

JAERI - M
90-033

燃料体スタック実証試験部 (T₁)
多チャンネル試験結果・Ⅲ
(高温試験結果)

1990年3月

日野竜太郎・高瀬 和之・丸山 創・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。
入手の問い合わせは、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 山田軽印刷所

燃料体スタック実証試験部 (T₁)

多チャンネル試験結果・Ⅲ

(高温試験結果)

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・丸山 創⁺・宮本 喜晟

(1990年2月2日受理)

大型ヘリウムガスループ (HENDEL) の燃料体スタック実証試験部 (T₁) では、12本の電気加熱方式の模擬燃料棒を装荷した燃料体1カラムの実寸大模型「多チャンネル試験装置」を用いて、ヘリウムガスを1000℃まで加熱する高温試験を行った。

本報は、模擬燃料体カラム内の発熱分布を均一にした場合と、傾斜状に変化させて実機燃料体カラム内の発熱分布を模擬した場合の高温試験結果についてまとめたものである。12本の模擬燃料棒の発熱量を均一にした試験では、ヘリウムガスはほぼ一様に配分されること、熱放射による伝熱量は燃料棒表面温度とともに増大して層流域では20%以上に達すること、模擬燃料棒の熱伝達率の平均的特性は1チャンネル試験装置で得られた試験結果とよく一致することが明かとなった。また、模擬燃料体カラム内の出力を傾斜させた試験では、試験結果をもとに3次元温度分布解析コードによる数値解析を行い、燃料ブロック水平断面内の温度差はかなり小さいことが分かった。

Experimental Test Results of Multi-channel Test Rig
of T₁ Test Section
III. Test Results in Helium Gas Conditions Heated to 1000°C

Ryutaro HINO, Kazuyuki TAKASE, Soh MARUYAMA⁺
and Yoshiaki MIYAMOTO

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

(Received February 2, 1990)

Experimental studies on thermal and hydraulic performance of a fuel column have been performed with the multi-channel test rig of the fuel stack test section (T_{1-M}) installed in the helium engineering demonstration loop (HENDEL).

Present report showed experimental results and numerical analysis obtained by a high temperature test that helium gas was heated up to 1000°C, using 12 simulated fuel rods in T_{1-M}. Under the conditions of uniform heating of 12 simulated fuel rods installed in the fuel block, it was found that a flow rate distribution of helium gas in 12 fuel channels was almost uniform, radiant heat from the fuel rod was increased with surface temperatures of the fuel rod more than 20% in laminar flow region, and average heat transfer coefficients agreed with the correlation obtained by the single-channel test rig. On the other hand, the temperature distribution in the horizontal cross section of the fuel block with power distributions of 12 fuel rods was calculated with a three dimensional thermal analysis code, and the temperature difference was found to be small.

+ Department of HTTR Project, Oarai Research Establishment

Keywords: HTTR, Helium Gas, Fuel Stack, Fuel Block, Fuel Rod, Fuel Channel, High Temperature, Flow Rate, Radiant Heat, Heat Transfer, Temperature Distribution, Power Distribution, Numerical Analysis

目 次

1. 概 要	1
1.1 試験の概要	1
1.2 T_{1-M} 試験装置の概要	2
1.3 T_{1-M} 試験装置の試験計装	3
2. 試験データの整理方法及び試験条件	10
2.1 試験データの整理方法	10
2.2 試験条件	11
3. 試験結果	15
3.1 均一発熱試験結果	15
3.1.1 流量配分	15
3.1.2 温度分布	15
3.1.3 伝熱特性	16
3.2 傾斜出力試験結果	17
3.2.1 流量配分	17
3.2.2 温度分布	17
3.2.3 数値解析	18
4. 結 言	29
謝 辞	29
参考文献	30
付録 T_{1-M} 用高温試験用模擬燃料棒の各部寸法等	32

Contents

1. Outline of the test and Tl-M test rig	1
1.1 Purpose of the test	1
1.2 Outline of Tl-M test rig	2
1.3 Experimental instrumentation in T _{1-M}	3
2. Data arrangement and test conditions	10
2.1 Data arrangement	10
2.2 Test conditions	11
3. Experimental results	15
3.1 Uniform power distribution test	15
3.1.1 Flow rate distribution	15
3.1.2 Temperature distribution	15
3.1.3 Heat transfer characteristics	16
3.2 Slant power distribution test	17
3.2.1 Flow rate distribution	17
3.2.2 Temperature distribution	17
3.2.3 Numerical analysis	18
4. Conclusion	29
Acknowledgement	29
References	30
Appendix Dimensions of simulated fuel rods for T _{1-M} test	32

1. 概 要

1.1 試験の概要

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 Gas-cooled Reactor ; VHTR）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 ; HTTR）の開発を進めている⁽¹⁾。現在の炉心設計は圧力 4MPa のヘリウムガスを 950°C 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ている。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 ; HENDEL）」に燃料体スタック実証試験部（ T_1 ）を設置し、HTTR 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_1 試験部は、燃料冷却チャンネル 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、燃料冷却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 に実機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。燃料冷却チャンネルとは、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 本の燃料冷却チャンネルが並列に設置された連成系であり、その伝熱流動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°C 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、ヘリウムガスの流量配分、熱伝達率等を調べた^(2, 3)。

また、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^(4, 5, 6)。このとき試験部出口ヘリウムガス温度は約 750°C で、中温試験条件である。これらの中温試験で得られたデータ及び結果は、HTTR 用熱解析コードの検証に用いられ、その詳細が文献〔7〕に報告されている。

これらの一連の中温試験により、燃料体カラムにおける基本的な伝熱流動特性を把握することができた。その後、この実績をもとにしてヘリウムガスを 1000°C まで昇温させる高温試験を実

施し、燃料体カラム内の発熱分布を均一にした場合と、傾斜状に変化させて実機燃料体カラム内の発熱分布を模擬した場合の伝熱流動特性を調べた。本試験で得られたデータ及び結果は、HTTRの安全審査用データ及び資料として使用されている。

本報では、多チャンネル試験装置の概要と試験計装、試験データの整理方法と試験条件、並びに燃料体カラム内の発熱分布を均一にした場合と傾斜状に変化させた場合の高温試験結果について述べる。

1.2 T_{1-M} 試験装置の概要

T_1 試験部は、燃料冷却チャンネル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が供給される。 M_1 ループ及び T_1 試験部の詳細は文献〔8〕に報告されている。

多チャンネル試験装置の概要をFig. 1.2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、黒鉛ブロックと模擬燃料棒で構成される。

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の冷却材流路が12個設けられており、それぞれの流路に外径46mmの模擬燃料棒②が挿入されている。使用した黒鉛ブロック燃料孔内径の詳細は文献〔6〕の付録4に示されている。なお、燃料ブロックの冷却材流路は燃料孔とも称する。約300℃のヘリウムガスは、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(燃料冷却チャンネル)を下降しながら約1000℃まで加熱される。

黒鉛ブロックの外周にはインコロイ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ジ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。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、燃料冷却チャンネルは突起付きの環状流路である。

使用した模擬燃料棒の構造をFig. 1.3に示す。模擬燃料棒は、外径46mmの黒鉛スリーブ内に有効発熱長約460mmの黒鉛製の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、発熱体の周囲には窒化ホウ素(NB)を充てんして電気絶縁性を保持している。サブロッドの長さは約570mmである。各サブロッドの発熱体は黒鉛製の間電極で接続されており、上部・下部電極からの交流直接通電により発熱する。上部電極はニッケル製の電気リード棒の周囲を絶縁シースした構造で、リード棒の軸方向の熱膨張を吸収するためにリード棒と上段サブロッド電極とは網

線を溶接して接続してある。下部電力は黒鉛製のテーパ電極で、流路管下部に設置された電極に挿入固定される。印加電圧は単相 303 V（最高）で、発熱量は最高 100 kW である。

黒鉛スリーブは、実機燃料棒スリーブを材質、形状ともに模擬した構造で、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・リブが取り付けられている。また、表面には熱電対用の溝が掘られ、そこに表面温度計測用熱電対を這わせて計測点まで導いている。計測点付近では冷却材の乱れによる計測誤差を避けるために、熱伝導性のセラミックスセメントで溝を埋めて平滑にしてある。使用した模擬燃料棒の寸法及び発熱体抵抗値を付録 1 に示す。

発熱体は発熱体用黒鉛材を螺旋状に削り出したもので、螺旋の巻き数、厚みを変えることによりサブロッドの抵抗値を変え、発熱分布を変化させる。付録 1 にみられるように、各サブロッドの抵抗値が異なるのは、発熱体温度による抵抗値変化を考慮しているためである。

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。

1.3 T_{1-M}試験装置の試験計装

多チャンネル試験装置における試験計測点の概要を Fig. 1.4 に、計測項目とその点数を Table 1.1 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（ ϕ 1.6 mm）により測定される。熱電対は、黒鉛スリーブ内面に掘られた溝に沿って導かれ、計測点近傍で黒鉛スリーブを貫通し、表面に掘られた溝に導かれる。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。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冷却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（ ϕ 1.6 mm）が取り付けられている。

燃料ブロックの温度は Fig. 1.5 に示すように、ブロックの上端より 285 mm 下方の外面上の A 点及び B 点、さらに上端より 410 mm 下方の断面内の C 点に設置した K シース熱電対（ ϕ 3.2 mm）で測定される。とくに、2 段目の燃料ブロックについては D～H 点を追加し、中心角 30° の断面内温度分布を測定できるようにしている。

また、燃料ブロック下部の下部可動反射体の 12 個の燃料冷却チャンネルにはピトー管と K 型シース熱電対（ ϕ 3.2 mm）が設置され、それぞれの流路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。

Table 1.1 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	84 (7X12)
Pressure	Fuel block temperature (Surface)	18
	" (Internal)	12
	Temperature of compensation heater block	18
	Static pressure at inlet of test region	1
Flow rate	Static pressure at outlet of test region	1
	Differential pressure between inlet and outlet of test region	1
	Total flow rate	1
Input power	Helium gas velocity at channel outlet	12
	Electric power of simulated fuel rod	12

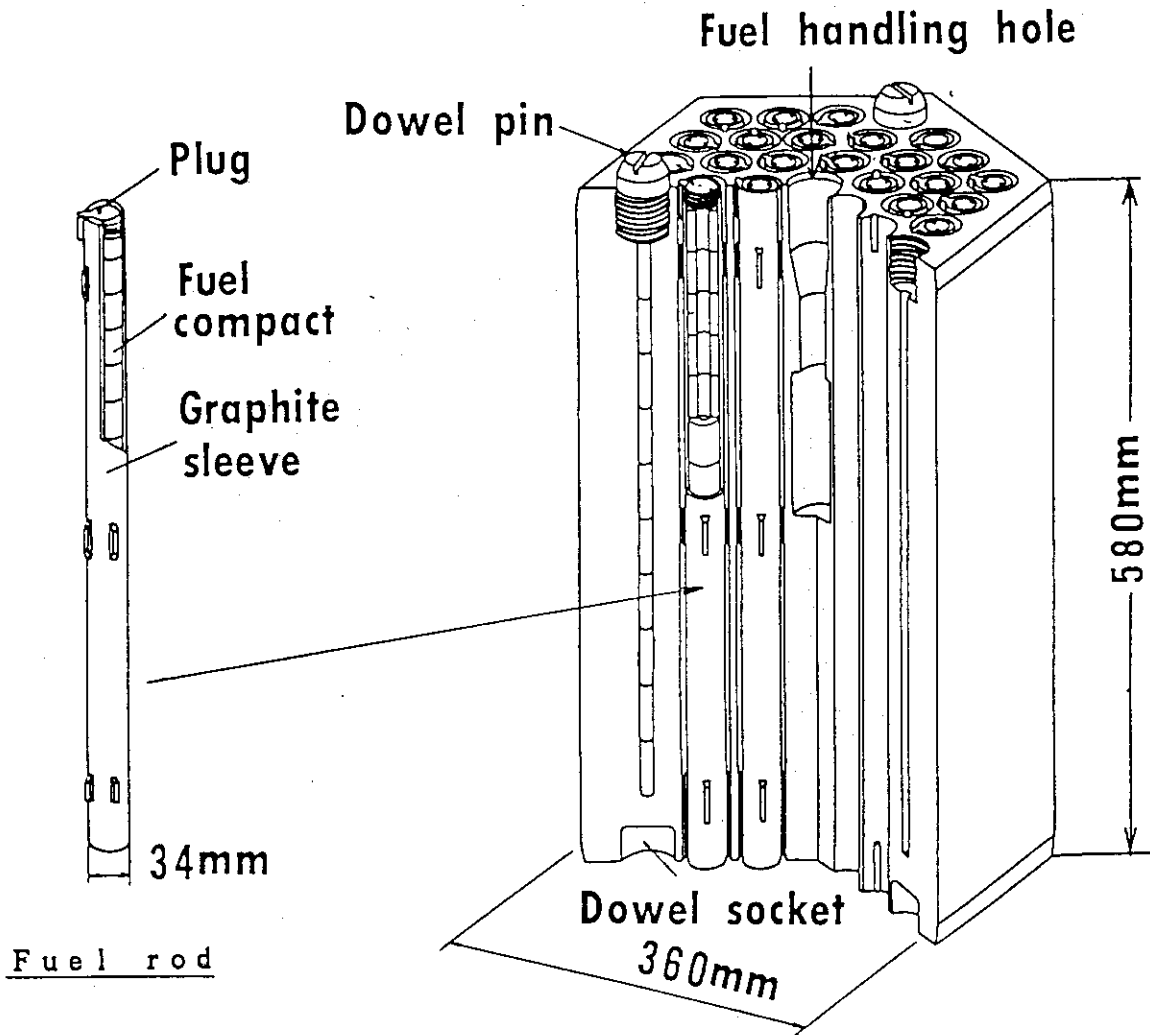


Fig. 1.1 Fuel element of HTR

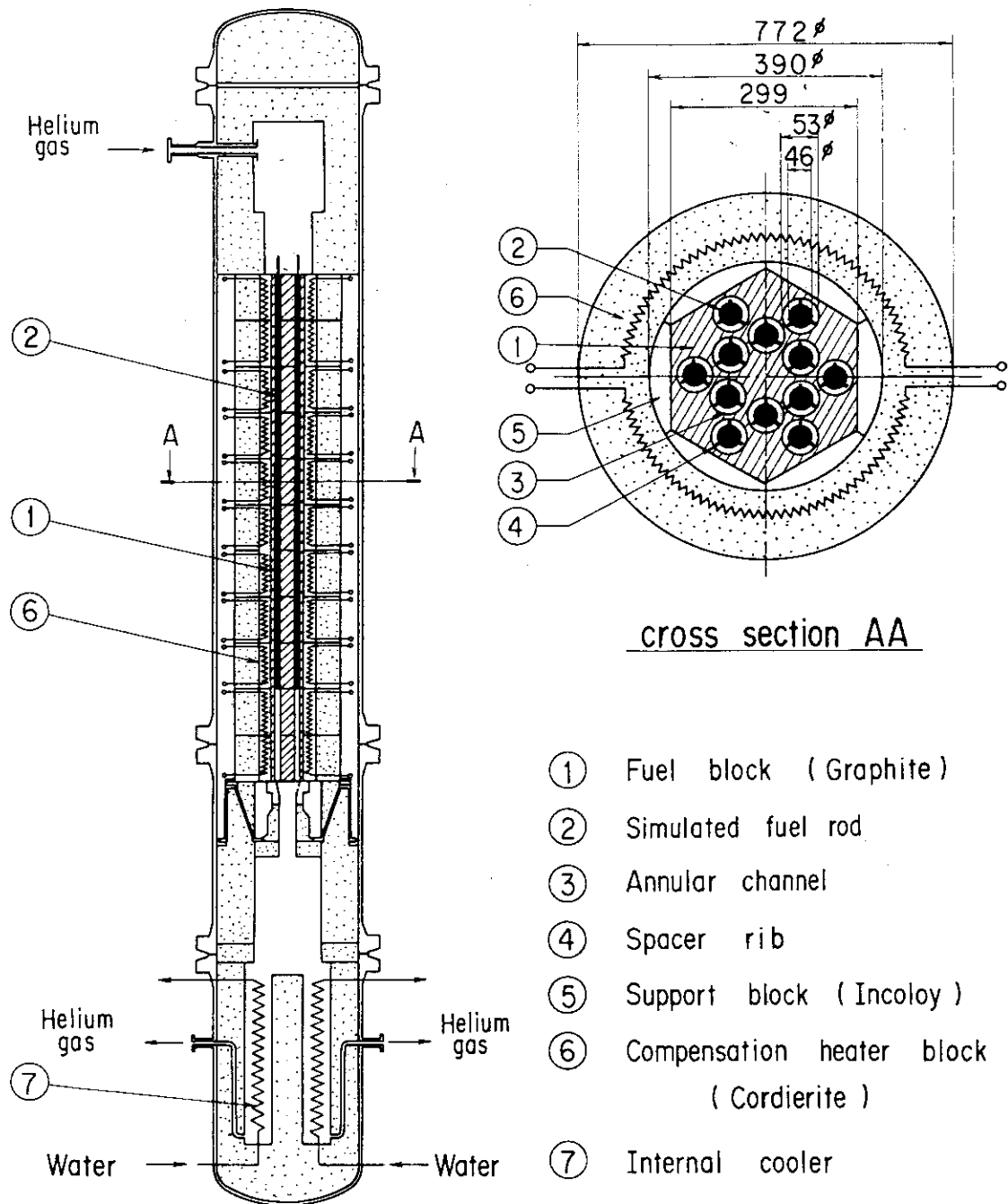


Fig. 1.2 Schematic drawing of multi-channel test rig (T1-M)

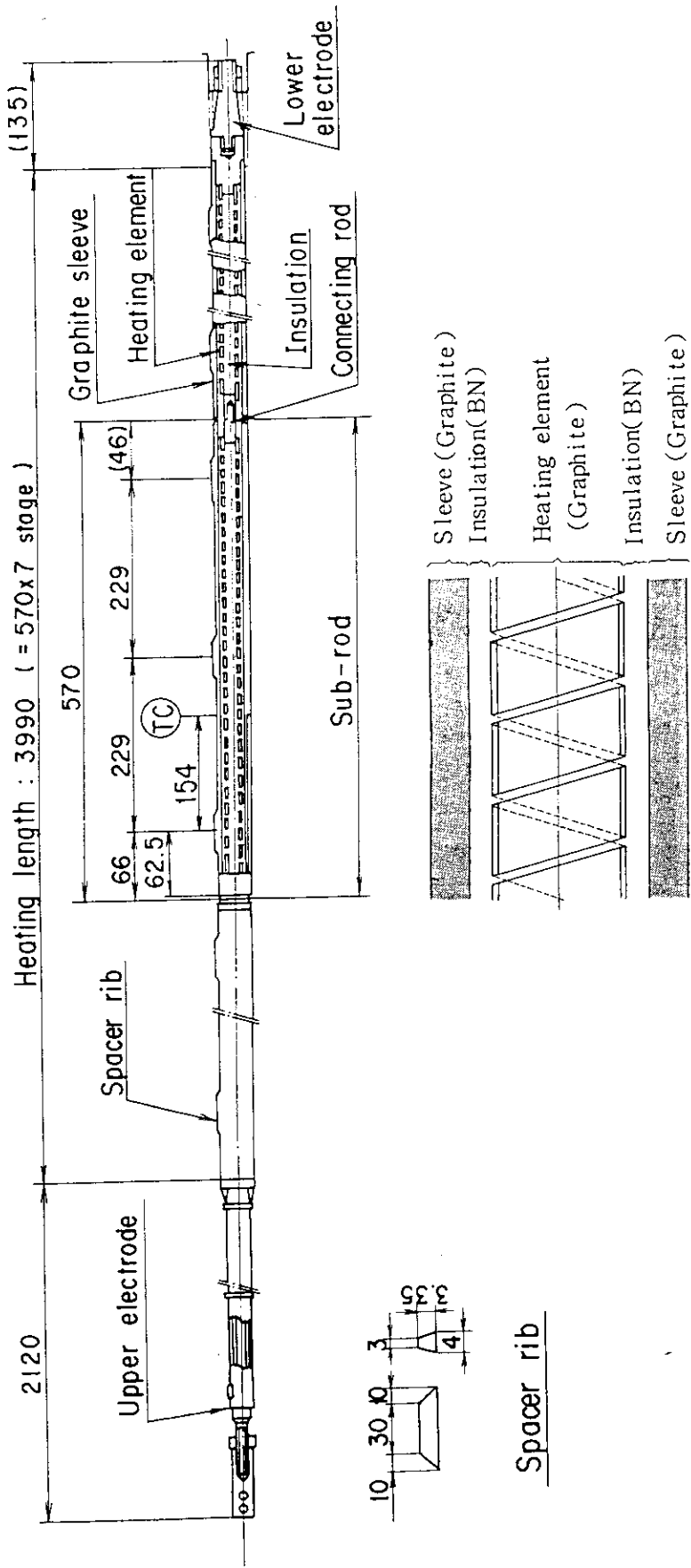
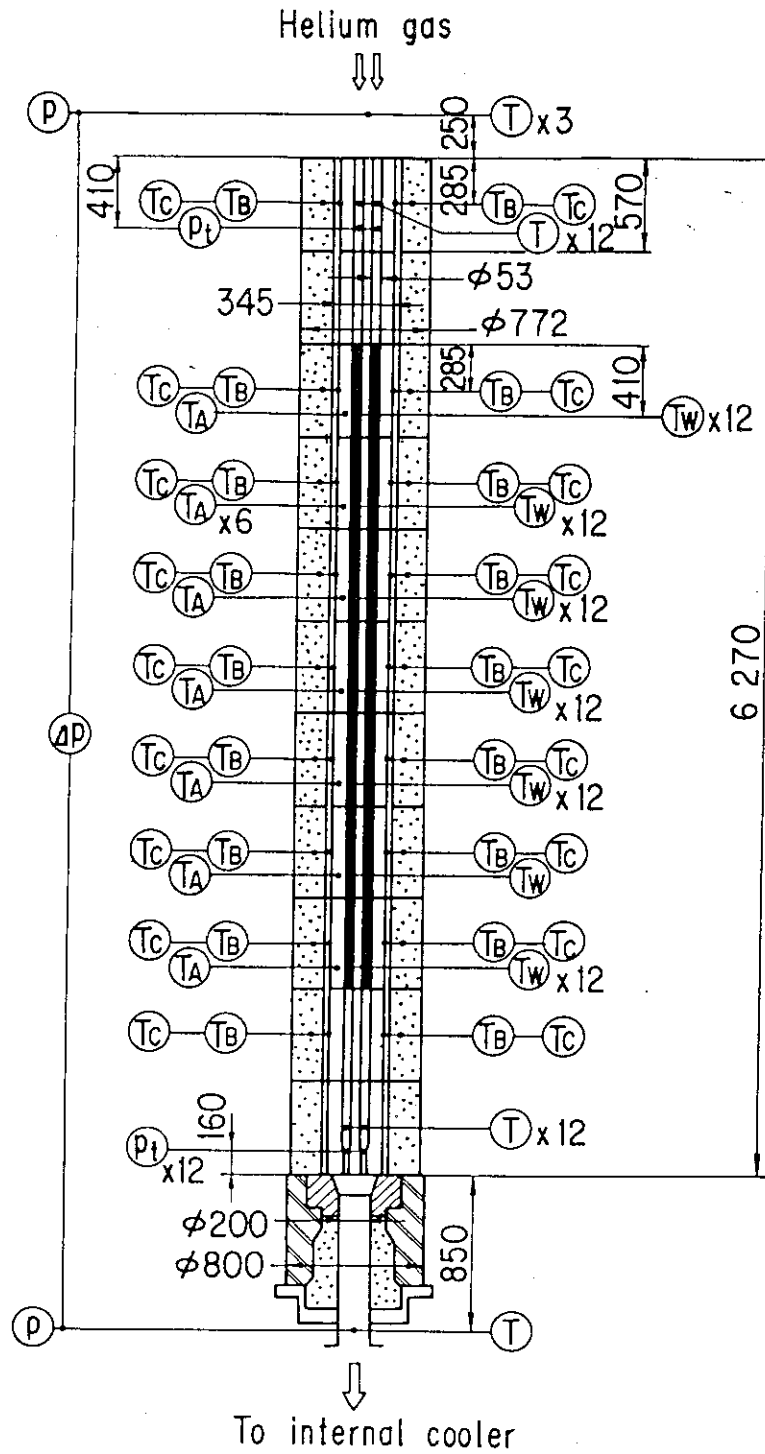


Fig. 1.3 Schematic drawing of simulated fuel rod (unit: mm)



- | | |
|--|-----------------------------|
| Ⓣ : Helium gas temperature | Ⓟ : Helium gas pressure |
| Ⓣ _A : Fuel block inner temperature | ΔP : Pressure drop |
| Ⓣ _B : Fuel block surface temperature | Ⓟ _t : Pitot tube |
| Ⓣ _C : Compensation heater block temperature | |
| Ⓣ _W : Pin surface temperature | |

Fig. 1.4 Axial measuring positions in multi-channel test rig

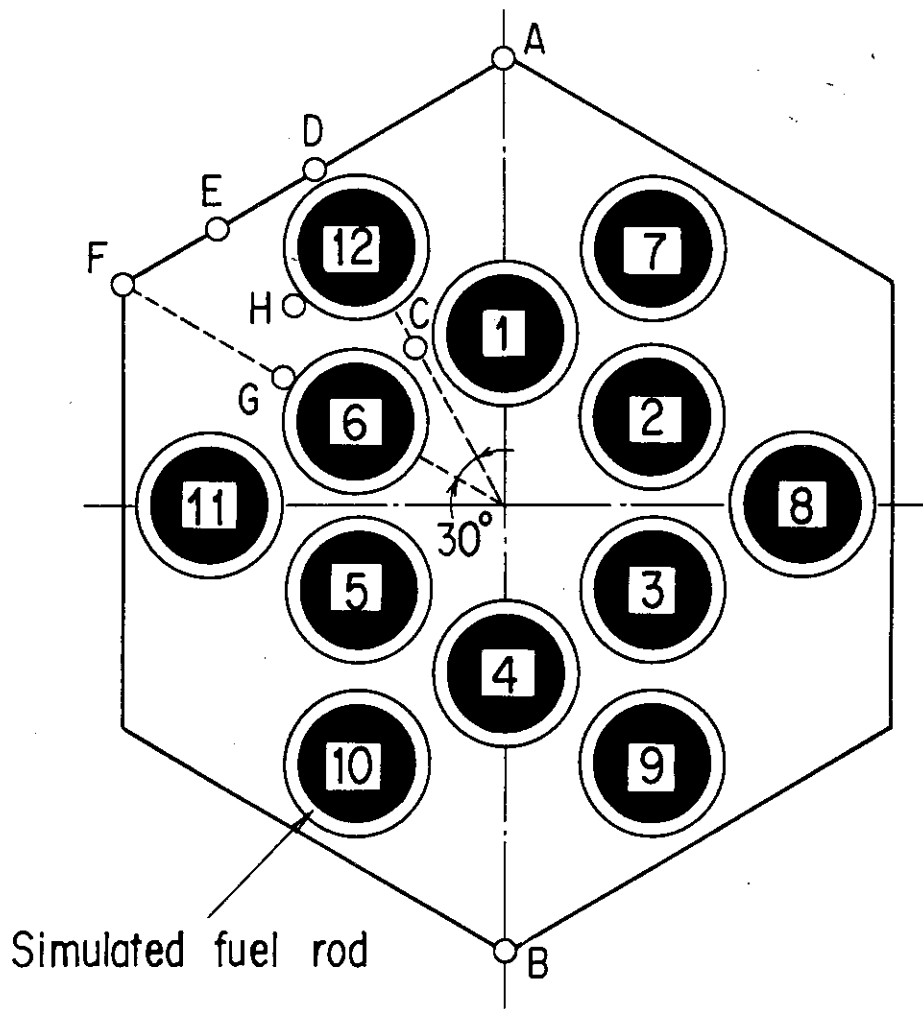


Fig. 1.5 Measuring positions in graphite fuel block

2. 試験データの整理方法及び試験条件

2.1 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_i ($i = 1 \sim 12$)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 $Q_{i,n}$ ($n = 1 \sim 7$)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、測定した温度を基に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 β を求め、次式で電気抵抗値を算出する。

$$R_{i,n} = R_{oi,n} * \beta \quad (2.1)$$

ここで、 $R_{oi,n}$ (Ω)は常温における電気抵抗値である。

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

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

- (4) 上記(d)で求めた $Q_{i,n}$ が初期値と一致しない場合は、計算した $Q_{i,n}$ 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文献〔6〕の付録2に示去されている。各サブロッドにおける熱流束 $q_{i,n}$ は次のようにして与える。

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

$D_{i,n}$: 各サブロッドの外径

$L_{t,i,n}$: 各サブロッドの有効発熱長

燃料冷却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、各燃料冷却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

$$u_{i,n} = \frac{W_i}{S_i * \rho} \quad (2.4)$$

$S_{i,n}$: 各段の流路断面積 ($\equiv \pi (D_{o,i,n}^2 - D_{i,i,n}^2) / 4$)

$D_{i,i,n}$: 各サブロッドの外径

$D_{o,i,n}$: サブロッドに対応する燃料孔の内径

W_i : ヘリウムガス流量

ρ : ヘリウムガス密度

(2) レイノルズ数

$$Re_{i,n} = u_{i,n} * De_{i,n} / \nu \quad (2.5)$$

$De_{i,n}$: 等価直径 ($\equiv D_{o,i,n} - D_{i,i,n}$)

ν : 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及び黒鉛ブロックの燃料孔内径は文献〔6〕の付録1と付録4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、有効発熱長等は本報の付録に示してある。

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が、それを用いて算出した流量の合計と T_{1-M} 入口で計測した総ヘリウムガス流量 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、総ヘリウムガス流量から各燃料冷却チャンネルを流れる流量を求めた。算出方法は 3.1.1 項に記してある。

2.2 試験条件

12本の模擬燃料棒の発熱量 Q_i を同一にした均一発熱試験の試験条件を Table 2.1 に示す。表中のヘリウムガス流量は T_{1-M} 入口で計測した総ヘリウムガス流量を表す。また、 Re_{in} と Re_{out} は、12本の燃料冷却チャンネル入口と出口におけるレイノルズ数をそれぞれ平均した値で、レイノルズ数は前述したように次式で定義される。

$$Re = u * De / \nu$$

De : 等価直径 ($D_o - D_i = 7 \text{ mm}$)

D_i : サブロッド外径

D_o : 燃料孔内径

u : 流速 (入口部及び出口部における平均流速)

ν : ヘリウムガスの動粘性係数

なお、実機の運転条件は

平均流量 ; 約 7 g/s (1 チャンネル当り)

入口圧力 : 4 MPa

入口温度 : 395 °C

出口温度 : 950 °C

昇温温度 : 555 °C

である。

また、 q_{in}^+ は次式で定義される加熱強さを表す無次元数である。

$$q_{in}^+ = \frac{q}{w * c_p * (T_{gin} + 273)} \frac{\pi (D_o^2 - D_i^2)}{4} \quad (2.6)$$

ここで、

- c : ヘリウムガス比熱
- q : 平均熱流速
- T_{gin} : 入口ガス温度 (12流路の入口ガス温度の平均値)
- w : 平均流量 (=総流量W/12)

熱流束qは次のようにして与える。

$$q = Q / (\pi * D_i * L_t)$$

ここで、

- Q : 平均加熱量 (12本の模擬燃料棒の加熱量の総和 (Q_t) を12で割った平均値)
- D_i : サブロッド外径 (46mm)
- L_t : 模擬燃料棒1本当りの有効発熱長
(7段×460mm = 3220mm)

実機の無次元熱流束 q_{in}^+ は約 0.9×10^{-3} であり、本試験はそれよりも20~65%ほど強い加熱を行っている。

ところで、実機炉心の反応度は制御棒を挿入した制御ブロックを中心として、その周囲6カラムの燃料体で取り囲んだ1領域ごとに制御される。このときの領域内の中性子束分布は、制御棒による中性子吸収のためにすり鉢状に傾斜した分布となり、制御ブロックに近い燃料棒ほど発熱量が低下する。そのため、燃料体カラム内の発熱分布は傾斜状に変化し、それに伴って燃料ブロック断面内に大きな温度勾配を生じて熱応力を増大させる可能性がある。

そこで、このような発熱分布を模擬した試験 (傾斜出力分布試験) を行い、そのデータをもとにブロック断面内の温度分布を詳細に解析した。試験条件をTable. 2.2に、また、12本の模擬燃料棒の発熱分布をFig. 2.1に示す。模擬燃料棒の発熱量は、平均発熱量Qに対して±10%の範囲内で変化させている。この発熱変化は実機よりも多少大きめの設定である。

Table 2.1 Experimental conditions of uniform power distribution test

Run number	Inlet gas temp. (°C)	Outlet gas temp. (°C)	Total flow rate (g/s)	Pressure (MPa)	Average power (kW)	Re _{in}	Re _{out}	q ⁺ _{in} × 10 ⁻⁴
1303	367.7	1011.5	91.6	4.0	24.7	3000	1900	10.22
1305	347.5	1000.9	64.2	4.0	17.6	2100	1300	10.71
1306	317.5	1018.4	44.0	4.0	13.0	1500	900	12.07
1312	353.5	1004.4	128.0	4.0	35.2	4200	2600	10.56
1313	329.3	995.4	175.6	4.0	49.9	6000	3600	11.25
1403	363.8	1002.9	253.7	4.0	69.8	8300	5200	10.21
1405	367.2	1006.7	315.2	4.0	87.4	10000	6400	10.16
1406	341.1	995.1	65.0	4.0	18.2	2200	1300	10.83
1409	314.7	1007.9	44.5	4.0	13.2	1500	900	11.99
1410	342.2	1001.5	95.0	4.0	26.7	3200	1900	10.90
1412	335.1	1017.5	101.1	4.0	29.3	3400	2000	11.41

Table 2.2 Experimental conditions of slant power distribution test

Run number		1311	1407
Helium gas flow rate	W (g/s)	169.1	64.6
Inlet temperature	T _{o in} (°C)	329.5	338.6
Inlet pressure	P _{in} (MPa)	4.0	4.0
Inlet Reynolds number	Re _{in}	5700	2200
Average electric power	Q (kW)	47.9	18.3

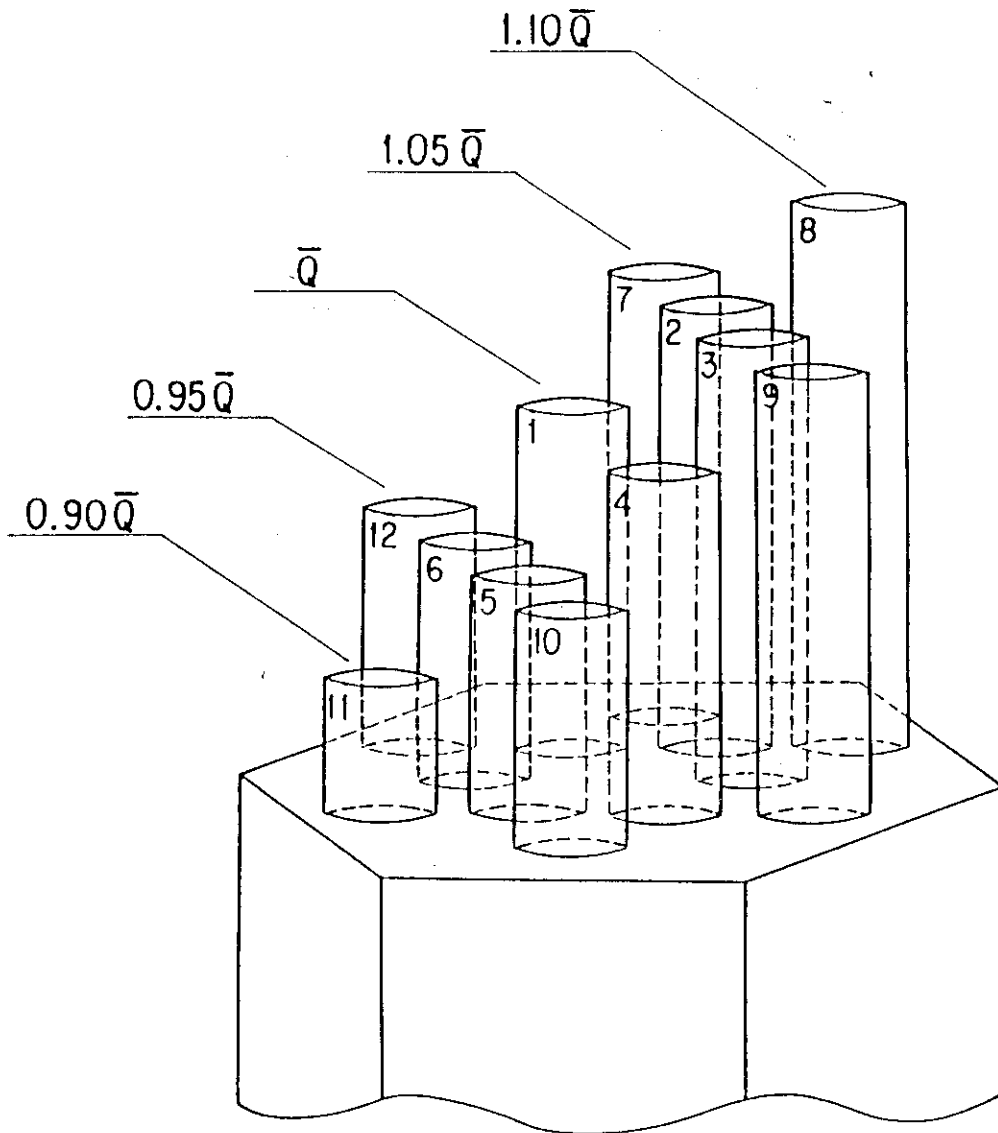


Fig. 2.1 Slant power distribution

3. 試験結果

3.1 均一発熱試験結果

3.1.1 流量配分

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

$$W_{ic} = V_D * \rho * \pi * D_{out}^2 / 4 \quad (3.1)$$

ここで、

D_{out} : ピトー管設置部流路内径 (25mm)

V_D : 流速 ($\equiv (2g * \Delta P / \rho)^{0.5}$)

g : 重力加速度

ρ : ヘリウムガス密度

ヘリウムガス密度 ρ は、ピトー管入口圧力と出口温度の計測値を用いて文献〔6〕の付録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文献〔6〕の付録5に記してある。

次に、計算した W_{ic} と T_{1-M} 入口部で計測した総流量 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_i) を決める。

$$W_i = W * (W_{ic} / \sum_I W_{ic}) \quad (3.2)$$

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

Fig.3.1 に燃料冷却チャンネルを流れるヘリウムガス流量の測定例を示す。ここで、縦軸は各燃料冷却チャンネルを流れるヘリウムガス流量 W_i と平均流量 w (\equiv 総流量 $W/12$) との差 $(W_i / w - 1) * 100$ (%) を表す。横軸は燃料冷却チャンネルの番号であり、その位置は図中に示してある。

図にみられるように、低レイノルズ数から高レイノルズ数の範囲にわたって流量の偏差は ± 4 % 以内にある。この結果は既報の中温試験結果^(2,3,5)における結果 ± 3 % よりも大きくなっている。この原因として、本試験では模擬燃料棒をこれまでの中温試験用のものから高温試験用のものに変更したが、このとき模擬燃料棒の寸法精度のばらつきが若干大きくなったこと、また模擬燃料棒の発熱量を増大させたため、発熱量の調整に多少のばらつきを生じて各チャンネルのヘリウムガスの昇温状況が若干異なったことなどが挙げられる。

3.1.2 温度分布

Fig.3.2 と Fig.3.3 に、流れ方向における模擬燃料棒の表面温度分布例を示す。横軸は、加

熱開始点を原点とする距離 x を等価直径 De で無次元化した距離 x/De を表している。図中には、入口/出口ヘリウムガス温度と燃料ブロック温度を示してある。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上昇するものとして、模擬燃料棒の平均発熱量とヘリウムガス流量から算出した混合平均温度を表す。また、破線は後述の平滑な環状流路の熱伝達式である(3.6)式と(3.7)式を用いて計算した流路温度を表す。

図にみられるように、12本の模擬燃料棒の表面温度はよく一致しており、また、これらの値は平滑な環状流路の熱伝達式から求めた温度よりも低い。このことから、燃料棒は優れた熱伝達性能を有していることが分かる。一方、燃料ブロックの温度は、模擬燃料棒の表面温度の上昇とともにヘリウムガス温度に近づき、次第にヘリウムガス温度よりも高くなる傾向にある。これは、模擬燃料棒の温度が上昇することにより、燃料ブロックへの放射熱量が増加してブロック温度が上昇するものと考えられる。

3.1.3 伝熱特性

模擬燃料棒の熱伝達率を求めるため、模擬燃料棒から燃料ブロックへの放射熱量 Q_r を各段ごとに次式を用いて算出した。代表温度としてサブロッド中央における表面温度 T_{w0} と燃料ブロック温度 T_b を用いた。

$$Q_r = \sigma * \{ (T_{w0} + 273)^4 - (T_b + 273)^4 \} \frac{A_w}{\frac{1}{\epsilon_w} + \frac{D_i}{D_o} \left(\frac{1}{\epsilon_w} - 1 \right)} \quad (3.3)$$

ここで、

A_w : サブロッド発熱部の表面積

ϵ_w : 黒鉛の熱放射率

σ : ステファン・ボルツマン定数

計算に当たっては、黒鉛の熱放射率を 0.8 とし、サブロッド中央における表面温度 T_{w0} は、表面温度 T_w の軸方向温度分布を最小二乗近似して挿入した。また、燃料ブロック温度 T_b については、燃料ブロック外壁の実測温度を用いた。

Fig. 3.4 は No.6 チャンネルを例にとり、放射熱量 Q_r とサブロッドの発熱量 Q_i との比 Q_r/Q_i をレイノルズ数 Re で整理したものである。600℃の結果には、中温試験の結果^(2,3,5)も併せて示してある。○は本試験における模擬燃料表面温度が約 900℃のときの結果を表す。いずれも模擬燃料棒の4段目と5段目におけるものである。放射熱量の割合はレイノルズ数の減少とともに増加している。また、熱放射による伝熱では、温度が高くなるほど放射熱量が増大するという特性を持つが、図にみられるように 600℃のときよりも 900℃のほうが放射熱量の割合は増加しており、レイノルズ数が約 4000 のとき既に発熱量の約 20% が熱放射によって伝達されている。この結果から、高温の領域では熱放射による伝熱が相当に重要な役割を果していることが分かる。

Fig. 3.5 に 12本の模擬燃料棒の熱伝達率を整理した結果を示す。このとき、熱伝達率は発熱量 Q_i から放射熱量 Q_r を差し引いて求め、次のヌセルト数 Nu に無次元化してある。

$$Nu = \frac{De}{\lambda} * \frac{Q_i - Q_r}{A_w * (T_w - T_g)} \quad (3.4)$$

ここで、

λ : ヘリウムガスの熱伝導率

上式において、ヘリウムガス温度 T_g は、前述したようにサブロッドの有効発熱部においてのみ上昇するものとして、模擬燃料棒の発熱量とヘリウムガス流量から算出した混合平均温度を表す。また、図中に Nu_s で示した実線は平滑な環状流路の熱伝達率を表し、次式で与えられる。

$$\text{層流域 : } Re \leq 2700 \quad Nu_s = 5.6^{(9)} \quad (3.5)$$

遷移域 : $2700 < Re < 7000$

$$Nu_s = 0.084 * (Re^{2/3} - 110) * Pr^{0.4(10)} \quad (3.6)$$

乱流域 : $Re \geq 7000$

$$Nu_s = 0.018 * (D_i / D_o)^{-0.16} * Re^{0.8} * Pr^{0.4(11)} \quad (3.7)$$

ここで、

Pr : プラントル数 ($\nu / (\lambda / c_p \rho)$)

ρ : ヘリウムガス密度

図にみられるように、試験結果は平滑な環状流路の熱伝達率よりも全般に高い値になっており、その平均的特性は1チャンネル試験装置による試験結果である次の整理式^(12, 13, 14, 15, 16)で良く表すことができる。

$$Re \leq 1800 \quad Nu = 6.8 \quad (3.8)$$

$$Re \geq 2000 \quad Nu = 0.0215 * Re^{0.8} * Pr^{0.4} \quad (3.9)$$

3.2 傾斜出力試験結果

3.2.1 流量配分

Fig. 3.6 にヘリウムガスの流量配分例を示す。図の縦軸は実測流量と平均流量との差を表し、横軸は燃料冷却チャンネル番号を表す。各チャンネルに配分される流量の最大偏差は、流量の小さい 5.4 g/s の場合には約 8%，大きい 14.1 g/s では約 6% である。3.1 で述べた均一発熱分布の流量配分の結果と比べると流量の偏差は大きくなっている。これは12本の模擬燃料棒の発熱量を傾斜させたため、ヘリウムガスの昇温状況が各燃料冷却チャンネルにおいて異なり、加速損失及び摩擦損失による圧力損失が変化するため、12本のチャンネルにおいて圧力損失の平衡が成り立つように流量が配分されるためと考えられる。しかし、流量配分の偏差は小さく、実用上は燃料冷却チャンネルの流量を平均流量で表しても問題ないと考えられる。

3.2.2 温度分布

Fig. 3.7 と Fig. 3.8 に軸方向温度分布の測定例を示す。図中には、No.1, 8, 11チャンネルの模擬燃料棒表面温度と流路入口・出口のヘリウムガス温度をそれぞれ示してある。それぞれのチャンネルの模擬燃料棒の発熱量は、Fig. 3.1 に示すようにNo.1チャンネルが平均発熱量、No.8

チャンネルはそれよりも10%高い発熱量、No.11チャンネルでは10%低い発熱量である。図中の横軸は、加熱開始点からの距離 x を等価直径 De で無次元化した距離を表し、また、1点鎖線はヘリウムガス温度分布を表す。ヘリウムガス温度は、前述したように平均発熱量と平均流量をもとにして算出した温度分布で、模擬燃料棒の有効発熱部においてのみ上昇するものとしている。

図にみられるように、発熱量が最大のNo.8チャンネルと最小のNo.11チャンネルの模擬燃料棒表面温度の差 ΔT_w は7段目で最も大きくなり、流量の小さいFig. 3.7では約46°C、流量の大きいFig. 3.8では約81°Cである。また、No.8と11チャンネル流路出口のヘリウムガス温度の差 ΔT_g は、Fig. 3.7で約16°C、Fig. 3.8では約41°Cである。ちなみに、燃料ブロックを介しての熱の移動がない断熱条件の仮定のもとで ΔT_w と ΔT_g を計算すると、Fig. 3.7では $\Delta T_w = 158^\circ\text{C}$ 、 $\Delta T_g = 143^\circ\text{C}$ 、Fig. 3.8では $\Delta T_w = 140^\circ\text{C}$ 、 $\Delta T_g = 122^\circ\text{C}$ である。このとき、次式で出口ガス温度を算出した。

$$Q_i * 860 = C_p * W_i * 3600 / 1000 * (T_{out_i} - T_{in_i}) \quad (3.10)$$

ここで、

- Q_i : 模擬燃料棒の発熱量 (kW)
- C_p : ヘリウムガス比熱 (kcal/kg°C)
- T_{in_i} : 入口ヘリウムガス温度 (°C)
- T_{out_i} : 出口ヘリウムガス温度 (°C)
- W_i : ヘリウムガス流量の実測値 (g/s)

いずれも実測値よりかなり大きく、特に小流量において計算値は実測値よりも相当に大きな値になっている。これは、燃料ブロックの材料である黒鉛は熱伝導率が高いため、かなりの熱が黒鉛ブロックを介してチャンネル間を熱伝導で移動しているためと考えられる。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。

3.2.3 数値解析

黒鉛ブロック内部の温度分布は測定点数に限りがあるため、詳細な温度分布を把握することができない。そこで、 T_{1-M} 用3次元温度分布解析コードを開発し、黒鉛ブロック内温度分布の数値計算を行った。コードの詳細は文献〔17〕に記されている。本解析では T_{1-M} の体系を模擬するため、模擬燃料体の周囲及び上下端面は断熱境界とした。模擬燃料棒の熱伝達率 h は、1チャンネル試験装置による試験で得られた(3.8)式と(3.9)式から次のように求めた。

$$\begin{aligned} \text{Re} \leq 1800 & \quad h = 6.8 * \lambda / De \\ \text{Re} \geq 2000 & \quad h = 0.0215 * \text{Re}^{0.8} * \text{Pr}^{0.4} * \lambda / De \end{aligned}$$

このとき、ヘリウムガスの熱伝導率 λ 等の物性値は、ヘリウムガス温度の変化を考慮して文献〔6〕の付録1に示す式から求めた。

Fig. 3.9に実機の運転条件に近いRun # 1311の条件で解析した燃料ブロック7段目の水平断面内温度分布例を示す。図に示した結果は、7段目の燃料ブロック上端から325 mm下方の水平断面内温度分布で、温度が最も高くなる領域である。図にみられるように、ブロック断面内の温

度分布は Fig. 3.1 に示す模擬燃料棒の発熱分布と相似な分布をしている。このときの燃料ブロックの最高温度と最低温度の差は約40℃で、それほど大きい温度差ではない。このコードでチャンネル出口のヘリウムガス温度を計算したところ、その温度差 ΔT_g は約40℃で、Fig. 3.8 に示すヘリウムガス温度の差41℃とよく一致した。燃料ブロックについても、このコードで計算された温度差が実際にあるものと考えられる。

以上のことから、カラム内に発熱分布があっても、各冷却チャンネルを流れるヘリウムガスの温度と燃料ブロック断面内の温度は、ブロックの優れた熱伝導性能によって均一化される方向にあるといえる。このことは、炉心下部にある高温プレナムブロックに流入するヘリウムガスの温度差が小さくなること、また、燃料ブロックの熱歪が軽減されることを意味し、実機炉心設計に余裕を与えるものである。

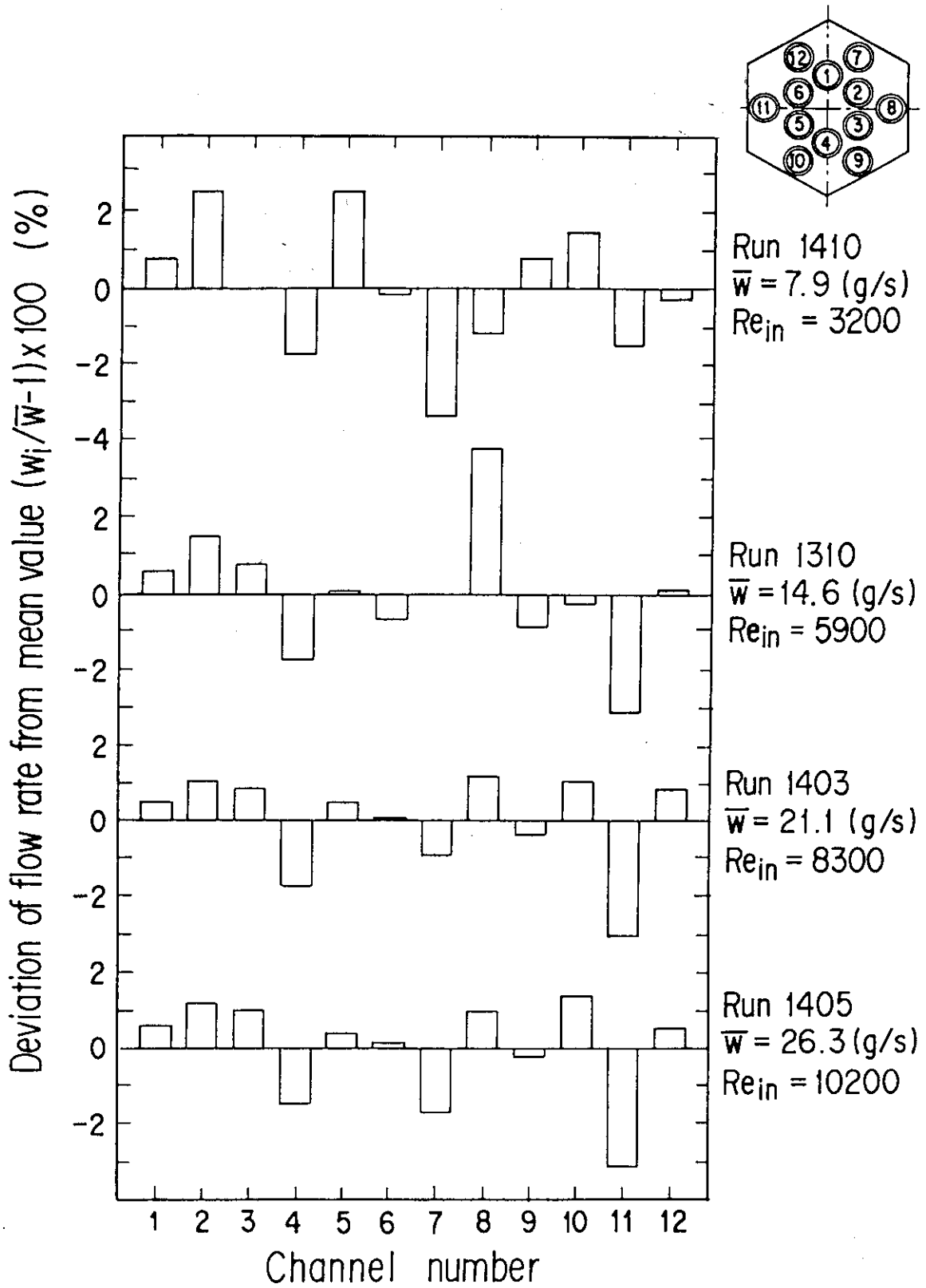


Fig. 3.1 Flow rate distribution in uniform power distribution test

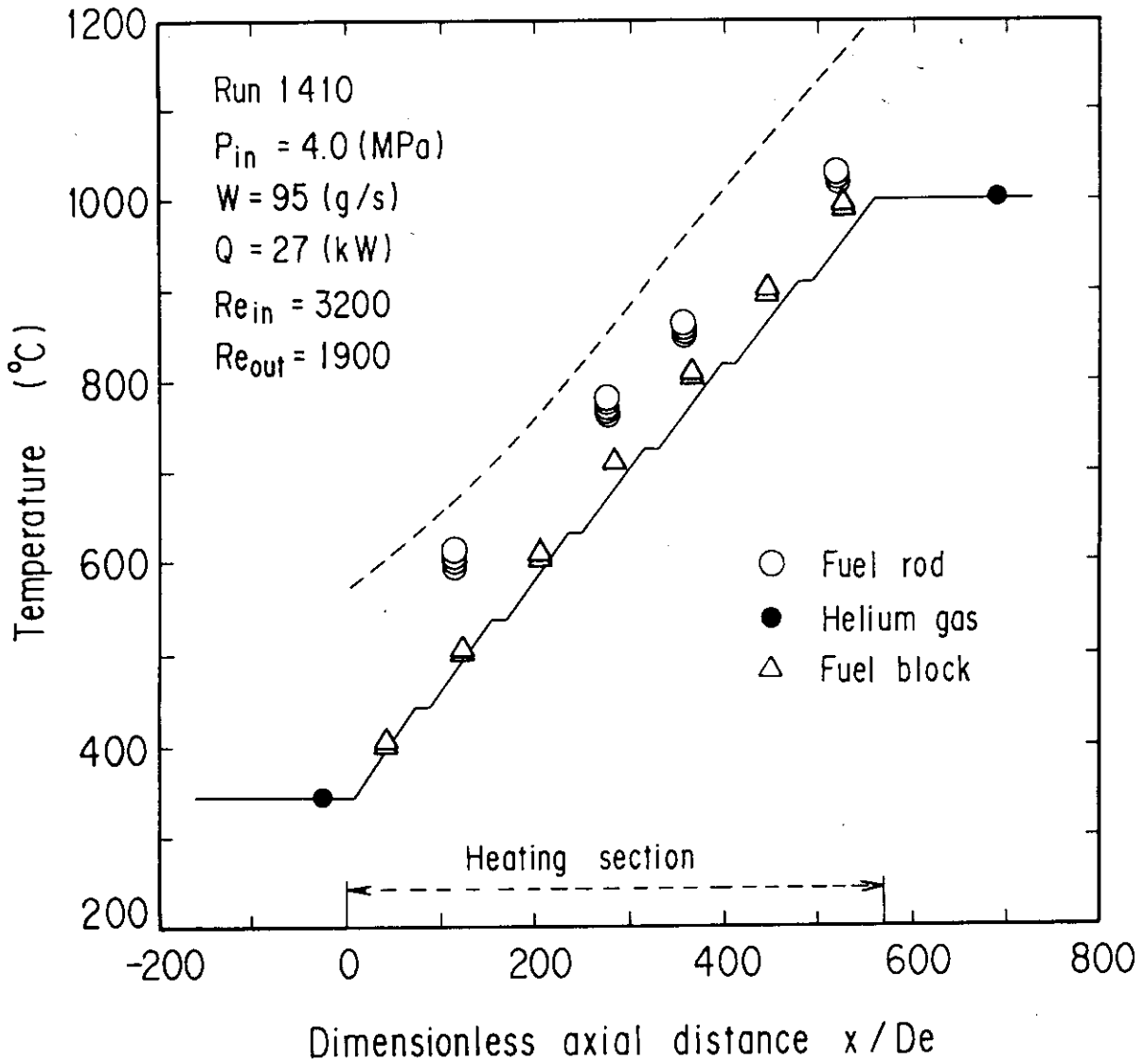


Fig. 3.2 Axial temperature distribution in uniform power distribution test ($Re_{in} = 3200$)

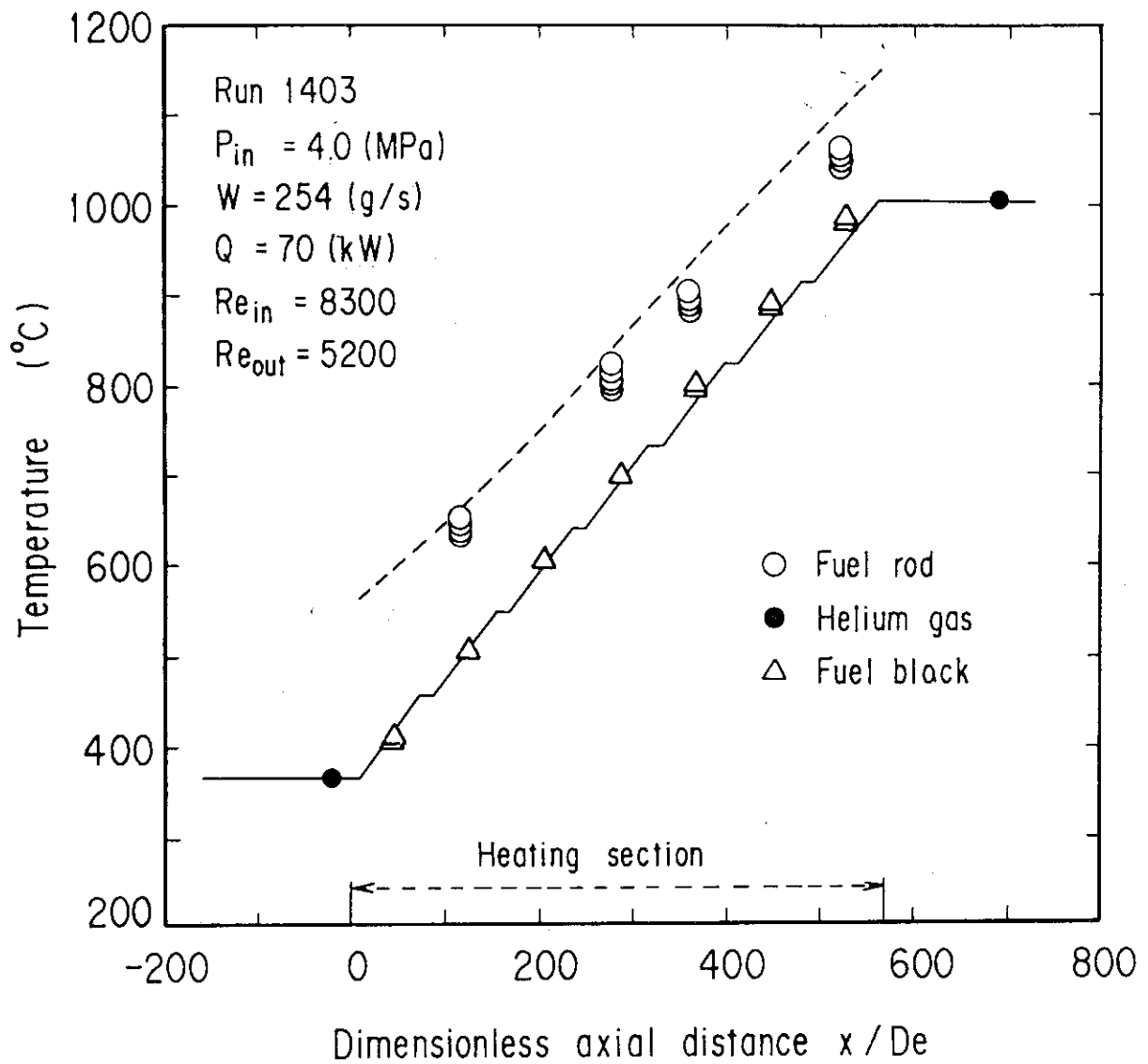


Fig. 3.3 Axial temperature distribution in uniform power distribution test ($Re_{in} \approx 8300$)

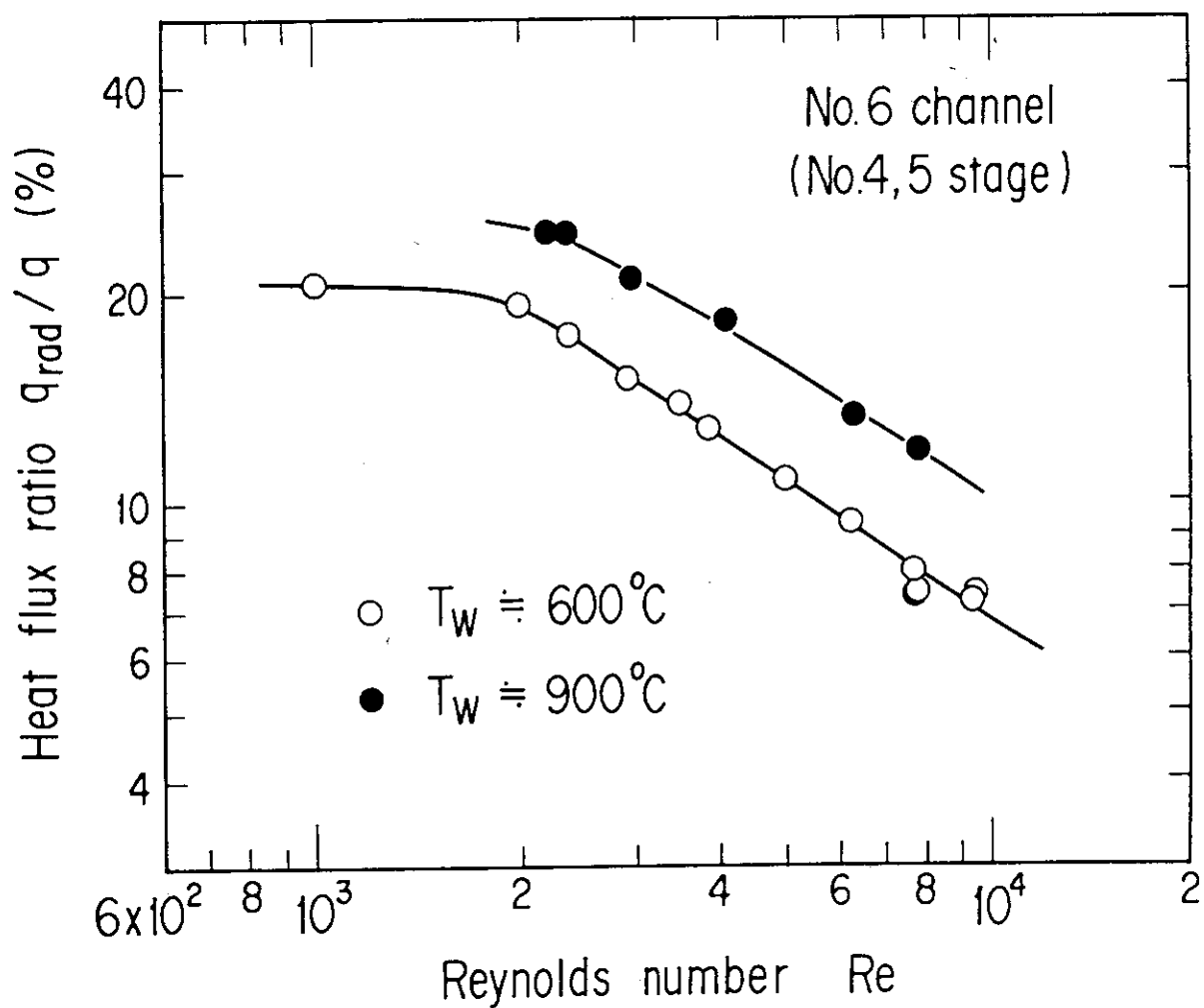


Fig. 3.4 Relationship between thermal distribution heat flux and Reynolds number

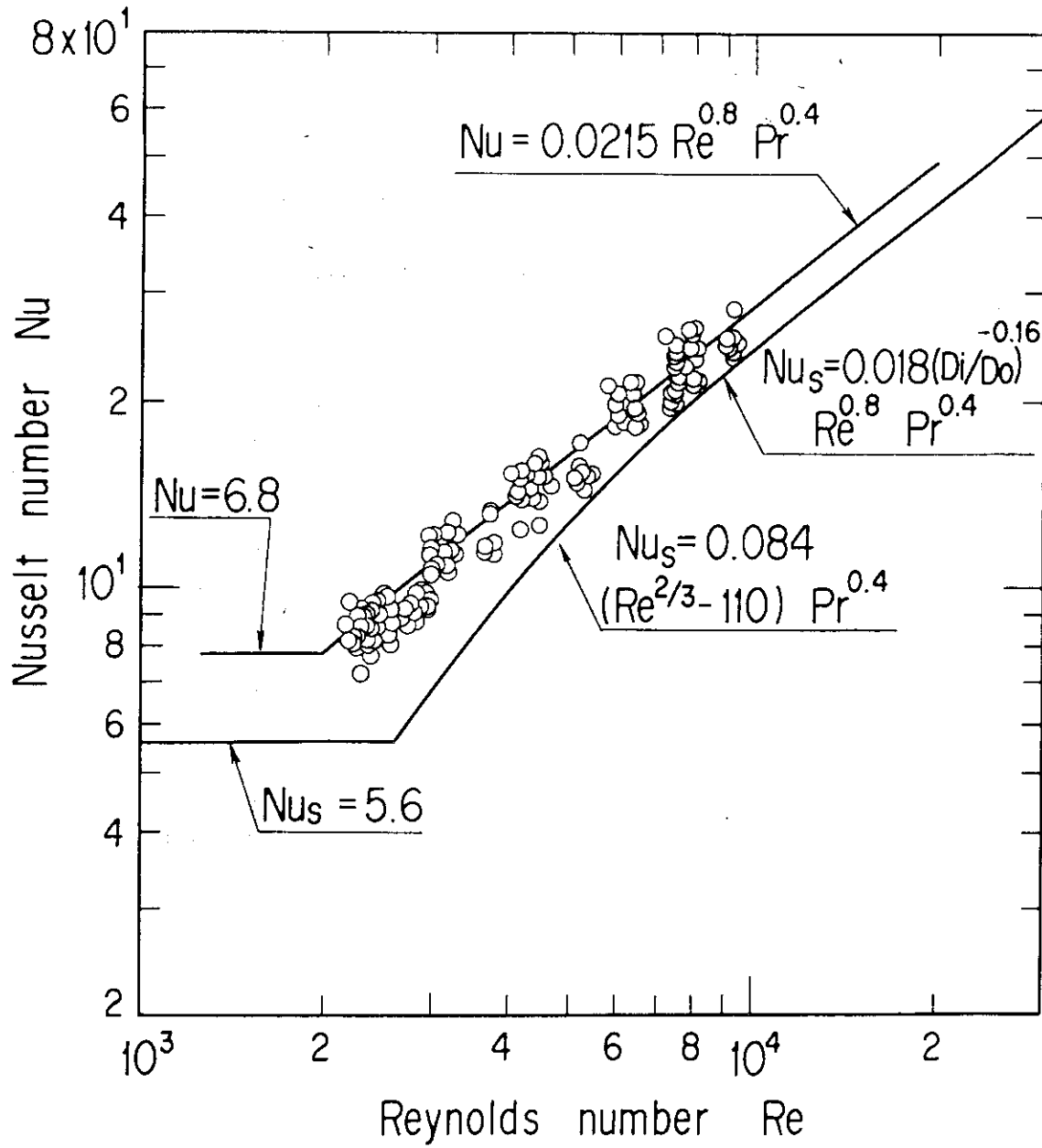


Fig. 3.5 Relationship between Nusselt number and Reynolds number

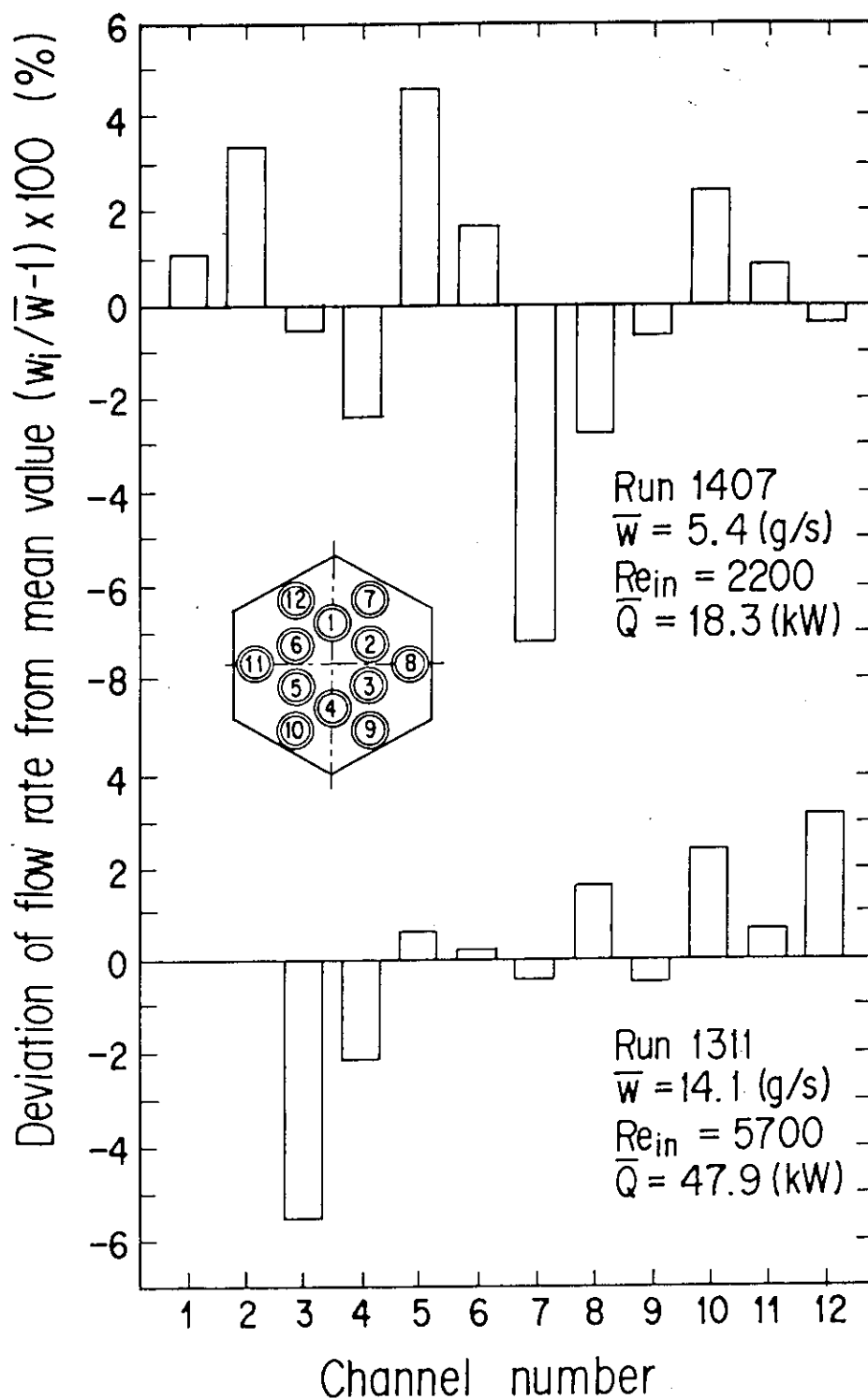


Fig. 3.6 Flow rate distribution in slant power distribution test

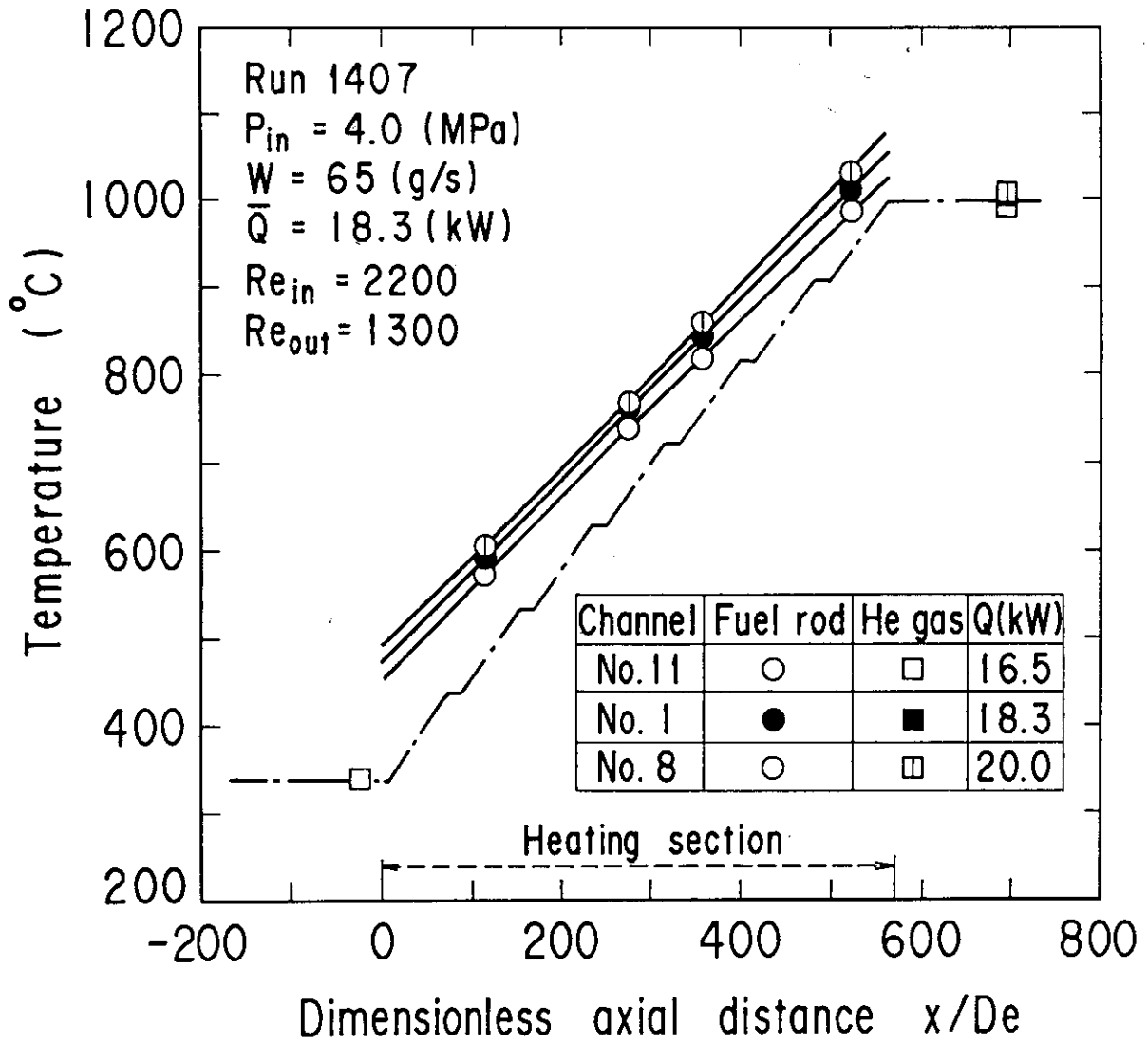


Fig. 3.7 Axial temperature distribution in slant power distribution test ($Re_{in} = 2200$)

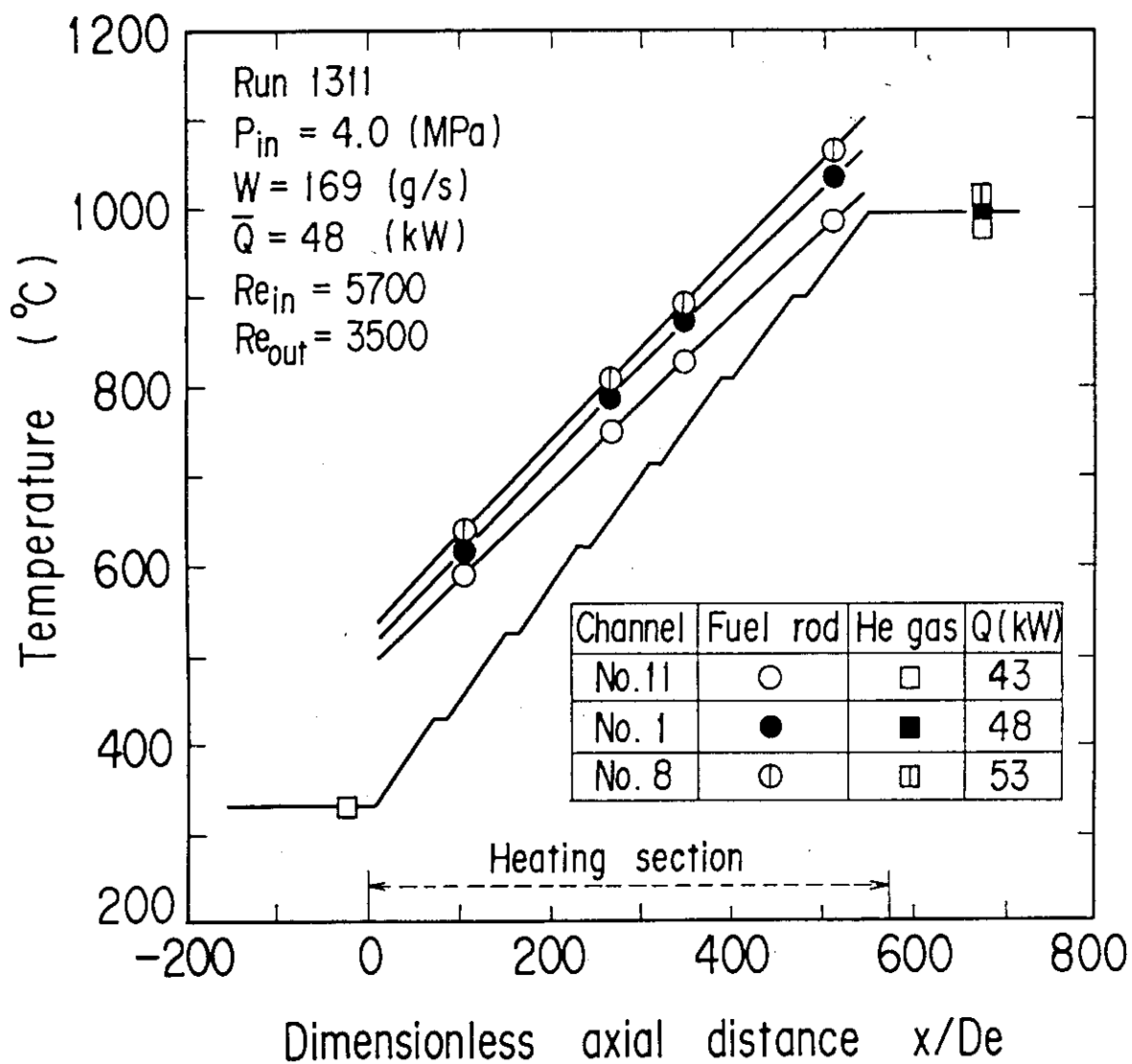


Fig. 3.8 Axial temperature distribution in slant power distribution test ($Re_{in} \approx 5700$)

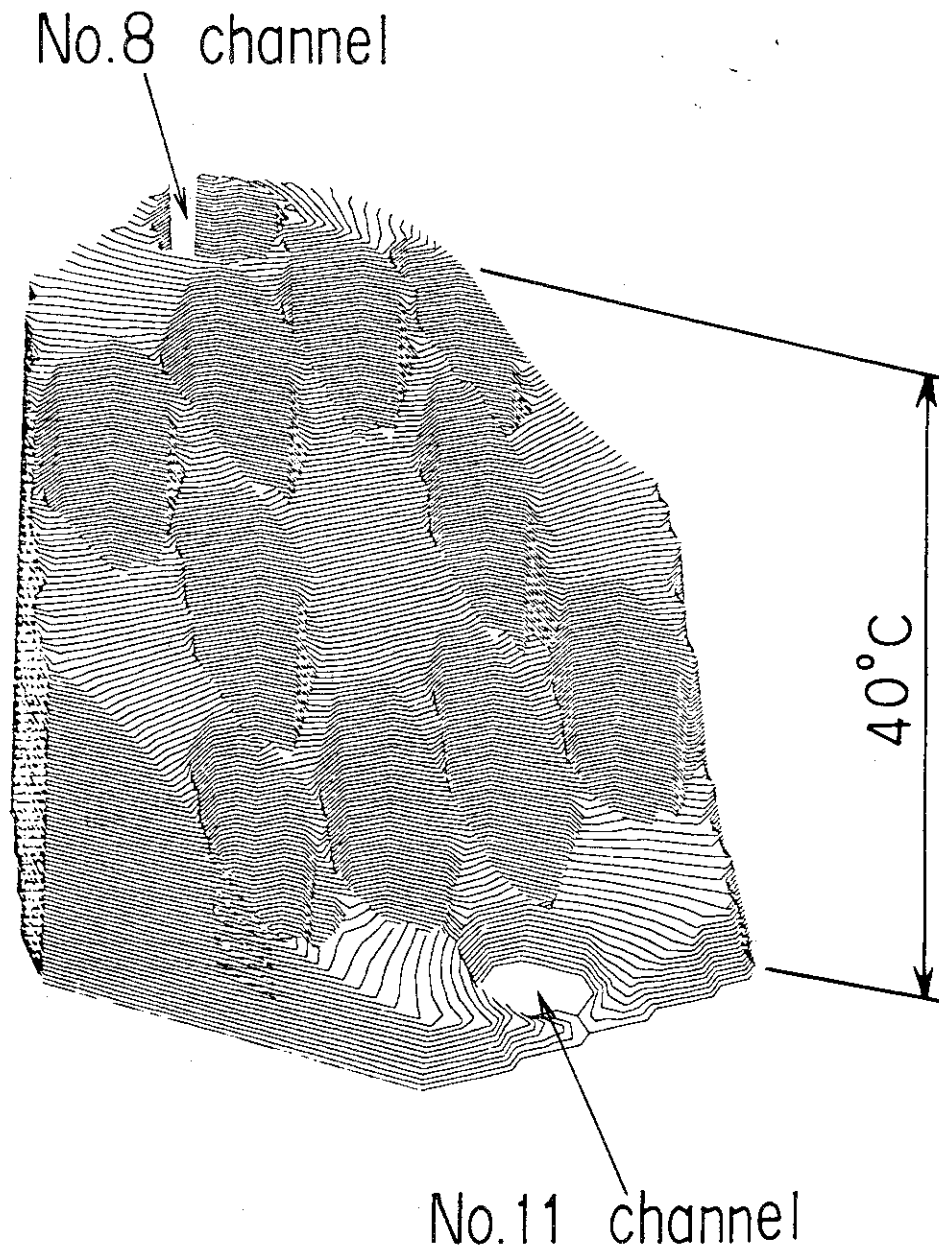


Fig. 3.9 Bird's eye view of calculated temperature distribution in horizontal plane at $x/D_e \approx 535$ (Run#1311, $Re_{in} \approx 5700$)

4. 結 言

実機燃料体と同一形状、材質を有する模擬燃料体を用いて、カラム内の発熱分布が均一にした試験（均一発熱試験）と、傾斜状に変化させた試験（傾斜出力試験）を行い、ヘリウムガスを約1000℃まで加熱して、次の結果が得られた。

12本の模擬燃料棒の発熱量を均一にした試験では、

- (1) 12本の燃料冷却チャンネルを流れるヘリウムガス流量は、既報に示した中温試験の結果と同じくほぼ一様である。
- (2) 模擬燃料棒表面温度が高くなるにつれて、模擬燃料棒の発熱量のうち相当量の熱が熱放射で伝達される。
- (3) 模擬燃料棒の熱伝達率は多少のばらつきはあるものの、その平均的特性は1チャンネル試験装置による試験結果とよく一致した。

また、模擬燃料体カラム内の出力を傾斜させた試験から、発熱量の差が最も大きいチャンネル間の模擬燃料棒表面温度差とヘリウムガス温度差は、燃料冷却チャンネルが互いに断熱された条件のもとでの計算値に比べて相当に小さくなることが分かった。

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、種々のご指導を頂いた菱田 誠高温熱工学研究室室長、井澤直樹 前HENDEL管理室主査、河村 洋 前HENDEL開発試験室室長、下村寛昭 HENDEL管理室室長に感謝いたします。また、多大なご協力を頂いたHENDEL管理室の方々、表の整理等をして頂いた飛田正浩氏（原子力エンジニアリング(株)）に深く感謝します。

4. 結 言

実機燃料体と同一形状、材質を有する模擬燃料体を用いて、カラム内の発熱分布が均一にした試験（均一発熱試験）と、傾斜状に変化させた試験（傾斜出力試験）を行い、ヘリウムガスを約1000℃まで加熱して、次の結果が得られた。

12本の模擬燃料棒の発熱量を均一にした試験では、

- (1) 12本の燃料冷却チャンネルを流れるヘリウムガス流量は、既報に示した中温試験の結果と同じくほぼ一様である。
- (2) 模擬燃料棒表面温度が高くなるにつれて、模擬燃料棒の発熱量のうち相当量の熱が熱放射で伝達される。
- (3) 模擬燃料棒の熱伝達率は多少のばらつきはあるものの、その平均的特性は1チャンネル試験装置による試験結果とよく一致した。

また、模擬燃料体カラム内の出力を傾斜させた試験から、発熱量の差が最も大きいチャンネル間の模擬燃料棒表面温度差とヘリウムガス温度差は、燃料冷却チャンネルが互いに断熱された条件のもとでの計算値に比べて相当に小さくなることが分かった。

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、種々のご指導を頂いた菱田 誠高温熱工学研究室室長、井澤直樹 前HENDEL管理室主査、河村 洋 前HENDEL開発試験室室長、下村寛昭 HENDEL管理室室長に感謝いたします。また、多大なご協力を頂いたHENDEL管理室の方々、表の整理等をして頂いた飛田正浩氏（原子力エンジニアリング(株)）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, 1988.
- (2) 丸山, 高瀬, 日野他: 「燃料体スタック実証試験部 (T₁) 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)」, JAERI-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 (T₁) 多チャンネル試験結果・II (不均一発熱試験結果)」, JAERI-M 90-017 (1990).
- (7) 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」, JAERI-M 88-173 (1988).
- (8) 井澤, 高瀬, 丸山他: 「燃料体スタック実証試験部 (HENDEL T₁) の概要と建設」, 日本原子力学会誌, Vol. 27, No 12, pp. 1136-1146 (1985).
- (9) Hatton, A.P. and Quarmby, A.: 'Heat transfer in the thermal entry length with laminar flow in an annulus', Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.5, pp.973-980(1962).
- (10) 藤井, 菱田, 河村他: 「高熱負荷における環状流路の熱伝達率」, 第17回日本伝熱シンポジウム講演論文集, pp. 97-99 (1980).
- (11) Donne, M.D. and Meerwald, E.: 'Heat transfer and friction coefficients for turbulent flow of air in smooth annuli at high temperatures', Int. J. Heat Mass Transfer, Vol.16, pp.787-809(1973).
- (12) 高瀬, 丸山, 日野他: 「高温ガス実験炉燃料体の伝熱流動試験 (I), HENDEL 1チャンネル試験装置による一様発熱試験の結果」, 日本原子力学会誌, Vol. 28, No 5, pp. 428-435 (1986).
- (13) 高瀬, 丸山, 日野他: 「燃料体スタック実証試験部 (T₁): 1チャンネル試験装置の試験結果 (第1報, 軸方向に一様発熱分布を有する場合)」, JAERI-M 85-084 (1985).
- (14) 高瀬, 丸山, 日野他: 「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).

- (15) Maruyama, S., Takase, K., Hino, R. et al.: 'Experimental studies on the thermal and hydraulic performance of the fuel stack of the VHTR, Part I: HENDEL single-channel tests with uniform heat flux', Nuclear Engineering and Design, Vol.102, pp.1-9(1987).
- (16) 日野, 高瀬, 丸山他: 「燃料体スタック実証試験部 (T₁): 1チャンネル試験装置の試験結果 (第2報, 高温試験結果)」, JAERI-M 90-032 (1990).
- (17) 丸山, 菱田: 「VHTR燃料体3次元熱伝導解析コード (TBLOCK)」, JAERI-M 85-145 (1985).

付録 T_{1-M}用高温試験用模擬燃料棒の各部寸法等

P i n	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	サブロード全長 (m)						
	No.	1段	2段	3段	4段	5段	6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

Pin	黒鉛スリーブ外径 (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

Pin	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