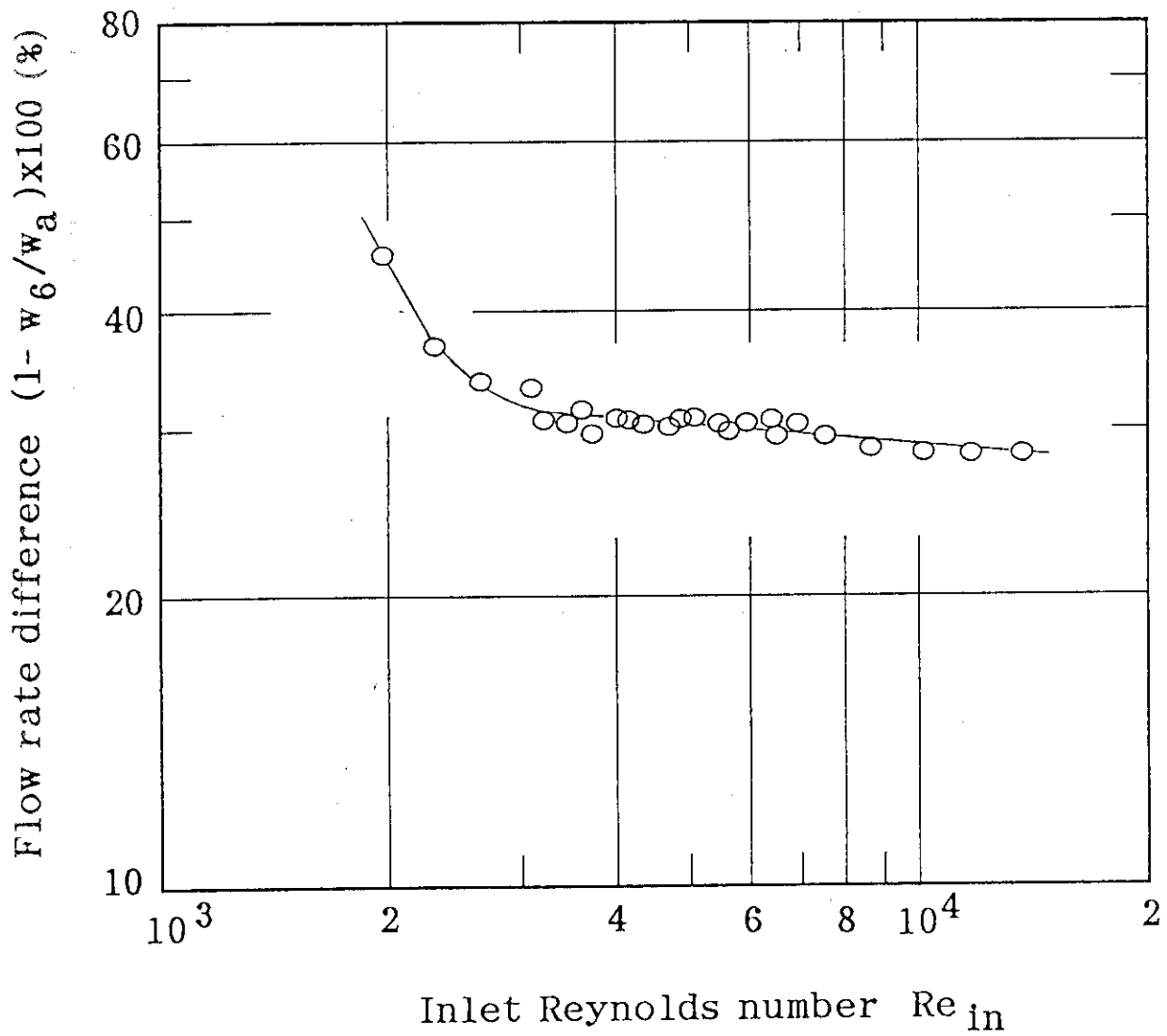


Fig. 3.5 Relation between flow rate difference of No. 6 channel and inlet Reynolds number in isothermal flow

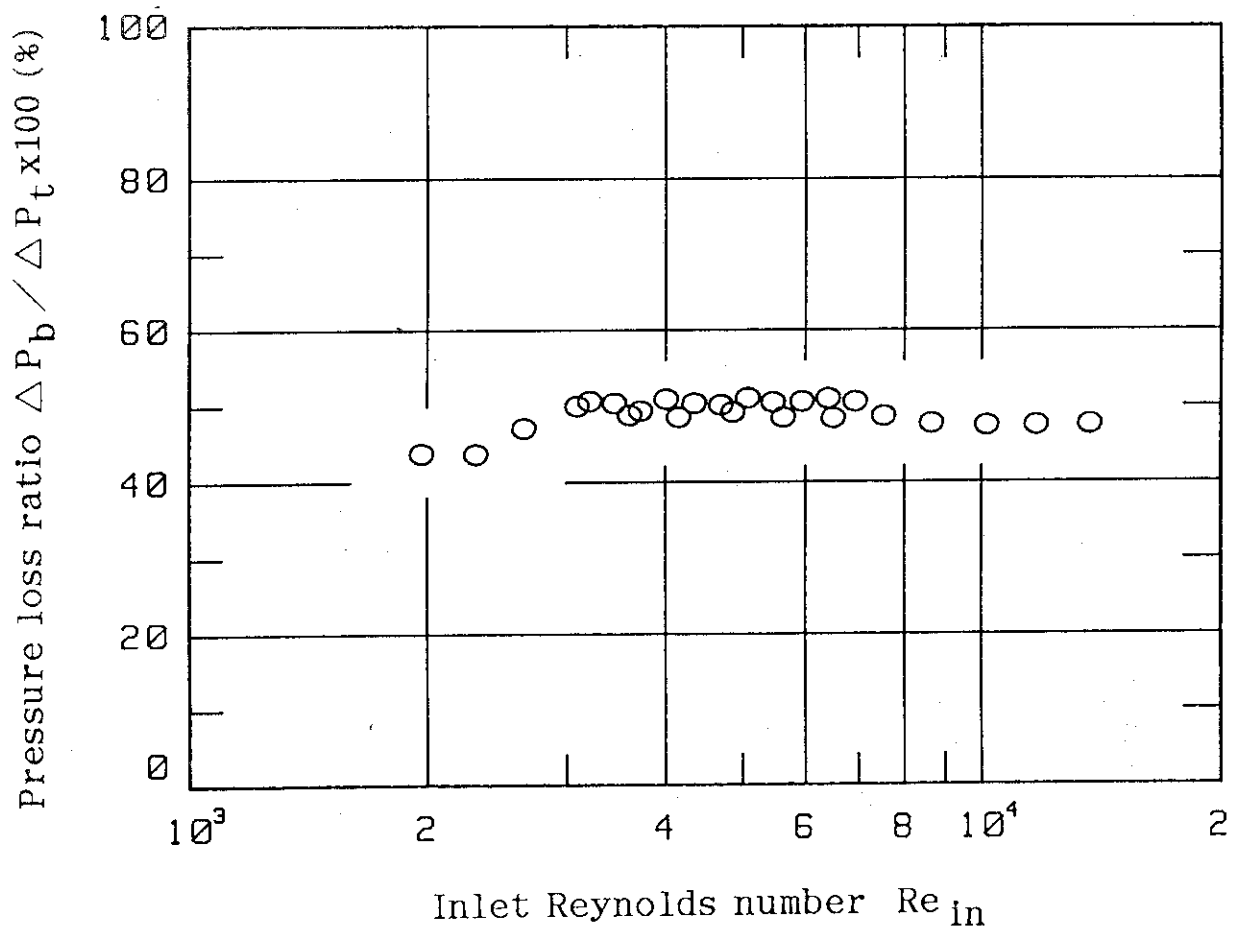


Fig. 3.6 Relation between pressure loss at channel blockage area and inlet Reynolds number in isothermal flow

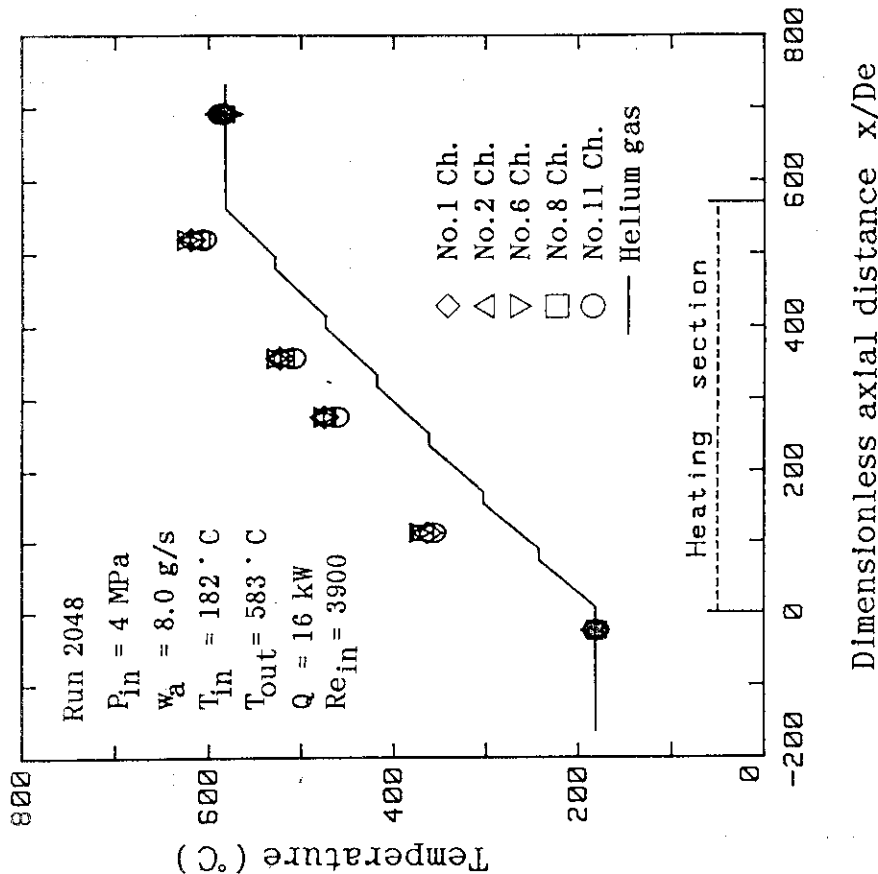


Fig. 3.8 Temperature distribution in heated flow at low outlet gas temperature ( $Re_{in} = 3900$ )

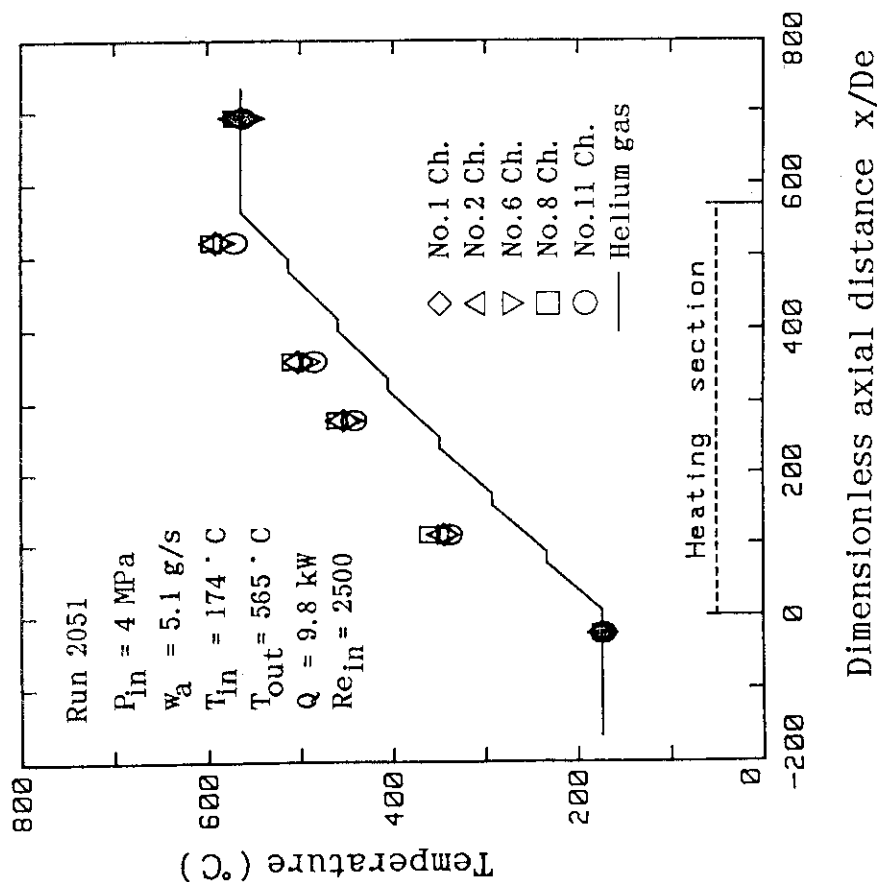


Fig. 3.7 Temperature distribution in heated flow at low outlet gas temperature ( $Re_{in} = 2500$ )

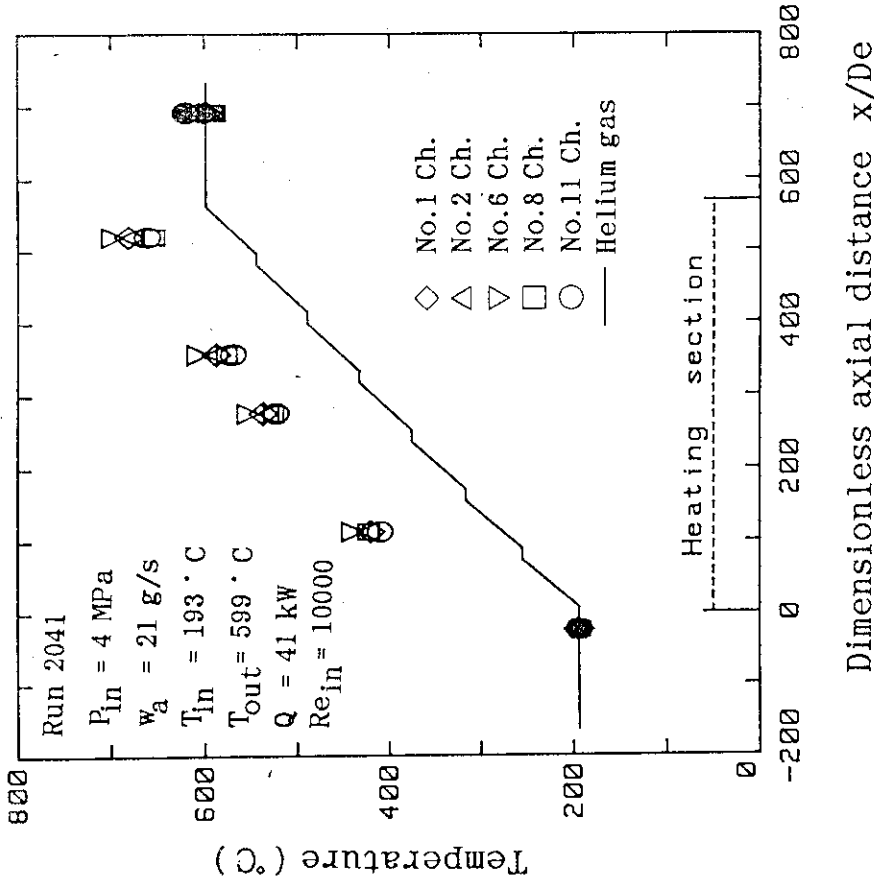


Fig. 3.10 Temperature distribution in heated flow at low outlet gas temperature ( $Re_{in} = 10000$ )

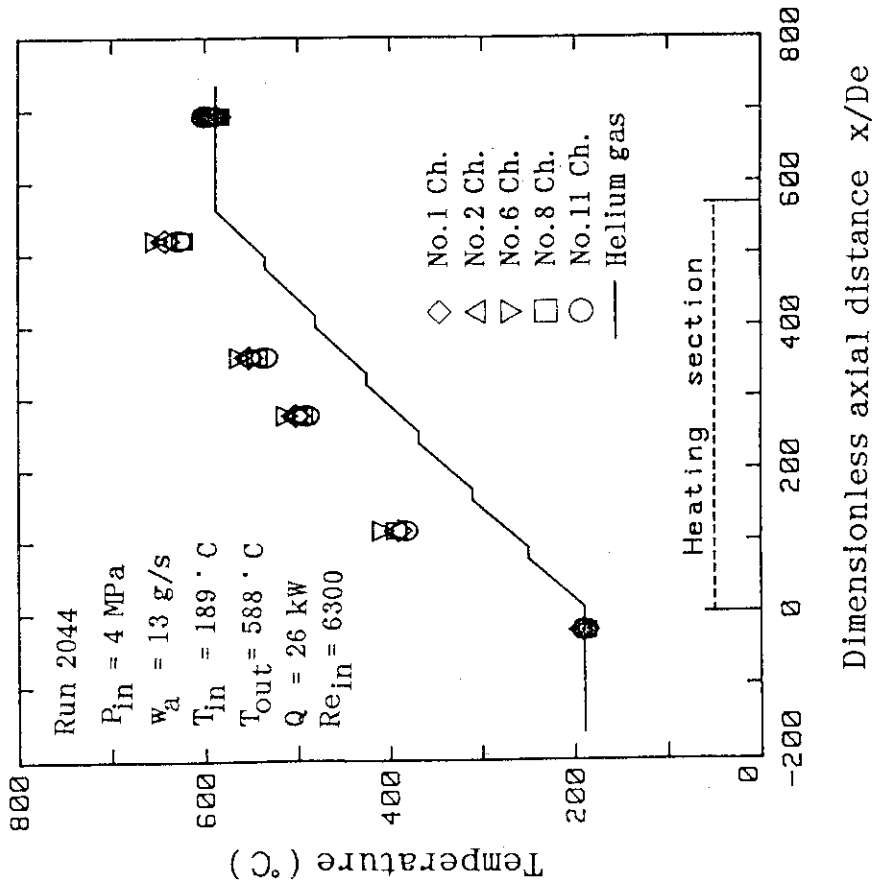


Fig. 3.9 Temperature distribution in heated flow at low outlet gas temperature ( $Re_{in} = 6300$ )

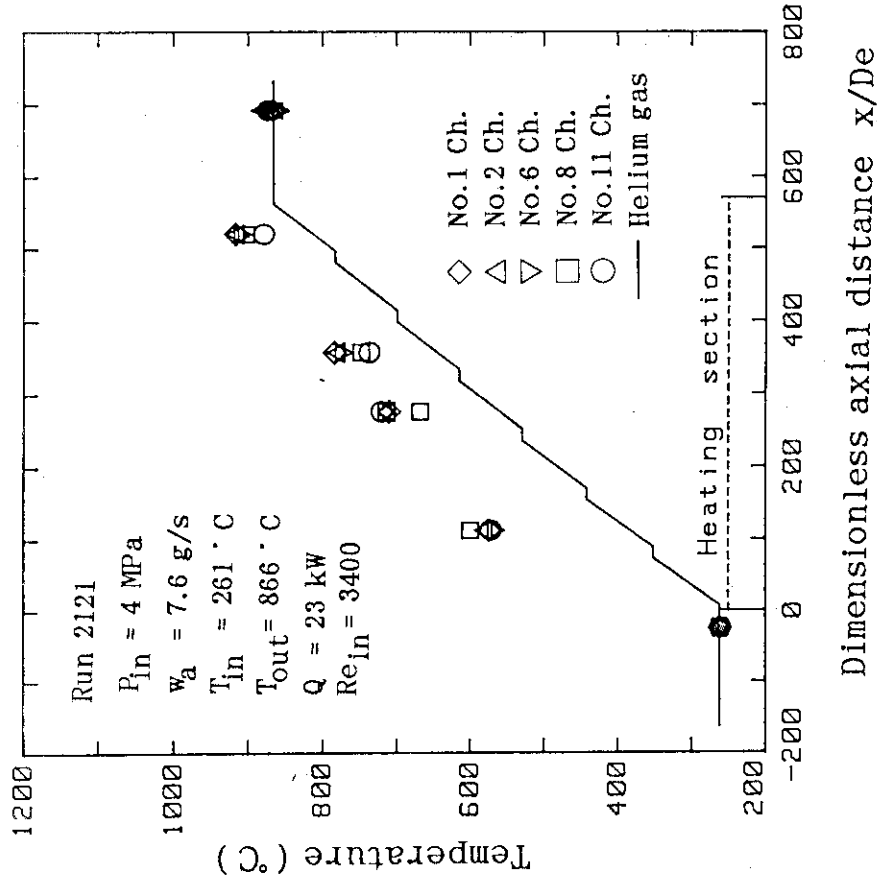


Fig. 3.12 Temperature distribution in heated flow at high outlet gas temperature ( $Re_{in} = 3400$ )

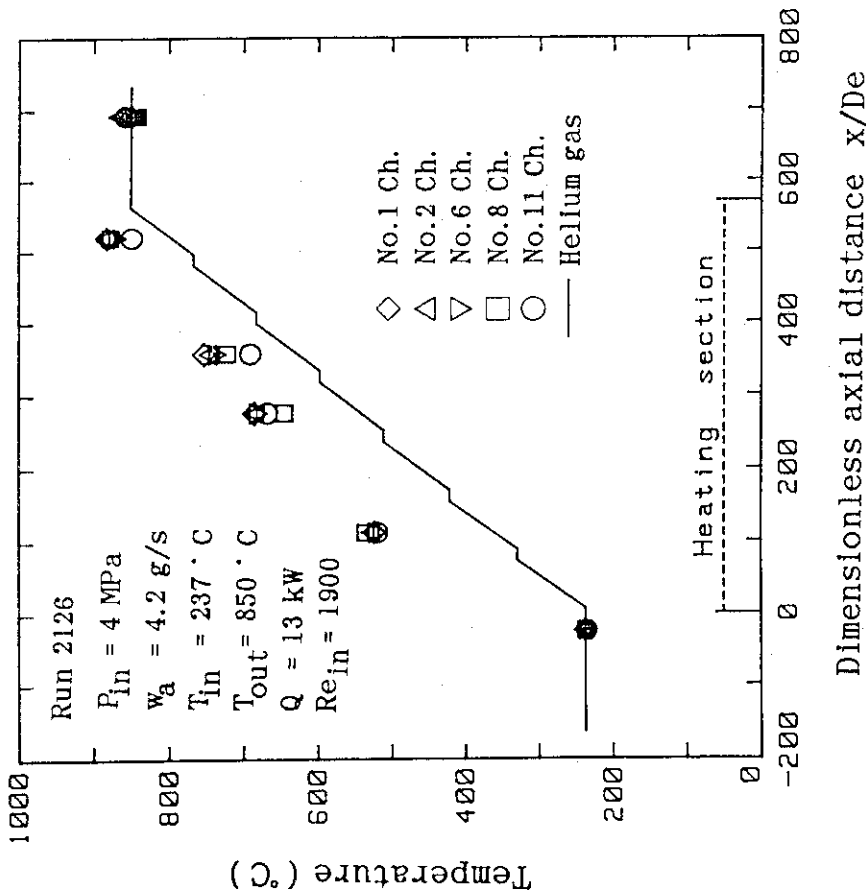


Fig. 3.11 Temperature distribution in heated flow at high outlet gas temperature ( $Re_{in} = 1900$ )



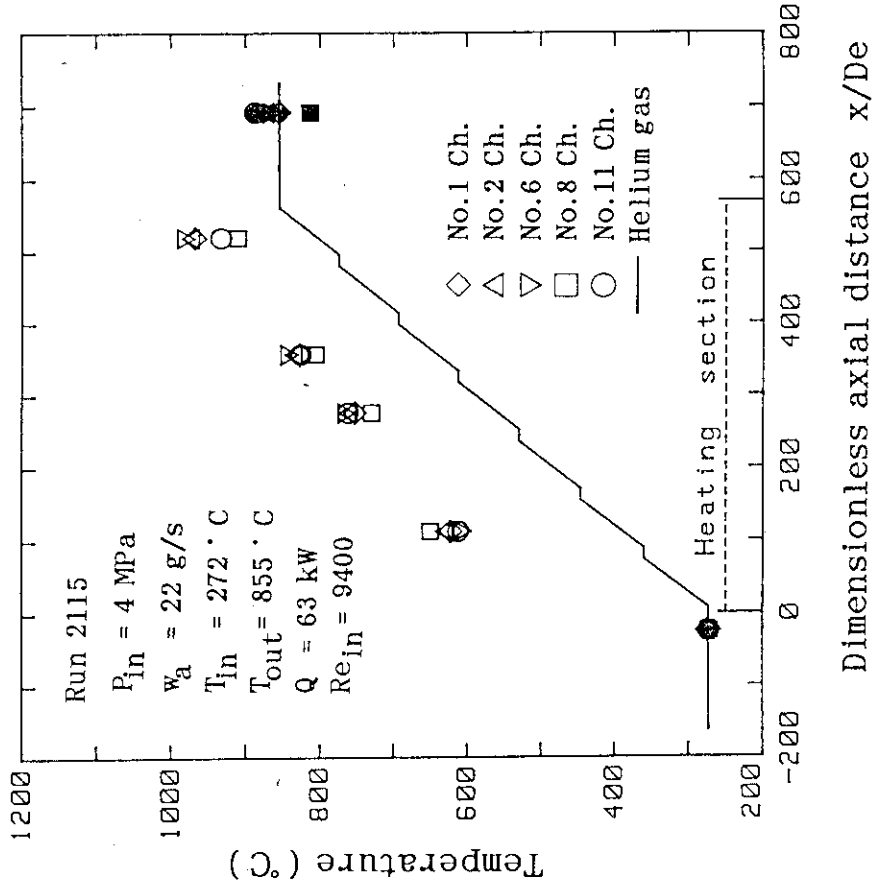


Fig. 3.14 Temperature distribution in heated flow at high outlet gas temperature ( $Re_{in} = 9400$ )

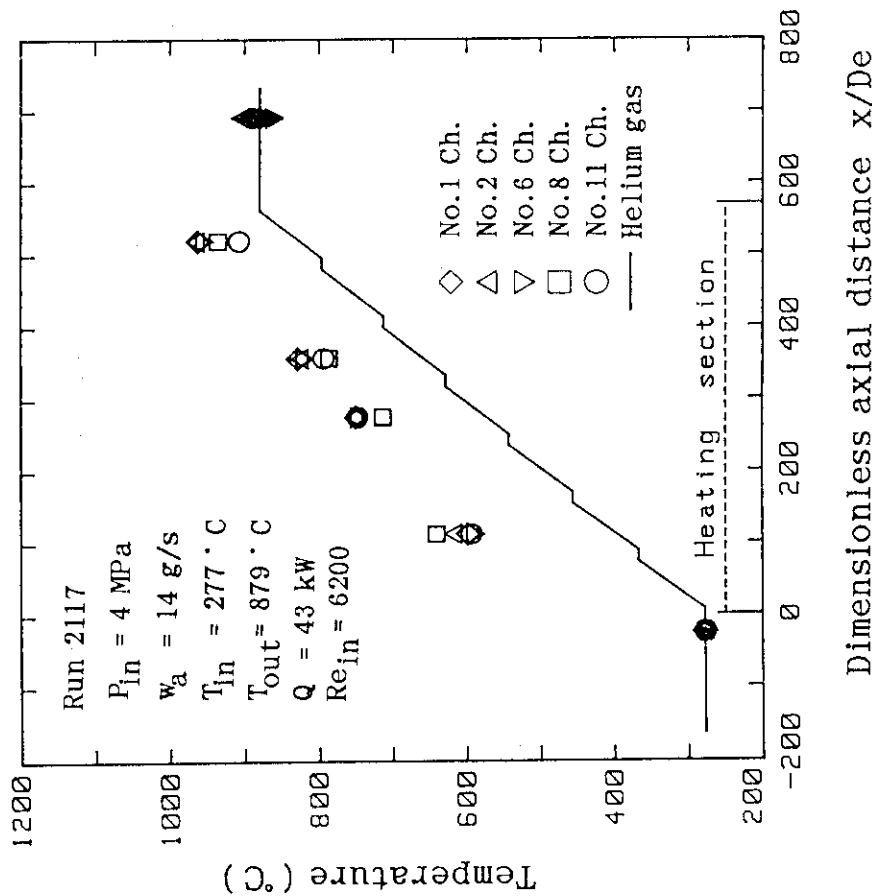


Fig. 3.13 Temperature distribution in heated flow at high outlet gas temperature ( $Re_{in} = 6200$ )

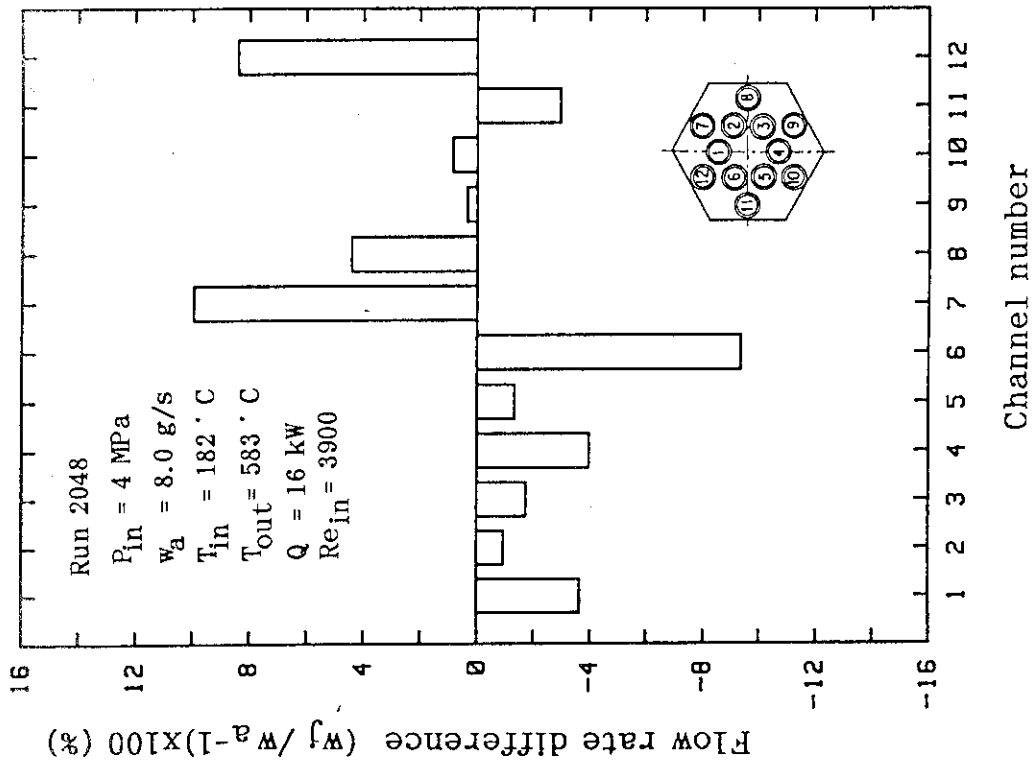


Fig. 3.16 Flow rate distribution in heated flow at low outlet gas temperature ( $Re_{in}=3900$ )

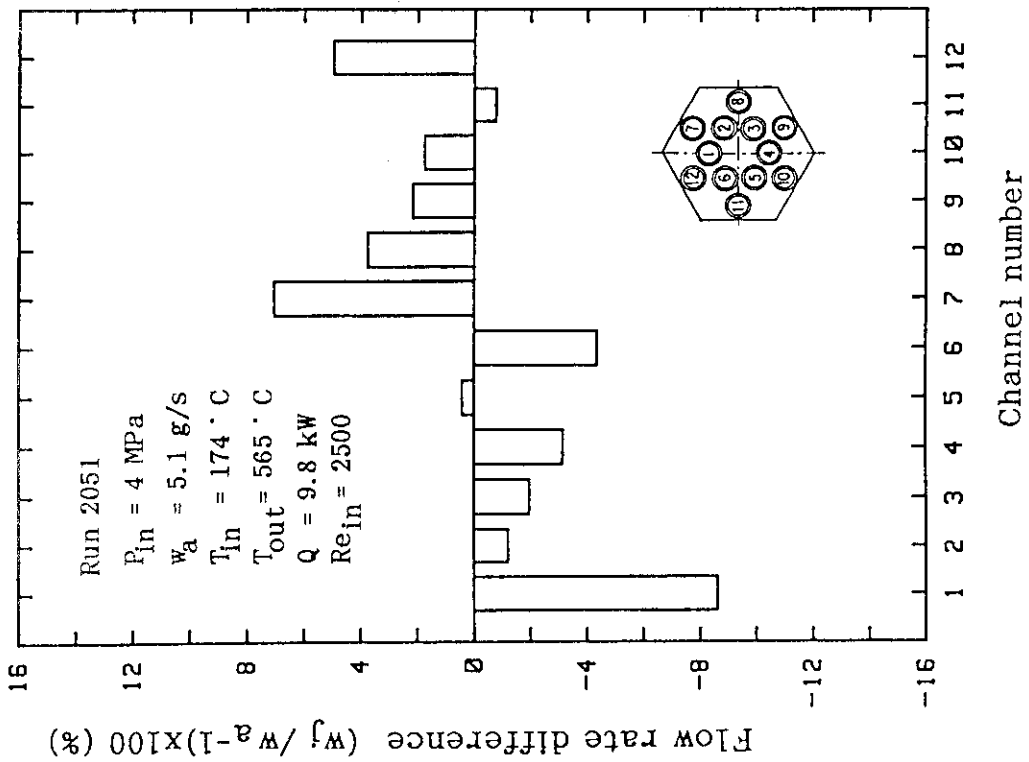


Fig. 3.15 Flow rate distribution in heated flow at low outlet gas temperature ( $Re_{in}=2500$ )

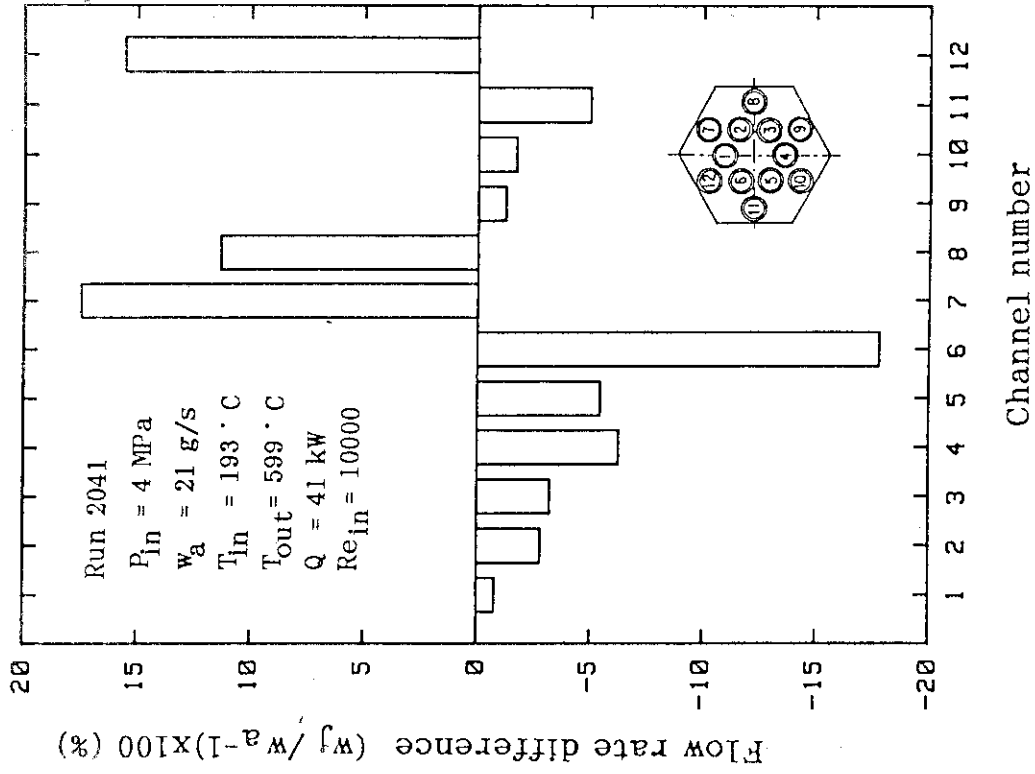


Fig. 3.18 Flow rate distribution in heated flow at low outlet gas temperature ( $Re_{in} = 10000$ )

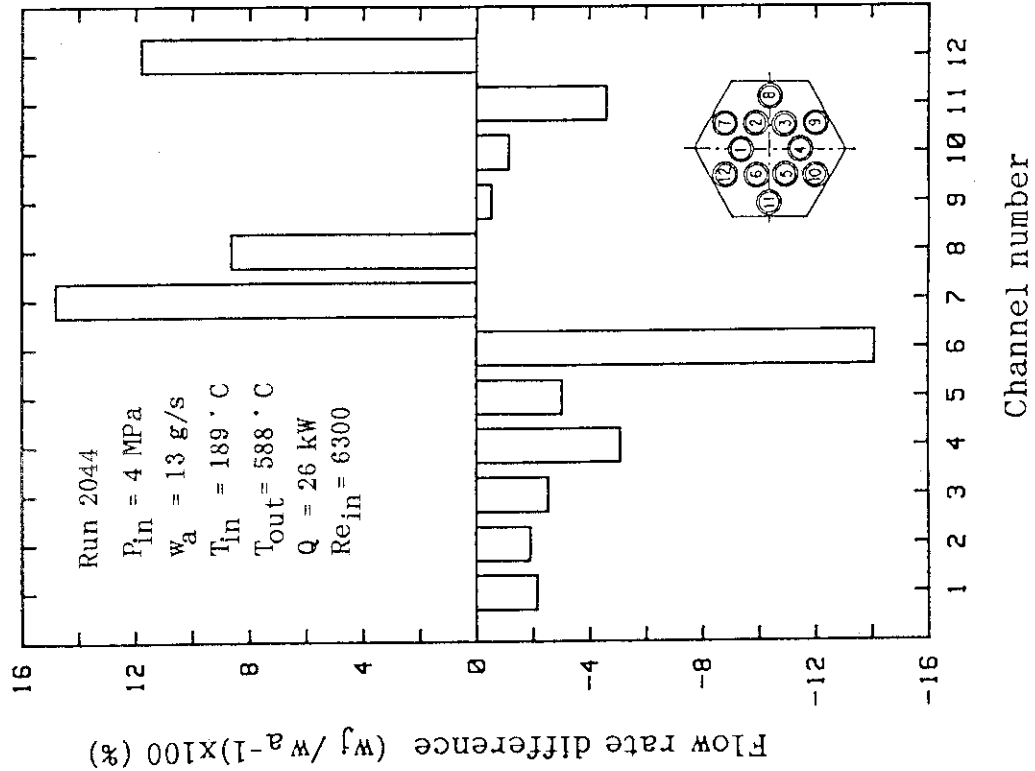


Fig. 3.17 Flow rate distribution in heated flow at low outlet gas temperature ( $Re_{in} = 6300$ )

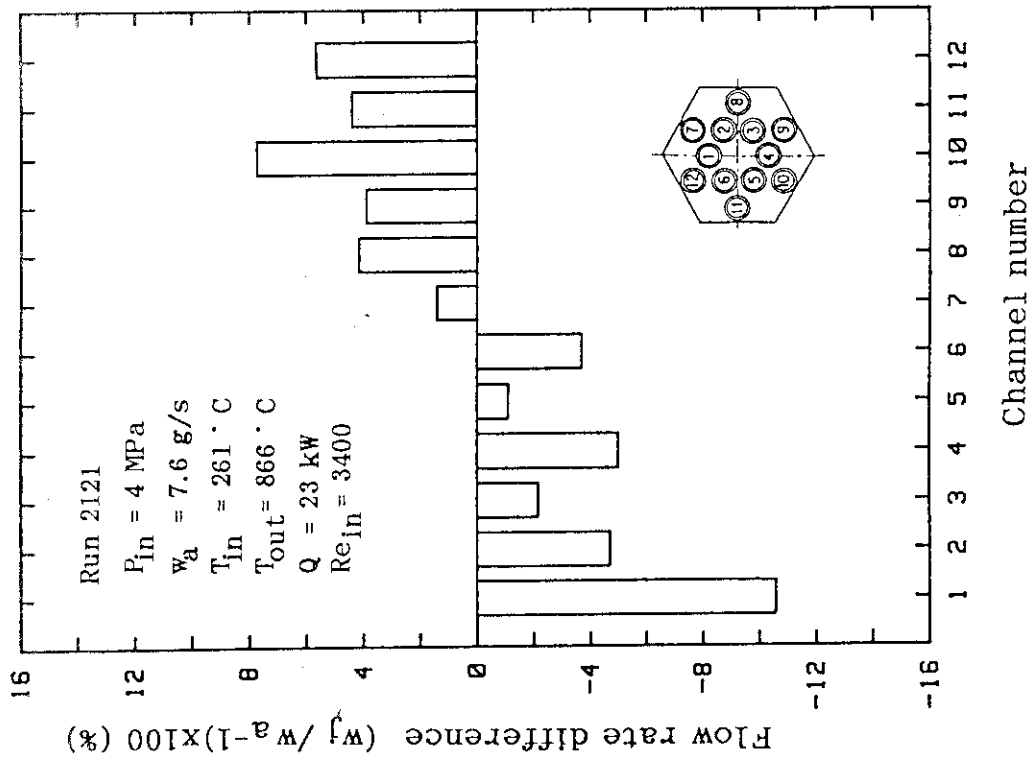


Fig. 3.20 Flow rate distribution in heated flow at high outlet gas temperature ( $Re_{in} = 3400$ )

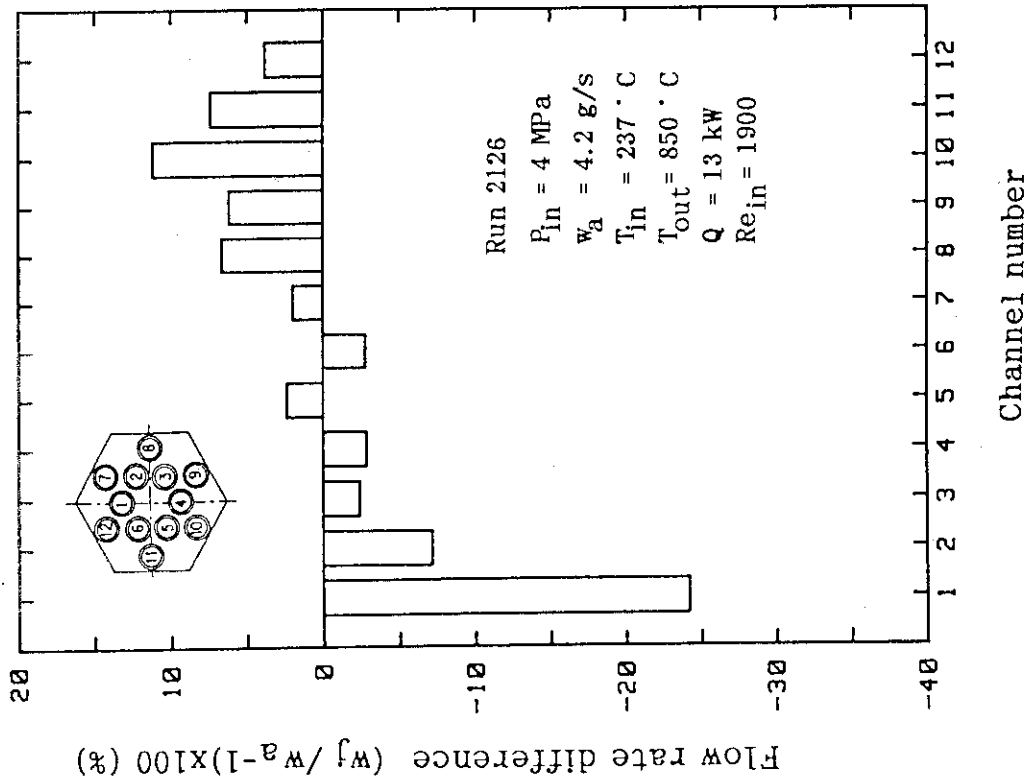


Fig. 3.19 Flow rate distribution in heated flow at high outlet gas temperature ( $Re_{in} = 1900$ )

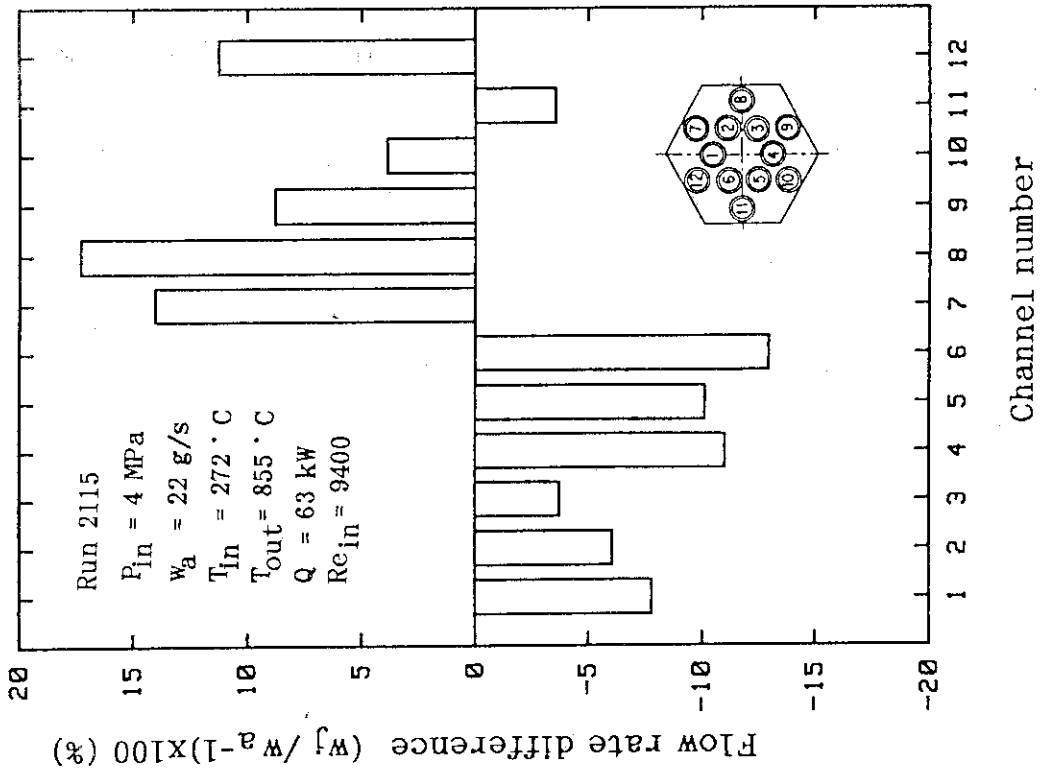


Fig. 3.22 Flow rate distribution in heated flow at high outlet gas temperature ( $Re_{in}=9400$ )

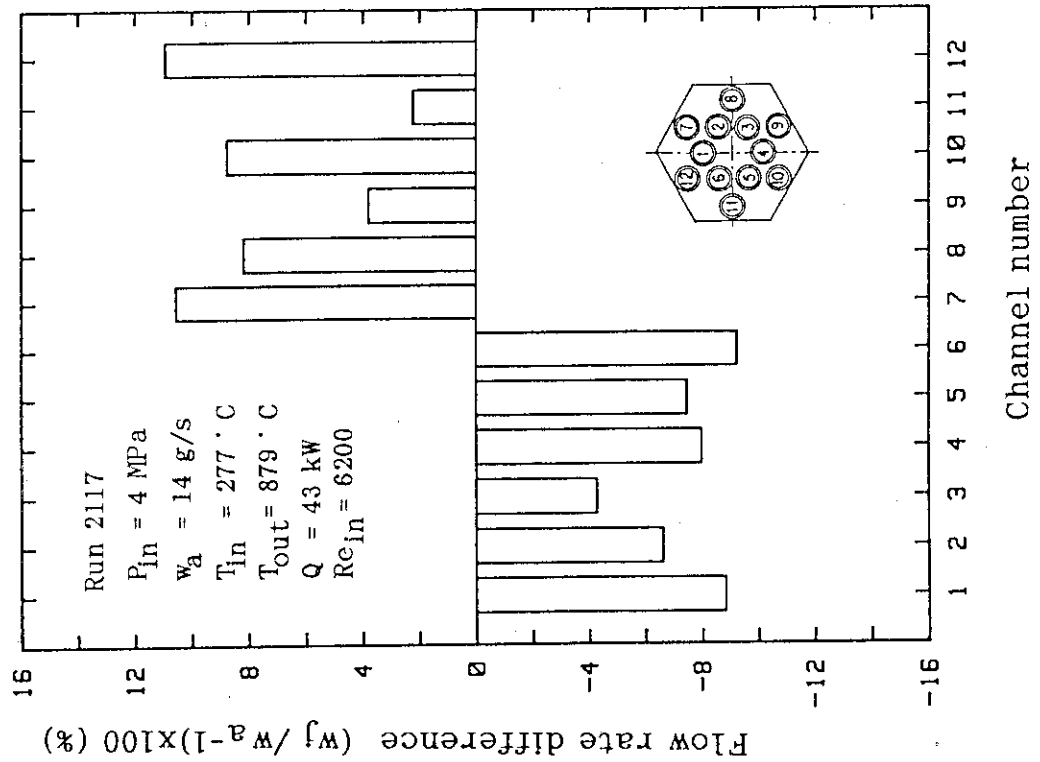


Fig. 3.21 Flow rate distribution in heated flow at high outlet gas temperature ( $Re_{in}=6200$ )

#### 4. 結 論

HENDELの多チャンネル試験装置を用いて、HTTR用模擬燃料体カラムに設けられた12本の燃料チャンネルのうちの1本を90%閉塞させて、カラム内の流動特性を調べた。燃料チャンネルに挿入した模擬燃料棒を加熱しない等温流動条件下では、閉塞させた燃料チャンネルを流れるヘリウムガス流量は平均流量よりもかなり少なく、その偏差はレイノルズ数が約2300以上において28%~33%であり、レイノルズ数に対する依存性は小さい。加熱した場合には等温流動条件ほどの減少はみられなかった。これは、黒鉛ブロックを介して各燃料チャンネル間を熱が移動して、加速損失が変化するためと考えられる。今後は、黒鉛ブロック内の熱移動を考慮した数値計算コードを開発して、この傾向をより定量的に検討する予定である。

なお、本試験終了後に試験体を取り出して目視検査を行ったが、模擬燃料棒、黒鉛ブロック等にはなんら異常がみられなかったことを付記しておく。

#### 謝 辞

本試験を遂行するに当たって、多大なご協力を頂いた下村寛昭HENDEL管理室室長をはじめとするHENDEL管理室の方々に深く感謝します。

#### 参考文献

- (1) 「高温工学試験研究の現状」、日本原子力研究所、1989。
- (2) 丸山、高瀬、日野他： 「燃料体スタック実証試験部(T<sub>1</sub>)多チャンネル試験結果・I(中温模擬燃料棒を用いた均一出力分布試験)」、  
JAER-M 85-067(1985)。
- (3) 日野、丸山、高瀬他： 「高温ガス実験炉燃料体の伝熱流動試験(II)、HENDEL多チャンネル試験装置による均一発熱試験結果」、日本原子力学会誌、Vol. 28、No. 6、pp. 527-533(1986)。

#### 4. 結 論

HENDELの多チャンネル試験装置を用いて、HTTR用模擬燃料体カラムに設けられた12本の燃料チャンネルのうちの1本を90%閉塞させて、カラム内の流動特性を調べた。燃料チャンネルに挿入した模擬燃料棒を加熱しない等温流動条件下では、閉塞させた燃料チャンネルを流れるヘリウムガス流量は平均流量よりもかなり少なく、その偏差はレイノルズ数が約2300以上において28%~33%であり、レイノルズ数に対する依存性は小さい。加熱した場合には等温流動条件ほどの減少はみられなかった。これは、黒鉛ブロックを介して各燃料チャンネル間を熱が移動して、加速損失が変化するためと考えられる。今後は、黒鉛ブロック内の熱移動を考慮した数値計算コードを開発して、この傾向をより定量的に検討する予定である。

なお、本試験終了後に試験体を取り出して目視検査を行ったが、模擬燃料棒、黒鉛ブロック等にはなんら異常がみられなかったことを付記しておく。

#### 謝 辞

本試験を遂行するに当たって、多大なご協力を頂いた下村寛昭HENDEL管理室室長をはじめとするHENDEL管理室の方々に深く感謝します。

#### 参考文献

- (1) 「高温工学試験研究の現状」、日本原子力研究所、1989.
- (2) 丸山、高瀬、日野他： 「燃料体スタック実証試験部(T<sub>1</sub>)多チャンネル試験結果・I(中温模擬燃料棒を用いた均一出力分布試験)」、  
JAER-M 85-067(1985).
- (3) 日野、丸山、高瀬他： 「高温ガス実験炉燃料体の伝熱流動試験(II)、HENDEL多チャンネル試験装置による均一発熱試験結果」、日本原子力学会誌、Vol. 28、No. 6、pp. 527-533(1986).

#### 4. 結 論

HENDELの多チャンネル試験装置を用いて、HTTR用模擬燃料体カラムに設けられた12本の燃料チャンネルのうちの1本を90%閉塞させて、カラム内の流動特性を調べた。燃料チャンネルに挿入した模擬燃料棒を加熱しない等温流動条件下では、閉塞させた燃料チャンネルを流れるヘリウムガス流量は平均流量よりもかなり少なく、その偏差はレイノルズ数が約2300以上において28%~33%であり、レイノルズ数に対する依存性は小さい。加熱した場合には等温流動条件ほどの減少はみられなかった。これは、黒鉛ブロックを介して各燃料チャンネル間を熱が移動して、加速損失が変化するためと考えられる。今後は、黒鉛ブロック内の熱移動を考慮した数値計算コードを開発して、この傾向をより定量的に検討する予定である。

なお、本試験終了後に試験体を取り出して目視検査を行ったが、模擬燃料棒、黒鉛ブロック等にはなんら異常がみられなかったことを付記しておく。

#### 謝 辞

本試験を遂行するに当たって、多大なご協力を頂いた下村寛昭HENDEL管理室室長をはじめとするHENDEL管理室の方々に深く感謝します。

#### 参考文献

- (1) 「高温工学試験研究の現状」、日本原子力研究所、1989。
- (2) 丸山、高瀬、日野他： 「燃料体スタック実証試験部(T<sub>1</sub>)多チャンネル試験結果・I(中温模擬燃料棒を用いた均一出力分布試験)」、  
JAER-M 85-067(1985)。
- (3) 日野、丸山、高瀬他： 「高温ガス実験炉燃料体の伝熱流動試験(II)、HENDEL多チャンネル試験装置による均一発熱試験結果」、日本原子力学会誌、Vol. 28、No. 6、pp. 527-533(1986)。



- (4) 丸山、高瀬、日野他： 「高温ガス実験炉燃料体の伝熱流動試験（Ⅲ）、HENDEL多チャンネル試験装置による不均一発熱試験結果と解析」、日本原子力学会誌、Vol. 29、No. 2、pp. 133-140（1987）。
- (5) Maruyama, S., Takase, K., Hino, R. et al. : 'Experimental studies on the thermal and hydraulic performance of the fuel stack of the VHTR, Part II: HENDEL multi-channel test rig with twelve fuel rods', Nuclear Engineering and Design, Vol.102, pp.11-20(1987).
- (6) 日野、高瀬、丸山他： 「燃料体スタック実証試験部（T<sub>1</sub>）多チャンネル試験結果・Ⅱ（不均一発熱試験結果）」、JAER-M 90-017（1990）。
- (7) 日野、丸山、高瀬他： 「高温ガス実験炉燃料体の伝熱流動試験（V）、HENDEL多チャンネル試験装置による高温試験結果」、日本原子力学会誌、Vol. 31、No. 4、pp. 470-476（1989）。
- (8) 日野、高瀬、丸山他： 「燃料体スタック実証試験部（T<sub>1</sub>）多チャンネル試験結果・Ⅲ（高温試験結果）」、JAER-M 90-033（1990）。
- (9) 丸山、藤本、木曾他： 「熱流動・熱伝導連成解析コードFLOWNET/TRUMPの検証」、JAER-M 88-173（1988）。
- (10) 井澤、高瀬、丸山他： 「燃料体スタック実証試験部（HENDEL T<sub>1</sub>）の概要と建設」、日本原子力学会誌、Vol. 27、No. 12、pp. 1136-1146（1985）。
- (11) 高瀬、日野、宮本： 「燃料体スタック実証試験部（T<sub>1</sub>）多チャンネル試験結果・Ⅳ（平行ギャップによるクロス流れ試験）」、JAER-M 90-118（1990）。
- (12) 日野、丸山、高瀬他： 「高温ガス実験炉燃料体の伝熱流動試験（Ⅳ）、HENDEL 1チャンネル試験装置による高温試験結果」、日本原子力学会誌、Vol. 30、No. 4、pp. 343-349（1986）。
- (13) 日野、高瀬、丸山他： 「燃料体スタック実証試験部（T<sub>1</sub>）1チャンネル試験装置の試験結果・（第2報、高温試験結果）」、JAER-M 90-032（1990）。

## 付録1 ヘリウムガス物性値

ヘリウムガス物性値の算出に当たっては、圧力P (kg/cm<sup>2</sup>) と温度T (°C) を用いる。圧力と温度は下記の式でPbar とTk に換算する。

$$P_{\text{bar}} = 0.9807 * P \quad (\text{bar})$$

$$T_{\text{k}} = 273.16 + T \quad (\text{K})$$

(1) 比熱  $C_p = 1.2406 \quad (\text{kcal/kg}^\circ\text{C})$

(2) 密度  $\rho \quad (\text{kg/m}^3)$

$$\rho = \left( (1 + 4 * P_{\text{bar}} * X_x / 0.0207723 / T_{\text{k}})^{0.5} - 1 \right) / 2 / X_x$$

ここで、  $X_x = 4.5 * 10^{-4} + 5.42 / (1890 + T_{\text{k}})$

(3) 熱伝導率  $\lambda_g \quad (\text{kcal/mhr}^\circ\text{C})$

$$\begin{aligned} \lambda_g = & 2.5542 * 10^{-3} * T_{\text{k}}^{0.69} \\ & + 7.9378 * 10^9 * T / (T^5 + 4.29 * 10^{14}) \\ & + 2.0038 * 10^{-4} * \rho + 2.0554 * 10^{-6} * \rho^2 \end{aligned}$$

(4) 粘性係数  $\mu \quad (\text{kg s/m}^2)$

$$\begin{aligned} \mu = & 3.8545 * 10^{-8} * T_{\text{k}}^{0.69} \\ & + 5.0985 * 10^{-9} / (0.52 + T_{\text{k}} / 569.6) \\ & + 2.7226 * 10^{-11} * \rho^2 \end{aligned}$$

(5) 動粘性係数  $\nu = \mu * 9.80665 / \rho \quad (\text{m}^2/\text{s})$

(6) プラントル数  $Pr = \nu / (\lambda / C_p / \rho) * 3600$

## 付録2 黒鉛等の物性値

(1) 黒鉛の熱伝導率 (黒鉛スリーブ、燃料ブロック等)  $\lambda$  (kcal/mhr $^{\circ}$ C)

$$\begin{aligned} \lambda = & 26.37655 + 0.8169476 * T \\ & - 6.181526 * 10^{-3} * T^2 \\ & + 2.150494 * 10^{-5} * T^3 \\ & - 4.207394 * 10^{-8} * T^4 \\ & + 4.874144 * 10^{-11} * T^5 \\ & - 3.308559 * 10^{-14} * T^6 \\ & + 1.212845 * 10^{-17} * T^7 \\ & - 1.847671 * 10^{-21} * T^8 \end{aligned}$$

(2) 黒鉛発熱体の電気抵抗の変化率  $\beta$ 

$$\begin{aligned} \beta = & 1.0416 - 2.3749 * 10^{-3} * T \\ & + 9.9746 * 10^{-6} * T^2 - 2.6779 * 10^{-8} * T^3 \\ & + 4.4809 * 10^{-11} * T^4 - 5.0785 * 10^{-14} * T^5 \\ & + 4.3819 * 10^{-17} * T^6 - 3.0134 * 10^{-20} * T^7 \\ & + 1.5008 * 10^{-23} * T^8 - 4.4836 * 10^{-27} * T^9 \\ & + 5.7986 * 10^{-31} * T^{10} \end{aligned}$$

(3) 窒化ホウ素の熱伝導率  $\lambda_{bn}$  (kcal/mhr $^{\circ}$ C)

$$\begin{aligned} \lambda_{bn} = & 3.88362 + 6.070614 * 10^{-3} * T \\ & - 1.046514 * 10^{-5} * T^2 + 5.06314 * 10^{-9} * T^3 \end{aligned}$$

T : 温度 ( $^{\circ}$ C)

付録3 T<sub>1-M</sub>用黒鉛ブロックの燃料孔内径

Block	燃 料 孔 内 径 (mm)							
	1、2段	3段	4段	5段	6段	7段	8段	9段
No.1	53.045	53.090	53.060	53.050	53.020	53.070	53.080	53.040
No.2	53.035	53.040	53.060	53.060	53.030	53.060	53.070	53.050
No.3	53.040	53.050	53.080	53.050	53.020	53.060	53.060	53.050
No.4	53.040	53.100	53.060	53.050	53.040	53.070	53.070	53.040
No.5	53.040	53.090	53.070	53.070	53.030	53.080	53.070	53.050
No.6	53.045	53.090	53.060	53.050	53.060	53.070	53.080	53.060
No.7	53.045	53.070	53.050	53.050	53.030	53.040	53.100	53.060
No.8	53.045	53.070	53.040	53.050	53.020	53.050	53.080	53.060
No.9	53.045	53.060	53.070	53.050	53.030	53.050	53.070	53.050
No.10	53.050	53.090	53.070	53.060	53.040	53.060	53.080	53.040
No.11	53.045	53.100	53.060	53.100	53.040	53.080	53.060	53.060
No.12	53.045	53.050	53.060	53.060	53.040	53.080	53.070	53.060

付録4 T<sub>1</sub>-M用高温試験用模擬燃料棒の各部寸法等

Pin	加熱長さ (m)						
	1段	2段	3段	4段	5段	6段	7段
No.1	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460	0.459
No.2	0.459	0.460	0.460	0.460	0.460	0.459	0.460
No.3	0.459	0.460	0.460	0.459	0.460	0.460	0.460
No.4	0.460	0.461	0.460	0.460	0.460	0.460	0.461
No.5	0.460	0.461	0.461	0.460	0.460	0.460	0.460
No.6	0.460	0.460	0.460	0.460	0.459	0.460	0.461
No.7	0.460	0.460	0.461	0.461	0.460	0.459	0.460
No.8	0.460	0.461	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460
No.9	0.460	0.460	0.460	0.461	0.460	0.460	0.459
No.10	0.460	0.460	0.460	0.460	0.459	0.460	0.460
No.11	0.459	0.460	0.461	0.461	0.460	0.459	0.460
No.12	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460	0.460

P i n	表 面 温 度 测 定 位 置 (m)						
	1 段	2 段	3 段	4 段	5 段	6 段	7 段
No.1	-----	0.22	-----	0.22	0.22	0.22	0.22
No.2	-----	0.22	-----	0.22	0.22	-----	0.22
No.3	-----	0.22	-----	0.22	0.22	0.22	0.22
No.4	-----	0.22	-----	0.22	0.22	-----	0.22
No.5	-----	0.22	-----	0.22	0.22	-----	0.22
No.6	-----	0.22	-----	0.22	0.22	0.22	0.22
No.7	-----	0.22	-----	0.22	0.22	-----	0.22
No.8	-----	0.22	-----	0.22	0.22	0.22	0.22
No.9	-----	0.22	-----	0.22	0.22	-----	0.22
No.10	-----	0.22	-----	0.22	0.22	0.22	0.22
No.11	-----	0.22	-----	0.22	0.22	-----	0.22
No.12	-----	0.22	-----	0.22	0.22	0.22	0.22

Pin	サブロッド全長 (m)						
	1段	2段	3段	4段	5段	6段	7段
No.1	0.57015	0.57015	0.57020	0.57020	0.57015	0.57020	0.57010
No.2	0.57010	0.57020	0.57020	0.57020	0.57020	0.57000	0.57020
No.3	0.57020	0.57020	0.57020	0.57020	0.57020	0.57015	0.57015
No.4	0.57020	0.57015	0.57020	0.57020	0.57015	0.57020	0.57015
No.5	0.57010	0.57020	0.57015	0.57020	0.57012	0.57020	0.57015
No.6	0.57010	0.57020	0.57020	0.57020	0.57020	0.57020	0.57015
No.7	0.57015	0.57020	0.57020	0.57020	0.57020	0.57020	0.57015
No.8	0.57015	0.57020	0.57020	0.57020	0.57020	0.57010	0.57020
No.9	0.57010	0.57020	0.57020	0.57020	0.57015	0.57015	0.57020
No.10	0.57015	0.57020	0.57020	0.57020	0.57020	0.57015	0.57020
No.11	0.57015	0.57020	0.57020	0.57020	0.57010	0.57020	0.57020
No.12	0.57015	0.57020	0.57020	0.57020	0.57015	0.57010	0.57020

P i n	黒鉛スリ－ブ外径 (mm)						
	1段	2段	3段	4段	5段	6段	7段
No.1	45.950	45.965	45.950	45.960	45.960	45.950	45.950
No.2	45.955	45.955	45.945	45.935	45.950	45.955	45.955
No.3	45.940	45.965	45.980	45.935	45.945	45.955	45.960
No.4	45.975	45.955	45.940	45.950	45.950	45.955	45.955
No.5	45.970	45.935	45.940	45.920	45.940	45.950	45.955
No.6	45.970	45.930	45.925	45.955	45.925	45.950	45.970
No.7	45.935	45.950	45.970	45.955	45.955	45.945	45.955
No.8	45.940	45.935	45.950	45.965	45.980	45.935	45.975
No.9	45.955	45.970	45.930	45.940	45.950	45.945	45.970
No.10	45.945	45.965	45.950	45.955	45.995	45.945	45.945
No.11	45.955	45.960	45.960	45.955	45.960	45.960	45.945
No.12	45.980	45.955	45.955	45.950	45.940	45.955	45.940



Pin	黒鉛スリーブ内径 (mm)						
	1段	2段	3段	4段	5段	6段	7段
No.1	32.135	32.135	32.145	32.140	32.145	32.175	32.155
No.2	32.125	32.160	32.135	32.135	32.155	32.135	32.160
No.3	32.130	32.140	32.130	32.150	32.145	32.175	32.170
No.4	32.130	32.155	32.150	32.130	32.120	32.155	32.160
No.5	32.135	32.135	32.160	32.135	32.150	32.160	32.170
No.6	32.130	32.135	32.155	32.140	32.155	32.170	32.165
No.7	32.120	32.145	32.140	32.145	32.150	32.175	32.165
No.8	32.140	32.155	32.140	32.140	32.155	32.150	32.165
No.9	32.130	32.125	32.150	32.145	32.145	32.155	32.175
No.10	32.120	32.140	32.145	32.140	32.135	32.170	32.175
No.11	32.130	32.130	32.150	32.150	32.120	32.150	32.180
No.12	32.130	32.145	32.155	32.145	32.160	32.155	32.165

P i n	発 熱 体 電 気 抵 抗 (Ω)						
	1 段	2 段	3 段	4 段	5 段	6 段	7 段
No.1	0.1955	0.2052	0.2033	0.1994	0.1985	0.1930	0.1988
No.2	0.1952	0.2050	0.2010	0.1995	0.1985	0.1930	0.1988
No.3	0.1995	0.2059	0.2039	0.1963	0.1978	0.1926	0.1924
No.4	0.1995	0.2005	0.2039	0.1961	0.1978	0.1930	0.1924
No.5	0.2010	0.1980	0.2013	0.1980	0.1988	0.1945	0.1940
No.6	0.2011	0.1981	0.2013	0.1979	0.1988	0.1946	0.1954
No.7	0.1990	0.2018	0.1957	0.1957	0.1958	0.1946	0.1905
No.8	0.1990	0.2040	0.1957	0.1958	0.1958	0.1972	0.1906
No.9	0.2007	0.2045	0.1996	0.1950	0.1943	0.1958	0.1938
No.10	0.2008	0.2046	0.1994	0.1938	0.1962	0.1988	0.1890
No.11	0.1950	0.1972	0.2015	0.1950	0.1952	0.1930	0.1917
No.12	0.1961	0.1925	0.1907	0.1848	0.1853	0.1839	0.1784

付録5 - 流路圧力損失の評価方法

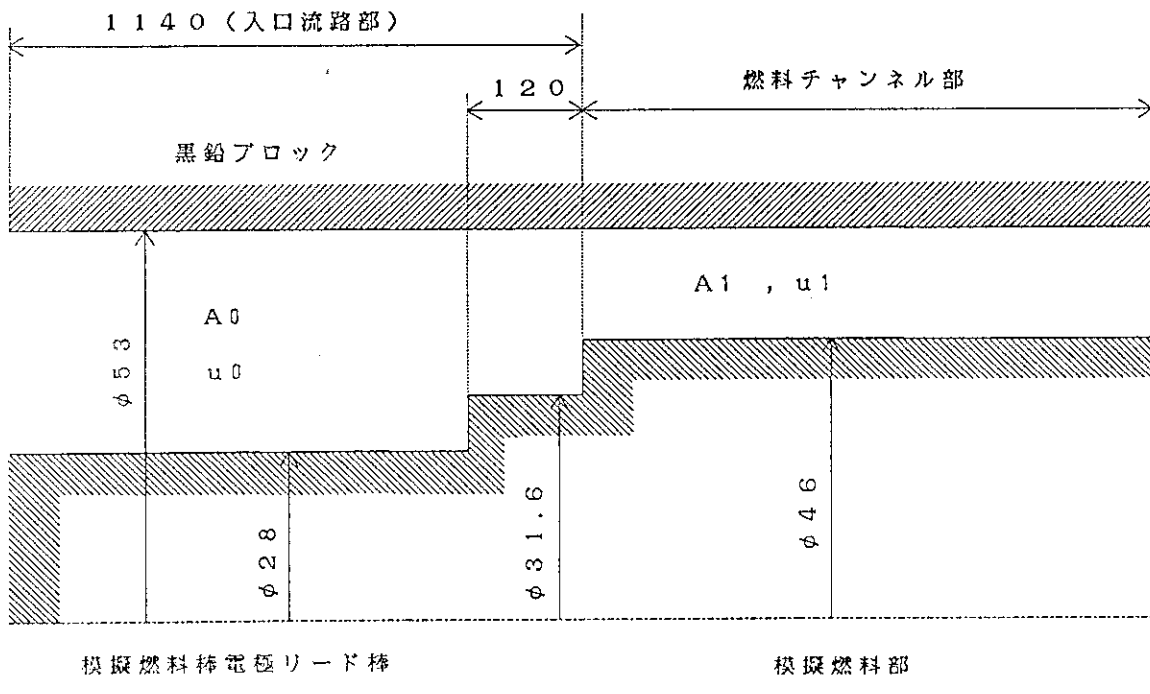
(1) 入口流路部の圧力損失

入口流路部における圧力損失は次式で与えられる。このとき、計算に必要な各部の圧力損失係数は、1チャンネル試験装置における測定データを基にして決定している。

$$\begin{aligned} \Delta P_{in} = & 1.42 * (\rho_{in} * u_0^2 / 2g) \\ & + (0.316 * Re_0^{-0.25}) * (1.14 / 0.025) * (\rho_{in} * u_0^2 / 2g) \\ & + (4.303 * Re_1^{-0.112}) * (\rho_{in} * u_1^2 / 2g) \end{aligned}$$

ここで、ヘリウムガスの密度  $\rho_{in}$  は、入口ガス温度測定値と入口圧力から付録1に示す式を用いて計算する。以下、ヘリウムガスの物性値はすべて付録1の式を用いる。

下図に入口流路部圧力損失に用いた寸法の概要を示す。レイノルズ数  $Re_0$ 、 $Re_1$ 、流速  $u_0$ 、 $u_1$  は下図に示す寸法から算出する。



(2) 燃料冷却チャンネル部の圧力損失

燃料冷却チャンネル部の圧力損失は、各段毎に次の圧力損失式から計算する。

$$\Delta P_f = 4f * \frac{L}{De} * \frac{\rho_m u^2}{2} + (\rho_{out} * u_{out}^2 - \rho_{in} * u_{in}^2)$$

ここで、Lは各段の全長(570mm)で、等価直径De、流速uは付録3、4に示す寸法を基に

それぞれ計算する。入口・出口のヘリウムガスの密度  $\rho_{in}$ 、 $\rho_{out}$  及び各段の平均密度  $\rho_m$  は、入口・出口ガス温度と各段中央における温度と、それぞれの位置における圧力を基に計算する。それぞれの位置の圧力は、入口圧力測定値からそこまでの圧力損失を差し引いて得られる。

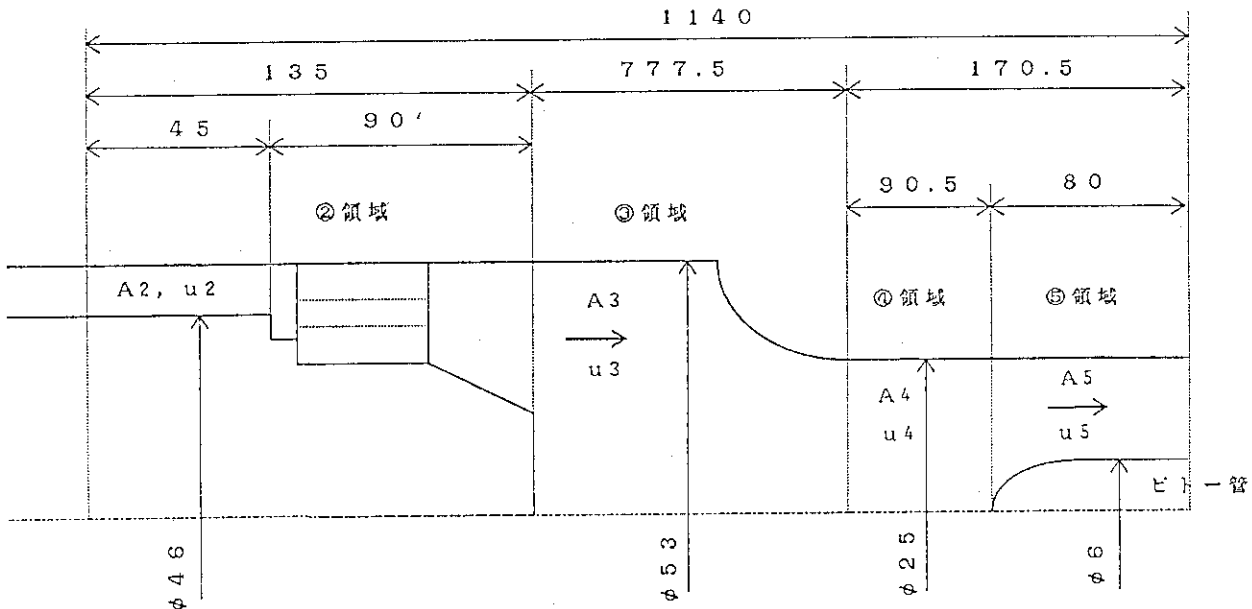
また、 $f$  は摩擦損失係数で、1チャンネル試験結果より次式で与えられる。

$$Re \leq 1900 \quad f = 28 / Re$$

$$Re \geq 2000 \quad f = 0.094 * Re^{-0.25}$$

(3) 出口流路部の圧力損失

出口流路部における圧力損失は、下図に示すように5領域に分割して計算する。出口部全体の圧力損失は次式で与えられる。各部の計算に必要な圧力損失係数は、1チャンネル試験装置における測定データを基にして決定している。



(a) ②領域

$$\Delta P_2 = (0.316 * Re_2^{-0.25}) * (0.045 / 0.007) * (\rho_0 * u_2^2 / 2g) + (33256 * Re_2^{-1.483}) * (\rho_0 * u_2^2 / 2g)$$

(b) ③領域

$$\Delta P_3 = (0.316 * Re_3^{-0.25}) * (0.7775 / 0.053) * (\rho_0 * u_3^2 / 2g) + (1.0) * (\rho_0 * u_3^2 / 2g)$$

(c) ④領域

$$\Delta P_4 = (0.316 * Re_4^{-0.25}) * (0.0905 / 0.025) * (\rho_0 * u_4^2 / 2g) + (1.02) * (\rho_0 * u_4^2 / 2g)$$

(d) ⑤領域

$$\Delta P_5 = (0.316 * Re_5^{-0.25}) * (0.080 / 0.019) * (\rho_0 * u_5^2 / 2g) + (2.0) * (\rho_0 * u_5^2 / 2g)$$

以下に、②～⑤の領域の面積、長さ、等価直径及び速度を示す。

	②領域	③領域	④領域	⑤領域
A (m <sup>2</sup> )	$(0.053^2 - 0.046^2) \pi / 4$	$0.053^2 \pi / 4$	$0.025^2 \pi / 4$	$(0.025^2 - 0.006^2) \pi / 4$
Z (m)	0.045	0.7775	0.0905	0.08
De (m)	$0.053 - 0.046 = 0.007$	0.053	0.025	0.019
u (m/s)	$u_2 = W / \rho_{out} A_2$	$u_3 = W / \rho_{out} A_3$	$u_4 = W / \rho_{out} A_4$	$u_5 = W / \rho_{out} A_5$

(4) チャンネル全体の圧力損失

チャンネル全体の圧力損失 $\Delta P_t$ は次式から求まる。

$$\Delta P_t = \Delta P_{1n} + \Delta P_r + \Delta P_2 + \Delta P_3 + \Delta P_4 + \Delta P_5$$