

J A E R I - M

84-236

高温ガス炉用燃料コンパクトの熱伝導率
及びギャップコンダクタンスの測定

1985年1月

菊池 輝男・岩本 多実・井川 勝市
石本 清

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

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, 1985
編集兼発行 日本原子力研究所
印 刷 いばらき印刷株

高温ガス炉用燃料コンパクトの熱伝導率及びギャップ
コンダクタンスの測定

日本原子力研究所東海研究所研究炉管理部
菊池 輝男・岩本 多実⁺・井川 勝市⁺・石本 清

(1984年12月14日受理)

高温ガス炉用燃料コンパクトの熱伝導率及びコンパクトストリーブ間のギャップコンダクタンスを、700～1500 Kの範囲において、中心加熱法により測定した。熱伝導率は、燃料コンパクトの被覆粒子充填率を0, 22, 30及び35%と変えて測定し、ギャップコンダクタンスはギャップ内の充填ガス及びギャップ間隔を変えて調べた。熱伝導率は温度の上昇及び粒子充填率の増加とともに減少し、ギャップコンダクタンスは温度とともに増加し、ギャップ間隔の拡大とともに減少した。さらに、ギャップコンダクタンスは、充填ガスの熱伝導及び輻射伝熱に支配されることがわかった。

⁺ 燃料工学部

Experimental Determination of Thermal Conductivity and Gap Conductance
of Fuel Rod for HTGR

Teruo KIKUCHI, Kazumi IWAMOTO⁺, Katsuichi IKAWA⁺ and Kiyoshi ISHIMOTO

Department of Research Reactor Operation, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received December 14, 1984)

The thermal conductivity of fuel compacts and the gap conductance between the fuel compact and the graphite sleeve in fuel rods for a high-temperature gas-cooled reactor (HTGR) were measured by the center heating method. These measurements were made as functions of volume percent particle loading and temperature for thermal conductivity and as functions of gap distance and gas composition for gap conductance. The thermal conductivity of fuel compacts decreases with increasing temperature and with increasing particle loading. The gap conductance increases with increasing temperature and decrease with increasing gap distance. A good gap conductance was observed with helium fill gas. It was seen that the gap conductance was dependent on the thermal conductivity of fill gas and conductance by radiation, and could be neglected the conductance through solid-solid contact points of fuel compact and graphite sleeve.

Keywords: Thermal Property, Thermal Conductivity, Gap Conductance, HTGR,
Fuel Compact, Fuel Rod

+ Department of Fuels and Materials Research, Tokai, JAERI

目 次

1. はじめに	1
2. 試料の調製	2
3. 実験装置	3
3.1 炉外における実験装置	3
3.2 キャップセルの構造	4
4. 測定方法	6
4.1 炉外試験による燃料コンパクトの熱伝導率	6
4.2 キャップセル照射による燃料コンパクトの熱伝導率	7
4.3 ギャップコンダクタンス	8
5. 結果及び考察	10
5.1 マトリックス材及び燃料コンパクトの熱伝導率	10
5.2 コンパクトースリープ間のギャップコンダクタンス	12
6. まとめ	17
謝 辞	17
参考文献	18
附録 種々の高温ガス炉用燃料の熱伝導率	46

Contents

1.	Introduction	1
2.	Sample preparation	2
3.	Experimental	3
3.1	Experimental apparatus in ex-reactor	3
3.2	Description of capsules	4
4.	Measurement techniques	6
4.1	Thermal conductivity of fuel compacts in ex-reactor	6
4.2	Thermal conductivity of fuel compacts in capsule irradiation	7
4.3	Gap conductance	8
5.	Results and discussion	10
5.1	Thermal conductivity of matrix materials and fuel compacts	10
5.2	Gap conductance between fuel compact and graphite sleeve	12
6.	Conclusions	17
	Acknowledgments	17
	Reference	18
Appendix	Thermal conductivity coefficients of various fuel compacts for HTGR	46

1. はじめに

日本原子力研究所が開発をすすめている多目的高温ガス炉用燃料には、 UO_2 核を不浸透性熱分解炭素や熱分解炭化けい素で被覆した微小球粒子（Fig. 1）を、黒鉛粉末及び粘結剤とともに中空円筒形に成形し、焼成炭化した燃料コンパクト（Fig. 2-a）が使用される。燃料コンパクトは黒鉛スリーブ中に充填し、さらに六角柱状の黒鉛ブロックの孔の中に挿入して使用される（Fig. 2-b）。高温ガス炉の炉心は、このような燃料棒を充填した黒鉛ブロックを積み重ねて構成され、ウランの核分裂により発生した熱は、燃料棒と黒鉛ブロックとの間の円環状の隙間を流れるヘリウムガスにより除去される。^{1), 2), 33)}

高温ガス炉の炉心はこのような構成をとるために、燃料の設計や安全解析をすすめるうえで、燃料コンパクトの熱伝導率や熱膨脹のデータ及びコンパクトースリーブ間のギャップコンダクタンスのデータが必要になる。このような理由で、これらの熱物性データの取得が精力的にすすめられてきた³⁾⁻⁸⁾。しかし、燃料コンパクトの熱伝導率は、その製造方法、製造条件及び原料等が異なればこれに応じて変わるために、原研が開発をすすめている高温ガス炉の設計や安全解析のデータとして使用するには、やはり、実際に使用する燃料と全く同じ原料を用いて、全く同じ工程及び条件により製造した燃料コンパクトについて実測したものであることが望ましい。また、コンパクトースリーブ間のギャップコンダクタンスは、ギャップ間隔や表面粗さ等に依存すると推定され、燃料コンパクト同様、実際の仕様にあわせて実測する必要がある。

この報告は、多目的高温ガス実験炉に使用する燃料コンパクトと全く同じ条件で調製した燃料コンパクトの熱伝導率及び燃料コンパクトと黒鉛スリーブとの間のギャップコンダクタンスを測定した結果である。なお、燃料コンパクトの熱伝導率については、被覆粒子充填率及び黒鉛炭素マトリックスの種類を変え、コンパクトースリーブ間のギャップコンダクタンスについては、ギャップ間隔やギャップ内の充填ガスの種類を変えて調べた。実験では試料を同軸円筒状に配列し、ヒーターを中心に配置した炉外装置による中心加熱及び燃料コンパクトをキャプセルに入れて中性子照射する方法を採用した。測定温度範囲は、炉外試験で 700 ~ 1200 K、照射試験で 1100 ~ 1600 Kとした。

2. 試 料 の 調 製

実験に使用した燃料コンパクト及びこれに分散した被覆粒子は、多目的高温ガス実験炉の第1次概念設計仕様に準じて製作したものである。被覆粒子の燃料核は、硝酸ウラニルの水溶液をアンモニア液中に滴下して、球状の重ウラン酸アンモニウムの沈殿を生成させ、この沈殿を乾燥、仮焼、焼結及び水素による還元を行なって製造した。これらの燃料核には、1570 Kでアセチレンの熱分解により低密度炭素層を、1670 Kにおいてプロピレンの熱分解により高密度炭素層を、1870 Kにおいてメチルトリクロルシランの熱分解により炭化けい素層を被覆した。被覆粒子は、炉外試験用に2バッチ、照射試験用に3バッチ調製した。調製した被覆粒子の特性をTable 1に示す。この表にみる通り、製造工程は同じであっても、被覆粒子の寸法はバッチにより若干異なる。

燃料コンパクトの調製方法を次に示す。フェノール樹脂をあらかじめアルコールに溶解し、黒鉛粉末を加えて混合し、アルコールを蒸発させたあと粉碎し、回転ドラムを用いて被覆粒子表面に、これらの黒鉛粉末とフェノール樹脂の混合物をコーティングした。このコーティング粒子をオーバーコート粒子と呼んでいる。オーバーコート粒子は金型により400 Kにおいてプレス成形し、この成形体は不活性雰囲気中で1070 Kまでゆっくりと昇温してフェノール樹脂を炭化させ、2070 Kで1時間真空中で脱ガス処理を行なった。このほか、被覆粒子を分散していないマトリックスのみの成形体も調製した。この場合、黒鉛粉末とフェノール樹脂の混合物を直接成形した。燃料コンパクトは炉外用に6バッチ、照射用に5バッチ調製した。炉外試験用燃料コンパクトと照射試験用燃料コンパクトでは、寸法及び形状が異なるが、製造工程は全く同じである。燃料コンパクトの特性をTable 2に示す。炉外試験及び照射試験に使用した燃料コンパクトの外観を、それぞれFig. 2及びFig. 3に、その断面をそれぞれFig. 4及びFig. 5に示す。マトリックスのみの成形体の特性を、Table 3に示す。

燃料コンパクトの製造に使用した黒鉛は、針状コーカス黒鉛粉末及び天然黒鉛粉末と石油コーカス黒鉛粉末を、重量比で4:1に混合したものである。これらの黒鉛粉末の特性をTable 4に示す。これらの黒鉛粉末の形状は、他の報告¹¹⁾に示されている。黒鉛粉末に対するフェノール樹脂の添加率は、重量で10%又は20%である。炉外における熱伝導率の測定には、マトリックスのみの成形体（針状コーカス黒鉛系及び天然黒鉛-石油コーカス黒鉛系バインダーを10%または20%添加したマトリックス）及び燃料コンパクト（同じ黒鉛系及びバインダー添加率に対し、被覆粒子を30%充填したものと、天然黒鉛-石油コーカス黒鉛系マトリックスのみ被覆粒子を22%充填したもの）を使用した。照射試験用燃料コンパクトの黒鉛粉末は全て天然黒鉛-石油コーカス黒鉛混合粉末で、バインダー添加率は20%，被覆粒子充填率は、15, 22, 30, 35%である。

熱伝導率の測定における標準試料及びキャップセル照射における黒鉛スリープの製作には、東洋炭素（株）製IG-11黒鉛を使用した。この黒鉛材の性質を、Table 5に示す。この黒鉛材は、微粒子等方質で、バッチ間の品質のバラツキの小さい黒鉛である。巾60 cm, 長さ120 cm, 厚さ15 cmの同一素材ブロックを長手方向に切り出し、これから標準試料及び黒鉛スリープを製作した。

3. 実験装置

3.1 炉外における実験装置

炉外での燃料コンパクトの熱伝導率は、試料を同軸円筒状に配列し、中心加熱による比較法により測定した。一般に比較法により熱伝導率を測定する場合、熱伝導率未知の試料を、熱伝導率既知の試料の間にサンドwich状にはさみ、試料の板面に対して垂直方向に熱流を与える、それぞれの試料内に生ずる温度勾配 $\Delta T_1 / l_1$ 及び $\Delta T_0 / l_0$ を測定すれば (l_0 , l_1 は、それぞれ ΔT_0 , ΔT_1 なる温度差を生ずる厚さ)、未知試料の熱伝導率 k を求めることができる¹²⁾。

一方、試料が円筒状である場合、中心に熱源を置き、既知試料と未知試料を同軸円筒状に配置すれば、板状試料同様比較法により熱伝導率の測定が可能であると考えられるが、このような測定例はあまりみられない。これは、このような配列をとった場合、軸方向の熱損失を防ぐことが困難であるためと考えられる。しかし、燃料コンパクトの形状は円筒状であるから、このような配列により熱伝導率の測定ができるれば、試料を新たに準備することなく、そのまま測定に使用できる。このような理由で、同軸円筒状配列による比較法により、熱伝導率の測定を試みた。

Fig. 6 は、熱伝導率の測定装置の概要を示したもので、中心にタンタルの棒状ヒーターを、そのまわりに窒化ボロンの円筒、黒鉛円筒、実寸の燃料コンパクト及び標準試料を、同軸円筒状に配置した。ここで、標準試料には IG-11 黒鉛を使用した。窒化ボロンの円筒は、タンタルの棒状ヒーターを、試料の中心に配置するためのものである。棒状ヒーターの寸法は、直径 3 mm、長さ 30 cm である。なお、軸方向の熱損失をできるだけ少なくするために、試料の上下には 3 mm の空間と厚さ 3 mm の黒鉛円板とを、交互に 3 層ずつ配置し、さらにこれらの上下には有孔黒鉛筒を配置した。これら全体をセラミックの台に乗せ、下部蓋の中心に据え、電気炉中に装荷した。試料の組上った状態を、Fig. 7 に示す。熱電対は内側の黒鉛筒中に 3 対、燃料コンパクト中に 2 対、外側の黒鉛スリーブ中に 2 対と計 7 対を、装置の下部から挿入した。内側の黒鉛筒中に装荷した熱電対は、軸方向の温度分布を測定するためのものであり、これ以外の熱電対は、半径方向の温度勾配を測定するためのものである。なお、熱電対は、直径 0.3 mm の白金 - 白金ロジウム (PR-13) を使用した。Fig. 7 のセラミック台の側面にみえるのが熱電対である。試料を電気炉中にセットしたあと、内部を十分に排気し、ヘリウムと置換した。Fig. 8 は装置の外観で、写真中央の円筒容器のなかに試料が装荷されている。円筒容器の下部に、熱電対のリード線を 7 対みることができる。

商用 200 V を変圧器により降圧して中心ヒーターに印加し、これを流れる電流と電圧から、ヒーターの出力を算出した。ヒーターへの印加電圧は、ヒーターの中央から上下に、それぞれ 30 mm ずつ離れた位置に取付けた直径 0.3 mm のタンタル線により測定した。中心ヒーターを流れる電流は、変流器を介して電流計により測定した。電流計は、横河電機製デジタル AC メータ、Type 2504 を、電圧計は、同社製ユニバーサルデジタル電圧計、Type 2502 を、熱起電力は、同社製デジタル電圧計、Type 2805 に、直流電圧ユニット、Type 2831 を取付けて測定した。電気炉の制

御盤の外観を、Fig. 9 に示す。Fig. 9 の下部左側の計器が電流計で、右側の計器が電圧計である。

測定は 700 K から開始した。中心ヒーターに規定の電圧を印加し、約 3 時間程度放置して試料内の温度が平衡に達するのをまって、試料内の温度、ヒーターへの印加電圧及び電流を測定した。次に、100 K をめやすに中心ヒーターへの印加電圧を上昇させ、1 ~ 2 時間程度放置して再度熱移動が平衡に達するのをまって、試料内の温度、ヒーターへの印加電圧及び電流を測定した。以下、これを 1200 K になるまでくりかえした。なお、試料内の温度はレコーダーに常時記録させた。比較法により熱伝導率を測定する場合、標準試料内の温度勾配と未知試料内の温度勾配とを実測すればよいが、本実験では、試料の配置が同軸円筒状であるために、軸方向の熱損失を評価する必要があり、このために中心ヒーターの出力を測定した。

3.2 キャプセルの構造

照射による熱伝導率の測定には、JRR-2 照射キャプセルを特別に製作して使用した。キャプセルは、V1F-11H, V1F-16H 及び V1F-24H と呼ばれる 3 本である。このうち V1F-11H キャプセルには、直径 18 mm, 長さ 18 mm の燃料コンパクト (Fig. 3) 7 個を 1 段に、V1F-16H 及び V1F-24H キャプセルには、寸法は同じであるが粒子充填率の異なる燃料コンパクトを、それぞれ 5 個ずつ 2 段に分けて充填した。V1F-11H 及び V1F-16H キャプセルの構造をそれぞれ Fig. 10 及び Fig. 11 に示す。なお、V1F-16H キャプセルの構造と V1F-24H キャプセルの構造は同じである。燃料コンパクトは、黒鉛スリーブに入れ、そのスタックの両端に黒鉛製ダミーコンパクト、ニオブ板及びアルミナ板を配置し、スプリングにより押え、Nb-1Zr 筒に入れて端栓をし、溶接により封じた。V1F-11H キャプセルに封入した燃料コンパクト及び黒鉛スリーブの外観を Fig. 12 に示す。

V1F-11H キャプセルの燃料コンパクトと黒鉛スリーブの間のギャップ間隔は 0.08 mm, V1F-16H キャプセルの上段試料のギャップ間隔は 0.15 mm, 下段試料は 0.09 mm, V1F-24H キャプセルの上段試料のギャップ間隔は 0.14 mm, 下段試料のそれは同じく 0.04 mm である。なお、V1F-16H キャプセル及び V1F-24H キャプセルでは、試料を 2 段に分けて充填したため、2 種の仕様の燃料コンパクトを充填することができ、1 本のキャプセルから 2 種のデータを取得することができた。

Nb-1Zr 筒は、熱媒体（アルミニウム）で囲って、アルミニウムの外筒中に封入した。Nb-1Zr 筒の内部は、V1F-11H 及び V1F-16H キャプセルでは、ヘリウムとアルゴン 1 : 9 (vol) の混合ガスを、V1F-24H キャプセルではヘリウムを充填した。Nb-1Zr 筒とアルミニウム外筒との間には、製作に際しては 3 キャプセルともヘリウムを充填したが、この充填ガスは照射中置換することが可能で、ヘリウムとネオンガスの混合比を変えて充填しキャプセルの照射温度の制御に使用した。

V1F-11H キャプセルの場合、熱電対は W-5Re/W-26Re を燃料コンパクト中に 3 対、黒鉛スリーブ中に 4 対、先端をそろえて配置し、燃料コンパクト及び黒鉛スリーブの半径方向に生ずる温度分布を測定した。V1F-16H 及び V1F-24H キャプセルの場合、同じ熱電対を

上段及び下段の燃料コンパクト中にそれぞれ2対ずつ、上段及び下段の黒鉛スリーブ中にもそれぞれ同数を装荷した。試料内の熱電対の装荷位置を Fig. 10 及び Fig. 11 の下部に示す。キャプセルの軸方向の温度分布は、アルミニウムの熱媒体中に挿入した3対のクロメル・アルメル熱電対により測定した。熱中性子照射量は、アルミニウム熱媒体中に装荷した Al-Co合金（Co含有率 0.38 %）を、照射終了後放射能分析を行ない求めた。

4. 測 定 方 法

4.1 炉外試験による燃料コンパクトの熱伝導率

試料を同軸円筒状に配列し、比較法により熱伝導率を測定する場合、垂直方向の熱損失を抑制することは簡単ではない。本実験では、軸方向の熱損失に対する抑制にはあまり考慮をはらわずに、熱伝導率既知の試料を用いてこの損失量を測定し、この値を用いて測定結果を逆に補正する方法を採った。

中心ヒーター、燃料コンパクト及び黒鉛製標準試料を Fig. 13 のように配列した場合、軸方向への熱損失が無視できれば、無限円筒の熱伝導の式により、次の関係が成り立つ。

$$Q_0 = \frac{2\pi k_C(T_1 - T_2)}{\ln \frac{r_2}{r_1}} = \frac{2\pi k_G(T_3 - T_4)}{\ln \frac{r_4}{r_3}} \quad (1)$$

ここで、 Q_0 は中心ヒーターの単位長当たりの熱出力 (W/cm)、 T_1 、 T_2 、 T_3 及び T_4 は、それぞれ r_1 、 r_2 、 r_3 及び r_4 における温度 (K)、 k_C 及び k_G は、それぞれ燃料コンパクト及び標準試料の熱伝導率 ($\text{W}/\text{cm K}$)、 r_1 、 r_2 、 r_3 及び r_4 は、それぞれ燃料コンパクトの内半径 (cm)、燃料コンパクトの外半径 (cm)、標準試料の内半径 (cm) 及び外半径 (cm) である。

実際は Fig. 14 に示すように、試料の両端面から軸方向への熱損失 q_2 が存在する。そのため、燃料コンパクト内を半径方向に移動する熱量と、黒鉛スリーブ内を半径方向に移動する熱量とは同じにならず（それぞれ Q_1 及び Q_2 とする）、 Q_0 にある係数 f_1 及び f_2 を乗じたものになる。すなわち、

$$Q_1 = f_1 Q_0 \quad (2)$$

$$Q_2 = f_2 Q_0 \quad (3)$$

従って、(2)式は、(5)及び(6)式のようになる。

$$Q_1 = \frac{2\pi k_C(T_1 - T_2)}{\ln \frac{r_2}{r_1}} \quad (4)$$

$$Q_2 = \frac{2\pi k_G(T_3 - T_4)}{\ln \frac{r_4}{r_3}} \quad (5)$$

ここで、 f_1 及び f_2 の算出は、次のようにして行なった。燃料コンパクト及び黒鉛スリーブを、熱伝導率既知の黒鉛材により模擬し、中心ヒーターを加熱したときに生ずる温度差 $T_1 - T_2$ 及び $T_3 - T_4$ を実測し、(4)及び(5)式に代入して Q_1 及び Q_2 を求め、さらに Q_0 との比をとって f_1 及び f_2 を得た。熱伝導率既知の黒鉛には IG - 11 を、その熱伝導率のデータは、文献値¹³⁾を使用した。このようにして求めた f_1 及び f_2 を、Table 6 に示す。ここで、 f_1 及び f_2 は一定とみ

なし, f_1 には 0.96 を, f_2 には 0.79 を用いた。これは中心ヒーターの熱が、燃料コンパクトを通過する間に 4 %, 黒鉛スリーブを通過する間に 17 % 失われることを示している。

次に, IG-11 製ダミーコンパクトの代りに, 燃料コンパクト及びマトリックスのみの成形体を挿入した場合, これらの物質の熱伝導率は, IG-11 黒鉛よりも小さいから, Q_1 及び Q_2 は前に求めた値よりも小さくなる。この場合の補正是, 次のようにして行なった。まず, 黒鉛スリーブ内の温度を実測し, (5)式に代入して Q_2 を求め, さらに(3)式に代入して f_2 を求めた。この結果, f_2 は 0.72 であった。これを先に求めた f_2 と比較すると, 0.07 だけ小さい。すなわち, 燃料コンパクトを挿入することにより, 熱移動に対する抵抗が増加し, 半径方向への熱移動量は 7 % 減少する。この場合, Q_1 も同じ割合だけ減少するものとみなし, 先に求めた 0.96 から 0.07 を減じ, f_1 を 0.89 とした。燃料コンパクト及びマトリックスのみの成形体の熱伝導率の算出には, この f_1 を用いた。なお, 燃料コンパクトとマトリックスのみの成形体とでは, 熱移動に対する抵抗が異なるから, f_1 及び f_2 もこれに応じて変わってくるものと変えられるが, 本実験では同じ値を用いた。

4.2 キャプセル照射による燃料コンパクトの熱伝導率

照射中の燃料コンパクトは, Fig. 15 に示すように, それ自身核分裂により発熱するために, 放物線状の温度分布をとるが, 黒鉛スリーブはそれ自身発熱していないため (γ 線の吸収による発熱があるが, 本実験では無視した) 対数曲線状の分布をとる。コンパクトースリーブ間のギャップ内では, ガスの熱伝導が固体のそれに比較して著しく悪いため, 大きな温度差を生ずる。Fig. 15 は, 試料内の温度分布の 1 例を示したもので, r_1 , r_2 , r_3 , r_4 , r_5 及び r_6 における温度を, それぞれ, T_1 , T_2 , T_3 , T_4 , T_5 及び T_6 とする。ここで, r_3 は燃料コンパクトの半径, r_4 は黒鉛スリーブの内半径, r_1 , r_2 , r_5 及び r_6 は, 熱伝対の挿入位置である。

無限円筒の場合, 燃料コンパクトの単位長さ当たりの発熱量を Q (W/cm), 熱伝導率を k_G (W/cm K) とすれば,

$$Q = 4\pi k_G (T_1 - T_3) \quad (6)$$

の関係があるから, Q , T_1 , T_3 を測定し, k_G を求めることができる。ここで, Q はウランの発熱量と熱中性子束とから計算により求めるか, または, 黒鉛スリーブ内の温度勾配を測定し, (7)式から求める方法がある。本実験では, 黒鉛スリーブの熱伝導率は既知であるから, 黒鉛スリーブの温度勾配から求めた Q を使用し, ウラン量から求めた Q は参考にとどめた。

$$Q = \frac{2\pi k_G (T_5 - T_6)}{\ln \frac{r_6}{r_5}} \quad (7)$$

ここで, T_5 及び T_6 は, 黒鉛スリーブの中心からの距離 r_5 及び r_6 における温度, k_G は黒鉛の熱伝導率である。黒鉛スリーブには IG-11 黒鉛を使用した。参考までに, VT-1 孔内の熱中性子束の分布を, Fig. 16 に示す。⁹⁾

この実験で実測しているのは, 燃料コンパクトの側面温度 T_3 ではなく, 側面からわずかに内側の r_2 における温度 T_2 である。直径 $2r_2$ の燃料コンパクトの線出力密度を Q , 直径 $2r_3$ の燃

料コンパクトのそれを Q'' とすれば、

$$Q'' = \frac{r_3^2}{r_2^2} Q \quad (8)$$

の関係があるから、これから Q'' を求めた。従って燃料コンパクトの熱伝導率の算出には、次の(9)式を用いた。

$$k_C = \frac{Q''}{4\pi(T_1 - T_2)} \quad (9)$$

燃料コンパクトのスタック長は、半径に比較して十分に大きいから、軸方向の熱損失は考慮しなかった。

キャプセルは、JRR-2 の VT-1 孔内に装荷し、温度制御ガスにヘリウムを充填した。照射中の試料の温度は、炉外試験同様、横河電機製デジタル電圧計により測定した。キャプセルは同じ温度に 2 時間ないし 2 日間保持し、次に 100 K をめやすにキャプセルの温度を変えた。キャプセルの照射温度の調整は、照射位置の調整ならびに温度制御用ガスの置換により行なった。キャプセルの位置の調整は、57 - 43 cm (キャプセル中央とコアセンターとの距離) の範囲で行なった。この結果、キャプセルの照射温度は、1000 - 1700 K を達成することができた。

温度制御の 1 例を示す。キャプセルを炉心側に約 30 mm 近づけると、燃料コンパクトの温度を約 120 K、温度制御ガスをヘリウムからネオンに変えると約 100 K 上昇できる。キャプセルの半径方向の温度分布に関して、燃料コンパクト中心と外表面との温度差は、照射温度とともに増加し、1070 K では約 12 K であるが、1670 K では約 40 K であった。黒鉛スリーブ内の熱電対間の温度差は、920 K では約 7 K、1470 K では約 20 K であった。ギャップ内の温度差は、ギャップ間隔及び充填ガスに依存するが、ギャップ間隔 0.15 mm、充填ガスヘリウムとアルゴンの混合ガスの場合 (混合比 A : He = 9 : 1)、970 K で約 70 K、1570 K で約 120 K であった。キャプセルの照射条件を Table 7 に示す。照射中の試料温度の例として、V1F-16H 及び V1F-24H キャプセルの R 2-54-08 及び R 2-55-04 サイクルにおける温度を、それぞれ、Fig. 17 及び Fig. 18 に示す。

4.3 ギャップコンダクタンス

燃料コンパクトと黒鉛スリーブとの間のギャップコンダクタンス h ($\text{W}/\text{cm}^2\text{K}$) は、次の式で定義される。

$$Q = hA\Delta T \quad (9)$$

すなわち、ギャップ内の温度差が ΔT (K) であるとき、断面 A (cm^2) を通して、 Q (W) の熱が流れるときの比例定数がそれである。円環状ギャップの平均半径を r_m (cm)、円筒の長さを 1 (cm) とすれば、(9)式は(10)式のようになる。

$$Q = 2\pi r_m h \Delta T \quad (10)$$

Fig. 13 において、 $Q_0 = Q / 1$ 、 $\Delta T = T_3 - T_2$ であるから、

$$Q_0 = 2\pi r_m h (T_3 - T_2) \quad (11)$$

炉外試験におけるコンパクトースリーブ間のギャップコンダクタンスの算出は、(11) 式の Q_0

のかわりに $Q_m = (Q_1 + Q_2)/2$ を用いた。

キャプセル照射の場合は、次の(12)及び(13)式から、黒鉛スリーブの内表面温度 T_4 及び燃料コンパクトの表面温度 T_3 を求め、これを(14)式に代入して求めた。ここで、 r 及び T は Fig. 15 に従う。

$$T_4 = T_5 + \frac{Q}{2\pi k_G} \ln \frac{r_5}{r_4} \quad (12)$$

$$T_3 = - \frac{W}{4k_G} r_3^2 + T_2 + \frac{W}{4k_G} r_2^2 \quad (13)$$

$$h = \frac{Q}{2\pi r_m (T_3 - T_4)} \quad (14)$$

ここで、 $W = \frac{Q}{\pi r_3^2}$ (W/cm^3)、 r_m は r_3 と r_4 の算術平均である。

5. 結果及び考察

5.1 マトリックス材及び燃料コンパクトの熱伝導率

種々のマトリックス材の熱伝導率の測定結果を、Fig. 19 に示す。これらのマトリックス材の熱伝導率は、多結晶黒鉛同様、温度の増加に対して減少し、その値は IG-11 黒鉛の 70 % 程度である。マトリックス材は、黒鉛粉末とフェノール樹脂とを混合し、型込めにより成形して、不活性雰囲気中で加熱し焼成したものである。この材料の場合、粘結剤には難黒鉛化性炭素であるフェノール樹脂を、フィラーには黒鉛粉末を用いており、焼成温度は 2070 K である。一方、多結晶黒鉛は、粘結剤に易黒鉛化性炭素であるピッチなどを、フィラーには層状構造の発達したコークス粒子を用いており、焼成温度は 2670 K 以上である。このように、マトリックス材と多結晶黒鉛材とでは、製造原料及び焼成温度に若干ちがいはあるが、製造工程及び微細構造は類似しているために、熱伝導の挙動も類似性を示していると考えられる。

黒鉛の熱伝導率は、低温ではフォノンの伝播が支配し、空隙の表面や結晶の不整合な部分でフォノンの散乱がおこるために、結晶子径の小さい空隙率の大きい材料の熱伝導性は悪く、逆に、結晶子径が大きく、空隙率の小さい材料ではよい。従って、一般的には、黒鉛化性のよい材料の熱伝導性はよく、難黒鉛化性材料では悪い。また、熱処理温度の結果を、同一材料について比較した場合、それが高くなるほど熱伝導性はよくなる。¹⁴⁾ マトリックス材は、多結晶黒鉛にくらべて熱処理温度が低いために、無定形炭素の量が多く、さらに、黒鉛粉末フィラーとバインダー炭素の境界においては、両者の結合が弱く、結晶が不整合であるために、フォノンの散乱がおこりやすく、熱伝導は悪くなると考えられる。

Fig. 19 に示した 4 種のマトリックスのなかでは、針状コークス黒鉛系でバインダー 10 % のマトリックスの熱伝導率が最も大きく、次いで天然黒鉛-石油コークス黒鉛系で、バインダー 20 % のマトリックス、同じ黒鉛系でバインダー 10 % のマトリックス、針状コークス黒鉛系でバインダー 20 % のマトリックスの順になっている。黒鉛結晶の層平面内の熱伝導率は、C 軸のそれにくらべて 100 倍程度大きい¹⁰⁾から、マトリックス内においてもフィラー黒鉛粒子の層面が、半径方向に優先的に配列しているものの方が、それがランダムに配列しているものよりも、熱伝導性はよいはずである。これらマトリックス材の組織観察及び熱膨脹の測定によれば、バインダー 10 % の方が、20 % の場合よりもフィラー黒鉛の層面配向は、成形圧方向に対して一層優先的であった。¹¹⁾ これらのマトリックスのなかで、針状コークス黒鉛系マトリックスにおいて、バインダー添加率 10 % のマトリックスの熱伝導率が、バインダー添加率 20 % の場合よりも大きいのは、黒鉛フィラー粒子の層面の優先的な配列によるものと考えられる。しかし、天然黒鉛-石油コークス黒鉛系マトリックスにおいては、バインダー添加率に対する熱伝導率の大きさの順序が逆転している。マトリックスの密度は、バインダー添加率 20 % の方が大きく、ポアの含有率は逆に小さいから、これが原因であると考えられる。

被覆粒子充填率、マトリックス用黒鉛粉末の種類及びバインダー添加率を変えた場合の燃料コ

ンパクトの熱伝導率の炉外における測定結果を、Fig. 20 に示す。燃料コンパクトの熱伝導率は、マトリックス材同様温度に対して減少し、天然黒鉛-石油コークス黒鉛系で、粘結剤添加率20%のマトリックスの熱伝導率は、1173 Kにおいて0.39 (W/cm K)であるのに対し、被覆粒子を30%充填した燃料コンパクトの熱伝導率はこれより小さく、被覆粒子の充填率の増加に対して小さくなっている。Moore^{6), 7)}及びGoeddelら⁸⁾の結果も同様で、被覆粒子の充填率の増加に対して熱伝導率は減少している。燃料コンパクトの熱伝導率が、マトリックス材にくらべて小さいのは、次に述べるように、被覆粒子の熱伝導率が小さいことと、コンパクト内でのフィラー黒鉛粒子の配列に起因していると考えられる。

被覆粒子を構成している個々の材料の熱伝導率に関して、UO₂のそれは軽水炉の使用温度(1000 ~ 2000 °C)において0.03 (W/cm K)³⁶⁾、熱分解炭素のそれは、蒸着条件にもよるが、被覆粒子に蒸着した熱分解炭素の場合同じ温度範囲において0.05 (W/cm K)³⁵⁾、同様にSiCのそれは0.3 (W/cm K)³⁴⁾である。SiCの熱伝導率が、マトリックス材のそれとほぼ同じであるを除けば、他はいずれもマトリックス材のそれより小さいから、被覆粒子のみかけの熱伝導率は、マトリックスのそれよりも小さくなるものと考えられる。従って、被覆粒子を分散した燃料コンパクトは、マトリックス単独の場合よりも熱伝導率は小さくなる。

測定に供した燃料コンパクトは、オーバーコート法により製造しているために、フィラー黒鉛粒子の層面は、被覆粒子表面と平行に配列する傾向にあり、マトリックスのみの成形体中の黒鉛粒子の配列と異なる^{11), 15)}。熱伝導率は、C軸方向よりも層平面内の方が大きく、本実験の熱の移動方向は円筒状成形体の半径方向であるから、熱の移動方向と黒鉛粒子の層面の配列が一致しているマトリックス成形体は、燃料コンパクトよりも熱伝導がよい。

Everettら⁴⁾の測定した同じオーバーコート法により製造した燃料コンパクトの熱伝導率は、筆者らの結果にくらべて若干大きいけれども比較的近い値である。燃料コンパクトの製造に使用した被覆粒子、バインダー及びマトリックス用黒鉛粉末、燃料コンパクトの製造条件など同じでないにもかかわらず、比較的近い値であるのは、オーバーコート法を採用しているために、マトリックス内の黒鉛粒子の配列が似ていることによると推定される。Jhonson³⁾、Moore^{6), 7)}、Goeddelら⁸⁾も、燃料コンパクトの熱伝導率を測定しているが、筆者らの結果と比較しかなり差がある。これらは、製造方法及び製造原料等が異なるために、得られたコンパクトのマトリックスの密度、空隙率や黒鉛粒子の配向状態等が異なるためであると推定される。これまでに測定された種々の燃料コンパクトの熱伝導率を附録にまとめて示した。

V1F-11H キャプセルの照射により求めた、天然黒鉛-石油コークス黒鉛系マトリックスで、被覆粒子充填率30%の燃料コンパクトの熱伝導率を、Fig. 21 に示す。なお同図には、炉外実験のデータも比較のために示した。照射試験から求めた燃料コンパクトの熱伝導率は、炉外試験の結果とくらべて若干小さい。燃料コンパクト及び燃料コンパクト用マトリックス材は、高速中性子の照射により熱伝導率が減少する^{4), 6), 16)}。このキャプセルの場合、中性子照射量は 1.5×10^{18} (n/cm²) とごくわずかであるから、両者の差は、燃料コンパクトの製造バッチ間のバラツキと推定される。

V1F-16H及びV1F-24H キャプセルの照射により求めた、被覆粒子充填率22, 30, 35%における、天然黒鉛-石油コークス黒鉛混合系燃料コンパクトの熱伝導率の測定結果を、Fig.

22に示す。キャップセル照射により求めた燃料コンパクトの熱伝導率も、炉外試験同様、被覆粒子の充填率の増加に対して減少している。

5.2 コンパクトースリープ間のギャップコンダクタンス

Fig. 23は、炉外試験において求めた燃料コンパクトと黒鉛スリープ間のギャップコンダクタンスで、燃料コンパクトの被覆粒子充填率は全て30%で、フィラー材には針状コークス黒鉛粉末又は天然黒鉛-石油コークス黒鉛混合粉末を、バインダーにはフェノール樹脂を（添加率10%または20%）使用した。実測値は若干ばらついているものの、4者とも温度に対して同じ傾向を示す。これらのなかで、天然黒鉛-石油コークス黒鉛系でバインダー10%の燃料コンパクト及び針状コークス黒鉛系でバインダー20%の燃料コンパクトの場合、他と比較してギャップコンダクタンスが若干大きい傾向にあるが、これはギャップ間隔が若干小さいためと推定される。

Fig. 24, 25及び26は、それぞれ、V1F-11H, V1F-16H及びV1F-24Hキャップセルの照射により求めた燃料コンパクトと黒鉛スリープの間のギャップコンダクタンスである。これらのキャップセルに充填した燃料コンパクトの被覆粒子の充填率、充填ガス及びギャップ間隔等は、それぞれ異なる。これらの炉外試験及び照射試験から求めたギャップコンダクタンスは、温度とともに増加し、充填ガスがヘリウムの場合とアルゴン・ヘリウムの混合ガス（9:1）の場合とでは、ヘリウムの場合の方が大きく、ギャップ間隔は小さい方が大きい。一方、ギャップ内の温度差は、Fig. 27にみる通り、ヘリウム単独の場合よりもアルゴン・ヘリウム混合ガスの方が大きく、ギャップ間隔は小さい方が温度差は小さい。

ギャップ内の圧力は、炉外試験の場合常に大気圧に保たれているが、キャップセル照射の場合、試料筒は密封構造であるから、温度の上昇とともに増加し、最大5気圧程度になっていると推定される。従って、キャップセル照射により求めた燃料コンパクト-黒鉛スリープ間のギャップコンダクタンスは、温度の増加による寄与に加えて、充填ガスの圧力の増加による寄与が考えられるが、これは後述するようにほとんど無視できる。

棒タイプの燃料を採用している高温ガス炉において、ギャップコンダクタンスは重要な熱データであるから、ドラゴン計画やPeach Bottom炉の開発においても、この種のデータの取得を行っていると推定されるが、これに関する報告はほとんどみられない。一方、軽水炉のジルカロイ被覆管と UO_2 ペレットの間の接触面の熱伝達については多くの報告がみられ、理論的な考察が加えられている^{17)-23), 42), 43)}。

これらの報告から類推すると、黒鉛スリープと燃料コンパクトの間の接触面の熱伝達は、接触面における固体の接触点を通しての熱伝達、ギャップ内に充填されているガスの熱伝導及び輻射による熱伝達（充填ガスの対流による熱伝達は無視できる）の和であり、それぞれのコンダクタンスを h_c , h_g 及び h_r とすれば、全コンダクタンス h_t は、次式で示される。

$$h_t = h_c + h_g + h_r \quad (15)$$

なお、 h_c は、黒鉛スリープ及び燃料コンパクトの熱伝導率、接触面の押しつけ圧力、黒鉛スリープ及び燃料コンパクトの硬さ及び表面粗さに、 h_g は、ギャップ内に充填されているガスの熱伝導率、ギャップ間隔及び温度ジャンプ距離に、 h_r は燃料コンパクト及び黒鉛スリープの温度

及び輻射率に依存する。

軽水炉燃料の場合 Hann ら²⁷⁾によれば、 h_c 、 h_g 及び h_r は (16)、 (17) 及び (18) 式で与えられる。

$$h_c = \frac{k_m \cdot P}{a_0 \cdot R^{0.5} \cdot H} \quad (16)$$

$$h_g = \frac{K_g}{d + g_1 + g_2} \quad (17)$$

$$h_r = 5.67 \times 10^{-4} \left[\frac{1}{\frac{1}{\epsilon_1} + \frac{1}{\epsilon_2} - 1} \right] \frac{\left[\left(\frac{T_3}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_4}{100} \right)^4 \right]}{T_3 - T_4} \quad (18)$$

ここで、これらの式の変数に対しては、高温ガス炉燃料の物性値を対応させる。すなわち、 k_m は $\frac{2k_1 \cdot k_2}{k_1 + k_2}$ ($W/cm K$) により与えられる値で、 k_1 及び k_2 は、燃料コンパクト及び黒鉛スリープの熱伝導率 ($W/cm K$) である。 P は接触面の押しつけ圧力 (kg_f/cm^2)、 a_0 は (長さ) の次元を持つ定数、 R は $\left(\frac{R_1^2 + R_2^2}{2} \right)^{\frac{1}{2}}$ (cm) により与えられる値で、 R_1 及び R_2 はそれぞれ燃料コンパクト及び黒鉛スリープ表面粗さの高さの算術平均、 H は接觸している物質のうち柔かい方の物質のマイヤー硬度 (kg_f/cm^2)、 K_g はギャップ内に充填されているガスの熱伝導率 ($W/cm K$)、 d は 2 面間の距離、 g_1 及び g_2 は、温度ジャンプ距離である。 ϵ_1 及び ϵ_2 、 T_1 及び T_2 は、それぞれ燃料コンパクト及び黒鉛スリープの輻射率及び表面温度である。燃料コンパクトと黒鉛スリープの間のギャップ間隔がある程度大きく、接觸圧の作用がない場合には、 h_c は無視できる。

固体表面とガス分子との間のエネルギー交換は、ガス分子同士の場合と異なるために、固体表面近傍の温度勾配は、ガス相内のそれと異なる。従って、ギャップ間隔はみかけより大きくなり、この補正が必要になる。この補正項が温度ジャンプ距離で、それぞれの表面に対して g_1 及び g_2 により示される。本実験では、 g_1 及び g_2 を Hann らの式 (25) 及び Lloyd らの式 (37) により試算したが、このほかにもいろいろな計算式が提案されている^{38), 39), 43)}。

黒鉛スリープ及び燃料コンパクトの熱膨脹のデータ^{11), 24)} から、コンパクトースリープ間のギャップ間隔を計算すると、Table 8 に示す通り、ギャップ間隔は、温度に対してわずかではあるが拡大している。さらに、中性子照射による寸法収縮率は、IG-11 黒鉛製スリープよりも燃料コンパクトの方が大きいから^{13), 29)-32)}、ギャップ間隔はさらに拡大し、接觸面に押しつけ圧は全く作用しない。従って、固体の接觸点を通しての熱伝達、 h_c は無視できる。軽水炉の場合、ギャップ内の平均温度が低いから、輻射による熱伝達を無視しているが、高温ガス炉の場合、ギャップ内の温度が 1270 K 以上になると予想されるから、これを無視することはできない。

照射中の燃料コンパクトの表面温度及び黒鉛スリープの内側面表面温度から、輻射による単位長さ当たりの熱伝達速度 Q_r (W/cm) を、次式により計算する。

$$Q_r = \frac{2\pi r C}{\left(\frac{1}{\epsilon_G} + \frac{1}{\epsilon_C} - 1\right)} \left[\left(\frac{T_3}{100}\right)^4 - \left(\frac{T_4}{100}\right)^4 \right] \quad (19)$$

ここで、 r には平均半径を、 $\epsilon_G = \epsilon_C = 0.8$ を²⁵⁾、 C には 5.67×10^{-4} ($\text{W}/\text{cm}^2 \text{K}^4$) を、燃料コンパクトの表面温度 T_3 及び黒鉛スリーブの表面温度 T_4 には、実測値を代入した。計算結果の1例を、Table 9に示す。燃料コンパクトの温度が高くなるに従って、輻射による熱移動量は大きくなっている。Table 9のBを、同表の温度差及び $2\pi r$ で除し、輻射によるコンダクタンス h_r を求める。

次にギャップ内に充填されているガスによるコンダクタンス h_g を、(17)式から求める。ここで、ヘリウム及びアルゴンの熱伝導率は、それぞれ次の(20)式及び(21)式²¹⁾から、混合ガスの熱伝導率は(22)式²⁶⁾から求める。

$$k_{He} = 3.366 \times 10^{-5} T^{0.668} \quad (20)$$

$$k_{Ar} = 3.421 \times 10^{-6} \cdot T^{0.701} \quad (21)$$

$$k_{g\text{mix}} = \sum_{i=1}^n \frac{k_i}{1 + \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n \phi_{ij} \frac{x_j}{x_i}} \quad (22)$$

$$\phi_{ij} = \frac{1.065}{\sqrt{8}} \left(1 + \frac{M_i}{M_j} \right)^{-\frac{1}{2}} \left[1 + \left(\frac{k_i}{k_j} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{M_i}{M_j} \right)^{\frac{1}{4}} \right]^2 \quad (23)$$

ここで、 k_i 、 k_j は、各成分ガスの熱伝導率、 M_i 、 M_j は成分ガスの分子量であり、 x_i 、 x_j は成分ガスのモル分率である。

Hann ら²⁷⁾によれば、温度ジャンプ距離は、次の(24)式により示される。

$$g_1 + g_2 = 0.385 \left[\frac{\mu}{p} \left(\frac{T}{M} \right)^{\frac{1}{2}} \right] \quad (24)$$

ここで、 μ はガスの粘性係数 ($\text{g}/\text{cm sec}$)、 p はガスの圧力 (kg_f/cm^2)、 T はガスの温度 (K)、 M はガスの分子量である。混合ガスの場合は、 μ 及び M に混合ガスのそれを使用する。ここで、 μ_m は次式(25)から求める。

$$\mu_{m\text{ix}} = \sum_{i=1}^n \frac{\mu_i}{1 + \frac{1}{x_i} \sum_{\substack{j=1 \\ j \neq i}}^n x_j \phi_{ij}} \quad (25)$$

$$\phi_{ij} = \frac{\left[1 + \left(\frac{\mu_i}{\mu_j} \right)^{\frac{1}{2}} \left(\frac{M_j}{M_i} \right)^{\frac{1}{4}} \right]^2}{\frac{4}{\sqrt{2}} \left[1 + \frac{M_i}{M_j} \right]^{\frac{1}{2}}} \quad (26)$$

ここで、 μ_i 、 μ_j は成分気体の粘性係数である。成分ガス(ヘリウム及びアルゴン)の粘性係数は、文献値²⁸⁾を使用した。

一方, Lloyd ら³⁷⁾によれば, 温度ジャンプ距離は, (27) 式であらわされる。なお, Lloyd らは $g_1 = g_2$ と仮定している。

$$g_1 = g_2 = 7.003 \times 10^{-4} \frac{k_g \sqrt{T}}{p} \cdot \frac{\sqrt{M}}{a} \quad (27)$$

ここで, k_g はガスの熱伝導率 ($\text{W}/\text{cm K}$), T は温度 (K), p はギャップ内のガス圧 (kg_f/cm^2), M は分子量 (g/mol), a は適応係数である。なお, 混合ガスの場合は次式による。

$$g_1 = g_2 = 7.003 \times 10^{-4} \frac{k_g \sqrt{T}}{p} \cdot \frac{1}{\sum \frac{a_i f_i}{\sqrt{M_i}}} \quad (28)$$

ここで, k_g は混合ガスの熱伝導率で (22) 式により, f_i はガスのモル分率である。黒鉛とヘリウムガスが接している場合の適応係数は求められていないので, SUS-UO₂ の値⁴⁰⁾で代用する。すなわち,

$$a_{\text{He}} = 0.425 - 2.3 \times 10^{-4} T \quad (29)$$

$$a_{\text{Ar}} = 0.517 - 2.35 \times 10^{-4} T \quad (30)$$

である。

Hann ら及び Lloyd らの方法に従って算出した V1F-11H, V1F-16H 及び V1F-24H キャップセルの $g_1 + g_2$, これを用いて計算した h_g 及び発熱量と温度差から計算した h_r を Table 10 ~ Table 13 に示す。いずれの方法に従っても, 計算結果にそれほど大きな差はみられない。これらの計算値と実測値との比較を, Fig. 24 ~ Fig. 26 に示す。V1F-11H 及び V1F-16H キャップセルの場合, 計算値と実測値とはよく一致しているが, V1F-24H キャップセルの場合, 実測値と推定値との間の差は大きい。

そこで, V1F-24H キャップセルの実験結果を用いて, ギャップ内充填ガスがヘリウムの場合の適応係数の算出を試みた。この結果, ギャップ間隔が 0.14 mm の場合,

$$a = 1.27 \times 10^{-4} - 3.68 \times 10^{-8} T \quad (31)$$

が得られ, ギャップ間隔が 0.04 mm の場合,

$$a = 1.03 \times 10^{-4} - 4.15 \times 10^{-8} T \quad (32)$$

が得られた。本実験の温度範囲においては, ギャップ間隔がせまくなると, 適応係数は小さくなっているが, UO₂-ジルカロイの場合も, Garniers らの測定した結果²¹⁾によれば, 同じ傾向を示していた。なお, (31) 及び (32) 式を, 実際の高温ガス炉燃料に適用して, ギャップ内の熱伝達を推定する場合, どの程度の誤差を示すかは, 今後実験を重ねて調べる必要がある。

これまで, ギャップ内のガスの熱伝導による熱伝達において, 表面粗さの寄与を全く無視してきてきたが, ギャップ内の熱伝達は, ガス分子同士のエネルギー交換に加えて, ガス分子と固体表面の間のエネルギー交換によっておこるから, 表面粗さの影響について若干検討を加える。Garnier ら²¹⁾によれば, ギャップ内の熱伝達が (17) 式によりあらわされるのは, クヌッセン数, KN (= 1/̃d, こゝで 1 はガス分子の平均自由行程, ̃d はギャップ間隔である) が 0.01 より小さく, 表面粗さが無視できる場合である。V1F-24H キャップセルの場合, KN はこの条件を満たしているが, 黒鉛スリーブ及び燃料コンパクトの表面粗さは 0.02 程度であるから, 表面粗さの影響を若干うけると考えられる。しかし, 表面粗さの値は小さいから, ほぼ無視できるも

考えられる。

ギャップコンダクタンスの圧力依存性であるが、V1F-24Hキャップセルは密封構造であるから、照射中キャップセル内筒中の圧力は、最大5気圧程度になっていると推定される。従って、実験から求めたギャップコンダクタンスは、ガス圧の増加による影響が加算された値である。 h_g に対するガス圧の影響は、ヘリウムガスの熱伝導率に対する圧力の依存性に加えて、温度ジャンプ距離に対するガス圧の寄与があるが、後者については計算の結果無視できる。ヘリウムガスの熱伝導率の圧力依存性は、1気圧から10気圧になっても、数%の増加である⁴¹⁾から、 h_g の圧力依存性もほぼこれと同程度の値になる。従って、運転中の高温ガス炉の燃料棒のコンパクトースリーブ間のギャップコンダクタンスも、本実験のデータから極端にかけはなれたものにならないと推定される。

6. ま　と　め

炉外及びキャップセルでの照射試験により、高温ガス炉用燃料コンパクトの熱伝導率及びコンパクトースリープ間のギャップコンダクタンスを測定し、次のことことがわかった。

1. マトリックス材の熱伝導率は温度の上昇とともに減少し、700～1300 K の温度範囲では、
0.55～0.35 (W/cm K) の範囲にあった。
2. 燃料コンパクトの熱伝導率はマトリックス材同様温度の上昇とともに減少し、マトリックス
材のそれよりも小さく、1400 K では 0.18 (W/cm K) であった。
3. 燃料コンパクトの熱伝導率は、被覆粒子の充填率の増加とともに減少した。
4. 燃料コンパクトと黒鉛スリープとの間のギャップコンダクタンスは、温度とともに増加し、
ギャップ間隔の拡大に対して減少した。
5. ギャップ内の充填ガスが、ヘリウムーアルゴンの混合ガスとヘリウムガス単独とでは、後者
の方がギャップコンダクタンスは大きかった。
6. ギャップコンダクタンスは、ギャップ内の充填ガスの熱伝導及び輻射伝熱に支配され、固体
の接触点を通しての熱伝達は無視できた。

謝　辞

本実験を遂行するにあたり、キャップセルの熱計算及び JRR - 2 におけるキャップセルの照射管理を担当された、研究炉管理部、研究炉利用課、宮内武次郎氏及びキャップセルの設計及び製作にあたられた、技術部、工作課の各位に、深甚なる謝意を表する。

また、本研究をすゝめるにあたり有益なご助言を賜わった、安全工学部副主任研究員原山康雄
氏及び副主任研究員内田正明氏に、本報告を刊行するにあたり御配慮いただいた、桜井研究炉管
理部長に、謝意を表する。

6. ま　と　め

炉外及びキャップセルでの照射試験により、高温ガス炉用燃料コンパクトの熱伝導率及びコンパクトースリープ間のギャップコンダクタンスを測定し、次のことがわかった。

1. マトリックス材の熱伝導率は温度の上昇とともに減少し、700～1300 K の温度範囲では、
0.55～0.35 (W/cm K) の範囲にあった。
2. 燃料コンパクトの熱伝導率はマトリックス材同様温度の上昇とともに減少し、マトリックス
材のそれよりも小さく、1400 K では 0.18 (W/cm K) であった。
3. 燃料コンパクトの熱伝導率は、被覆粒子の充填率の増加とともに減少した。
4. 燃料コンパクトと黒鉛スリープとの間のギャップコンダクタンスは、温度とともに増加し、
ギャップ間隔の拡大に対して減少した。
5. ギャップ内の充填ガスが、ヘリウムーアルゴンの混合ガスとヘリウムガス単独とでは、後者
の方がギャップコンダクタンスは大きかった。
6. ギャップコンダクタンスは、ギャップ内の充填ガスの熱伝導及び輻射伝熱に支配され、固体
の接触点を通しての熱伝達は無視できた。

謝　辞

本実験を遂行するにあたり、キャップセルの熱計算及び JRR - 2 におけるキャップセルの照射管理を担当された、研究炉管理部、研究炉利用課、宮内武次郎氏及びキャップセルの設計及び製作にあたられた、技術部、工作課の各位に、深甚なる謝意を表する。

また、本研究をすゝめるにあたり有益なご助言を賜わった、安全工学部副主任研究員原山康雄
氏及び副主任研究員内田正明氏に、本報告を刊行するにあたり御配慮いただいた、桜井研究炉管
理部長に、謝意を表する。

参考文献

- 1) 青地哲男, 下川純一, 安野武彦, 安川茂, 三竹晋, 宮本喜 , 武藤康, 新藤隆一, 田所啓弘, 幾島毅, 荒井長利, 江崎正弘, 平野光将, 瀬谷東光, 伊藤貞夫, 鈴木勝男, 鈴木邦彦, 梶山武義, JAERI - M 6845 (1977)
- 2) 青地哲男, 安野武彦, 安川茂, 宮本喜 , 三竹晋, 新藤隆一, 武藤康, 日本原子力学会誌, 19, pp 806 (1977)
- 3) Johnson, W.R., GA-A12910, (1974)
- 4) Everett, M.R., Manzel, R., Barr, P., Mayr, K., D.P. Report 686, (1969)
- 5) Binkele, L., Jü1-1096-RW, (1974)
- 6) Moore, J.P., Eatherly, W.P., Godfrey, T.G., Long, Jr., E.L., Graves, R.S., Weaver, F.J., ORNL-5414, (1978)
- 7) Moore, J.P., Godfrey, T.G., Graves, R.S., Weaver, F.J., Eatherly, W.P., J. Nucl. Mater., 78, pp.131 (1978)
- 8) Goeddel, W.V., Koyama, K., Mayer, R.A., Pontelandorfo, J.M., Thompson, J.M., Thompson, J.H., GAMD-4441, (1963)
- 9) 本間俊二, 角田準作, 山本章, 梅井弘, 堀木欧一郎, 宮坂靖彦, 山口森, JAERI - M 6943, (1977)
- 10) Reynolds, W.N., Physical Properties of Graphite, Elsevier Publishing Co. Ltd., (1968)
- 11) 菊池輝男, 石本清, 炭素, № 118, pp 144, (1984)
- 12) 沢田正三, 実験物理学講座, 12, 溫度と熱, 共立出版, (1975)
- 13) Nomura, S., Shimokawa, J., Sasaki, Y., Oku, T., Imai, H., Matsuo, H., Eto, M., Fukuda, Y., Fujisaki, K., JAERI-M 8068, (1979)
- 14) Jamieson, C.P., Morozowski, S., Proceedings of the 1st Conference on Carbon, pp.155 (1956)
- 15) 菊池輝男, 達宏和, 井川勝市, 石本清, JAERI - M 83 - 179, (1983)
- 16) Everett, M.R., Leushacke, D.F., Delle, W., BNES Conf., London, (1974)
- 17) Ross, A.M., Stoute, R.L., CRFD-1075 (1962)
- 18) 佐野川好母, 原子炉工学講座, 5巻, 燃料要素の伝熱 (1971)
- 19) MacDonald, P.E., Thompson, L.B., TREE-NUREG-1005 (1976)
- 20) Dean, R.A., CVNA-127 (1962)
- 21) Garnier, J., Begej, S., NUREG/CR-330 (1980)
- 22) Dearien, J.A., Berna, G.A., Bohm, M.P., Coleman, D.R., Laats, E.T., TREE-NUREG-1107 (1977)

- 23) Chandora, V.K., Loyalka, S.K., Nucl. Technol., 56, pp.434 (1982)
- 24) 松尾秀人, 私信, (1979)
- 25) Tou loukian, Y.S., Thermophysical properties of matter, TPRC Data Series, Vol.8, (1972)
- 26) Tou loukian, Y.S., Liley, P.E., Saxena, S.C., Thermal conductivity, Nonmetallic liquids and gases, IFI/Plenum, N.Y., Washington, (1970)
- 27) Hann, C.R. Bayer, C.E., Parchen, L.J., BNWL-1778 (1973)
- 28) 日本機械学会, 伝熱工学資料調査分科会編, 伝熱工学資料 (1959)
- 29) 菊池輝男, 飛田勉, 井川勝市, 岩本多実, JAERI - M 82 - 206 (1982)
- 30) 飛田勉, 菊池輝男, 岩本多実, 井川勝市, 石本清, 松島秀夫, JAERI - M 83 - 153 (1983)
- 31) 福田幸朔, 小林紀昭, 菊池輝男, 湯和生, 林君夫, 井川勝市, 岩本多実, 石本清, 松島秀夫, 伊丹宏治, 日本原子力学会誌, 26, [1], pp 57, (1984)
- 32) 菊池輝男, 飛田勉, 岩本多実, 福田幸朔, 井川勝市, 石本清, 松島秀夫, JAERI - M 84 - 106, (1984)
- 33) 石川寛, 青地哲男, 原昌雄, 日本原子力学会誌, 25, pp 971 (1983)
- 34) Price, R.J., Nucl. Technol., 35, pp.320 (1977)
- 35) Godfrey, T.G., Scott, J.L., Beatty, R.L., Coobs, J.H., Prados, J.W., Overholser, L.G., Ferris, L.M., ORNL-4324, (1968)
- 36) 三島良績, 水炉燃料のふるまい, 原子力安全研究協会 (1972)
- 37) Lloyd, W.R., Wilkins, D.P., Hill, P.R., Nuclear Thermionics Conference, (1978)
- 38) Kennard, E.H., Kinetic Theory of Gases, McGraw-Hill, New York, NY, (1938)
- 39) Blodgett, K.B., Langmuir, I., Phys. Rev., 40, 78, (1932)
- 40) Lanning, D.D., Hann, C.R., BNWL-1984, (1975)
- 41) Ho, C.Y., Leidenfrost, W., Progress in Heat and Mass Transfer, Vol.1, Pergamon Press, (1969)
- 42) Beyer, C.E., Hann, C.R., Lanning, D.D., Panisko, F.E., Parchen, L.J., BNWL-1898, (1975)
- 43) Loyalka, S.K., Nucl. Technol., 57, 220 (1982)

Table 1 Characteristics of coated particles

Designation of sample		76FPC3N	77FPTCP	78FPT1	79FPC1
Kernel	Chemical form	UO ₂	UO ₂	UO ₂	UO ₂
	Uranium enrichment (%)	0.70	4.0	8.0	8.0
	Diameter (μm)	627	592	624	623
	Theoretical density (%TD)	97.1	95.6	96.6	96.0
O/U ratio		2.01	2.00	2.01	2.01
Buffer layer	Material	PyC	PyC	PyC	PyC
	Source gas	C ₂ H ₂			
	Thickness (μm)	62.9	59.6	60.8	62.5
	Density (g/cm ³)	1.13	1.13	1.13	1.12
High-density isotropic pyrocarbon layer	Material	PyC	PyC	PyC	PyC
	Source gas	C ₃ H ₆			
	Thickness (μm)	29.9	28.5	31.6	30.5
	Density (g/cm ³)	1.85	1.85	1.83	1.86
OPTAF	Material	—	—	1.01	1.01
	SiC	SiC	SiC	SiC	SiC
	Source gas	CH ₃ SiCl ₃			
	Thickness (μm)	22.4	22.4	24.7	26.7
Coating	Density (g/cm ³)	3.2	3.2	3.2	3.2
	Free Si (wt %)	—	—	—	0.02
	Material	PyC	PyC	PyC	PyC
	Source gas	C ₃ H ₆			
SiC layer	Thickness (μm)	46.1	42.8	44.5	45.8
	Density (g/cm ³)	1.87	1.81	1.81	1.86
	OPTAF	—	—	—	1.01
	Diameter (μm)	952	901	920	895
Coated particles	Crushing strength (kg)	—	—	—	2.20

Table 2 Characteristics of fuel compacts

Designation of sample	76FP3N	76FP4N	75FPK1	75FPK2	75FPK3	75FPK4
Outer diameter (mm)	36.13	35.85	36.59	36.11	36.37	36.00
Inner diameter (mm)	18.02	17.86	18.21	17.95	18.13	17.94
Length (mm)	36.2	36.0	36.3	36.0	36.1	35.8
Weight (gr)	64.74	65.12	70.13	71.25	67.51	71.21
Geometrical density (gr/cm ³)	2.33	2.38	2.44	2.57	2.39	2.60
Actual amount of uranium (gr)	-	-	-	-	-	-
Enrichment (%)	N.U.	N.U.	N.U.	N.U.	N.U.	N.U.
Actual amount of U-235 (gr)	-	-	-	-	-	-
Coated particle packing fraction (%)	22	22	29	30	29	30
Matrix density (gr/cm ³)	1.67	1.74	1.58	1.66	1.60	1.67
Heat treatment temperature and time	1h at 1800 °C					
Coated particles dispersed	76FPC3N	76FPC3N	75FPCKY	75FPCKY	75FPCKY	75FPCKY
Binder	Phenol formaldehyde resin					
Binder content (%)	10	20	10	20	10	20
Graphite powder	P2N8	P2N8	NCG	NCG	P2N8	P2N8

Table 2 (Continued)

Designation of sample	77FPTC	78FPTC15	78FPTC30	79FPTC22	79FPTC35
Outer diameter (mm)	18.0	18.0	18.0	18.0	18.0
Length (mm)	18.0	18.0	18.0	18.0	18.0
Dia. of thermocouple well (mm)	1.8	1.8	1.8	1.8	1.8
Weight (gr)	11.1	9.4	11.3	10.2	11.7
Geometrical density (gr/cm ³)	2.52	2.10	2.54	2.30	2.65
Actual amount of uranium (gr)	3.69	1.86	3.69	2.70	4.28
Enrichment (%)	4.0	8.0	8.0	8.0	8.0
Actual amount of U-235 (gr)	0.15	0.15	0.30	0.22	0.34
Coated particle packing fraction (%)	30	15	30	22	35
Matrix density (g/cm ³)	1.7	1.7	1.7	1.7	1.7
Heat treatment temperature and time			1h at 1800 °C		
Coated particles dispersed	77FPTCP	78FPT1	78FPT1	79FPC1	79FPC1
Binder		Phenol formaldehyde resin			
Binder content (%)	20	20	20	20	20
Graphite powder		Natural graphite and petroleum coke graphite			

Table 3 Characteristics of graphite/carbon matrices

Designation of sample	NCG10	NCG20	P2N810	P2N820
Outer diameter (mm)	36.51	35.77	36.48	35.81
Inner diameter (mm)	18.15	17.81	18.16	17.85
Length (mm)	34.95	36.12	34.80	35.84
Weight (g)	45.62	44.58	45.60	45.06
Geometrical density (g/cm ³)	1.66	1.63	1.67	1.67
Binder	Phenol formaldehyde resin			
Binder content (wt %)	10	20	10	20
Graphite powder	Needle coke graphite	Petroleum coke graphite and natural graphite		
Heat treatment temperature (°C)	1800			

Table 4 Characteristics of graphite powder

Graphite	Needle coke graphite	Petroleum coke graphite	Natural graphite
Crystallite size Lc Å	420	620	1500
Crystallite size La Å	1300	1700	3900
002 d spacing Å	3.37	3.37	3.36
Median particle size μm	< 20	< 20	< 20
Density g/cm ³	Real 2.20	2.15	2.25
	Bulk 0.70	0.69	0.66
Specific surface area m ² /g	7.9	1.2	7.1

Table 5 Characteristics of IG-11 graphite

Bulk density (g/cm ³)	1.78	
Real density (g/cm ³)	2.15	
Hardness	53	
Tensile strength (kg/cm ²)	236	
Bending strength (kg/cm ²)	373	
Compressive strength (kg/cm ²)	802	
Young's Modulus (kg/cm ²)	1035	
Poisson's ratio	0.11	
C.T.E. (10 ⁻⁶ /°K)	4.64	
Electric resistivity (μΩcm)	1073	
Anisotropic ratio	1.04	
Impurity (ppm)	Ash	23
	B	<0.1
	Fe	<50
	Ti	<20
	V	<5

Table 6 Heat transmission correction factor

K	f ₁	f ₂
673	0.96	0.79
773	0.96	0.79
873	0.97	0.79
973	0.96	0.79
1073	0.96	0.78
1173	0.96	0.76
1273	0.94	0.76

Table 7 Irradiation conditions of V1F-11H, V1F-16H and V1F-24H capsule

Capsule	V1F - 11H	V1F - 16H	V1F - 24H
Reactor	JRR-2	JRR-2	JRR-2
Irradiation hole	VT-1	VT-1	VT-1
Thermal neutron flux (n·cm ⁻² ·sec ⁻¹)	3×10 ¹³	2.4×10 ¹³ ~ 6.6×10 ¹³	2.0×10 ¹³ ~ 5.8×10 ¹³
Fast neutron flux > 1 MeV (n·cm ⁻² ·sec ⁻¹)	4×10 ¹¹	1.9×10 ¹¹ ~ 2.4×10 ¹²	1.3×10 ¹¹ ~ 1.8×10 ¹¹
Irradiation cycle	R2-53-03 (1978.6.19 - 6.30) R2-53-04 (1978.7.10 - 7.21)	R2-54-07 (1979.10.22 - 11.2) R2-54-08 (1979.11.12 - 11.23) R2-54-09 (1979.12.3 - 12.4)	R2-55-04 (1980.11.10 - 11.21) R2-55-05 (1980.12.1 - 12.12)
Irradiation time (hr)	528	792	528
Irradiation Temp. (°C)	700 ~ 1400	600 ~ 1350	600 ~ 1300
Thermal neutron dose (n·cm ⁻²)	5.7×10 ¹⁹	6.4×10 ¹⁹ ~ 1.8×10 ²⁰	3.8×10 ¹⁹ ~ 1.1×10 ²⁰
Fast neutron dose (n·cm ⁻²) > 1 MeV	7.6×10 ¹⁷	5.2×10 ¹⁷ ~ 6.4×10 ¹⁸	2.5×10 ¹⁷ ~ 3.4×10 ¹⁸
Burn up (% FIMA) (max)	0.1	0.3	0.2

Table 8 Gap distance between fuel compact and graphite sleeve at high temperature

Fuel compact		Graphite sleeve		2d Gap distance (mm)
Temperature at surface (K)	Diameter (mm)	Temperature at inner surface (K)	Inner diameter (mm)	
293	17.970	293	18.130	0.160
1031	17.991	948	18.183	0.192
1156	17.997	1064	18.194	0.197
1265	18.002	1162	18.203	0.201
1386	18.008	1270	18.216	0.208
1475	18.015	1377	18.224	0.209
1647	18.021	1503	18.237	0.216

Table 9 Heat conduction by radiation in VIF-11H capsule

Temperature at surface of fuel compact (K)	Temperature at inner surface of graphite sleeve (K)	Temperature difference in gap (K)	A	B	$\frac{B}{A}$	A-B (W. cm ⁻¹)
			Linear heat rate (W. cm ⁻¹)	Heat conduction by radiation (W. cm ⁻¹)		
1031	948	83	41.2	13.8	0.335	27.4
1156	1064	92	49.6	21.6	0.436	28.0
1265	1162	103	62.8	31.6	0.504	31.2
1304	1208	96	59.3	32.7	0.551	26.6
1386	1270	117	74.6	46.7	0.626	27.9
1475	1377	98	70.3	48.8	0.694	21.5
1495	1365	129	87.2	65.4	0.749	21.8

Table 10 $g_1 + g_2$, h_g and h_r for V1F-11H capsule at gap = 0.08 mm along with the Hann and Lloyd models

Temperature (K)	Hann				Lloyd			
	$g_1 + g_2$ (cm)	h_g (W/cm ² K)	h_r (W/cm ² K)	$h_r + h_g$ (W/cm ² K)	$g_1 + g_2$ (cm)	h_g (W/cm ² K)	h_r (W/cm ² K)	$h_r + h_g$ (W/cm ² K)
989	8.38×10^{-3}	0.064	0.029	0.093	1.22×10^{-4}	0.0529	0.029	0.0819
1110	8.39×10^{-3}	0.069	0.041	0.110	1.39×10^{-4}	0.0572	0.041	0.0982
1213	8.39×10^{-3}	0.073	0.054	0.127	1.56×10^{-4}	0.0608	0.054	0.114
1256	8.40×10^{-3}	0.075	0.060	0.135	1.64×10^{-4}	0.0624	0.060	0.122
1328	8.40×10^{-3}	0.078	0.070	0.148	1.80×10^{-4}	0.0647	0.070	0.135
1426	8.40×10^{-3}	0.082	0.088	0.170	2.05×10^{-4}	0.0678	0.088	0.156

Table 11 $g_1 + g_2$, h_g and h_r for V1F-16H capsule at gap = 0.14 mm along with the Hann and Lloyd models

Temperature (K)	Hann				Lloyd			
	$g_1 + g_2$ (cm)	h_g (W/cm ² K)	h_r (W/cm ² K)	$h_r + h_g$ (W/cm ² K)	$g_1 + g_2$ (cm)	h_g (W/cm ² K)	h_r (W/cm ² K)	$h_r + h_g$ (W/cm ² K)
1023	3.82×10^{-4}	0.0373	0.0239	0.0612	1.22×10^{-4}	0.0305	0.0239	0.0544
1123	3.40×10^{-4}	0.0405	0.0292	0.0697	1.39×10^{-4}	0.0330	0.0292	0.0622
1223	3.93×10^{-4}	0.0427	0.0460	0.0887	1.56×10^{-4}	0.0349	0.0460	0.0809
1323	4.00×10^{-4}	0.0455	0.0556	0.101	1.80×10^{-4}	0.0372	0.0556	0.0928
1423	4.06×10^{-4}	0.0479	0.0667	0.118	2.05×10^{-4}	0.0391	0.0679	0.107

Table 12 $g_1 + g_2$, h_g and h_r for V1F-24H capsule at gap = 0.14 mm along
with the Hann and Lloyd models

Temperature (K)	Hann			Lloyd				
	$g_1 + g_2$ (cm)	h_g (W/cm ² K)	h_r (W/cm ² K)	$h_g + h_r$ (W/cm ² K)	$g_1 + g_2$ (cm)	h_g (W/cm ² K)	h_r (W/cm ² K)	$h_g + h_r$ (W/cm ² K)
1025	7.85×10^{-4}	0.233	0.0126	0.246	4.58×10^{-4}	0.239	0.0126	0.251
1125	7.85×10^{-4}	0.248	0.0223	0.270	5.30×10^{-4}	0.253	0.0223	0.275
1225	7.90×10^{-4}	0.263	0.0243	0.287	6.26×10^{-4}	0.278	0.0243	0.302
1325	8.00×10^{-4}	0.278	0.0321	0.310	8.04×10^{-4}	0.293	0.0321	0.325
1425	8.05×10^{-4}	0.291	0.0415	0.323	9.42×10^{-4}	0.289	0.0415	0.330

Table 13 $g_1 + g_2$, h_g and h_r for V1F-24H capsule at gap = 0.04 mm along
with the Hann and Lloyd models

Temperature (K)	Hann			Lloyd				
	$g_1 + g_2$ (cm)	h_g (W/cm ² K)	h_r (W/cm ² K)	$h_g + h_r$ (W/cm ² K)	$g_1 + g_2$ (cm)	h_g (W/cm ² K)	h_r (W/cm ² K)	$h_g + h_r$ (W/cm ² K)
1023	7.85×10^{-4}	0.722	0.0208	0.743	4.58×10^{-4}	0.773	0.0208	0.794
1123	7.85×10^{-4}	0.768	0.0311	0.799	5.30×10^{-4}	0.810	0.0311	0.841
1223	7.90×10^{-4}	0.812	0.0420	0.854	6.26×10^{-4}	0.840	0.0420	0.882
1323	8.00×10^{-4}	0.854	0.0534	0.907	8.04×10^{-4}	0.854	0.0534	0.907
1423	8.05×10^{-4}	0.890	0.0665	0.956	9.42×10^{-4}	0.870	0.0665	0.936

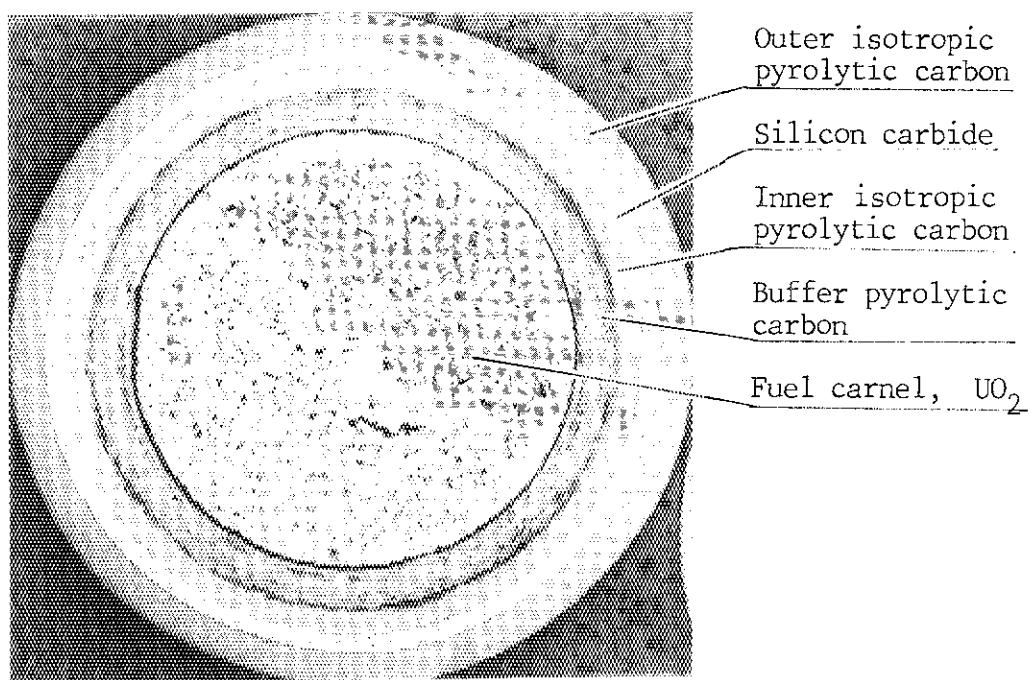


Fig. 1 Cross section of coated particle

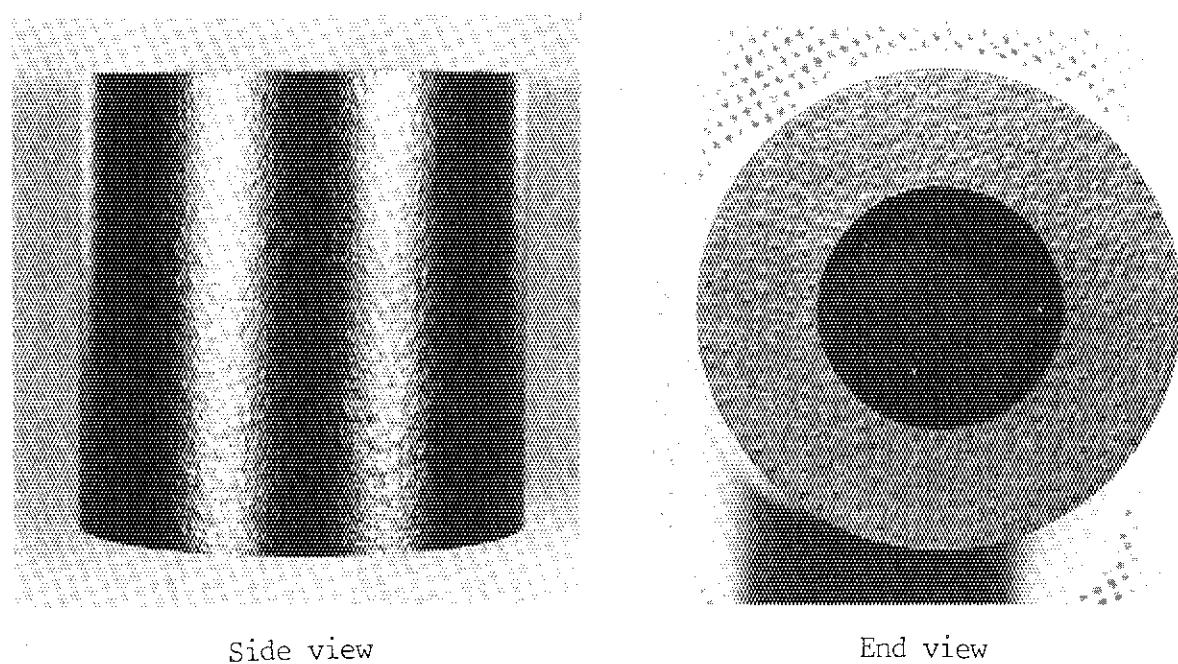


Fig. 2-a Fuel compact used for ex-reactor experiments

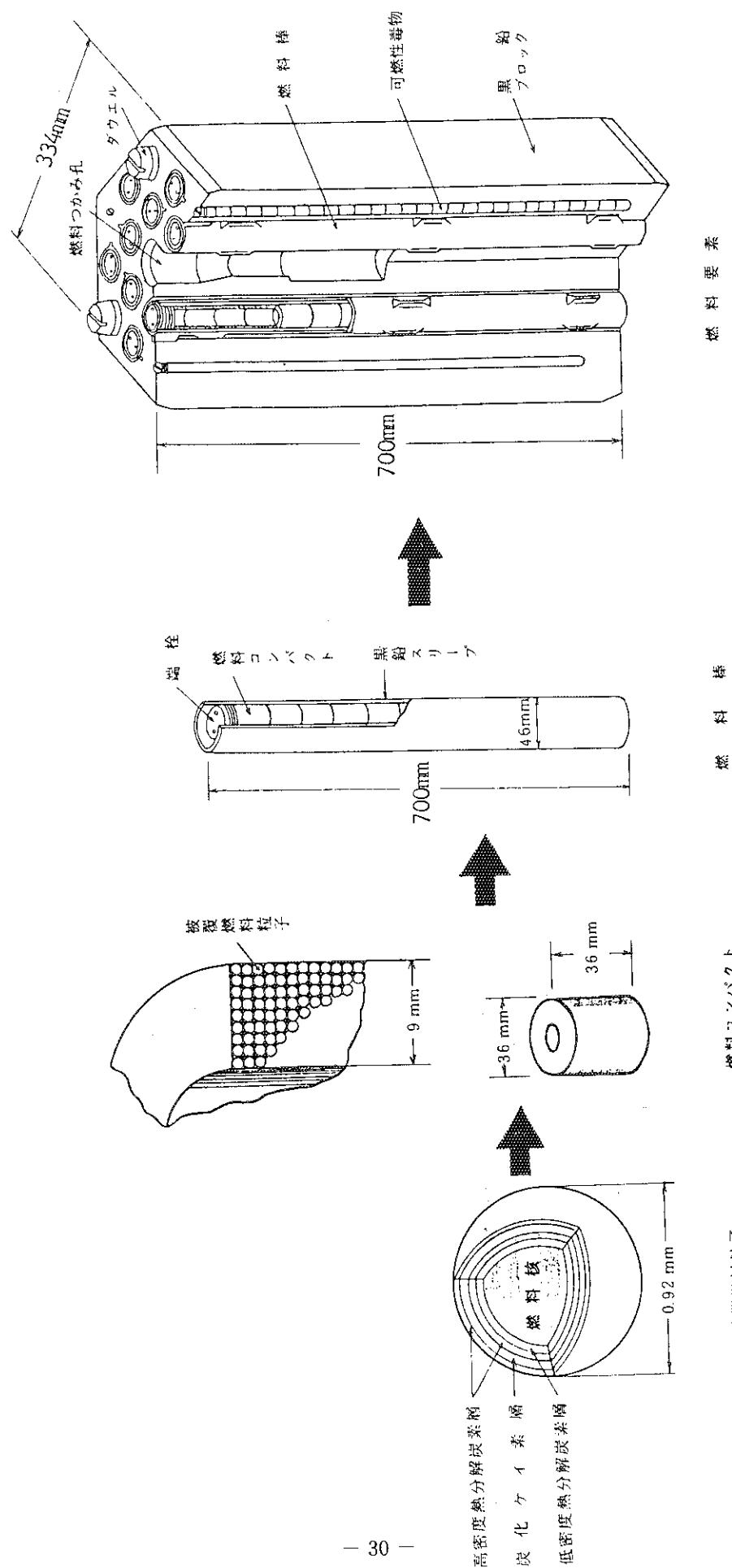
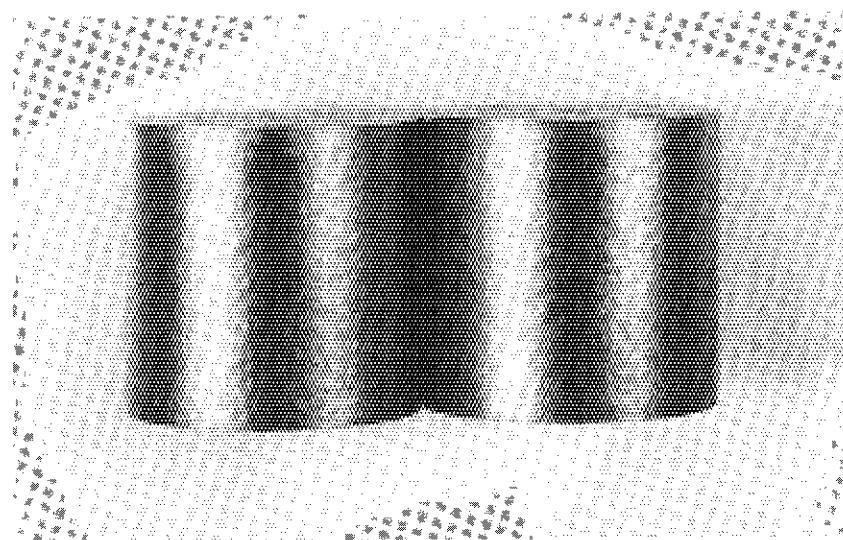
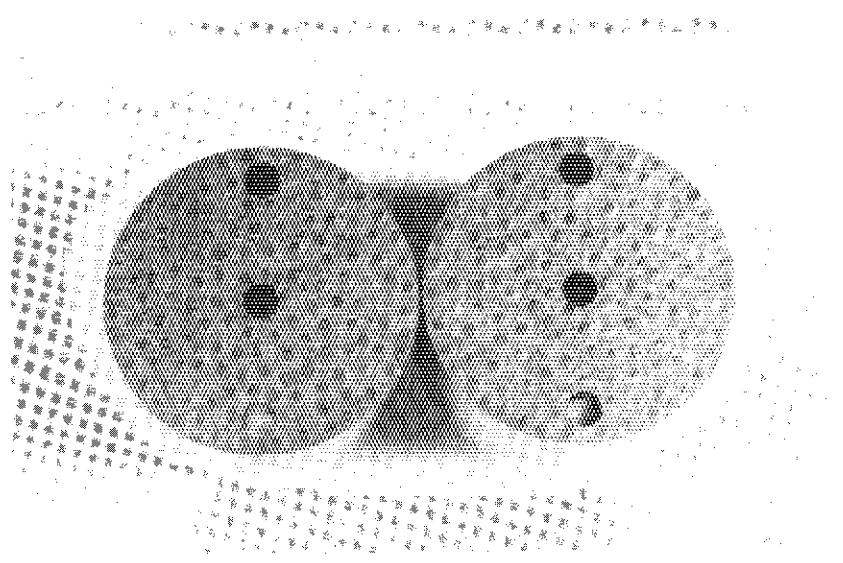


Fig. 2-b Configuration of fuel element for HTGR 33)



Side view



End view

Fig. 3 Fuel compacts used for irradiation experiments

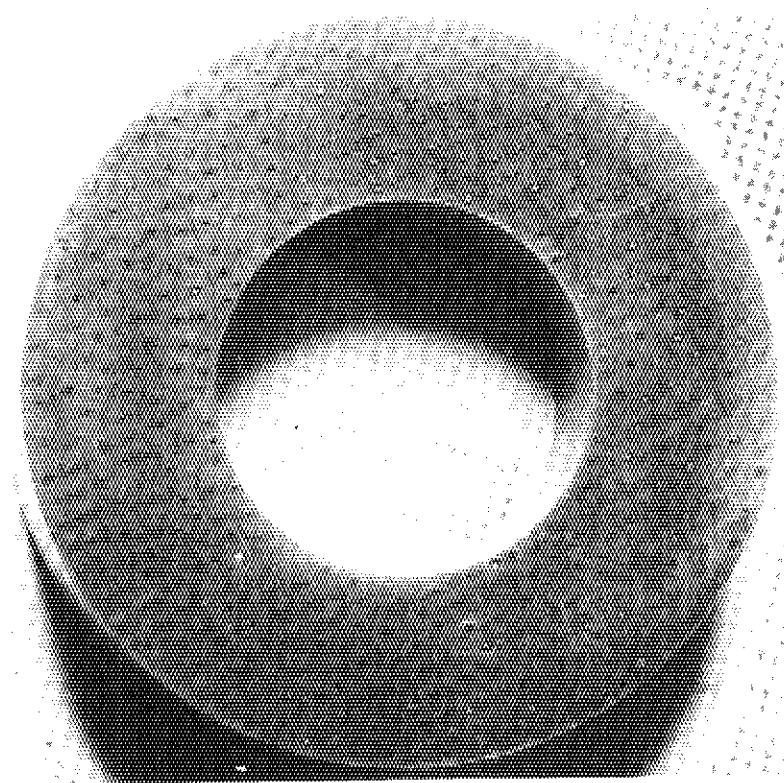


Fig. 4 Cross section of fuel compact for ex-reactor experiments

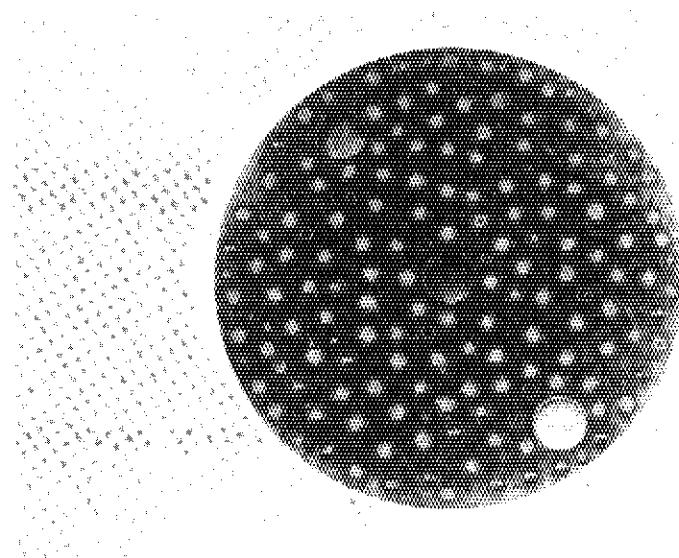


Fig. 5 Cross section of fuel compact for irradiation experiments

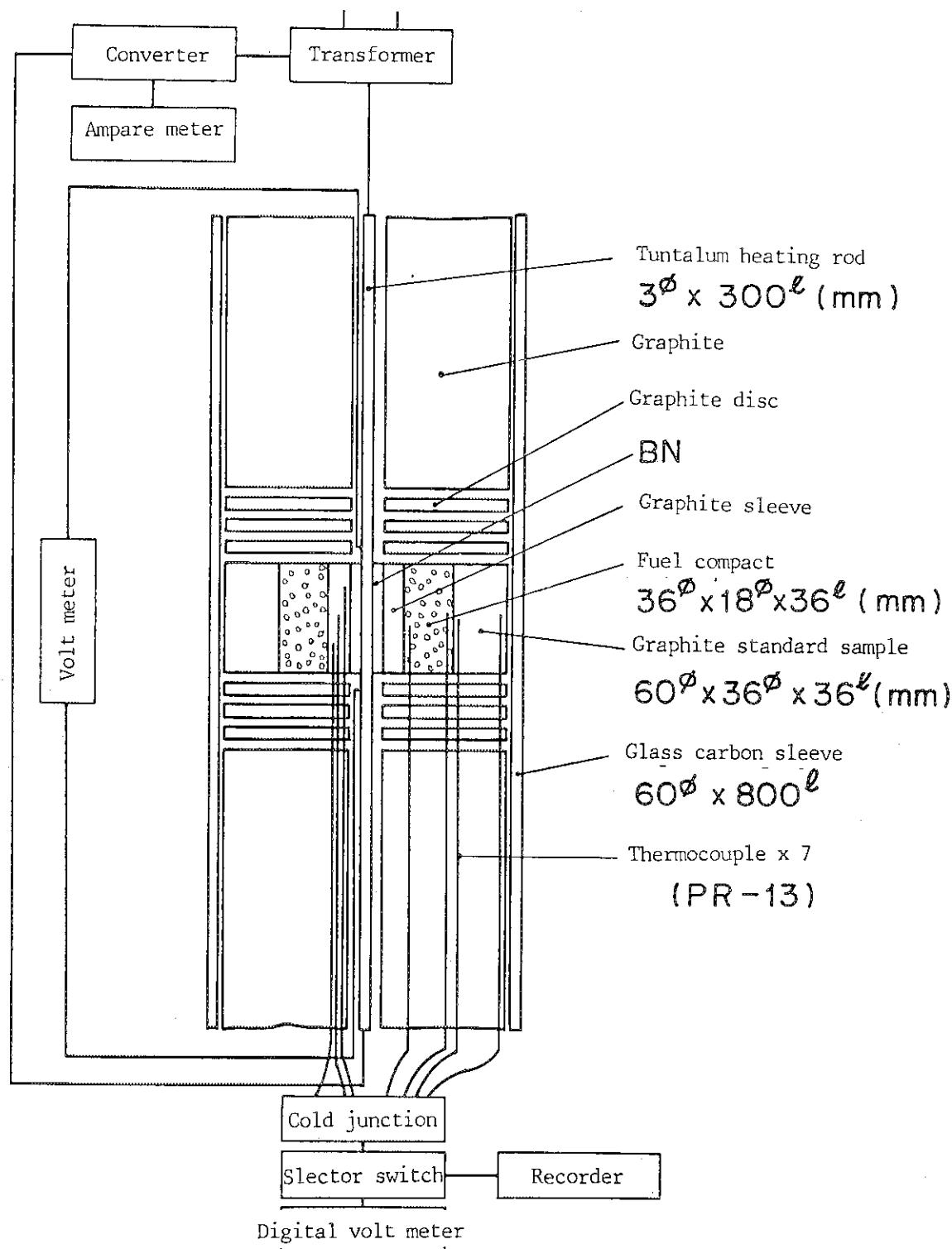


Fig. 6 Schematic diagram of thermal conductivity test apparatus

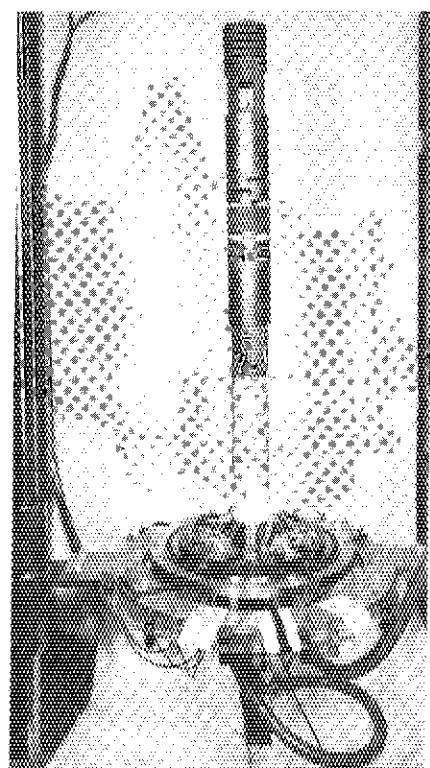


Fig. 7 Photograph of sample holder assembly

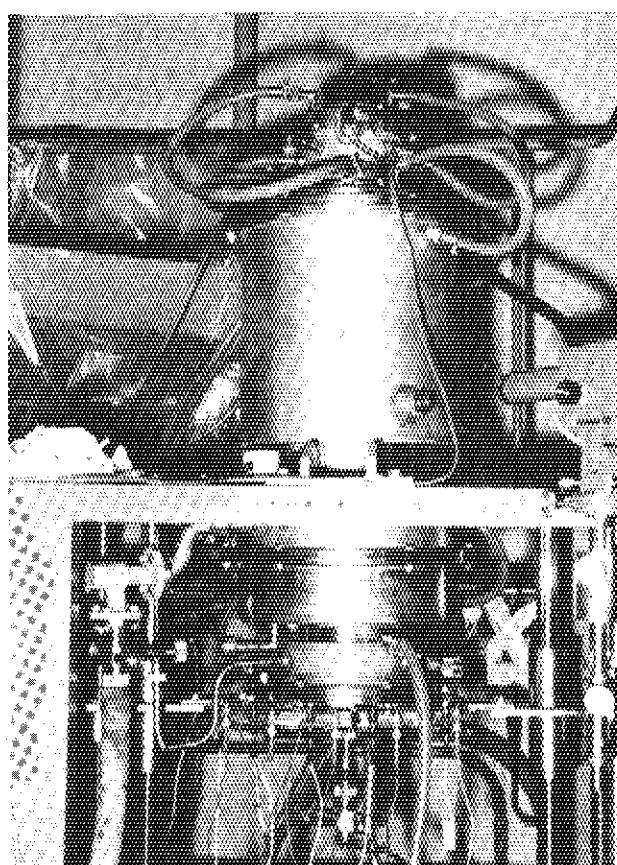


Fig. 8 Outer view of thermal conductivity measurement apparatus

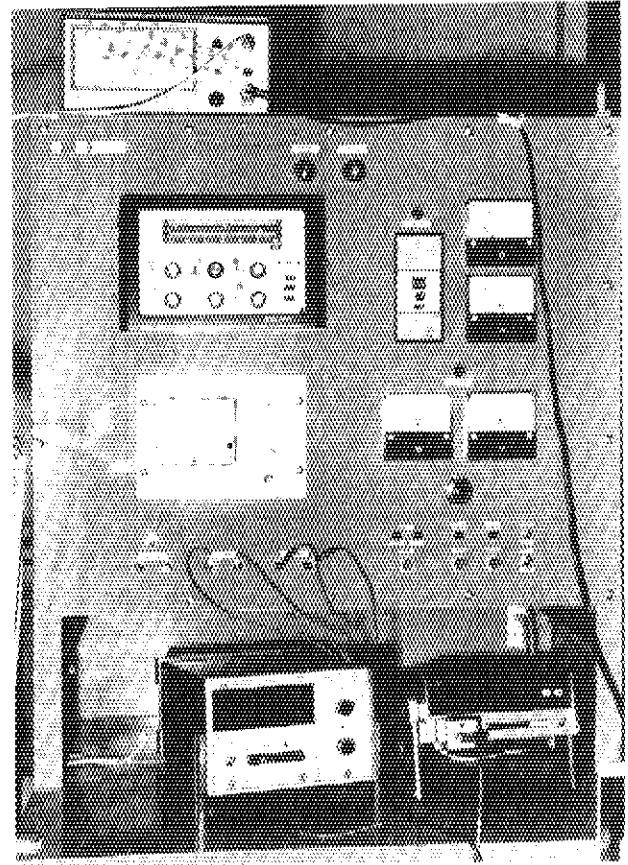


Fig. 9 Temperature control unit and electric instrument

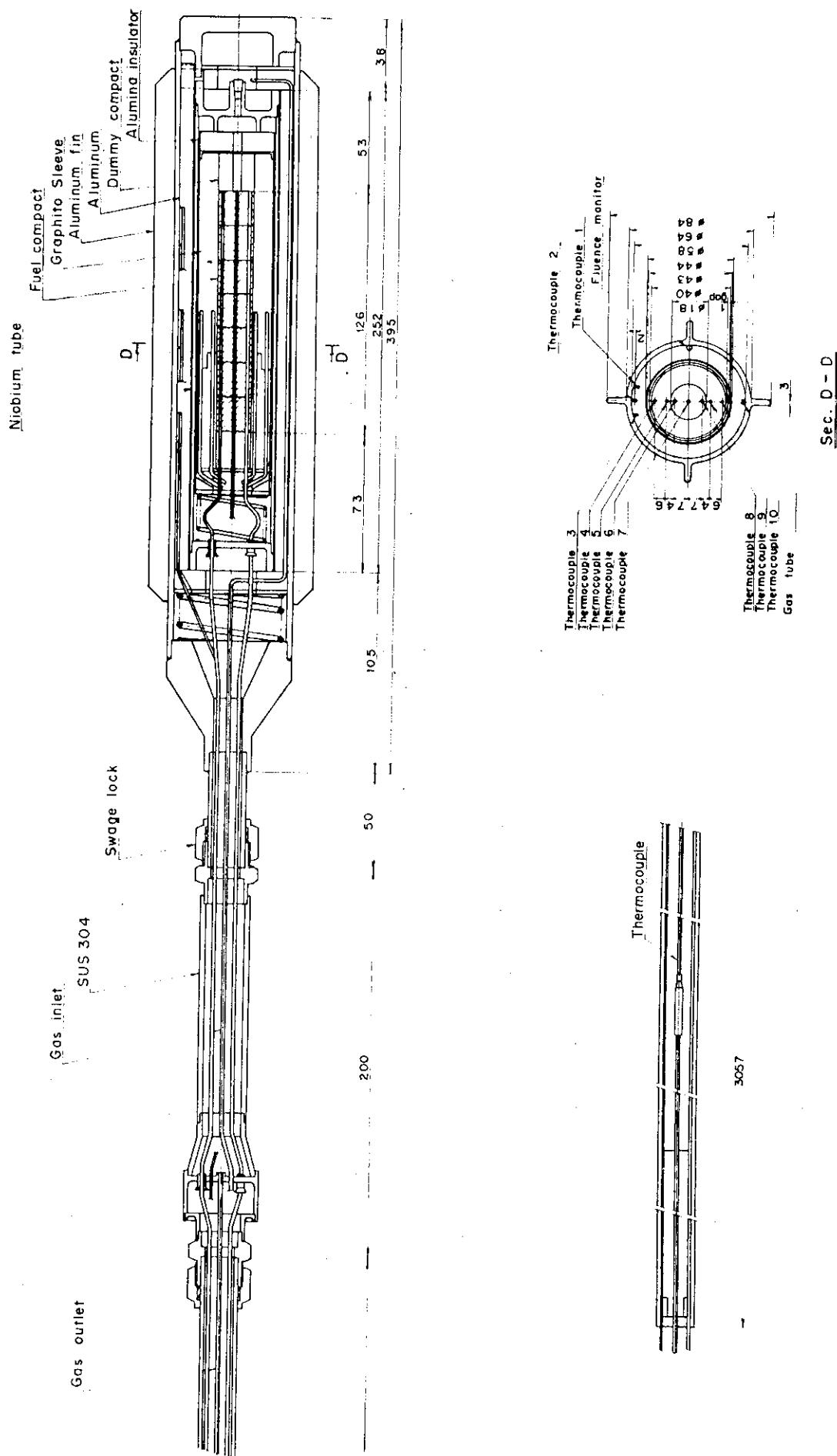


Fig. 10 VIF-11H capsule

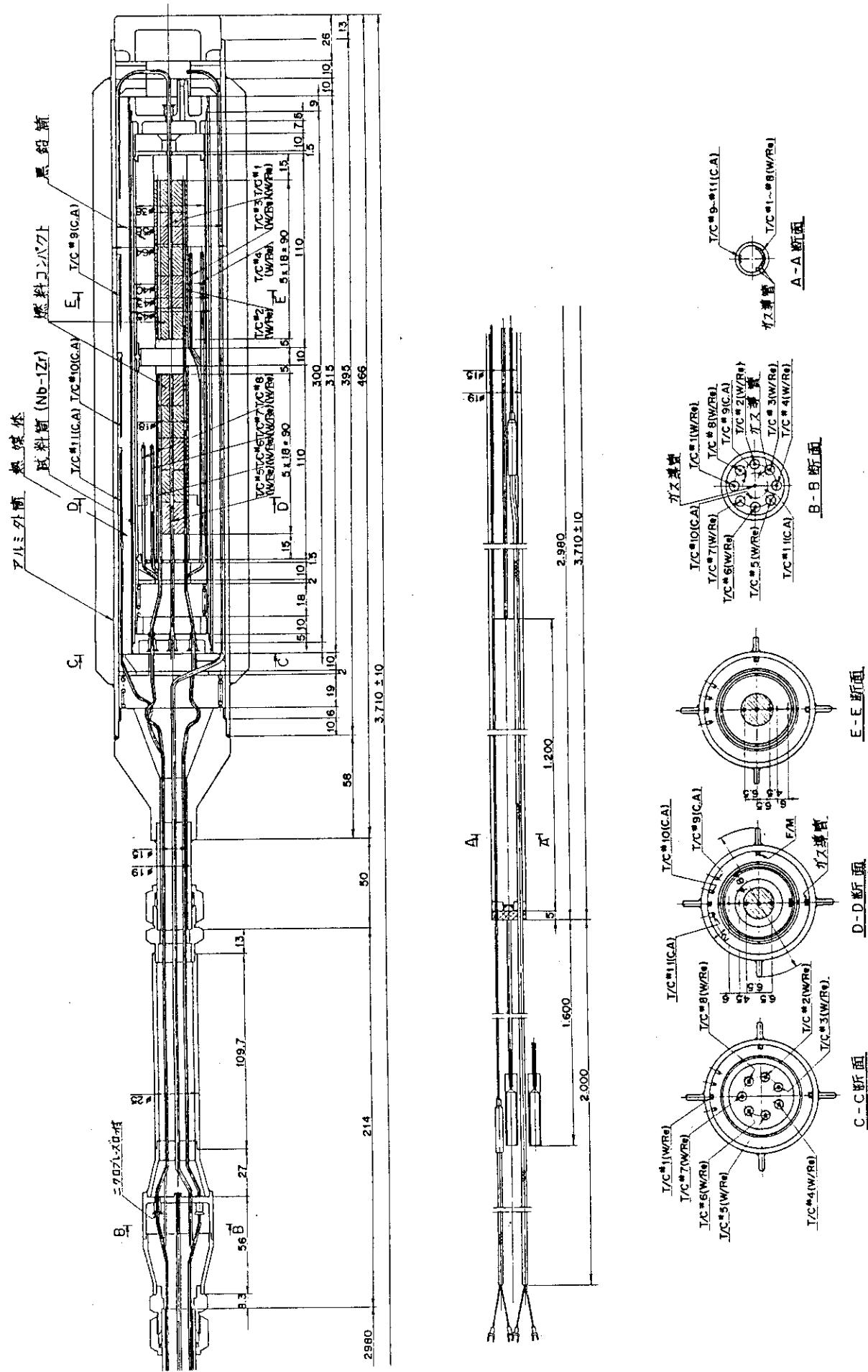


Fig. 11 V1F-16H capsule

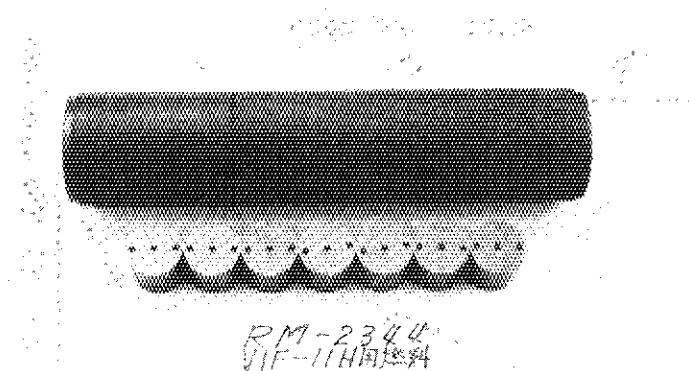


Fig. 12 Fuel compacts and graphite sleeve packed into V1F-11H capsule

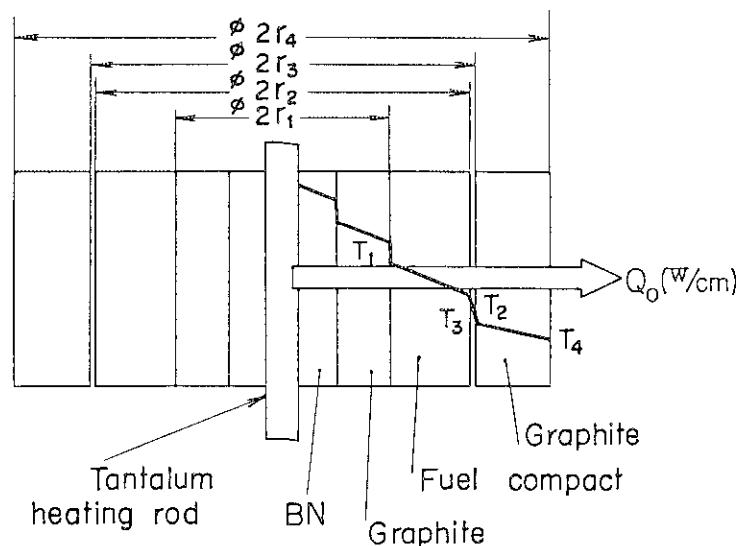


Fig. 13 Idealised temperature profile across fuel compact and graphite sleeve

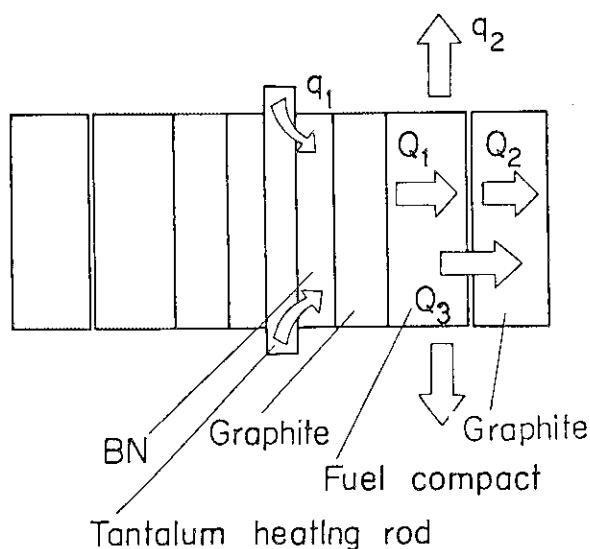


Fig. 14 Thermal transport in real specimen

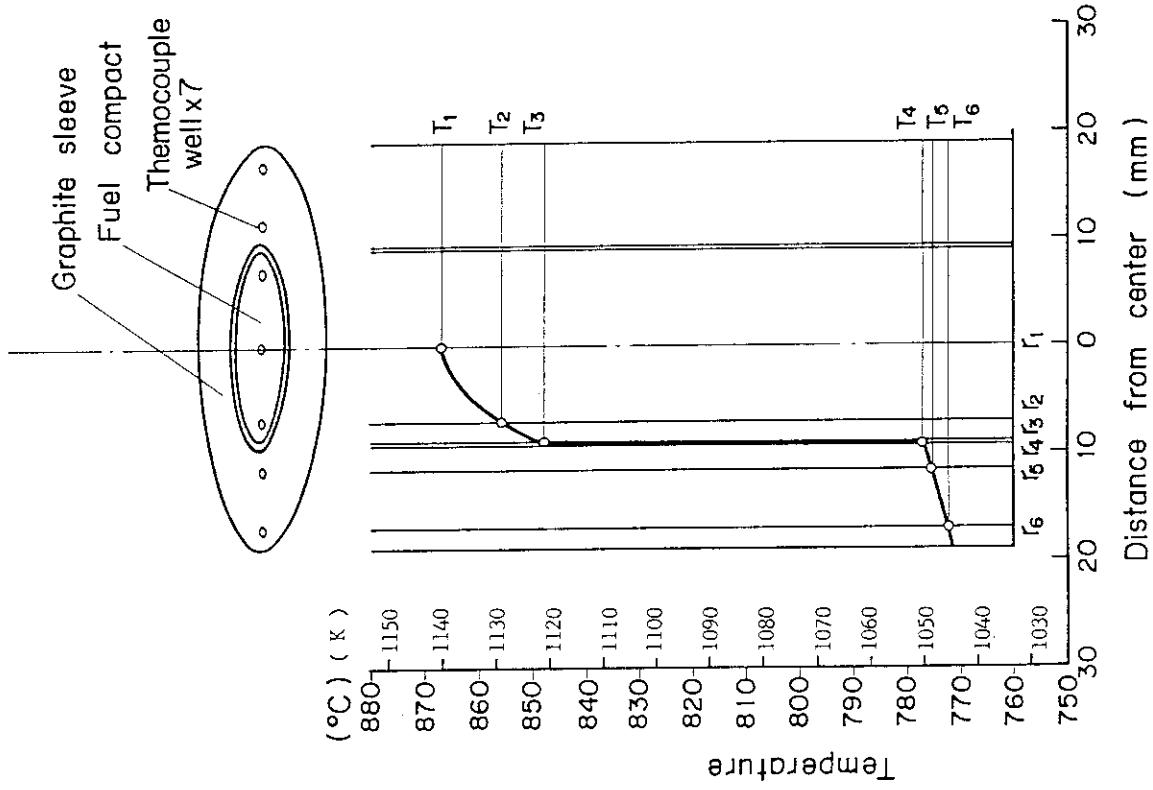


Fig. 15 An example of temperature profile in fuel rod

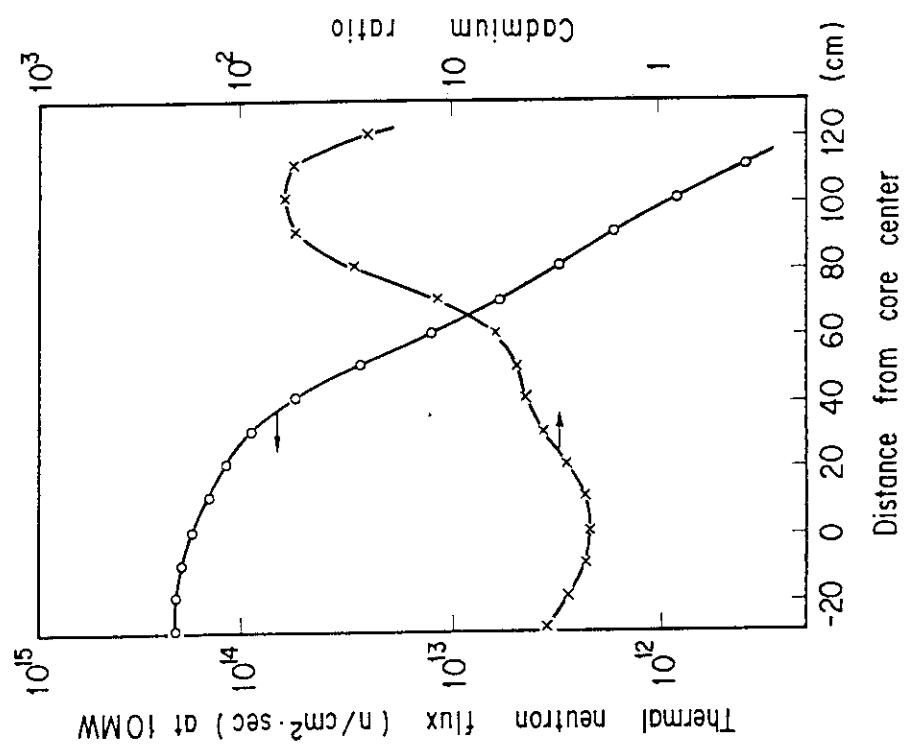


Fig. 16 Thermal neutron flux distribution in VT-1 hole at 10 MW reactor thermal out-put.

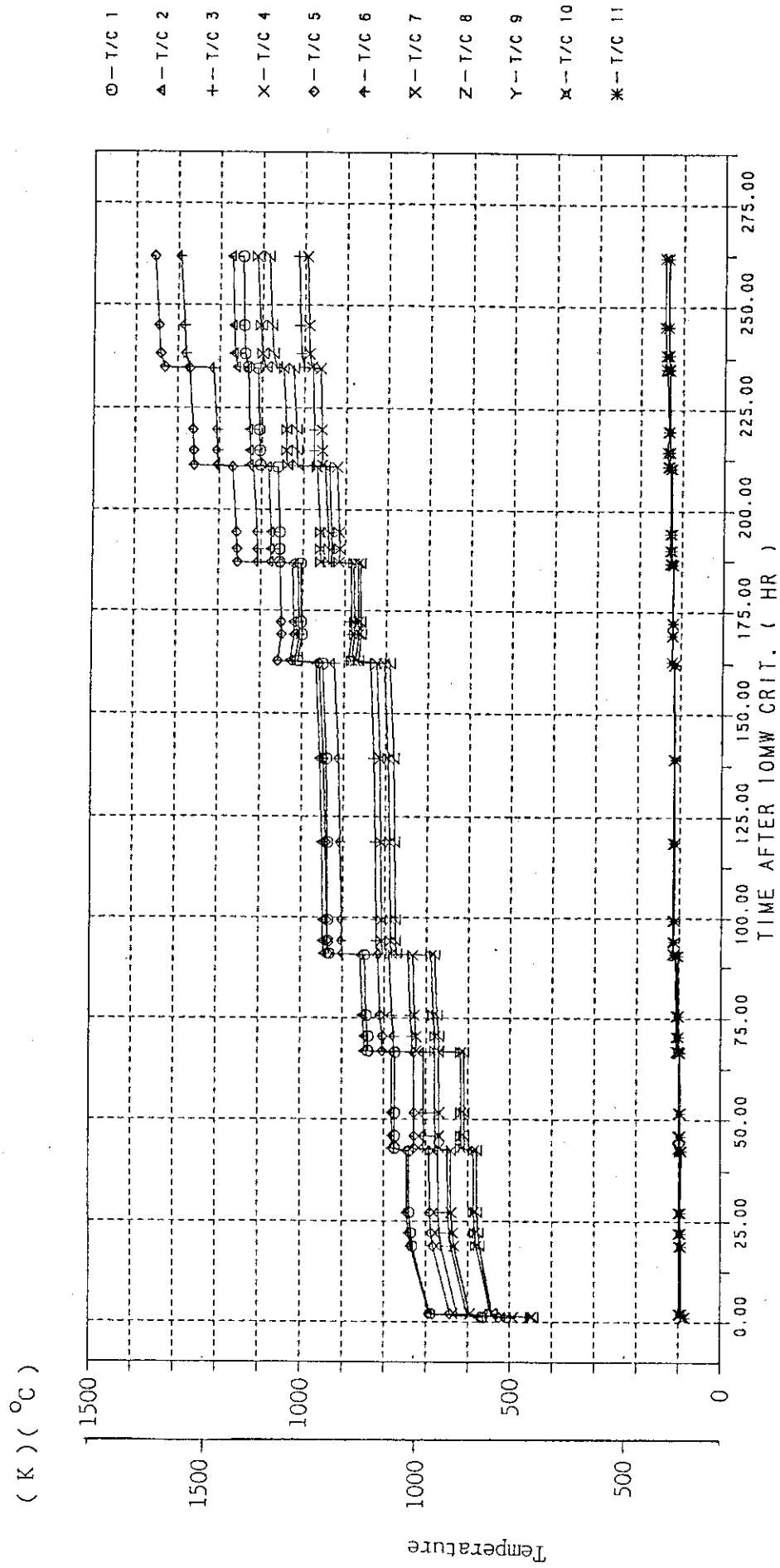


Fig. 17 Irradiation temperature in V1F-16H capsule

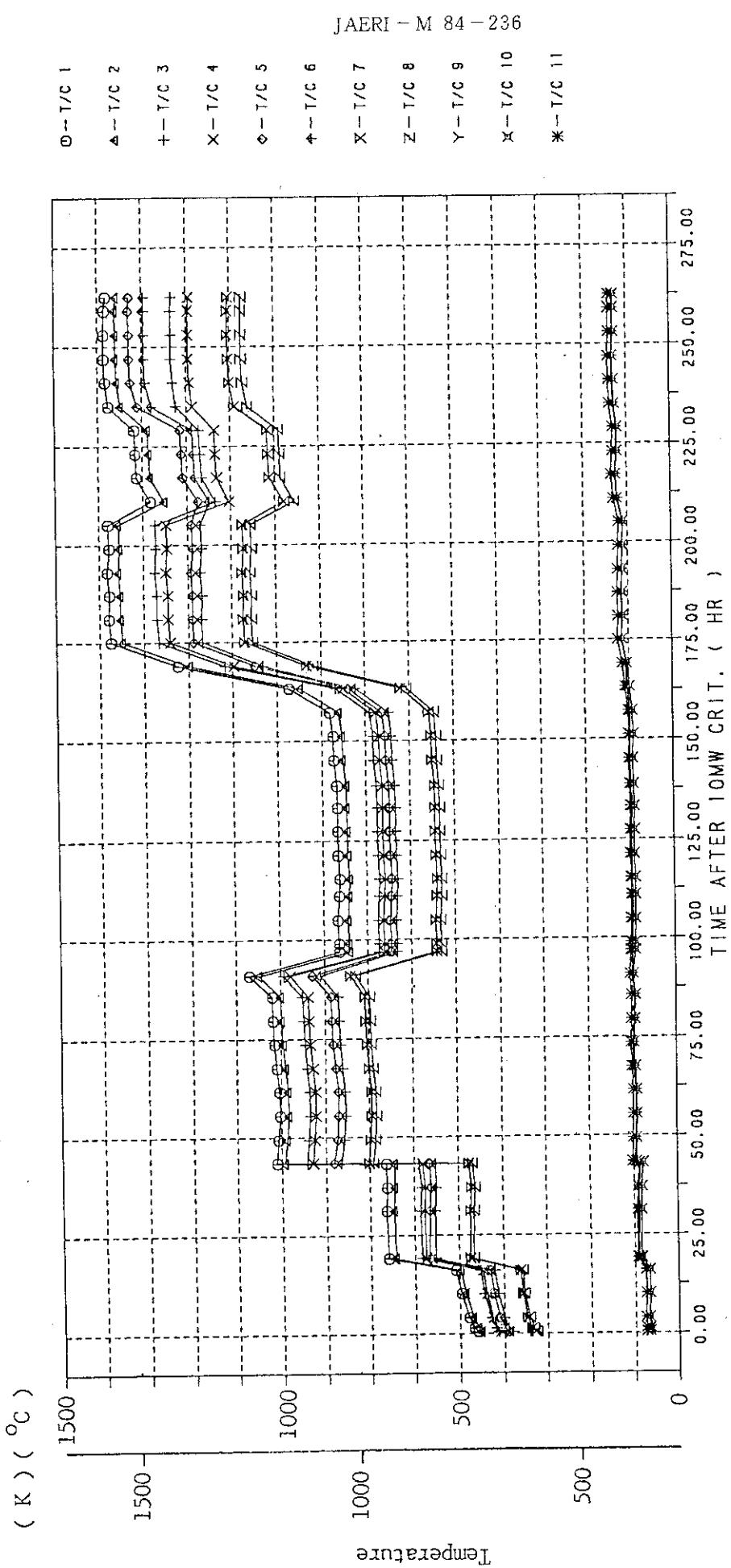


Fig. 18 Irradiation temperature in VIF-24H capsule

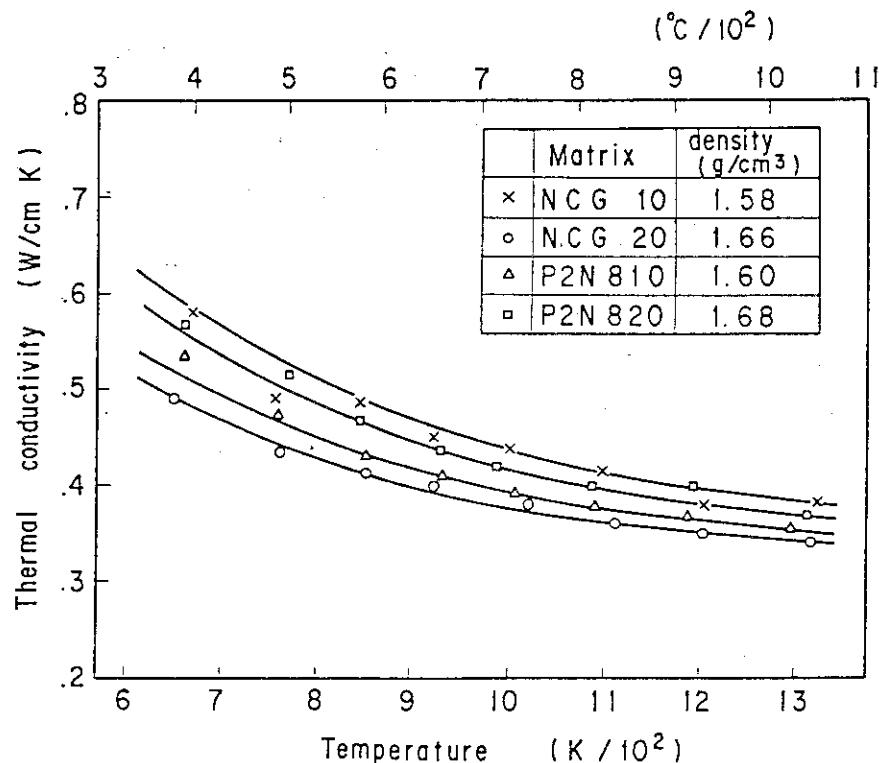


Fig. 19 Thermal conductivity of graphite/carbon matrices.
(Ex-reactor experiments)

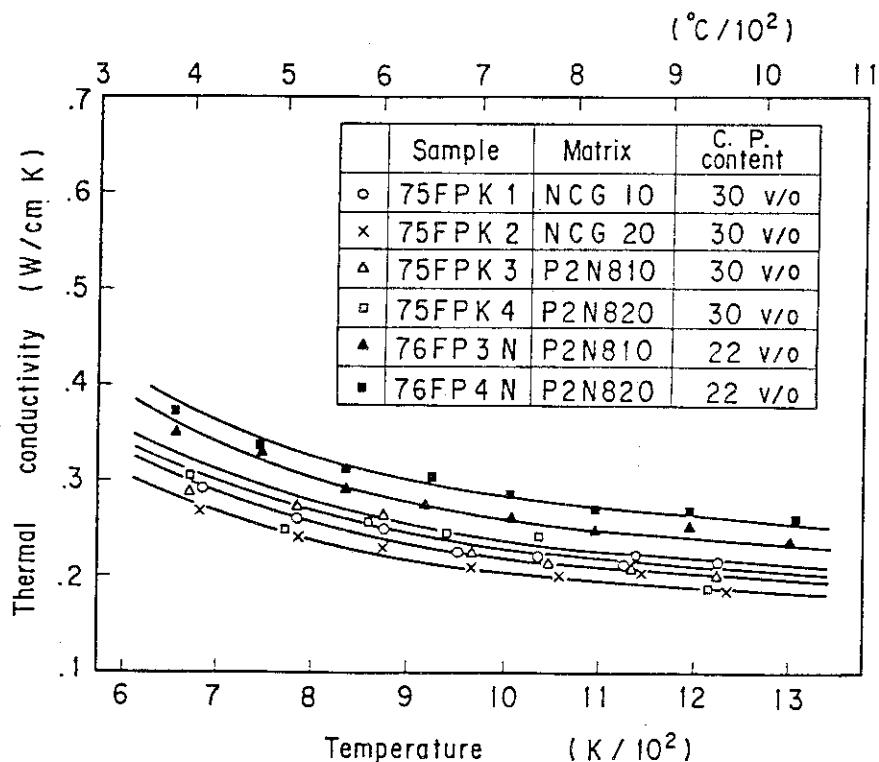


Fig. 20 Thermal conductivity of fuel compacts versus temperature showing variation with coated particle loading and graphite/carbon matrix.
(Ex-reactor experiments)

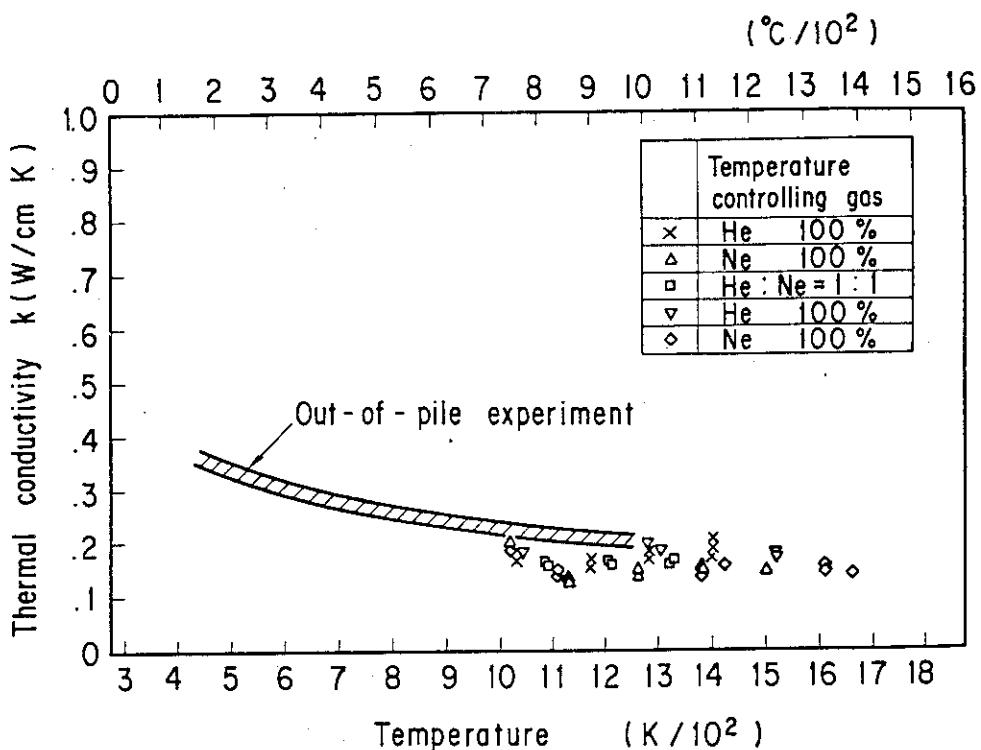


Fig. 21 Thermal conductivity of fuel compact derived from irradiation in V1F-11H capsule.

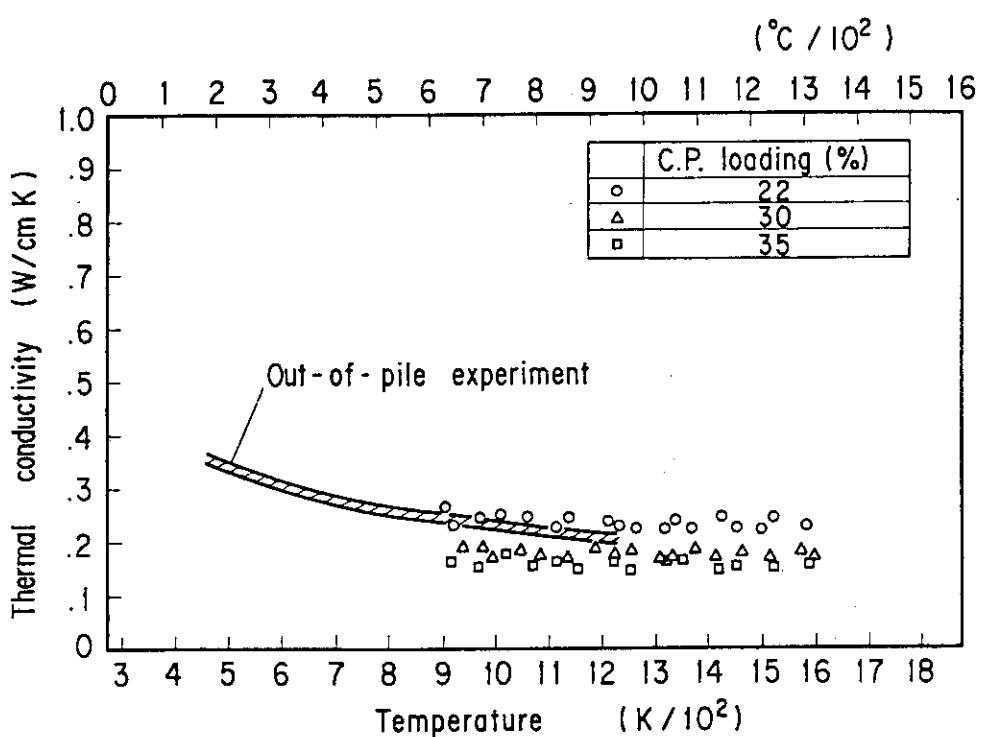


Fig. 22 Thermal conductivity of fuel compacts derived from irradiation in V1F-16H and V1F-24H capsule.

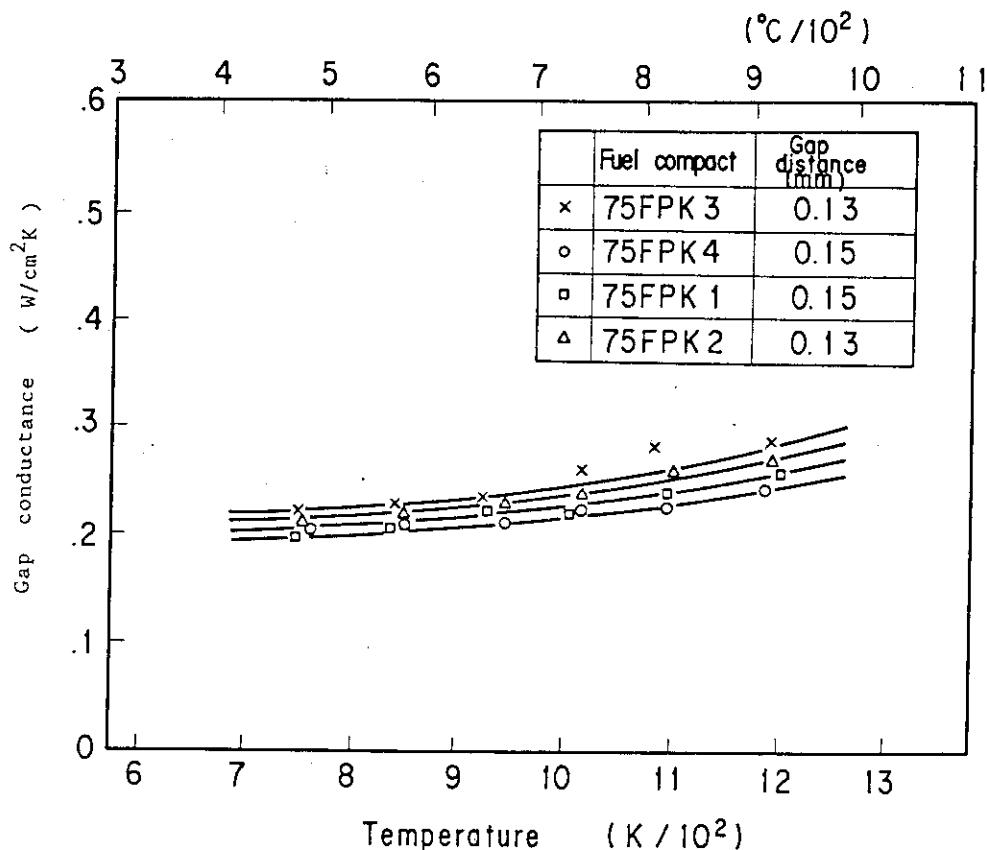


Fig. 23 Gap conductance between fuel compact and graphite sleeve.
(Ex-reactor experiments)

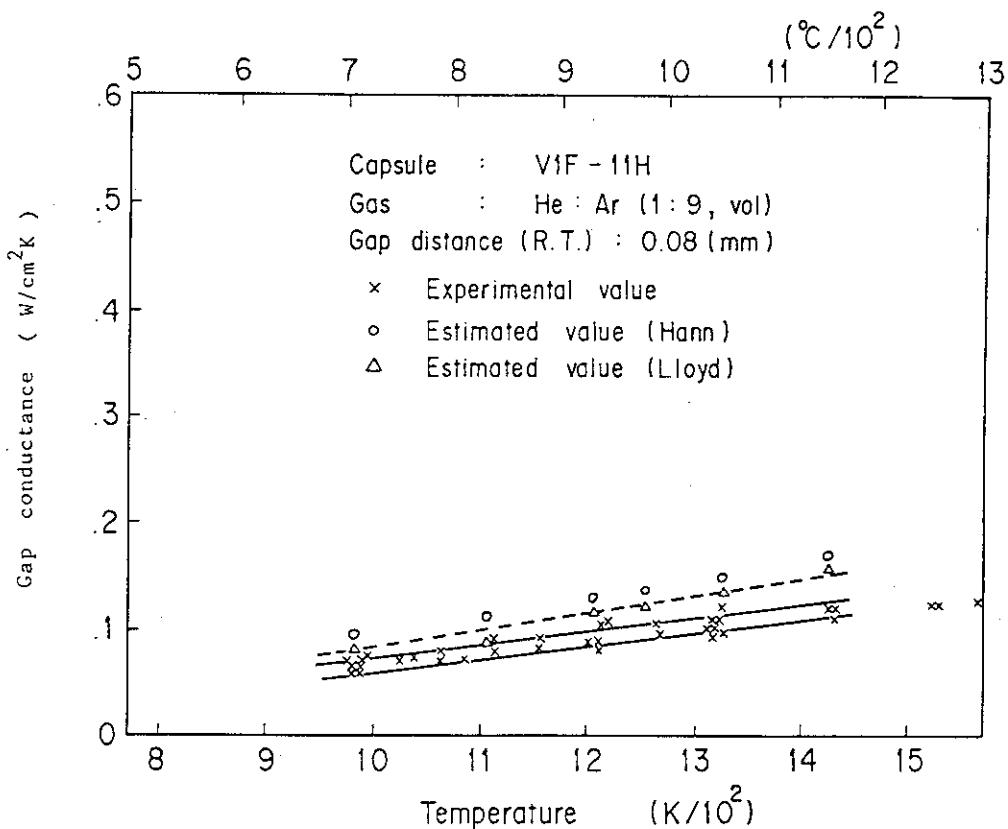


Fig. 24 Gap conductance between fuel compact and graphite sleeve derived from irradiation in V1F-11H capsule

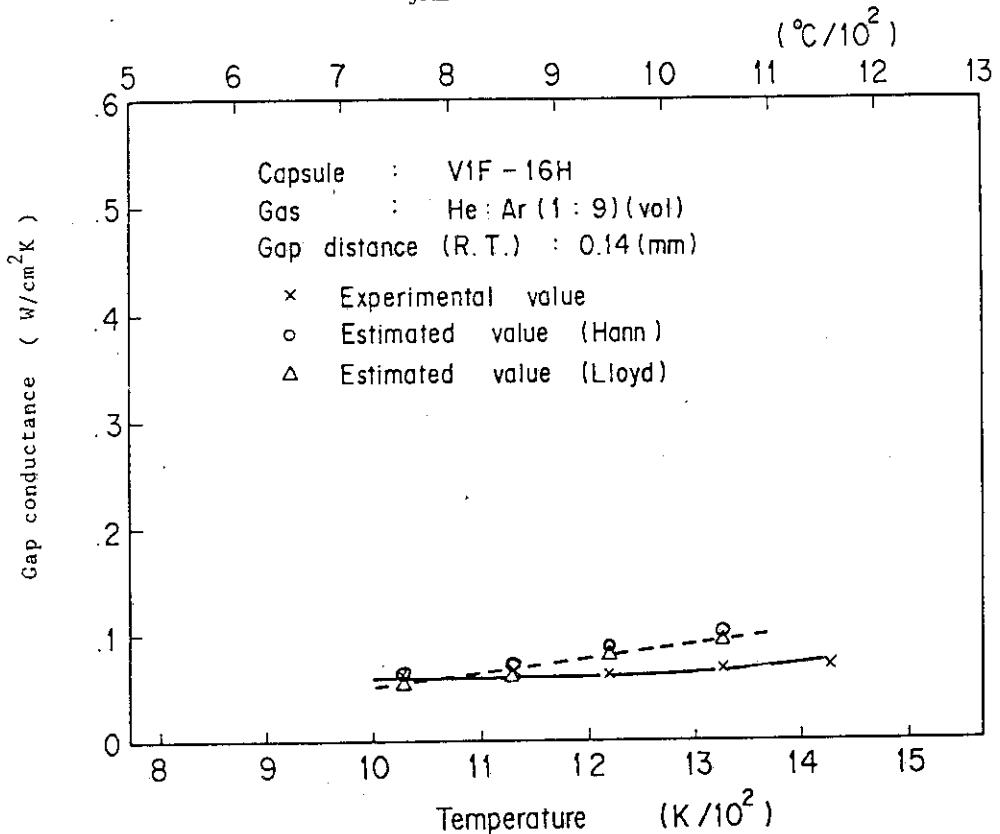


Fig. 25 Gap conductance between fuel compact and graphite sleeve derived from irradiation in V1F-16H capsule.

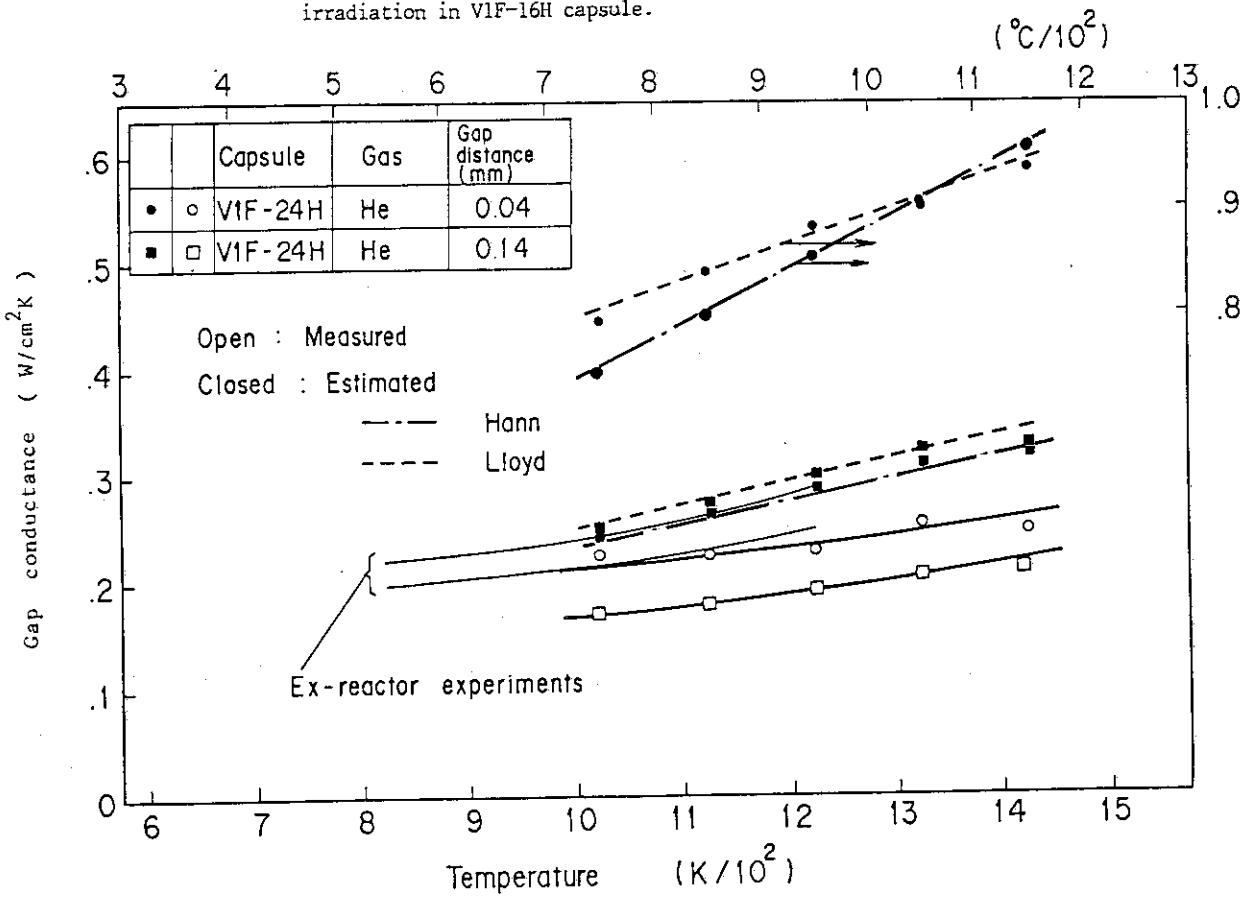


Fig. 26 Gap conductance between fuel compact and graphite sleeve derived from irradiation in V1F-24H capsule.

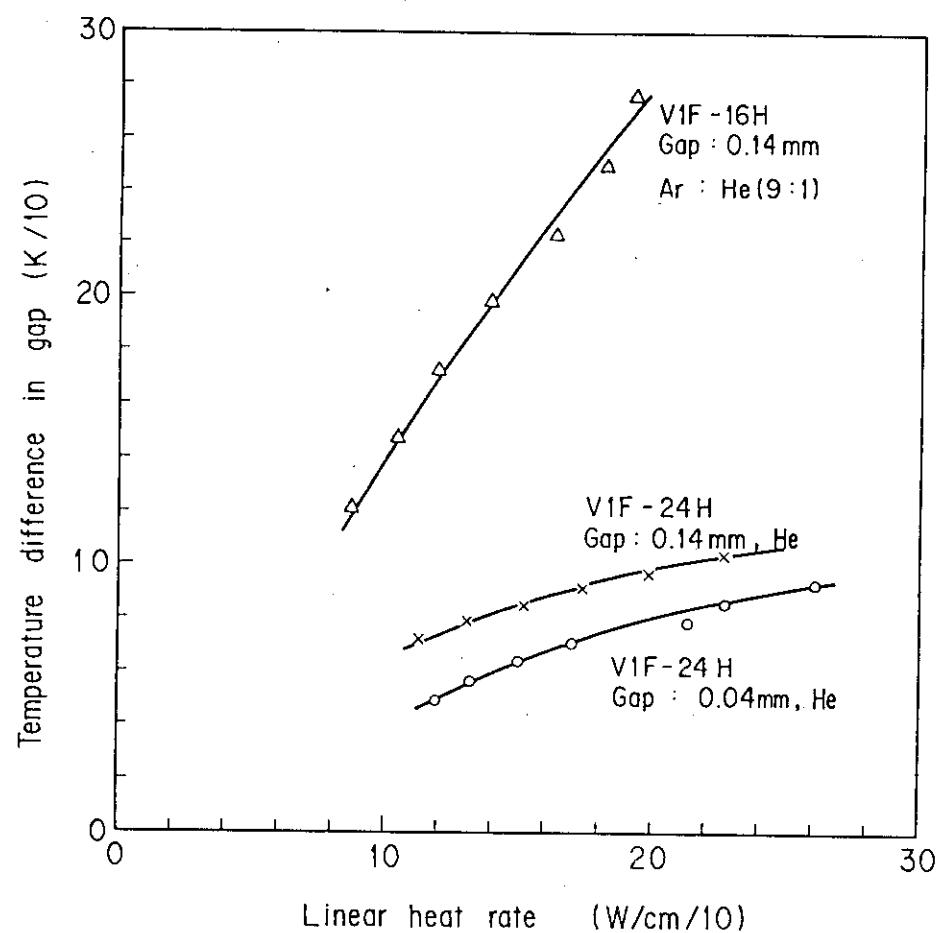


Fig. 27 Temperature difference in several gaps in V1F-16H and V1F-24H capsule.

附録 種々の高温ガス炉用燃料の熱伝導率

高温ガス炉用燃料は、その呼び方にちがいはあるものの（燃料コンパクト、燃料ロッド又は燃料球）、いずれも被覆粒子を黒鉛一炭素マトリックス中に分散したものを構造の基本としている。高温ガス炉用燃料の製造には、いろいろな方法が考案されており、製造方法のちがいにより、得られた燃料の性質も異ってくる。さらに、マトリックス原料、充填粒子、粒子充填率のちがいによっても燃料の性質が異なる。これらの燃料の熱伝導率は、燃料の設計及び安全解析をすゝめるうえで、特に重要な物性値であり、多くの報告がみられる。Fig. A-1は、これまでに報告された高温ガス炉用燃料の熱伝導率のデータをまとめたものである。測定に供された燃料は、多種多様であり、その明細を Table A-1 に示す。なお、この図には、比較のために、被覆粒子の充填されていないマトリックスや黒鉛 (IG-11) の熱伝導率も示した。

Fig. A 1 の No. 1 ~ No. 4 は、Johnson のデータ³⁾で、UC 粒子や ThO₂ 粒子の添加に加えて、シム粒子の添加率を、0, 11, 23 及び 36 v/o と変えた場合の燃料ロッドの熱伝導率である。ここで、シム粒子とは、被覆燃料粒子の充填率を調整するために分散する球状黒鉛粒子のことである。Johnson の測定では、燃料ロッドの熱伝導率は、シス粒子の充填率とともに増加し、シム粒子充填率 35 v/o の場合の熱伝導率は、シム粒子充填率 0 の場合に比較し、約 2 倍である。

No. 5 のデータは、Everett ら⁴⁾の高温ガス炉燃料の照射挙動の抄録から引用したもので、Conde らの測定になるものである。原報文が入手できないために、充填粒子の仕様、マトリックス原料、測定方法など明らかでないが、燃料コンパクトの製造にはオーバーコート法を採用している。筆者らの熱伝導率の測定に供した燃料コンパクトも同じ製造方法に従っており、マトリックスの組織も似ていると推定されることから、その測定値も筆者らの結果 (No. 20) に近い値が得られている。

No. 6 のデータは、A-3 マトリックスと呼ばれるボール燃料用のマトリックス材の熱伝導率の測定データで、Binkele⁵⁾によるものである。その組成は、天然黒鉛粉末と石油コーカス黒鉛粉末を、4 : 1 に混合し、フェノール樹脂により結合したもので、筆者らのマトリックス材と同じ組成である。Binkele の結果と筆者らの結果 (No. 19) を比較すると、組成はほど同じであるにもかかわらず、熱伝導率には若干差がみられる。

Moore ら⁷⁾は、被覆粒子（模擬粒子）充填率、0, 13, 22 及び 35 % における燃料ロッドの熱伝導率を調べている。No. 7 ~ No. 10 は彼らの測定結果である。これらの燃料ロッドは、全て押出し法により製造されたものである。No. 11 も Moore らのデータであるが、スラグ注入法により製造したものである。なお、これらの燃料ロッドに充填した被覆粒子は、カーボン球を核に、これに熱分解炭素を被覆したものである。彼らの測定による燃料ロッドの熱伝導率は、被覆粒子の充填率の増加に対して減少している。また、スラグ注入法により製造した燃料ロッドの熱伝導率は、押出し法により製造したそれに比べて、若干小さい。これは、空隙が多く、マトリックス密度が小さいためである。

Goeddele ら⁸⁾は、型込め法（成形温度 800 °C）及び押出し法（成形温度 70 °C）により製造し

引用文献の番号は、本文の参考文献参照。

たコンパクト（直径 24.5 (mm), 長さ 50.8 (mm)）から, 巾 18.8 (mm), 厚さ 3.17 (mm), 長さ 44.4 (mm) の板状試片を切り出し, この試片に直接通電して加熱し, 試料の中心及び表面の温度をパイロメータで測定し, その温度勾配から, 燃料コンパクト及びマトリックスの熱伝導率を求めた。No. 12～No. 17 はその結果で, 溫間プレスにより製造した試料については, 粒子充填率 0, 10 及び 30 % の場合を, 熱間プレスにより製造した試料については, 粒子充填率 0, 20 及び 30 % の場合を示した。これらの結果から, いずれの方法により製造した燃料コンパクトも, 粒子充填率の増加に対して, 热伝導率は減少していた。また, 熱間プレスにより製造した試料の方が, 溫間プレスにより製造した試料よりも, 热伝導率は大きい。これは, 熱間プレスにより製造した燃料コンパクトのマトリックス密度が大きいためである。

No. 18 は, 微粒子等方質黒鉛 IG-11 の熱伝導率である。No. 19 及び No. 20 は, 筆者らの結果で, 前者は天然黒鉛粉末に石油コークス黒鉛粉末を重量比で 4 : 1 に混合し, フェノール樹脂を 20% 添加し焼成したマトリックス材の熱伝導率を, No. 20 は, このマトリックス材に, 被覆粒子を 30 % 分散した燃料コンパクトのそれである。筆者らの結果も, マトリックス材の方が熱伝導はよい。

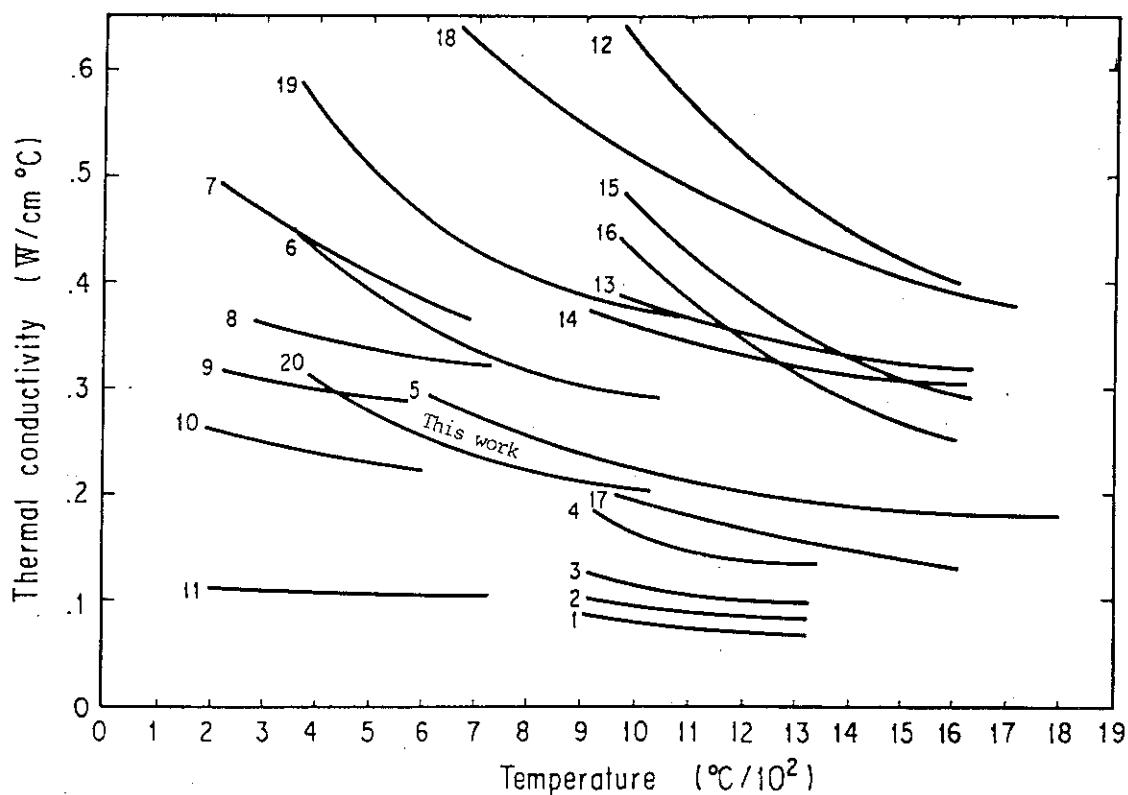


Fig. A-1 Thermal conductivity of fuel compacts and matrix materials

Table A-1 Characteristics of fuel compacts and matrix materials

No	試料名	試料寸法 (mm)		マトリックス 粒子充填 率(%)	充填 粒子 粒度(g/cm ³)	マトリックス原 料	製 法	測定法	文 獻
1	燃料ロッド	1.57	—	6.35	—	注1	スラグ注入法	径方向熱流法	GA-A12910
2	"	"	—	"	注3	注1	"	"	"
3	"	"	—	"	注4	注1	"	"	"
4	"	"	—	"	注5	注1	"	"	D. P. Report 686 Jü1-1096-RW
5	コンパクト	4.42	3.16	4.03	1.74	24	型込め法	ORNL-5414	
6	マトリックス	—	—	—	—	—	型込め法	H T L法	
7	マトリックス	1.02	3.2	5.08	1.75	—	押出し法	"	"
8	燃料ロッド	"	"	"	1.68	1.3	天然黒鉛, 石油コーカス黒鉛, フェノール樹脂 一 天然黒鉛, カーボンブラック, フルシリアルコ	天然黒鉛, カーボンブラック, フルシリアルコ	
9	"	"	"	"	1.63	2.2	天然黒鉛, カーボンブラック, フルシリアルコ 一 天然黒鉛, カーボンブラック, フルシリアルコ	天然黒鉛, カーボンブラック, フルシリアルコ	"
10	"	"	"	"	1.62	3.5	天然黒鉛, カーボンブラック, フルシリアルコ 一 天然黒鉛, 石油ビッヂ	天然黒鉛, カーボンブラック, フルシリアルコ 天然黒鉛, 石油ビッヂ	"
11	"	"	"	"	0.6	5.8	注7	スラグ注入法	"
12	マトリックス	2.54	—	5.08	1.82	—	熱間プレス法	径方向熱流法	GAMD-4441
13	コンパクト	"	—	"	1.80	1.0	"	"	"
14	コンパクト	"	—	"	1.74	3.0	黑鉛粉, ビッヂ	"	"
15	マトリックス	2.54	—	5.08	1.68	—	黑鉛粉, ビッヂ	押出し法	"
16	コンパクト	"	—	"	1.56	2.0	黑鉛粉, ビッヂ	"	"
17	コンパクト	"	—	"	1.55	3.0	黑鉛粉, ビッヂ	"	"
18	黒鉛(IG-11)	3.6	1.8	3.6	1.73	—	石油コーカス系微粒等方質黒鉛	J AERI-M 8068	本実験
19	マトリックス	"	"	"	1.67	—	天然黒鉛, 石油コーカス黒鉛, フェノール樹脂	比較法	"
20	コンパクト	"	"	"	1.68	3.0	天然黒鉛, 石油コーカス黒鉛, フェノール樹脂	型込め法	"

注 1 充填粒子仕様

	fissile	fertile	shim
核組成	UO ₂	ThO ₂	H451*
核寸法(μ)	199	500	700~900
被覆形式	TRISO	BISO	—
被覆粒子寸法(μ)	594	828	—
平均密度(g/cm ³)	2.25	3.50	1.95

* 黒鉛鉻柄名

	粒子充填率(v/o)			Th/U
	UO ₂	ThO ₂	シム	
注 2	11.5	50.5	0	21.26
注 3	9.0	40.0	11.0	21.49
注 4	7.0	30.0	23.0	20.74
注 5	4.5	19.5	36.0	21.0

注 6 マトリックス組成

石油ピッチ 6.5 w/o

天然黒鉛粉末 3.0 w/o

添加物 5 w/o

注 7 模擬粒子仕様

核	材 質	カーボン
	密 度 (g/cm^3)	1.4
	寸 法 (μm)	470
第一層	材 質	低密度パイロカーボン
	密 度 (g/cm^3)	1
	厚 さ (μm)	73
第二層	材 質	高密度パイロカーボン
	密 度 (g/cm^3)	2
	厚 さ (μm)	94

注 8 被覆粒子仕様

核	材 質	U G ₂
	寸 法 (μm)	177-238
被 覆	材 質	パイロカーボン
	厚 さ (μm)	20
被 覆 粒 子	密 度 (g/cm^3)	3.87
	U 含有率 (%)	61.3

注 9 被覆粒子仕様

核	材質	UO ₂
	直 径 (μm)	600
	密 度 (g/cm^3)	10.54
第一層	材質	低密度パイロカーボン
	厚さ (μm)	60
	密 度 (g/cm^3)	1.10
第二層	材質	高密度パイロカーボン
	厚さ (μm)	30
	密 度 (g/cm^3)	1.85
第三層	材質	SiC
	厚さ (μm)	25
	密 度 (g/cm^3)	3.2
第四層	材質	高密度パイロカーボン
	厚さ (μm)	45
	密 度 (g/cm^3)	1.85
被 覆 粒 子	直 径 (μm)	920