

JAERI-M

9194

高溫燃料試験(I)

(高温燃料試験体)

1980年11月

秋野 詔夫・椎名 保顕・根小屋 真一・滝塚 貴和
江森 恒一・佐野川 好母・岡本 芳三

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

この報告書は、日本原子力研究所が JAERI-M レポートとして、不定期に刊行している研究報告書です。入手、複製などのお問合せは、日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて、お申しこしください。

JAERI-M reports, issued irregularly, describe the results of research works carried out in JAERI. Inquiries about the availability of reports and their reproduction should be addressed to Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, Japan.

高温燃料試験（Ⅰ）

（高温燃料試験体）

日本原子力研究所東海研究所高温工学部

秋野詔夫・椎名保顕・根小屋真一・滝塚貴和

江森恒一・佐野川好母・岡本芳三

（1980年10月22日受理）

大型高温ヘリウムガスループ（HTGL）によって、多目的高温ガス炉燃料棒の伝熱流動試験を炉心と同じ条件、1000°C, 40気圧で実施した。

本報告は、試験に使用した高温燃料試験体の構造、製作、性能試験、結果の概要について記したものである。

まず、タンタルを伝熱面とする模擬燃料棒（電気加熱体）による試験を行った。

次いで、黒鉛を伝熱面とする模擬燃料棒を取り付けて試験を行い、伝熱特性を精度良く測定できることを実証した。その結果、乱流域、遷移域、層流域の境界レイノルズ数が、2600及び4800程度であることを明らかにした。また、層流化現象は発生しなかった。

Test of High Temperature Fuel Element (I)
(Test Section for VHTR Fuel)

Norio AKINO, Yasuaki Shiina, Shin'ichi NEKOYA
Takakazu TAKIZUKA, Koichi EMORI, Konomo SANOKAWA
and Yoshizo OKAMOTO

Division of High Temperature Engineering,
Tokai Research Establishment, JAERI

(Received October 22, 1980)

Heat transfer experiment to measure the characteristics of a VHTR fuel in the same condition of the reactor core was carried out using HTGL (High Temperature Helium Gas Loop) and its test section.

In this report, the details of the test section, related problems of construction and some typical results are described.

The newly developed heater with graphite heat transfer surface was used as a simulated fuel element to determine the heat transfer characteristics. Following conclusions were obtained;

- (1) Reynolds number between turbulent and transitional region is about 2600.
- (2) Reynolds number between transitional and laminar region is about 4800.
- (3) The laminarization phenomena have not been observed and are hardly occurred in annular tubes comparing with round tube.
- (4) Measured Nusselt numbers agree to the established correlations in turbulent and laminar regions.

Key words; VHTR, Fuel Element, Heat Transfer, Transition Region, Laminarization Phenomena, Graphite Heater, Helium Gas

目 次

1. 概要	1
2. 計画・試験条件	1
3. 試験体の構成	8
4. 技術検討項目	17
4.1 加熱体	17
4.2 熱電対信号の取り出し	18
4.3 スペーサー	18
4.4 材料の選択	19
4.5 黒鉛の気体透過性	19
4.6 気体透過量の測定	19
4.7 断熱材の脱ガスの測定	21
4.8 脱ガス成分の排出に関する試験	22
5. 試験体の組み立て	31
6. 性能試験	37
6.1 経過	37
6.2 第1次性能試験	37
6.3 第2次性能試験	38
6.4 総合性能試験	39
7. 高温燃料試験	46
7.1 経過と試験条件	46
7.2 試験の結果	47
(1) 第1回高温運転	47
(2) 第2回高温運転	48
8. 結論と今後の課題	58
謝 辞	58
文 献	59

CONTENTS

1. Introduction	1
2. Specification of test section	1
3. Structure of test section	8
4. Technical problems	17
4.1. Heaters simulating VHTR fuel rod	17
4.2. Sealing for signal wires	18
4.3. Spacers between heater and channel	18
4.4. Selection of material for high temperature parts	19
4.5. Permeability through graphite	19
4.6. Measurement of permeability	19
4.7. Outgas from thermal insulator	21
4.8. Evacuation of outgas	22
5. Assembly of test section	31
6. Performance test	37
6.1. 1st performance test	37
6.2. 2nd performance test	37
6.3. Overall performance test	38
7. High temperature experiments	46
7.1. Outline and experimental conditions	46
7.2. Results	47
(1) 1st experiment using tantalum heater	47
(2) 2nd experiment using graphite heater	48
8. Summary and further prospect	58
Acknowledgements	58
References	59

1. 概 要

高温燃料試験は、多目的高温ガス炉の炉心燃料体の伝熱流動条件を炉外で再現し、高温高圧ヘリウムガス流による伝熱流動特性を実測することを目的とする。すなわち、燃料体の伝熱面を模擬した電気加熱方式による試験体を作成し、大型高温ヘリウムガスループ（HTGL¹⁾）に取り付け、出口ガス温度1000°C以上、圧力40kg/cm²G、及び流量30g/sの（多目的高温ガス炉の定格伝熱流動条件を包含する）条件で試験を実施するものである。

本試験では、多目的高温ガス炉のブロック型燃料要素の1本の燃料棒とそれを取り囲む黒鉛ブロックにより構成される環状流路の伝熱流動特性を測定する。比較的単純な環状流路とはいえ、以下に示すような実証不可欠の問題点が存在する。

- (1) 高温であるためふく射伝熱の影響が大であること。
- (2) 流動条件が層流から乱流域にまたがり、圧力損失及び熱伝達が不確定である遷移領域を含むこと。
- (3) 热伝達が極端に悪化する層流化現象の発生の有無を確認すること。
- (4) 黒鉛表面の粗さが遷移、圧損、伝熱に与える影響が不明であること。
- (5) スペーサーパッドが遷移、圧損、伝熱に与える影響が不明であること。

また、このような高温、高圧下で精度の良い測定を行うこと自体が技術的に困難な課題であり、多目的高温ガス炉の開発を進める上で避けて通ることのできない課題の一つであると考えられる。

本報告は、一連の試験、開発のうち、高温燃料試験体本体に関する技術的成果を取りまとめたものである。

2. 計画・試験条件

試験部の概略をFig.2.1に示す。試験部は、外側より列記すると圧力容器、外側断熱層、補償ヒーター、内側断熱層、高温流路管、ヘリウムガス流路、高温加熱体より成り立っている。

圧力容器の特徴は、内部空間を2つに分割し高圧（ヘッダー）室を有する点であり、この構成を取ることにより試験部の中心を形成する高温流路管と高温加熱体の交換が容易にできるようになっている。

Fig.2.2は、本試験体を組み込んだHTGLのフローシートである。すなわち、本試験体は、HTGLの加熱器と再生熱交換器一次側入口の間に高温配管によって接続される。

ヘリウムガスは、上方ノズルから上部混合室へ流入し、（燃料ブロックの冷却材流路を模擬した）高温流路管と加熱体の間隙（ヘリウムガス流路）を下方へ流下しつつ、燃料棒を模擬した加熱体から発生した熱を受け取る。次いで、下部混合室へ噴出した後、下方ノズルから流出し、HTGLへ戻る。測定部は高温であるため、精度の良い測定結果を得るために、十分

に熱損失を防止しなければならない。そのため、多層の断熱層を設け、さらに、伝熱条件に応じた温度分布を作り出しうる補償ヒーターを有する構造となっている。

高温燃料試験体は、HTGLよりも高温、圧力差大という厳しい条件の下に置かれるため、温度、圧力、差圧を精度良く測定し、常時監視及び制御を行わなければならない。

本燃料体の試験を行うための圧力及び温度の計測点の配置計画、測定信号系統計画図をそれぞれFig.2.2, Fig.2.3に示す。

Table 2.1は、多目的高温ガス炉炉心の伝熱流動条件と高温燃料試験の条件を列記したものである。²⁾

Table 2.1 Fluid dynamics and heat transfer conditions in VHTR core and high temperature fuel test

項目	多目的高温ガス炉心条件	高溫試験条件
伝熱面形状 内径 外径 長さ	二重管流路 34 mm ϕ 37 mm ϕ 500 mm × 5段積み	二重管流路 34 mm ϕ 40.3 mm ϕ (注1) 1000 (均熱部 600) タンタル、黒鉛 (注2) 3.676 cm ²
材質 流路断面積	黒鉛 1.673 cm ²	ヘリウムガス 常温～850°C 常温～1000°C
冷却材 冷温度入口 ”出口	ヘリウムガス 400°C 1000°C 1223°C	1200°C 常压～40 kg/cm ² abs. (最大圧力差 0.6 kg/cm ² 1000°C)
”最高 圧力入口 ”出口	40 kg/cm ² abs. 39.5 "	"
流量最小 ”最大 平均 流速最小 ”最大 レイノルズ数最小	5.4 g/s / PIN 9.8 " 7.5 " 11.2 m/s (5.4 g/s, 炉心入口 400°C) 38.4 " (9.8 g/s, 炉心出口 1000°C)	0 g/s 30 g/s 0 110 m/s 層流域 500 ~ 乱流域 3×10^4 : 1000°C, 40 kg/cm ² abs.
加熱条件 線出力 熱流束 伝熱面温度 熱伝達率 境膜温度差	最大 ”最大 ”最大 105 w/cm 412 " 9.83 w/cm ² 33.6 " 924 °C 1259 " 0.0314 cal/cm ² s °C 0.0425 " 77 °C 314 °C	0 ~ 500 w/cm 500 " (入力 30 kw) 0 ~ 47 w/cm ² 47 " (入力 30 kw) 常温～1300°C 1400°C (目標値) — — — 300 °C

注1) 最終的に、クリアランスの保持が技術的に保障されなかったため、40mm ϕ とした。

注2) 黒鉛によって燃料を構成した発熱体は前例がなく製作の中途が立たないため Ta とし、黒鉛ヒータは原研が独自に開発することとした。

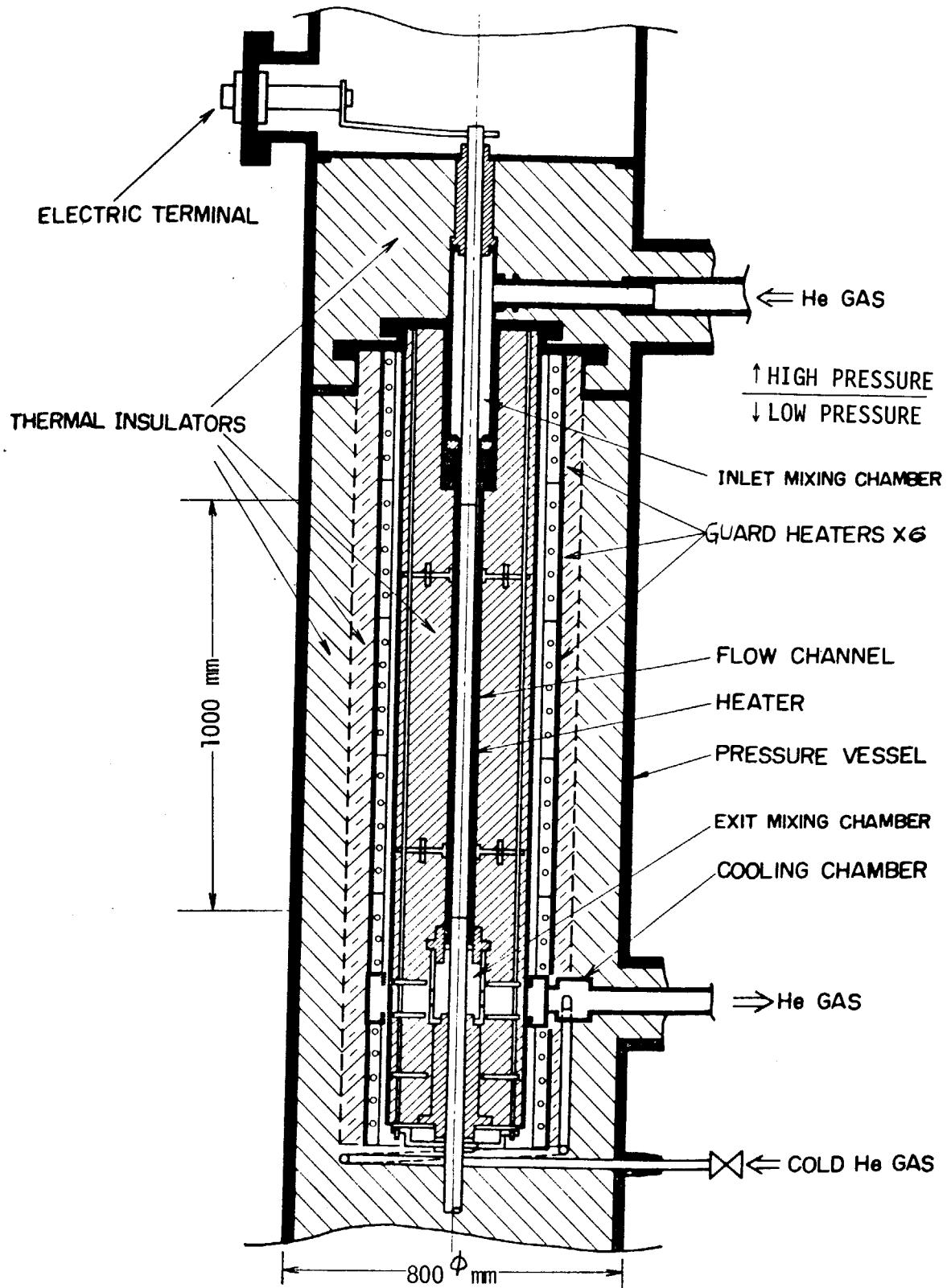


Fig.2.1 High temperature fuel test section (First plan)

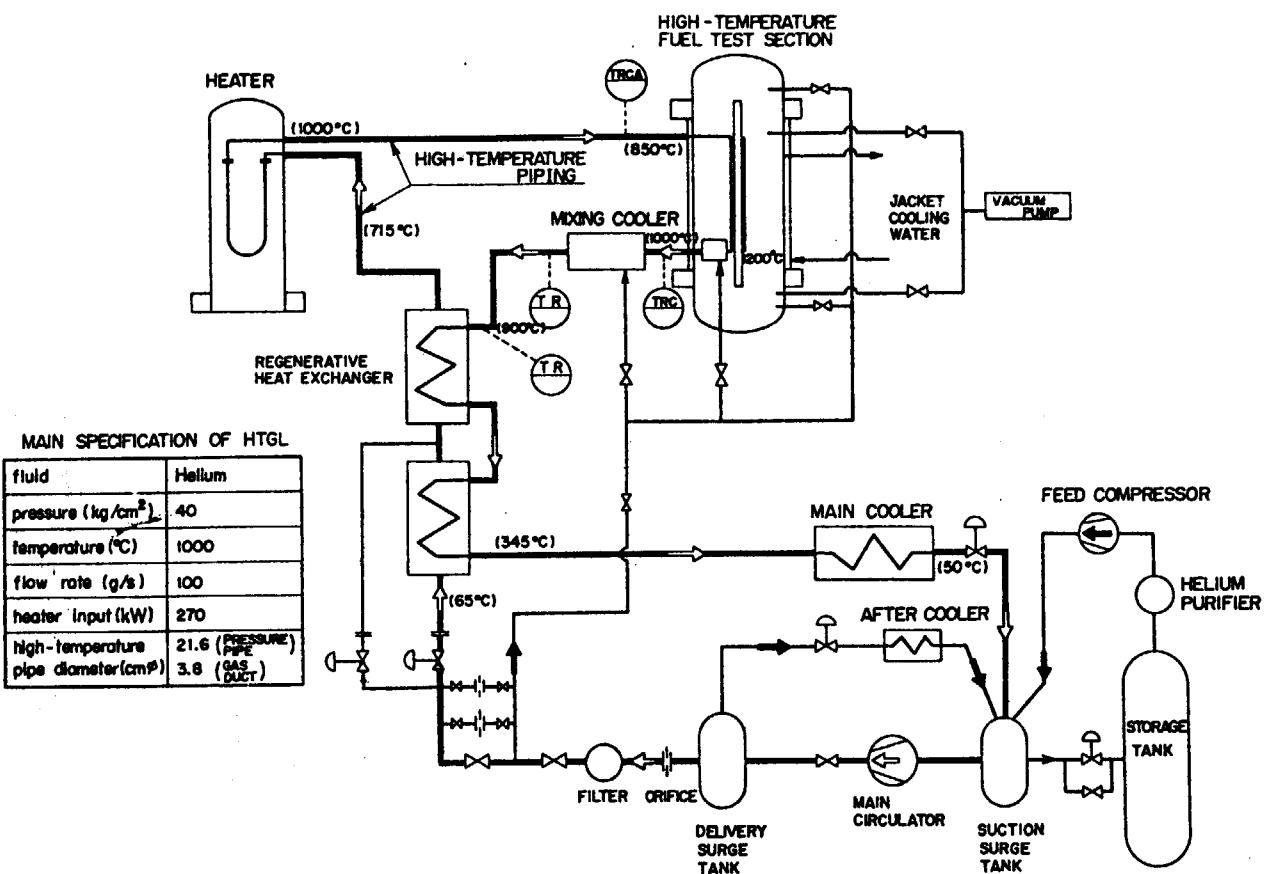


Fig.2.2 Flow sheet of HTGL after reformation for high temperature fuel test

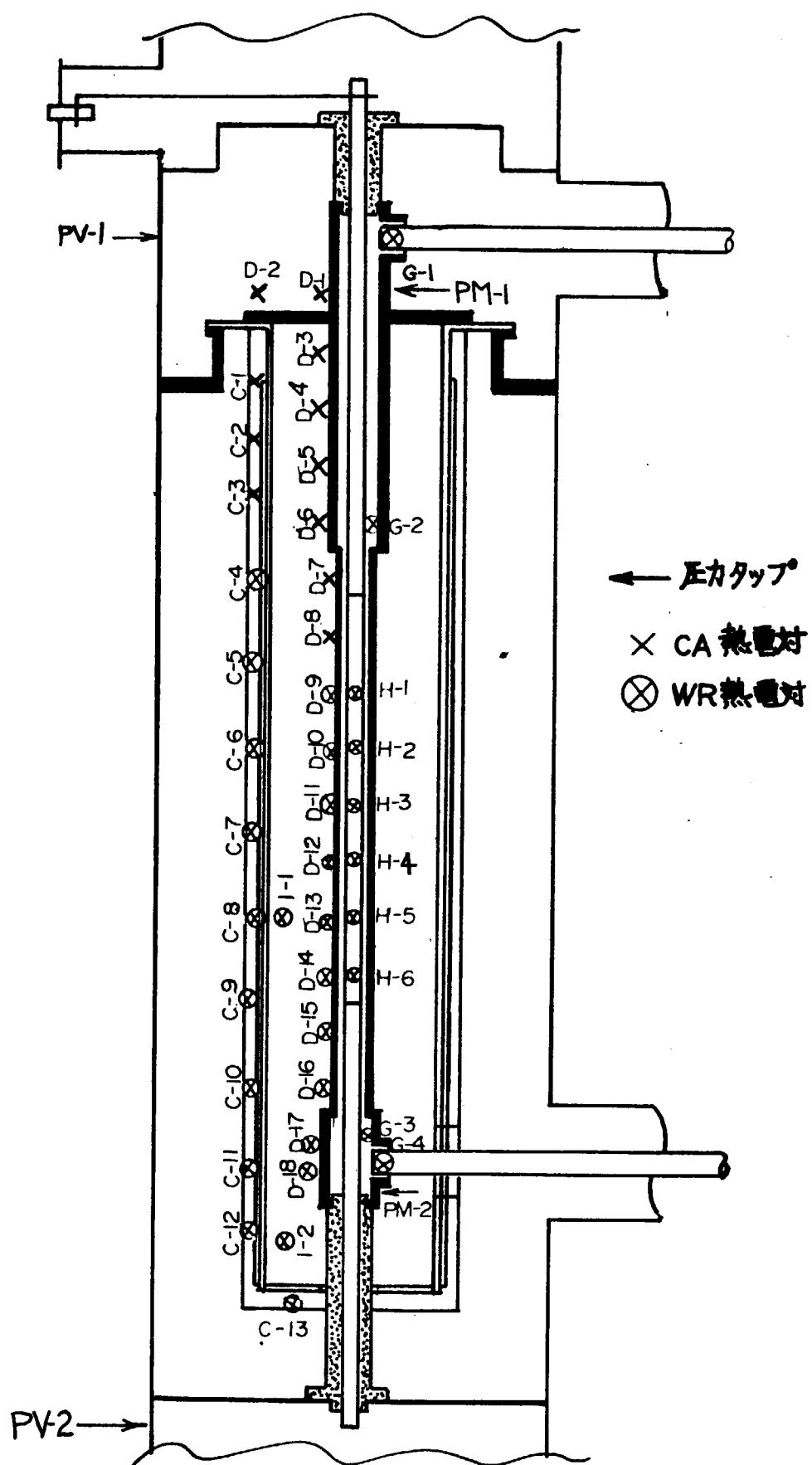


Fig.2.3 Measuring points

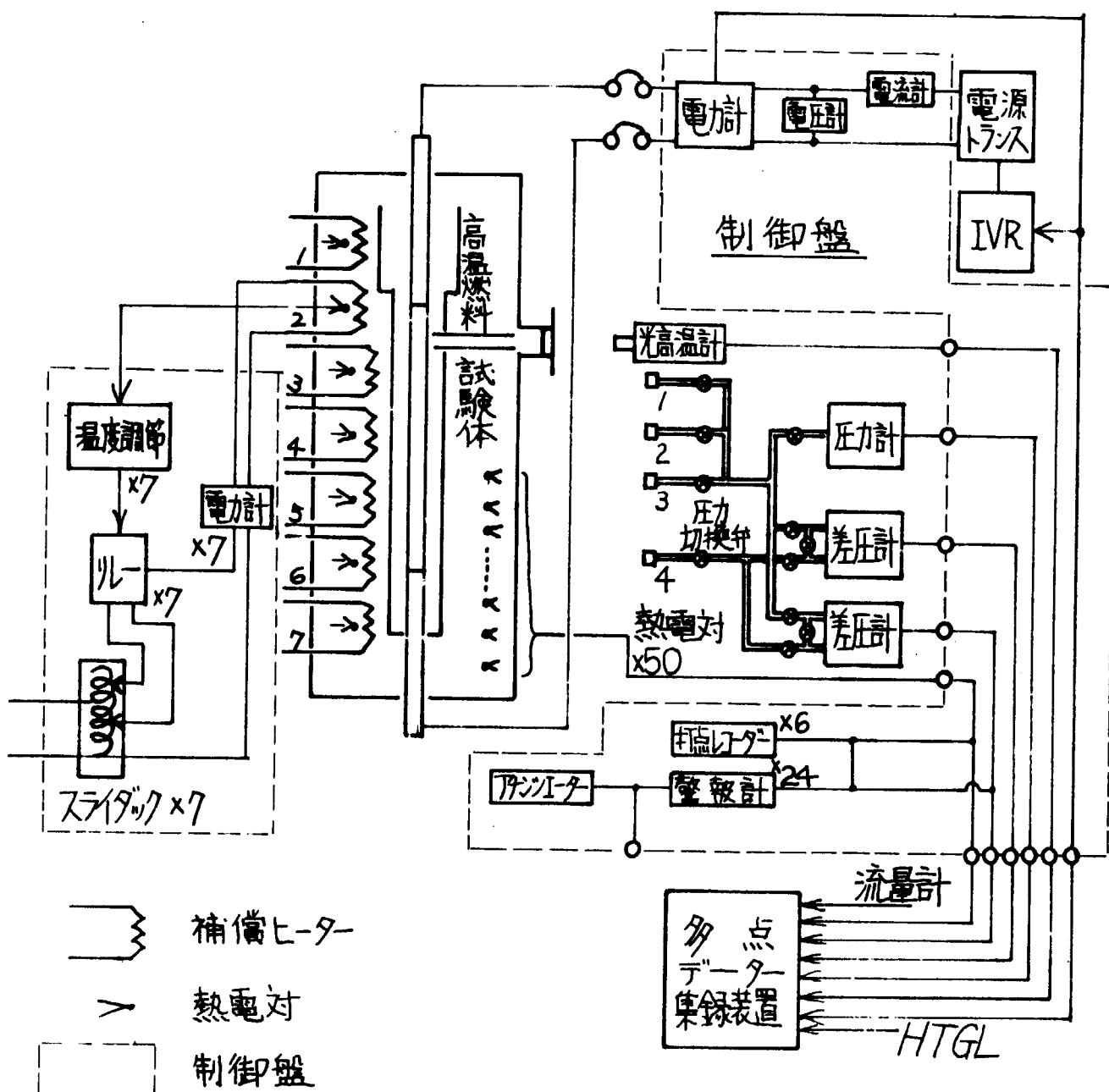


Fig.2.4 Instrumentation system (Plan)

3. 試験体の構成

Fig.3.1は、試験体の設計初期の組立図を示したものである。その後、技術的検討を経て最終設計(Fig.5.1)に至るが、根本的な変更は行われなかった。HTGLから送られた高温ヘリウムガス(～900°C)は、右上の管路から上部混合室①へ流入し、タンタル加熱体②と黒鉛流路管③より構成される環状流路を下方へ流れ、下部混合室④に至る。この部分のヘリウムガスの温度は、最高1200°C(目標値)となるため、直接HTGLへ戻すことができない。そのため、冷却室⑤で低温ヘリウムガスを混合させて、温度を1000°C以下に下げた後、試験部を出る構成となっている。これらが、本試験部の中心部を構成しており、熱損失を防止するため補償ヒーター⑥と断熱層⑦が設けられている。一番外側は、外径800mmφ全高4000mmの圧力容器⑧に納められている。

以上の設計は、将来行われるであろう多目的高温ガス実験炉の実証試験ループにおける伝熱試験体及び配管の構成に対して有益な資料を提示することができるよう、構造、材料、条件等をできるだけ実際の炉心を模擬するように構成した。

各部の構造と材質等を説明する。

中心には、燃料棒を模擬した電気加熱体がある。加熱方式は交流直接通電抵抗発熱である。外径は実験炉予備設計に準拠し34mmであり、全長は約2.4mである。中央部に約1000mmの発熱部があり、その両側にモリブデン製の電極棒が取り付けられている。発熱部の材質は、当初より炉心と同じ黒鉛を考えていたが、前例のない高温高出力のものであるため、製品として製作購入することは不可能であった。そのため、やむなくタンタルを採用した。黒鉛製加熱体は原研で開発することになった。

加熱体の外側には、環状の冷却材流路を隔てて黒鉛流路管がある。寸法は、内径40.3mmφ、外径70mmφ、長さ1.12mである。材質は、気体透過を防止するために特に不透水処理を行った。

さらに、外側には内径300mmで高さ1.4mの補償ヒーターが設けられている。この補償ヒーターは、高さ方向に7段に分割されており、それぞれ温度を調節できるようになっている。発熱体は、外径2mmφのカントンA-1のコイルであり、シヤモット質アルミナ円筒に組み込まれている。

上部と下部には混合室があり、ヘリウムガスを混合して、入口・出口ガス温度を測定する。上部混合室の材質はHK-40であり、下部混合室は黒鉛である。

以上の部分は、外部で組み立て、圧力容器内へカートリッジのように差し込む方式になっている。このような構造にした理由は、高温部の組み立てが部品数が多く精度も要求されるため外部であらかじめ組み立て、チェックを行うためである。

Fig.3.2に、黒鉛部品の詳細を示す。

Fig.3.3に、HK-40製の上部混合室周りの部品を示す。HK-40製部品は、鋳造品を溶接して作られている。

圧力容器の中は、加熱体のバス接続部と下部ポンネット以外全てカオウールが充填され、断

熱層を形成している。

以下に各部の仕様を示す。

(1) 高温加熱体

形 式	直接通電パイプヒータ
数 量	1 基
出 力	15 kw 以上
出 力 密 度	250 w/cm 以上
最 高 表 面 温 度	1,200°C 以上
外 径	34 mm ϕ
有効発熱部長さ	600 mm 以上
全 長	約 2,500 mm
材 質	発 热 部 タンタル 非発熱部 モリブデン
熱 電 素 子	W-5%Re/W-26%Re 6対
付 属 品	水冷電極及び圧力容器内リード線

(2) 高温流路管

形 式	環状流路
測 定 部 流 路	内 径 40mm ϕ
	長 さ 1,000 mm
混 合 室 内 径	100 mm ϕ
最 高 使 用 温 度	
上 流 混 合 室	900°C
測 定 部 流 路	1,200°C
下 流 混 合 室	1,200°C
流 路 材 質	黒 鉛
熱 電 素 子	W-5%Re/W-26%Re 計 10対
	CA 計 8対

(3) 補償加熱体

形 式	分割加熱
数 量	一 式
最 大 出 力	全 体 14 kw
	1 分 割 2 kw
定 格 出 力	全 体 14 kw
	1 分 割 2 kw
最 高 使 用 温 度	1,100°C

分 割 数	7 分割	
熱 電 素 子	W - 5 % Re / W - 26 % Re	10 対
	CA	3 対

(4) 圧力容器

形 式	自立円筒屋内形
数 量	1 基
内 容 積	1.9 m ³
設 計 圧 力	42 kg / cm ² G
設 計 温 度	外 壁 60 °C 内 筒 管 1,100 °C
寸 法	約 800 φ × 3,700 ℓ
材 質	フランジ S F 50 胴 鏡 S B 49 内面クラッド仕上 (SUS 27)
付 属 品	ノズル類一式, 安全弁

上下部フランジ型構造とし内部々品の交換容易な構造とすること。

(5) 高温断熱材

アルミナ焼成断熱材

綿状断熱材

なお, 使用前に十分脱水, 脱ガスを行うこと。

(6) 高温熱電対

(6-1) タングステン・レニウム熱電対

材 質	W - 5 % Re / W - 26 % Re
線 径	0.5 mm φ
絶 緣 管	高純度アルミナ
数 量	32 点

(6-2) クロメル・アルメルシース熱電対 (CA)

素 線 材 質	クロメル・アルメル
シース材質	S U S 42
シース外径	4.8 mm φ
数 量	11 本

なお, 測定点温度が, 1,000 °C以上のものについてはタングステン・レニウム熱電対, 以下のものについてはCA熱電対を使用すること。

(7) 電源設備

(7-1) 高温加熱体用電源

容	量	50 kVA (遠隔可変型)
入	力	単相 200V
出	力	0 ~ 385V
構成機器		降圧用変圧器 電磁開閉器 電流計、電圧計、電力計
数	量	一式

(7-2) 補償加熱体用電源

容	量	2 kVA
入	力	単相 100V
出	力	10 ~ 120V 20A
構成機器		2位置式温度調節器 電磁開閉器、スライダック
数	量	7式

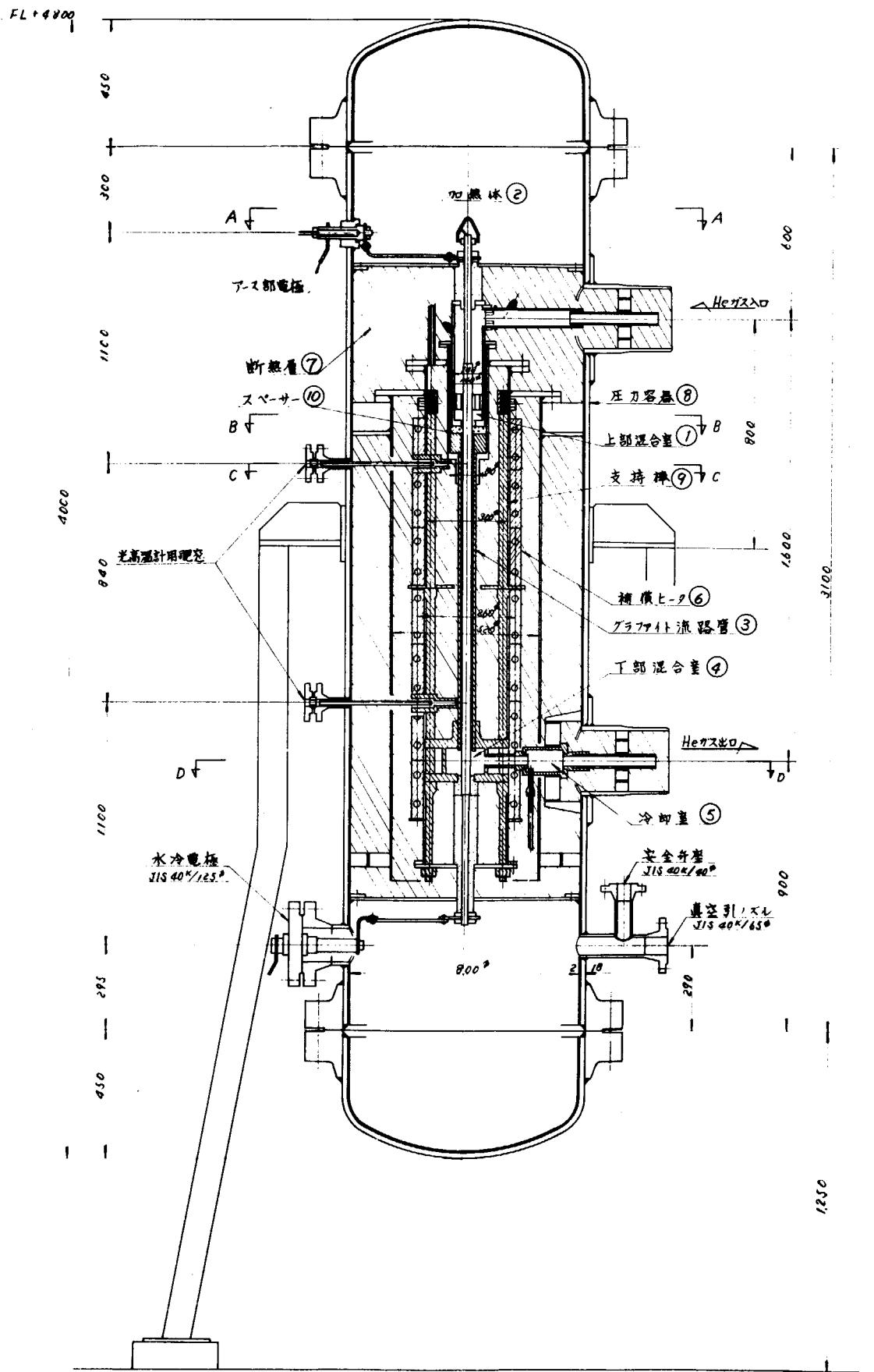


Fig.3.1 Assembling figure of high temperature fuel element

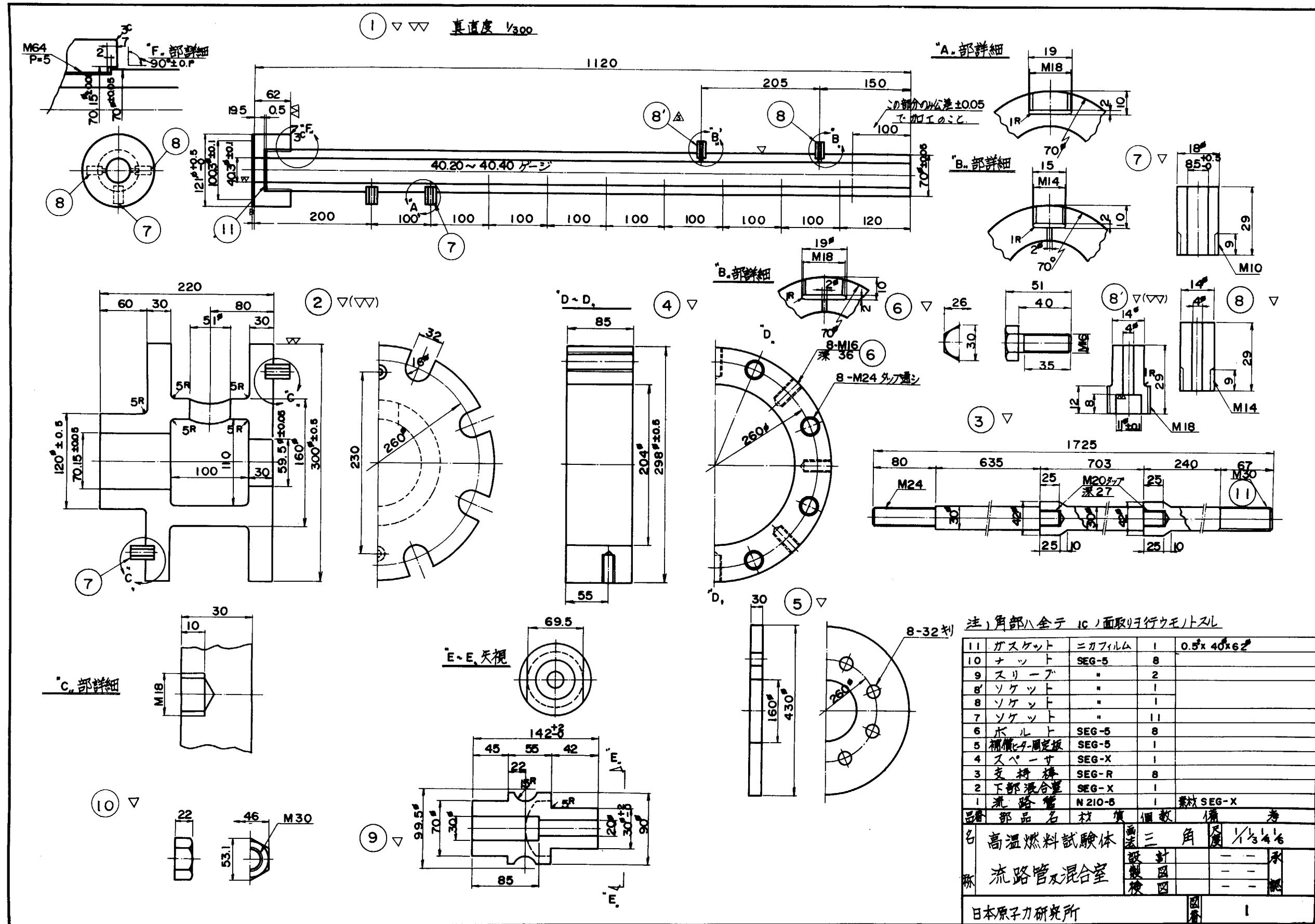


Fig. 3.2 Detail parts (1) Graphite

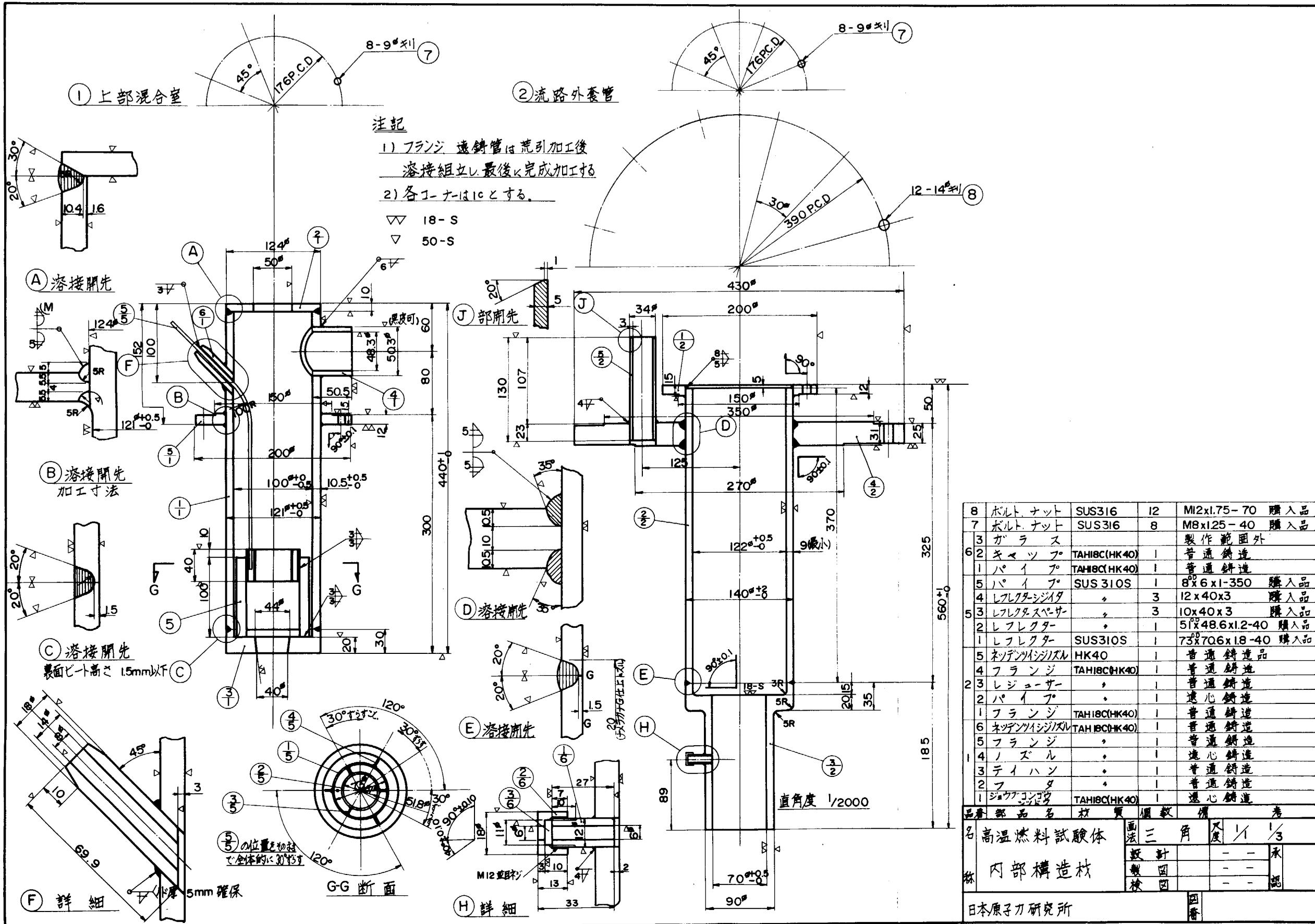


Fig. 3.3 Detail parts (2) HK-40

4. 技術検討項目

4.1 加熱体

多目的高温ガス炉の炉心と同様に、黒鉛によって伝熱面を構成することを検討したが、熱電対の取り付け技術、黒鉛の熱負荷に対する強度、長尺薄肉管の製作、電極の取り出し方法等、開発を必要とする多くの問題点が存在するため、契約時点では製造の可能性について結論が得られなかった。そのため、HTGL の加熱器で実績のあるタンタルを使用することになった。しかし、黒鉛の伝熱流動特性（ふく射特性、表面粗さ、熱伝導率等の物性値の変化）の立場からは異なった材料を使用することになる。しかしながら、タンタルは高融点材料であり、金属であるため寸法精度、熱電対の溶接が可能である等有利な点も多く高温伝熱実験用加熱体として優れた特性を持っている。

上記の理由で、当初加熱体はタンタルを発熱体とすることに決定したが、実証試験の要求としては、どうしても最終的に黒鉛を発熱体としなければならないので、黒鉛については原研独自に開発することとし、工作課と共同で完成させたが、それについては、別報で述べる³⁾。

発熱体は、タンタルのパイプと両端のモリブデンの導体棒により構成され、交流による直接通電加熱が行われる。Fig. 3.1 に見られるように、発熱体は上部から吊り下げられ、自重やブス重量によってスペーサー部に曲げ応力や過大な力が作用しないように取り付けられる。

Fig. 4.1 は、発熱体（タンタルヒーター）の詳細構造を示したものである。本発熱体の発熱部（測定部）は、外径 34mm ϕ 、肉厚 2mm、長さ 1000mm のタンタルパイプである。この部分には、発熱体壁温を測定するためのタングステン・レニウム熱電対が 6 箇取り付けられる。

発熱部の両側には、タンタル導体部があり、肉厚のタンタル管が発熱部に溶接で取り付けられている。それにねじでモリブデン導体棒が結合されている。組み立て上の制約より導体部の断面積を発熱部外径より大きくすることができないため、発熱量がかなり大となり除熱できない部分（アルミナ貫通部）では高温となる可能性がある。この部分の冷却が、加熱体設計上の困難な問題点の一つであった。

温度測定は、熱電対とふく射温度計で行われる。熱電対は、高温部（1000 °C以上）ではタングステン・レニウム（W-5%Re/W-26%Re）を使用した。高温部でタングステン・レニウムを選択した理由は、ヘリウムガス及び黒鉛による環元性雰囲気での共存性を考慮したためである。しかしながら、加熱体の最高温度は 1400 °C と予想され、長時間の熱電対の特性の安定性に疑問が残されているため、2箇所にふく射温度計用のぞき窓が用けられている。さらに、熱電対を利用して加熱体の軸方向電圧分布を測定し、タンタルの比抵抗変化から温度分布を求めることを考えている。

発熱体製作上の問題点の一つは、3000 °C 近い融点を有するタンタルの溶接技術である。特に、熱電対取り付け部分は、タングステンを主成分とする熱電対素線の脆弱性のため極めて困難であった。

熱電対の取り付け方法を確立するための試作試験を行った。伝熱面の材質はタンタルであり、熱電対はタンガステン・レニウムである。両者とも 3000 °C 前後の融点を持つ超耐熱金属であること、極めて酸化されやすい性質を有することなどの理由で、取り付け方法の確立は非常に困難である。最終的に、Fig. 4.1 に詳細を示すように、熱電対素線をあらかじめタンタル製の保護管に取り付け、その後にタンタルパイプに溶接する方法を採用し、試作を行った。試作は、Fig. 4.2(a)に示すように、タンタルヒーターと同一の材質、寸法を有する短管に上記の方法で熱電対を取り付けた。Fig. 4.2(b)は、熱電対取り付け部のパイプ表面を示したものである。中央の花びら状の溶接ビード部がタンタル保護管の取り付け部である。その外側の色の白い部分は、溶接の影響部である。溶接によるパイプの変形も全くなく、取り付けられた熱電対の起電力特性も素線の特性と一致し、問題点の一つであった接点部の合金化も発生しなかったと考えられる。

以上のように、試作の結果が良好であったので、タンタルヒーター本体を製作することにした。本体の施工の結果も、ほぼ試作片と同等であり、起電力特性も良好であった。

Fig. 4.3 は、最初に試みた取り付け方法である。この方法では、熱電対先端部に空間が残った。

4.2 热電対信号の取り出し方法

熱電対の圧力容器からの取り出し方法も、技術的に問題のある点である。本試験体は、数十箇所の熱電対素線の貫通部を有するため、取り出し部の耐圧シール、電気絶縁特性、耐熱性及びそれらの耐久性にかなり高度の信頼性を要する。なぜなら、一箇所でも漏洩が発生すると、HTGL の全系圧力を下げて補修を行わなければならない。その結果、大量のヘリウムガスを浪費することになるからである。

4.3 スペーサー

先にも述べたように、流路管と加熱体の間隙は 3mm であり、それを全長にわたって高精度に保持することは、極めて難しい。しかしながら、偏心が存在すると流れの不均一性が生じ、それによって熱湾曲が引き起こされ、さらに偏心が増大するので、可能な限り間隙の均一性を高めなければならない。各部の寸法公差（内外径精度、真直度、真円度）、熱膨脹、組み立て作業等を考慮して、間隙の偏差を ±10% (0.3 mm) 未満としなければならない。

間隙の精度を、直接支配するものは流路管、加熱体の両者に接触するスペーサーである。スペーサーは、同時に両者の電気的絶縁材でなければならない。その選択にあたっては、電気抵抗はもとより接触物質との共存性、強度、耐熱衝撃性、加工性（寸法精度、製作可能形状）寸法安定性、熱膨脹等について十分検討を加えなければならない。本試験体では、加熱体の（流路管の両端に相当する位置の）表面に溝を加工し、アルミナ円筒を取り付ける方式とした。

4.4 材料の選択

高温部分では、材料の選択が重要な検討項目となる。当初、構造材としては、SUS-42を（小型高温ヘリウムガスループ(SGL)の経験、及びハスティロイ、インコネル等より高融点であること等により）候補材として考えていたが、高温における熱変形が問題となつた。次に、HK-40が検討されたが、高温での黒鉛接触部の侵炭、脆化、使用経験の不足等採用に踏み切れない要素が残された。そのため、1000°Cを越える構造材は全て黒鉛を使用し、それ以外の高温部(700°C～1000°C)はHK-40を使用することに決定した。

黒鉛は、流路管、下部混合室、冷却室、支持棒に使用され、これらの部分は最高1200°Cとなる。特に、流路管部分は長尺の管材であり、加熱体との間隙を高精度に保持するため厳しい寸法精度を要求される。さらに、管壁を通過するヘリウムガスの量を規定された値（試験部流量の0.1%以下、この値は吸い込みの流速の存在が熱伝達に与える影響を1%以下とするところから定められた）以下としなければならない。

4.5 黒鉛の気体透過性

黒鉛の気体透過性は、材質による差異が非常に大であり、一般的なデータによって判断することができない。そのため、使用候補材料について実測して確認することが不可欠であり、後に述べるような測定を行つた。黒鉛メーカーが推奨した材料の気体透過量は、実測してみると、試験部最大流量の20%に達することが明らかとなった。その結果、流路管部分の黒鉛材料は、不浸透処理を行う必要があることが明らかとなり、納期を6ヶ月延期して不浸透処理を行うことにした。

4.6 黒鉛の気体透過性の測定

すでに述べたように、高温部の構造材として黒鉛を採用することとなつたが、透過性が素材によってかなり異なるため、データブックの値を使用するというわけにはいかない。そのため、正確にはそれぞれの使用材料について実測しなければならない。本試験体の設計検討に当たつて、まず問題となつたのは流路管の気体透過性であった。以下、第一次候補材料（日本カーボン社製SEG-X）として挙げられたものについて行った試験について記す。

黒鉛中の気体の流動は、通常の圧力では次のダルシーの法則から導かれる式によって支配されている。

$$P_0 Q_0 = \frac{K}{\eta} \frac{A}{L} \langle P \rangle \Delta P$$

P_0 : 基準圧

Q_0 : 基準圧での透過流量

η : 気体の粘性係数,

A : 透過断面積

$\langle P \rangle$: 試料前後の圧力の平均値

ΔP : 試料前後の圧力差

K : 気体透過係数

L : 透過壁厚さ

すなわち、式(4.1)中のKを求める必要がある。Fig. 4.4は、測定に使用したサンプルを示したものである。図中の①は、実際使用する場合とほぼ同様の条件で測定できるように製作した円筒形のサンプルである。②～⑦は、それぞれ外径、肉厚、採取方向の異なる円板形サンプルである。

Fig. 4.5は、測定方法を示したものである。Aは円筒形サンプルに使用した方法である。サンプル内外に圧力差を与え、透過した気体を水中で捕集して流量を測定した。この方法は、実際に則してはいるが、比較的大きな素材を必要とし、サンプルの製作も困難である。

Bは円板形サンプルに使用した方法である。サンプルは、ガラスロートに真空コンパウンドによって取り付けられる。試料気体の流量は、気密容器の真空回復速度から求められる。この方法は、小さな素材でも測定できる。なお、大気圧P、気密容器圧力p、時間tの間には、次式のような関係が存在し、aが分かれればKが求められる。

$$t = a \ln \frac{P + p}{P - p} + b \quad (4.2)$$

$$K = \left(\frac{LV}{A} \right) \left(\frac{\eta}{P_0 a} \right) \quad (4.3)$$

ここに、V：気密容器容積

Fig. 4.6は、定常法による測定結果を示したものである。ガスはヘリウム及び窒素である。ガスによって、透過流量が異なっているが、各気体の粘性を考慮すると一致し、式(4.1)が成立することが結論される。なお、気体透過係数Kは、 $3.43 \times 10^{-10} \text{ cm}^2$ ($3.95 \times 10^{-2} \text{ darcy}$) ($\pm 7\%$) という値が得られた。

Fig. 4.7は、非定常法による測定結果の一例を示したものである。気体は空気であり、サンプルは外径30mm ϕ 、肉厚15mm、採取方向は素材の押出方向と円板の軸方向が直交するよう取られている。時間tと $\ln(\frac{P + p}{P - p})$ の関係は直線関係を示しており、式(4.2)が成り立っていることが分かる。この勾配よりaを求め、Kを求めたところ $4.54 \times 10^{-10} \text{ cm}^2$ ($= 4.60 \times 10^{-2} \text{ darcy}$) という値が得られた。この値は、先に述べた定常法の値とほぼ一致している。

以上のようにして得られた気体透過係数Kの値を用いて流路管の気体透過量を計算すると、試験部を流れる流量の20%程度が透過することが判明した。その結果、流路管に使用する黒鉛には不浸透処理を行うことが決定された。

その後設計の進捗に応じて以下のような測定を行い、材料選択に役立てた。

(1) 流路管候補材サンプル

流路管と同一寸法で高さが50mmの中空円筒材について、定常法によって測定を行った。この材料は、Divinyl-Benzene ($C_6H_4(CHCH_2)_2$) を含浸させ、その後800°Cで焼成したものであり、極めて漏洩量が少なく計測範囲外であった。

(2) 再焼成候補材サンプル

第1回性能試験に際して、含浸成分油が多量に発生したため、流路管を1200°Cで再焼成した。同時に、透過性試験用サンプルも焼成した。

定常法で測定した結果は、 $0.26 \ell/min.$ (差圧0.1bar) であった。

この値より、高温燃料試験体定格運転条件(流量30g/s, 差圧0.2bar)では、3.4%の気体透過が生じると推定された。

(3) 流路管

再焼成した流路管本体の気体透過性を定常法で測定した結果は、 $9.6 \ell/min$ (差圧0.1bar) であった。この値は、サンプル材の値の約1.8倍の気体透過性を有することを示している。

4.7 断熱材の脱ガス

第1次性能試験中、水分の量が異常に多くなり運転が中止された。その原因としてカオウール中の水分が蒸発あるいは分解発生したものと考えられたので、カオウール中水分の含有量及び離脱温度特性を測定した。

測定は、①熱天秤による測定(理学電機工業に依頼)、②川崎重工業(株)(KHI)での測定、及び③原研での測定が行われた。ここでは原研での測定を記し、①、②の測定は結果のみを述べる。

装置はFig. 4.8に示すように石英ガラス管(A, B 2本)中にカオウールを詰め、真空引きを行いながら電気炉中で加熱し、各温度における減量を測定した。その結果をFig. 4.9に示す。

図中●印及び△印はA, Bの1回目の加熱時の減量、○印はAを乾燥後大気中に放置しておいたものを再び乾燥させたものを示す。これからカオウールは900°C程度に加熱しても、脱ガス(水分を含む)が引き続き行われていることが分かる。

次に、一度乾燥したものを大気中に放置し、カオウールの重量増加を測定した結果をFig. 4.10に示す。図でも分かることおり、一度脱ガスを行ったカオウールは大気中に放置すると約20時間後に重量増加が飽和に達する。

この試料をさらに乾燥させたのが、Fig. 4.9中の○印であり、約300°Cに加熱をすれば再吸着した水分、及びガスはカオウール外に放出され、その後は900°Cまで大きな重量変化はなかった。

脱ガスによる減量は900°Cで約0.045%~0.055%(重量%)であった。この値は、カオウール中の水分とその他の吸着ガス成分の両方を含んだ値である。

KHIではP₂O₅を用いて、脱ガス成分の中から水分と他のガスを分離して測定を行っている。それによると水分の放出は600°Cで止まるが他のガスは1000°Cにおいても放出されている。あらかじめ焼き上げられた断熱材中の水分は1000°C加熱後で約0.016%，焼き上げなし

の断熱材では 0.225% となっている。

理学電機工業では熱天秤を用いて重量変化を測定した。1000°C の加熱で脱ガス量(水分も含む)は 0.06 ~ 0.18% となっている。

KHI の測定では、水分量が原研の測定値に比べて約 4 倍以上多いという結果が出ているが、理学電機の測定値は原研の測定値に近い。KHI は用いた試料が少ないので誤差を考慮して、原研の測定データを用いることにする。

次に、高温燃料試験体内の水分を推定する。カオウール中の水分を 0.05 w% とすると、高温燃料試験体中には 120 kg のカオウールが入っているから、水分は 60 g となる。これが一度に水蒸気になったとすると 40 気圧の燃料試験体内に約 5000 重量 ppm の水分が存在することになる。

従って装置運転中、水分による黒鉛の腐蝕を防ぐためには、あらかじめ、断熱材をベーキングしておくこと、運転中でも水分を除去することができるよう、流体の流れを止めないこと、腐蝕温度以下で流体を入れ替える等の手段を講じなければならない。

4.8 脱ガス成分の排出に関する試験

前項の脱ガスに関する試験の結果によって、カオウール中の含水量及び離脱温度特性が明らかにされた。しかしながら、本試験体のような構造では断熱材の層が厚いので離脱した不純物ガス成分を断熱材の層の中から排出する方法を検討確認する必要がある。そのため、内径 40 mm ϕ 、長さ 1m のガラス容器の中にカオウールを充填し、一端を閉止し他端より真空ポンプで排気を行い、ガラス管の長手方向 4 箇所の真空度の経時変化を測定した。また、このガラス管の外側にヒータを巻き付けて加熱を行った。

この試験の結果、ガラス管各部の真空度の経時変化は複雑であり、緩慢であった。常圧より減圧していくと、急速に 1 torr 程度まで真空度が降下するが、 10^{-2} torr オーダーに到達するには、約 1 昼夜を要する。さらに、カオウールの温度を約 50 °C に上げると、脱ガスが促進され数 torr 程度にまで真空度が上昇し、昇温を停止すると真空度の上昇は停止して降下し始める。しかし、 10^{-2} torr オーダーに達するためには、約 10 時間を要する。

また本試験でも、カオウールの脱ガス量は温度によって定められる平衡水分濃度によって、決定されることが認められた。すなわち、高い温度で脱ガスを完了させた後、ガラス容器の温度を下げると、残留ガスがカオウールに再吸着されるため、真空度は 10^{-3} torr 以下となる。(この真空度は、使用した真空ポンプの最高到達真空度により 1 衡小さい。)

以上の結果より、昇温につれて発生する水分を拡散によってカオウールの層の中から排出することは困難であることが明らかとなった。

従って、昇温し水分が増加してきたときには、減圧してカオウール中の水分を積極的に輸送、排出する操作を繰り返す必要がある。

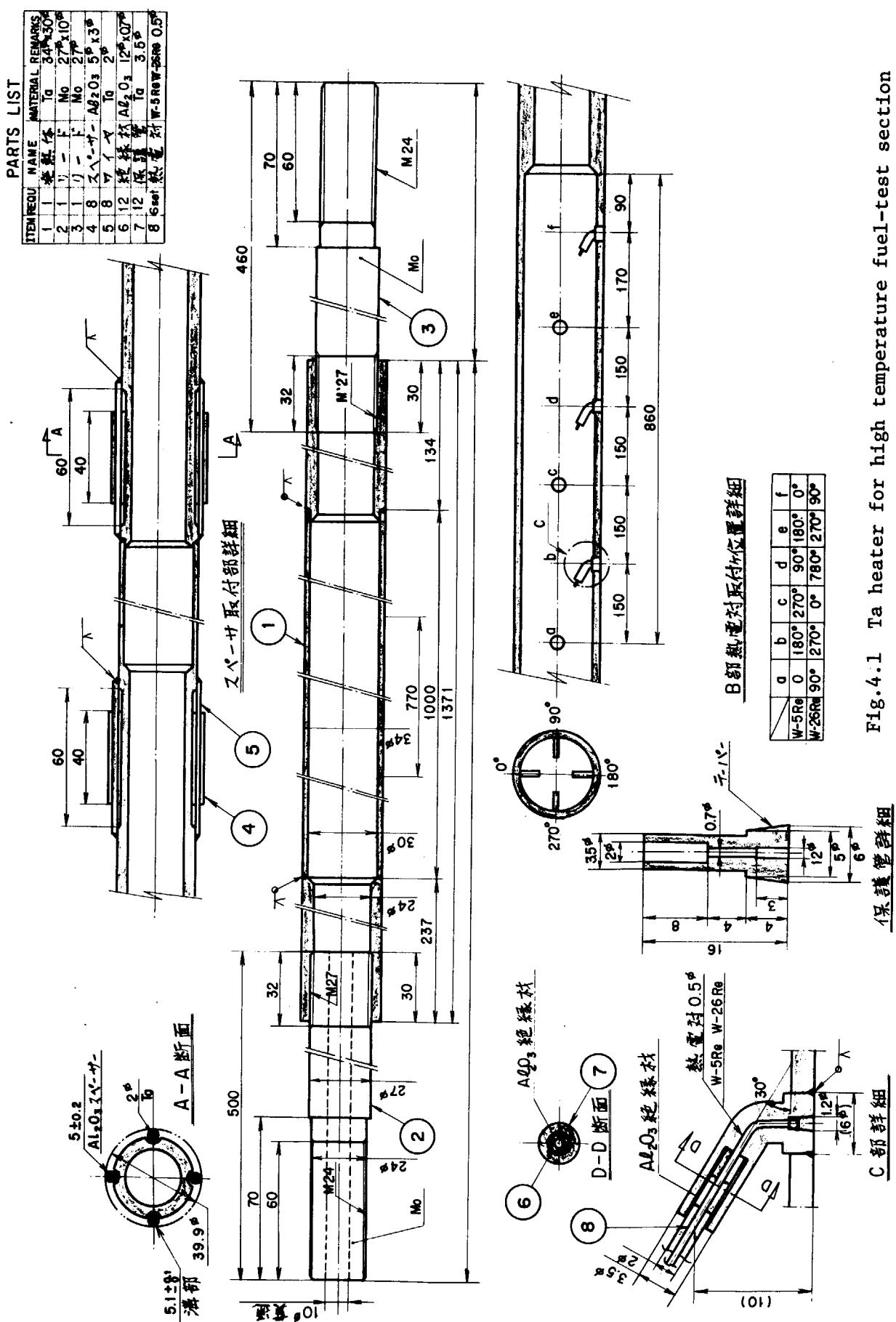
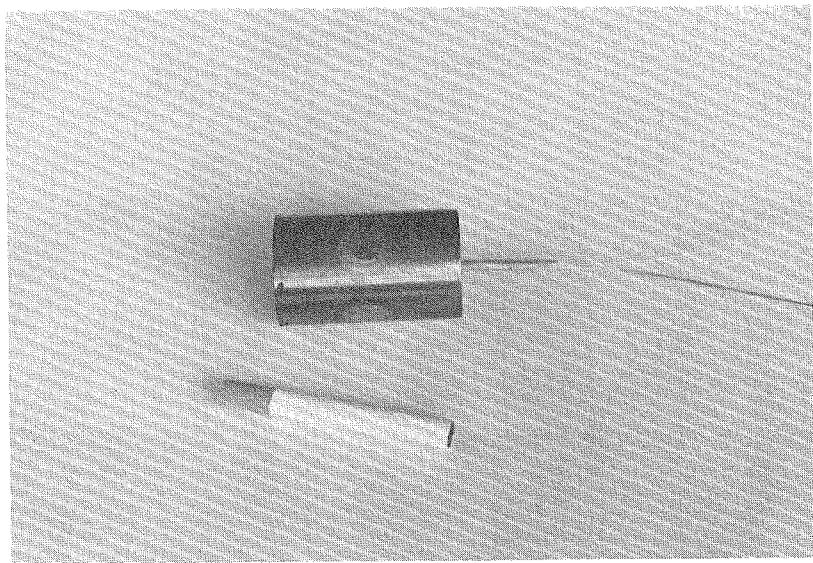
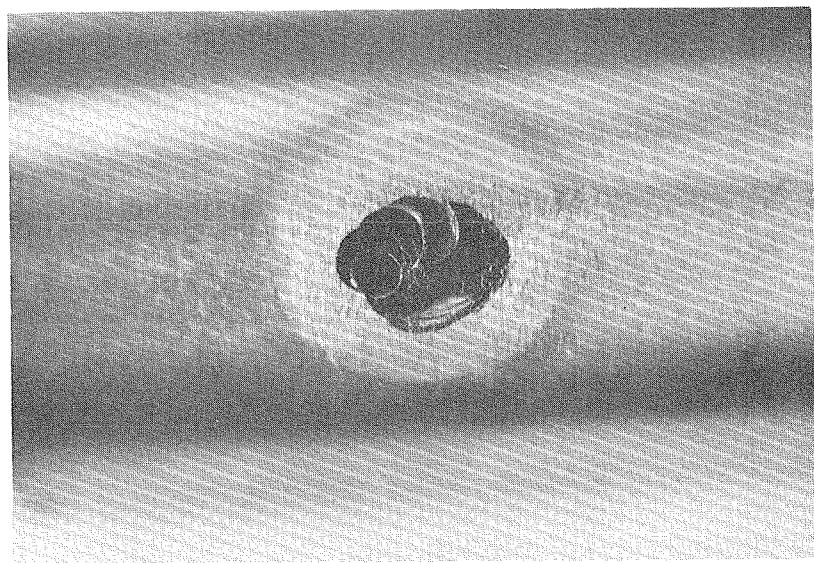


Fig.4.1 Ta heater for high temperature fuel-test section



a) Overall of Test Piece



b) Welding Part

Fig.4.2 Fabrication test piece of attaching the W-Re
thermocouples on Ta heater surface

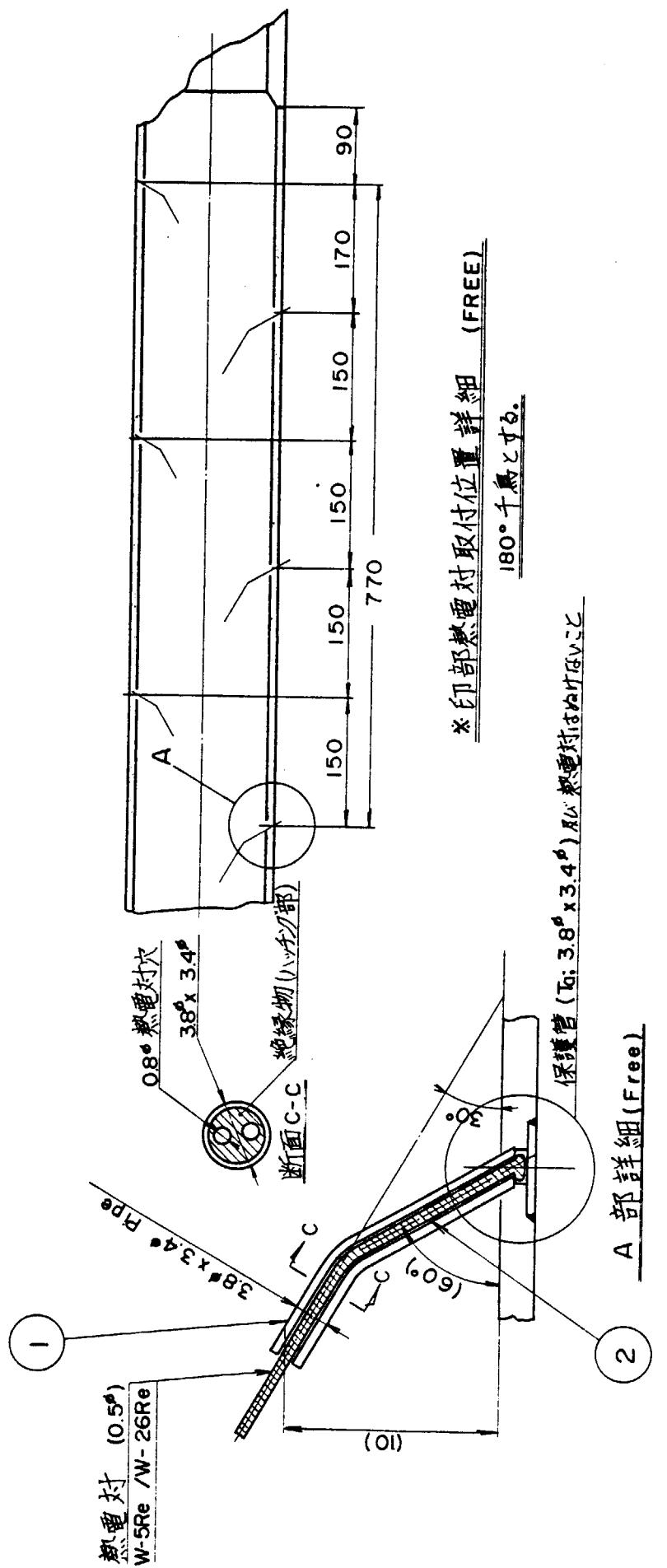


Fig.4.3a Thermocouple Welding (Old method)

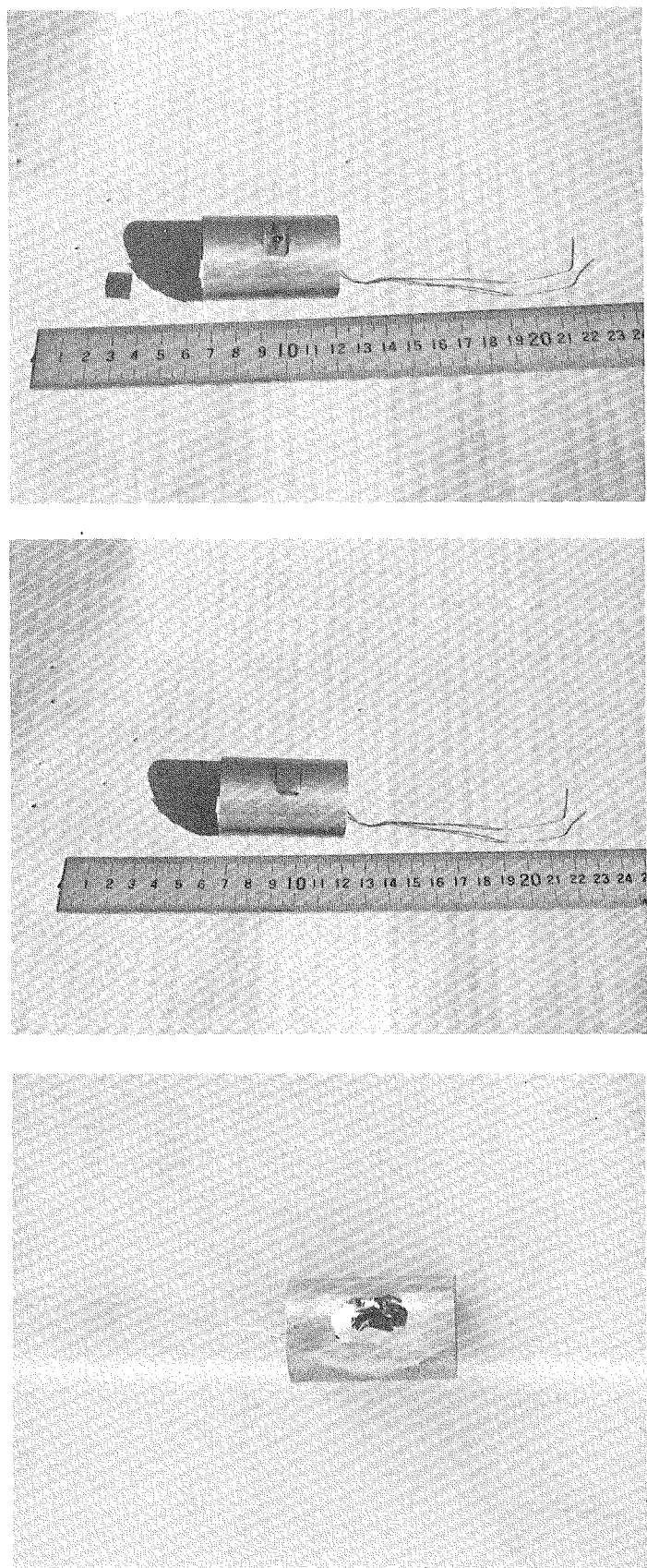


Fig.4.3b Thermocouple welding (Old method)

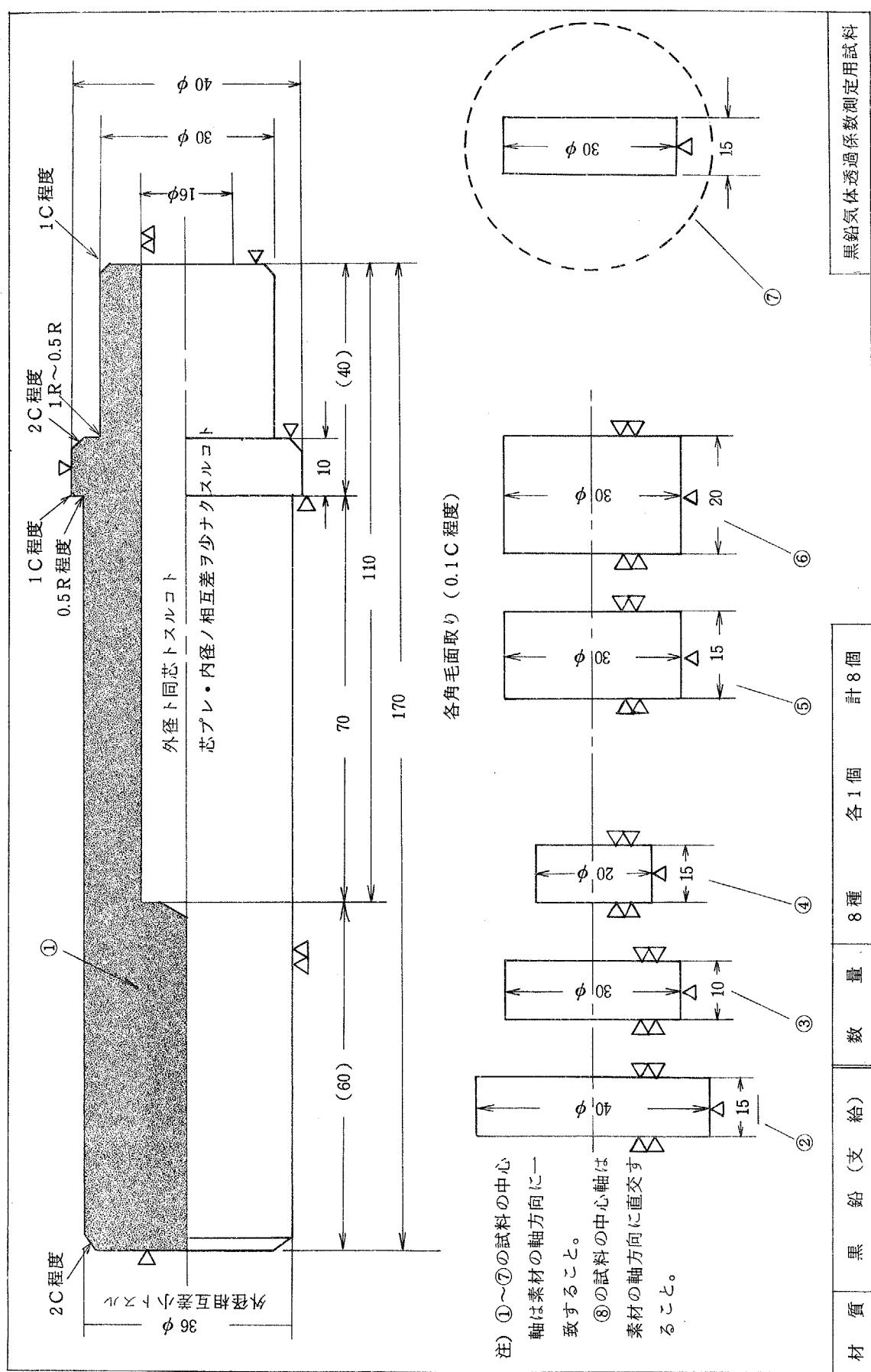
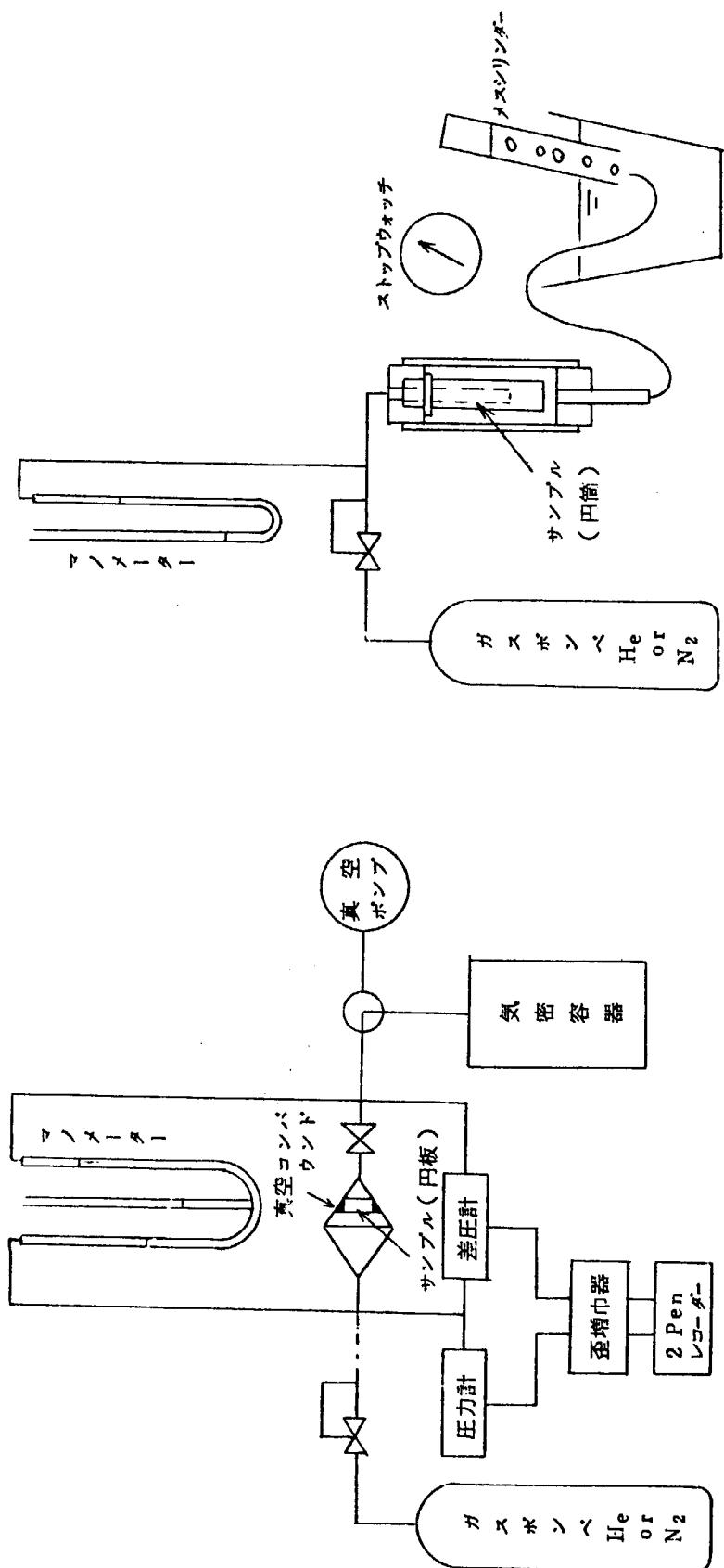


Fig.4.4 Test sample of graphite for permeation of He gas



A. 定常法

Fig.4.5 Apparatus for graphite permeation test

B. 非定常法

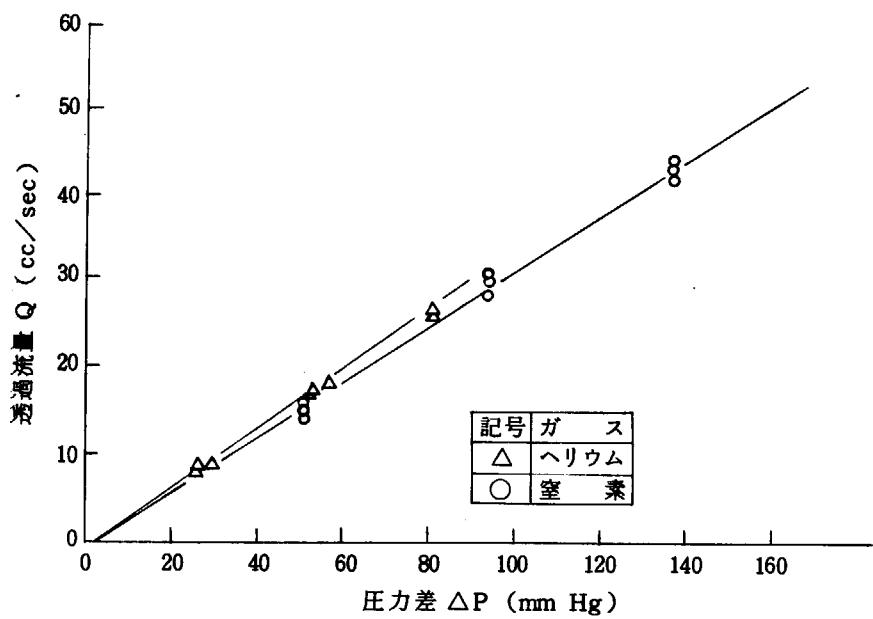


Fig. 4.6 Permeation flow rate of graphite

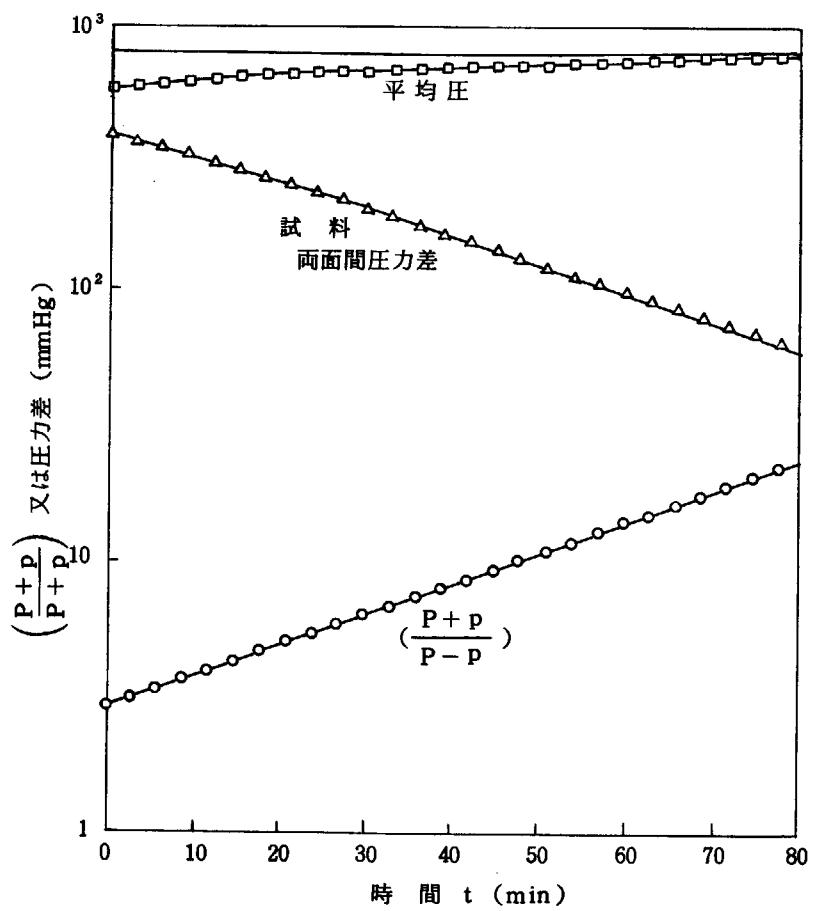


Fig. 4.7 Permeation rate by unsteady method

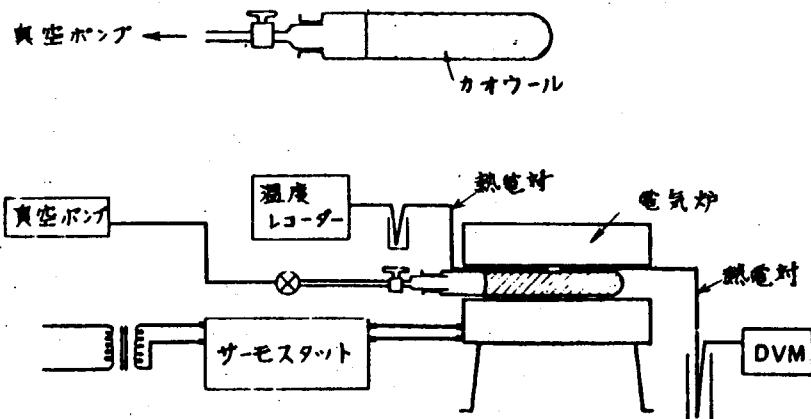


Fig.4.8 Measuring apparatus

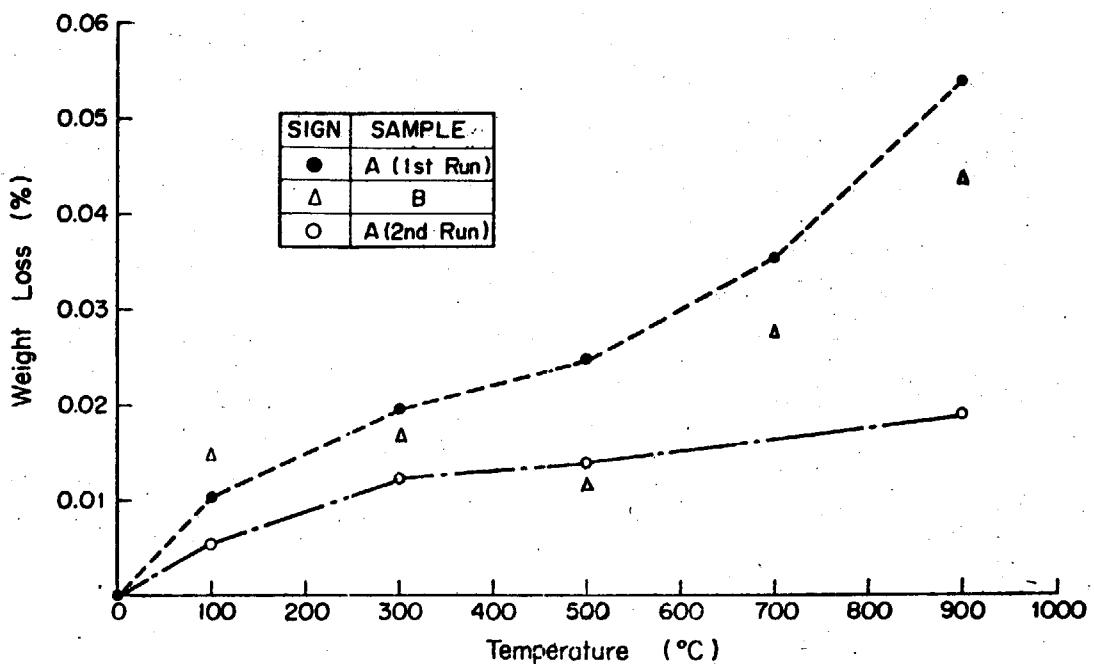


Fig.4.9 Effect of temperature on weight loss of insulator

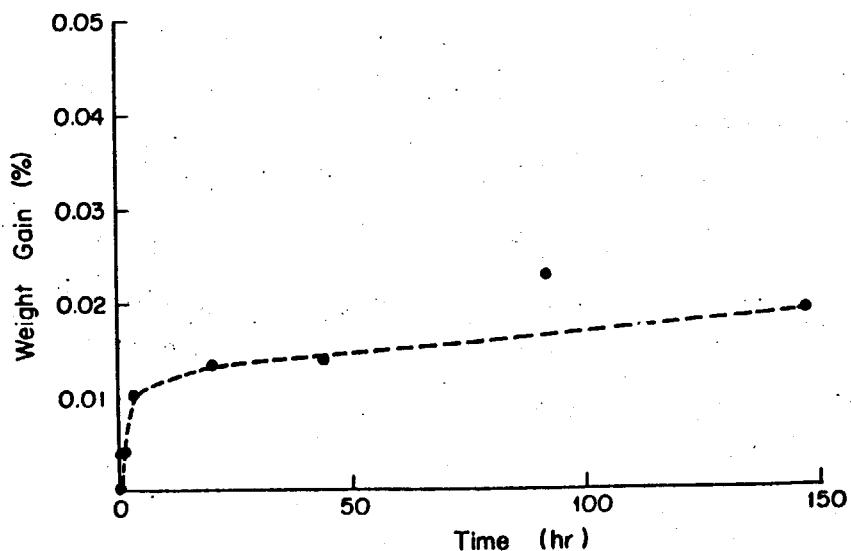


Fig.4.10 Weight recovery of baked insulator exposed to atmosphere

5. 試験体の組み立て

タンタルヒーターの完成により、高温燃料試験体の全部品が完成し、本体の組み立てを行った。組み立ては、超耐熱金属、セラミック、黒鉛等の特殊な部品が多く、細心の注意を要求された。Fig. 5.1は、試験体の全体及び各部の最終的構造の詳細を示したものである。

Fig. 5.2に、組み立て中の各部の写真を示す。

Fig. 5.2に従って、各部の紹介及び組み立ての概略を説明する。まず、圧力容器の外で、高温部の組み立て、チェックが行われる。高温部は、カートリッジ化されており、圧力容器に挿し込まれる。

最初に、試験体の心臓部であるHK-40と黒鉛から成る部分が組み立てられる(a)。この部分には、13本の熱電対が取り付けられており、HK-40製フランジに取り付けたパイプの中を通じて上方へ引き出される。次いで、空間は、全てカオウールで充填される。

その外側は、円筒形の補償ヒーターによって取り巻かれる(b)。補償ヒーターは、高さ方向に7分割されており、それぞれ二つ割りとなっている。発熱体は、カンタルA-1のコイル線であり、シャモット質アルミナの溝の中に固定されている。補償ヒーターのリード線は下方に取り出される。制御用熱電対は、圧力容器に挿入後半径方向から差し込まれる。

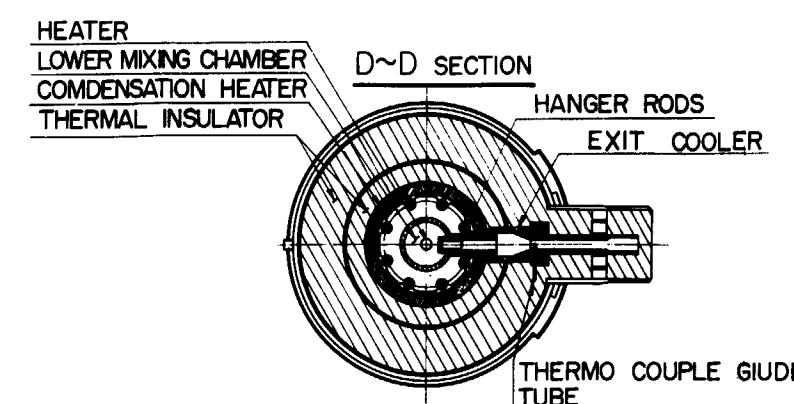
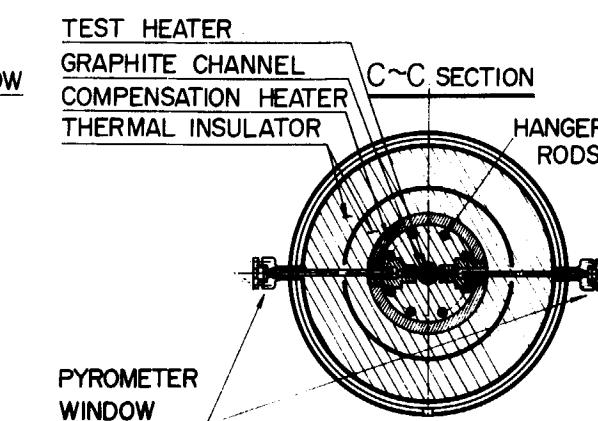
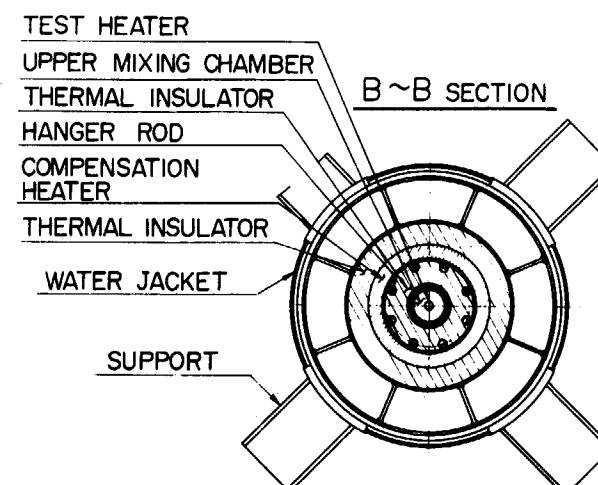
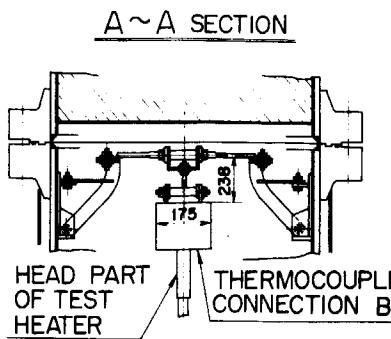
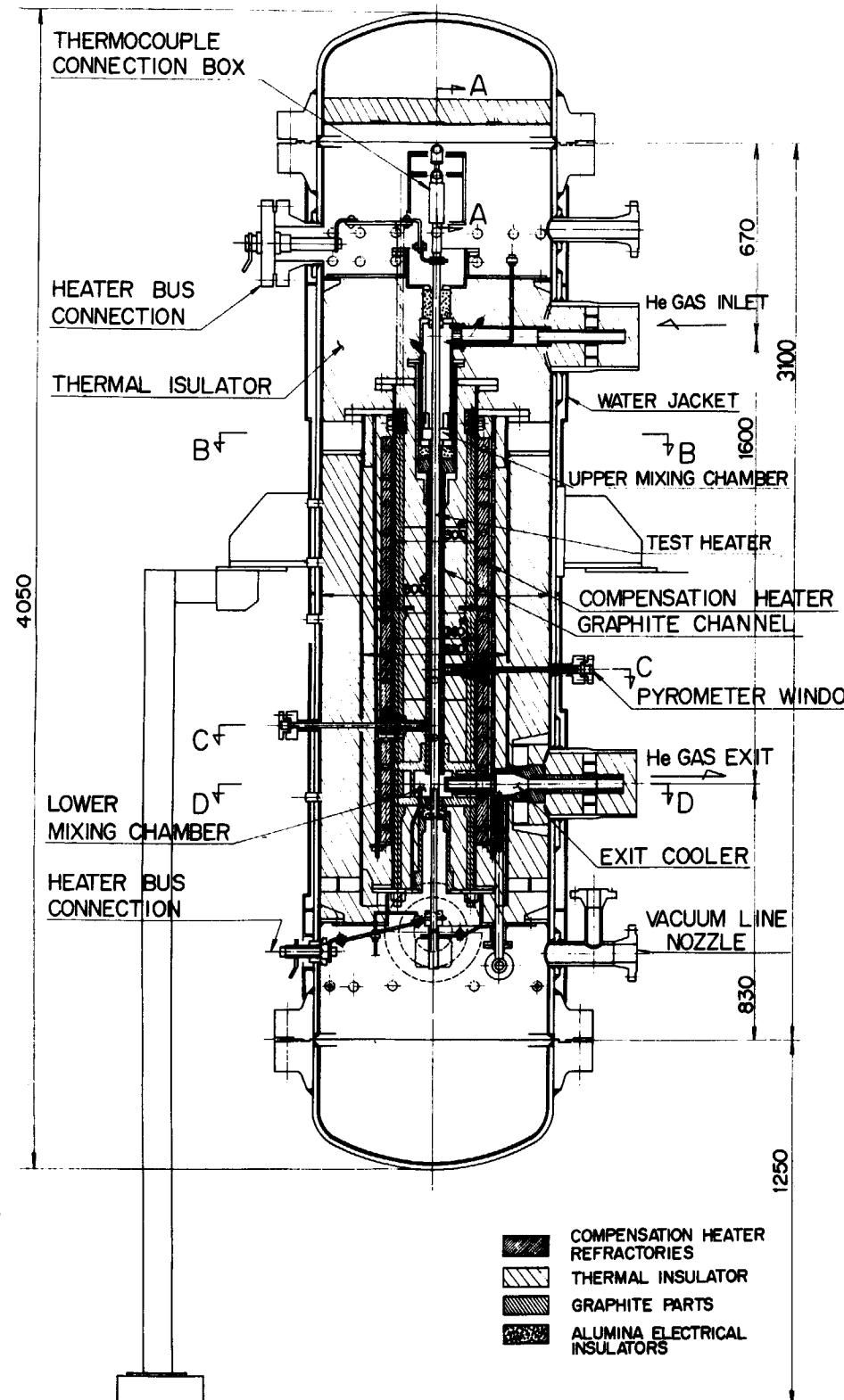
補償ヒーターの外側は、カオウールプランケットで覆われ、高温部カートリッジが完成する(c)。

この高温部カートリッジは、吊り上げられ、垂直に設置されている圧力容器の中に挿入される(d)。HK-40製フランジを締め付け、熱電対、補償ヒーターを結線し、カオウールを高温部周辺に残された空間に充填すれば、模擬燃料加熱体を除いて試験体は完成する。

上方より、上部混合室、黒鉛流路管、下部混合室を貫いて加熱体を差し込む。加熱体に電力を供給する大電流バス、熱電対の接続を行い、上下の圧力容器ボンネットを取り付けると、試験体は最終的に完成する(e)。

以下、試験体各部の詳細を示す。(h)は、下部混合室部分を示したものである。2つのフランジの付いた黒鉛部分が混合室である。下方の金属部は、HK-40製の底部品である。(i)は下部混合室に補償ヒーターを取り付けたところである。(j)は黒鉛流路管であり、タンガステン・レニウム熱電対の固定箇所が示されている。(f)と(g)は内部の組立てが完了した時点での上部及び下部空間であり、熱電対の取り出し線、大電流バス、圧力導管、補償ヒーター電源線(下部空間)等が示されている。

なお、組み立て作業は、6. 性能試験で述べたように、2回行われた。



DESIGN CONDITIONS OF HIGH TEMPERATURE FUEL TEST SECTION

WORKING FLUID	HELIUM GAS
PRESSURE	5 ~ 42 kg/cm ² G
PRESSURE DROP	MAX. 0.6 kg/cm ²
FLOW RATE	1 ~ 40 g/sec
INLET GAS TEMP.	MAX. 900°C
EXIT GAS TEMP.	MAX. 1200°C
HEATER SURFACE TEMP.	MAX. 1400°C

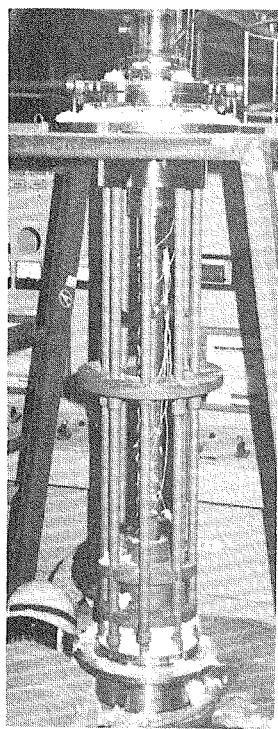
SPECIFICATION OF TEST HEATER

TYPE	DIRECT CURRENT RESISTANCE HEATER
ELECTRIC POWER	MAX. 30 KW
SURFACE HEAT FLUX	MAX. 30 W/cm ²
SURFACE TEMPERATURE	MAX. 1400°C
OUTER DIAMETER	34 mm
HEATING ZONE LENGTH	1000 mm
TOTAL LENGTH	2400 mm
HEATING ZONE MATERIAL	TANTALUM
BUS ROD MATERIAL	MOLIBUDENIUM
TERMO-COUPLE MATERIAL	W-5%Re/W-26 Re
TERMO-COUPLE NUMBER	6

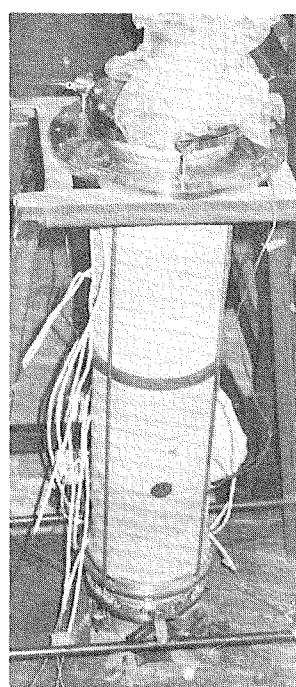
SPECIFICATION OF COMPENSATION HEATER

TYPE	7 DIVISION RESISTANCE HEATER
ELECTRIC POWER	MAX. 14 KW
TEMPERATURE	MAX. 1100°C
HEATER WIRE MATERIAL	KANTAL - A1
INSULATOR MATERIAL	ALUMINA

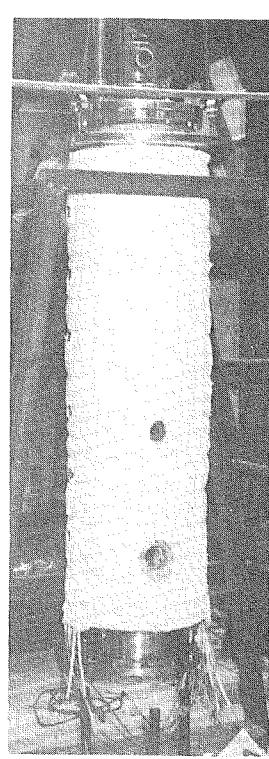
Fig.5.1 High temperature fuel test section



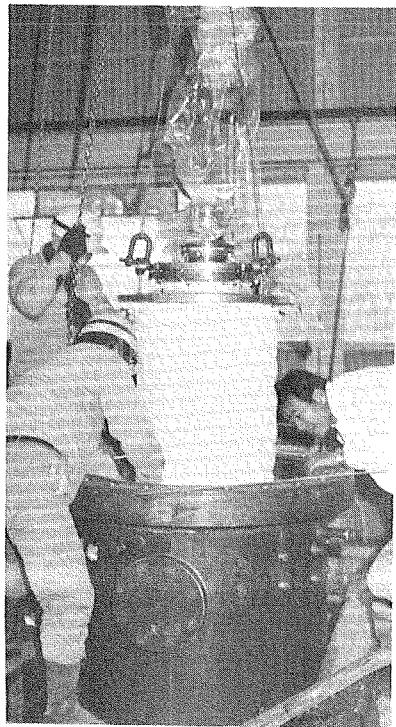
(a) High temperature parts composed of graphite and HK-40



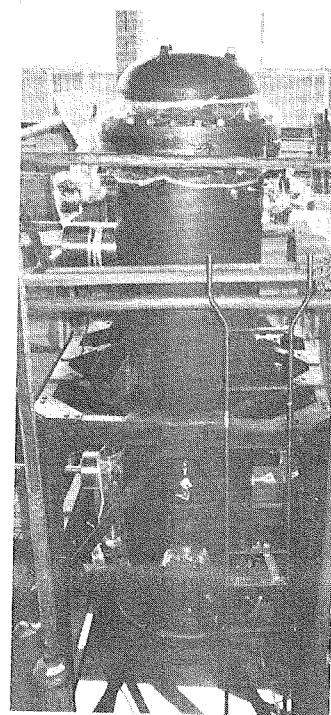
(b) High temperature parts mantled by guard heaters



(c) High temperature parts wrapped by ceramic wool

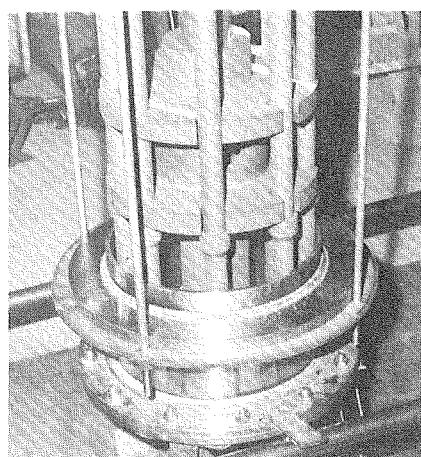


(d) Insertion of high temperature parts into pressure vessel

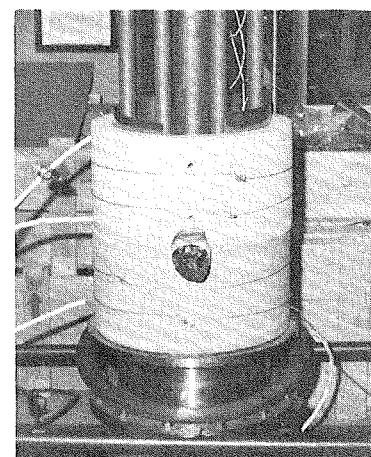


(e) Test section after assemblage

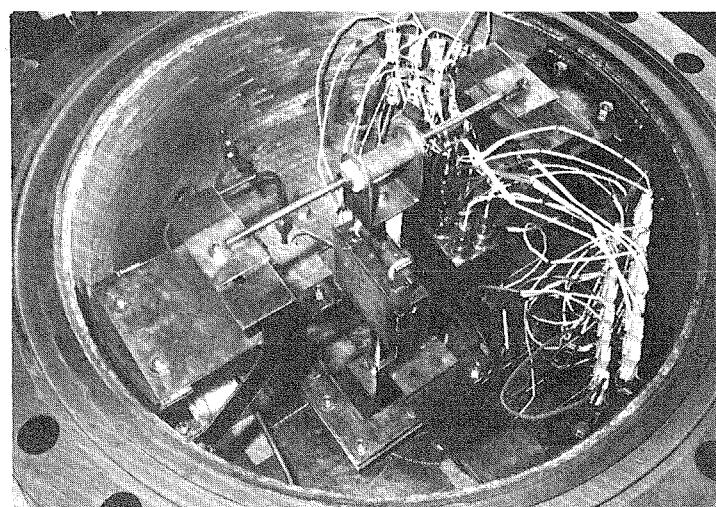
Fig.5.2 High temperature fuel test section and its details



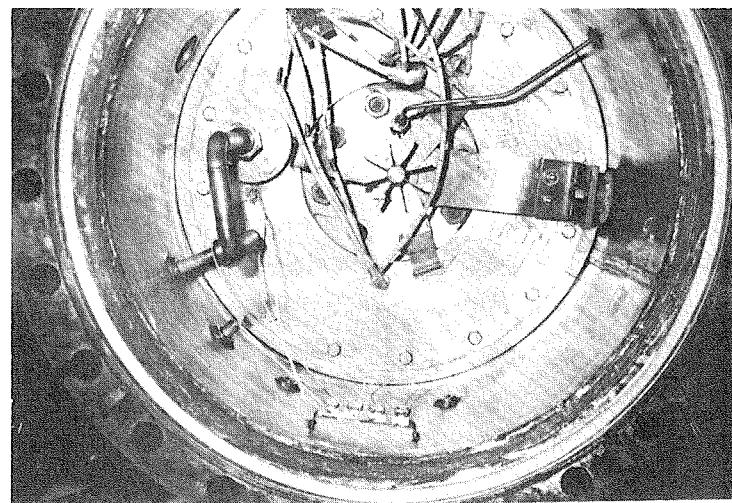
(h) Lower mixing chamber



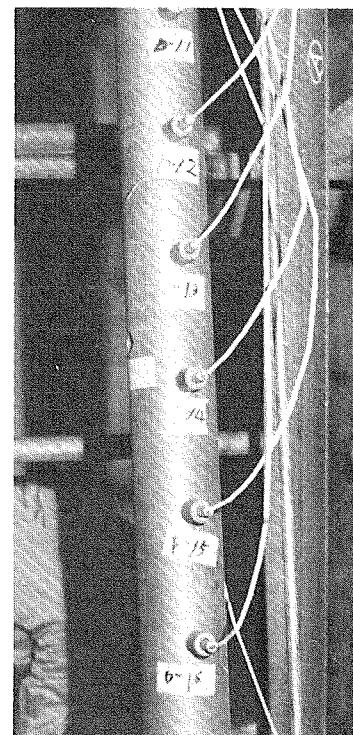
(i) Lower mixing chamber
with guard heaters



(f) Upper space of test section



(g) Lower space of test section



(j) Graphite channel
equipped with
W-Re thermocouples

Fig.5.2 (Continued)

6. 性能試験

6.1 経過

本試験体は組み立て完了後、SGLに接続して性能確認試験を実施した。しかしながら、異常な水分及び油成分が発生し試験体内のヘリウムガス不純物濃度が異常に上昇し、耐熱部品(Ta, W, Mo, 黒鉛)の腐食が進行すると判断されたため試験を中止し、不純物の発生原因を究明するため解体点検を行った。各部よりサンプルを取り、化学分析及び加熱焼成試験等を行った結果、水分は無機綿状断熱材(カオウール)より発生し、油分は高温部の黒鉛流路管に使用した不透黒鉛部品より発生したことが判明した。

さらに、カオウールの水分含有率、脱離条件、排出方法について各種試験を実施し、再度の性能試験の運転方案を確立した。また、黒鉛部品については、高温焼成を行い、油分の発生がないことを化学分析により確認した。

その後、再度試験体の組み立てを行い、HTGLに接続して性能確認試験を実施し、検査を完了した。

6.2 第1次性能試験

第1次性能試験は、試験体の組み立て完了に引続いて12日間にわたって行われた。

試験体は、機械化工特研内に設置され、SGLに接続された。Fig.6.1は試験中の操作、諸条件を示したものである。まず、真空引き～ガス置換を3回行い昇温操作を開始した。試験体の補償ヒーター及びタンタルヒーターにより徐々に($50^{\circ}\text{C}/\text{hr}$)に昇温し、ヘリウムガス中の不純物濃度が定められた値に達した後、真空引き～ガス置換及びSGL精製装置による精製運転を繰り返した。

しかしながら、試験体の温度レベルが 350°C を越える条件になるとヘリウムガス中の水分濃度が上昇し始め、 400°C を越えた条件では3000ppm以上となり、外に H_2 , CH_4 , CO 等の成分が検出され始めた。このような高い水分濃度では、試験体中の黒鉛、モリブデン、タンタル、タンクステン等の耐熱材料部品の腐食が著しくなり、さらに、SGL精製装置の処理能力をはるかに上回り性能劣化を引き起こすことが明らかとなつたため、性能試験を中断せざるを得なかつた。なお、試験中の試験体の作動は設計どおりで良好であった。最高到達温度は、 470°C であった。

試験中止後、水分その他の不純物発生原因を解明するため、試験体を解体点検した。その結果、以下の事項が明らかとなつた。

まず、水分の発生原因については、試験体内部に使用したアルミナ、シリカを主成分とする無機綿状断熱材(商品名：カオウール)に吸着された水分が温度上昇に伴つて離脱することによ

って発生したものと結論された。その理由は、金属以外の使用材料は1000°C以上で、焼成処理を行ったものであること、水分が直接試験体内に漏洩した形跡のないこと、及びカオウールの含水率、及び吸着水分の離脱温度特性によって水分濃度のレベル、及び経時変化が説明されることである。

水分以外の不純物 (H_2 , CH_4 , CO) の発生原因については、当初黒鉛と水分の反応が起こったものと考えられたが、解体調査の結果黒鉛の不透過性を改善するために含浸した油脂成分の熱分解によって発生した可能性が高い。

以上の問題点を解明するため、以下のことを行った。

- (1) カオウールの含水率及び離脱温度特性を定量的に明らかにする。(この結果については、4.7に詳細を記した。)
- (2) 発生した不純物の排出速度を定量的に明らかにする。
(この結果については、4.8に記した。)
- (3) 発生した油成分の分析を行う。その結果によって、発生原因を確定し対策を立てる。また、試験部内の油成分除去のための洗浄方法を決定する。
- (4) 耐熱材料(セラミック、黒鉛)は、油成分に汚染されているため、再度焼成処分を行う。

6.3 第2次性能試験

第1次性能試験の結果、問題となった事項について各種試験を実施し、以下のような結論を得られた。

- (1) カオウールの含水率は0.05~0.2重量%程度であり、水分は昇温に伴って発生する。従って、試験体の昇温に際しては、試験体内のヘリウムガスの精製を連続して行わなければならない。
 - (2) カオウールより離脱した不純物は、真空引きを行っても排出されるまでに長時間を要する。従って、カオウール層の中のガス置換を行わなければならない。
- 次いで、以下のように第2次性能試験の基本方針を定めた。
- (1) 試験体をHTGL精製系に接続し、連続的に試験体内のガス精製を行う。
 - (2) カオウール層の中のガス置換を行うため、試験体内の圧力を上下させ、不純分ガス成分を排出させる。
 - (3) 黒鉛部品は、含浸剤の除去のため、1200°Cで焼成する。試験体内の全ての表面をベンゼンで洗浄する。

以上の方針に基づいて、試験体の再組み立てを行い、高温ガスループ建家内で第2次性能試験を11日間にわたって実施した。

Fig.6.2は、試験運転のフローシートである。試験体は、HTGLの精製系に接続される。HTGLの精製能力は、第1次性能試験に使用したSGL精製装置のそれより一桁大きく、さらに、水分除去装置を有する。

以下、性能試験の結果を記す。まず、耐圧試験、ヘリウムガス漏洩試験を行い、満足すべき結果が得られた。

次いで真空試験を行った。真空引きは、3回実施され、常温でのガス置換が2回、 250°C 昇温時に1回行い、最終的に 2.1×10^{-2} Torr の真空度に到達した。

引き続き、試験部温度を上昇させた。Fig. 6.3は、性能試験中の試験体内温度、圧力、水分濃度の経過を示したものである。なお、昇温中の酸素濃度は、1 ppm 以下であり全く問題はなかった。試験は、低圧($2\text{ kg/cm}^2\text{ G}$)で 1000°C までの昇温を行い、一度温度を 800°C に下げ $40\text{ kg/cm}^2\text{ G}$ の圧力で高温高圧条件を実現した。

昇温は、補償ヒーターによって行い、昇温速度 $50^{\circ}\text{C}/\text{h}$ で行った。昇温中、 370°C 、 550°C 、 680°C 、 800°C 、 900°C にて夜間保持を行い脱ガス成分の精製、定常温度分布特性の測定を行った。Fig. 6.4は、 900°C での定常温度分布を示したものであり、補償ヒーター温度は1m以上にわたってほぼ均一である。タンタルヒーター及び黒鉛流路の温度分布については、上方で温度が下降しているのは低温のヘリウムガスの流れが上方より流入するためである。下方は、放熱のため温度が下降している。各温度レベルにおける同様の温度分布測定結果から、補償ヒーターの入力を調節することにより試験体内温度分布を任意の傾斜に設定し得ることが確認された。

800°C 、 $40\text{ kg/cm}^2\text{ G}$ での高温、高圧条件においても、なんら問題はなかった。その後、温度を下げ、圧力を常圧に戻した後、試験体上下のフランジを開け、タンタルヒーターの健全性、交換可能性を確認した。また、ヒーター関係の電気抵抗の測定を行った。

上述のように、本試験体は、温度、圧力の諸条件において設計どおりの性能を有することが確認された。また、高温部分以外の部分の温度は、全て許容値以下であり問題はなかった。

6.4 総合性能試験

高温燃料試験体は、単体試験を完了した後、高温高圧配管によってHTGLに接続された。接続工事は、約2ヶ月をかけて完了した。引き続き、4日間にわたって配管試験部の性能試験が行われ成功裏に完了した。

この性能試験に関連して、燃料試験部の予備測定が行われた。しかし、試験が実施された時点では、低域用流量計の増設が間に合わなかったため、流量の測定には誤差を有する。また、温度の測定もプロセス監視用の打点記録計から読み取ったため、多少の誤差を含むものと考えられる。

熱伝達の測定が行われ、その条件をTable 6.1に示す。試験部出口ガス最高温度は 976°C 、タンタルヒーター最高温度は 1032°C であった。RUN 4.9はタンタルヒーターの入力を零とした条件であり、この出入口温度差から試験部の断熱特性を知ることができる。測定期間の範囲で一致している。

Fig. 6.5及びFig. 6.6は、伝熱測定部のヘリウムガス温度及び伝熱面温度(タンタルヒーター壁温)分布の例を示したものである。タンタルヒーター壁温は、ヒーター壁に取り付けられたタンクステン・レニウム熱電対によって測定された。ガス温度分布は、出入口ガス温度にヒーター導体部分の発熱量の補正を行い直線で結んだものである。(発熱量の軸方向偏差は±6%程度以下である)これらの図から、境膜温度差を求め、熱伝達率を計算した。

Fig. 6.7は、測定結果をヌッセルト数とレイノルズ数の関係として表したものである。図中

には、Dalle Donne の二重管の熱伝達実験式 (D-D式)⁵⁾、Dittus-Boelter の式 (D-B式; $Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4}$)、及び D-B 式に物性値変化の補正を行った式 (修正式: D-B 式の右辺に $(T_w/T_B)^{-0.5}$ を乗じた式; T_w は伝熱面温度、 T_B は気体のバルク温度) によって計算した値が記入されている。本試験の結果は、D-D 式と D-B 式の中間の値を取っており、従来の実験と比べてほぼ一致していると結論される。

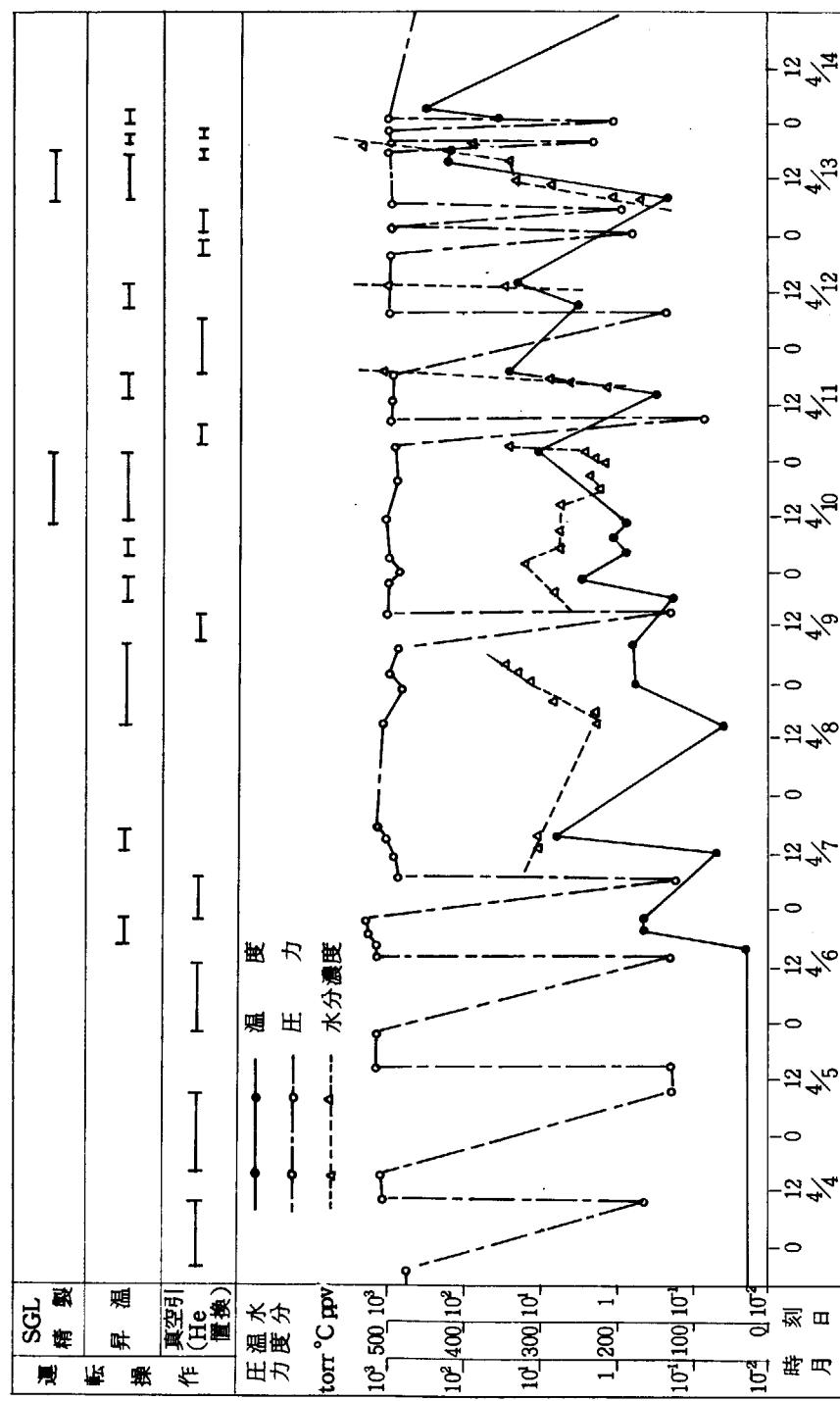
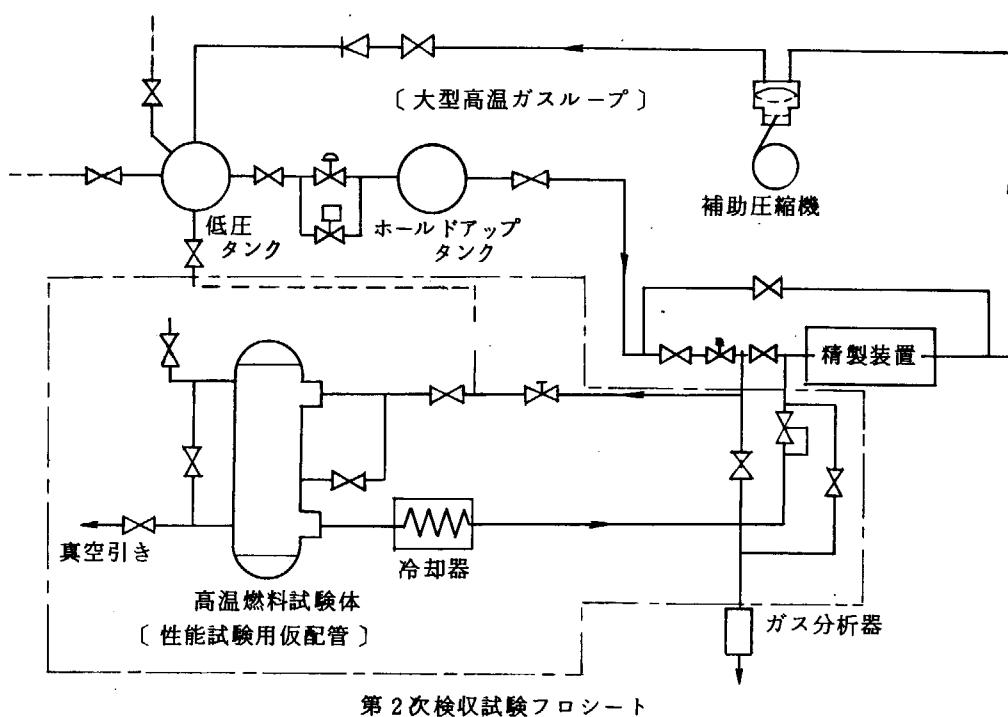


Fig.6.1 Records of impurity concentration during 1st performance test



第2次検収試験フロシート

Fig.6.2 Flow sheet for 2nd performance test

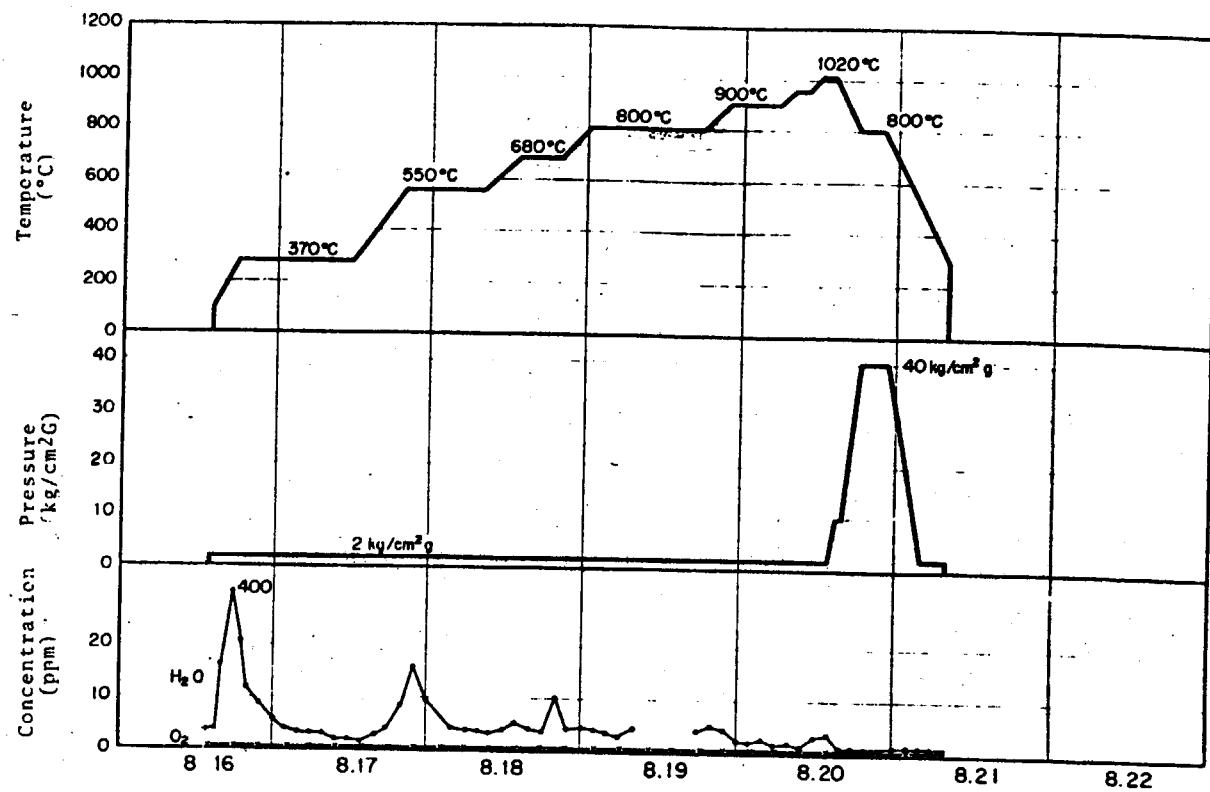


Fig. 6.3 Conditions during 2nd performance test

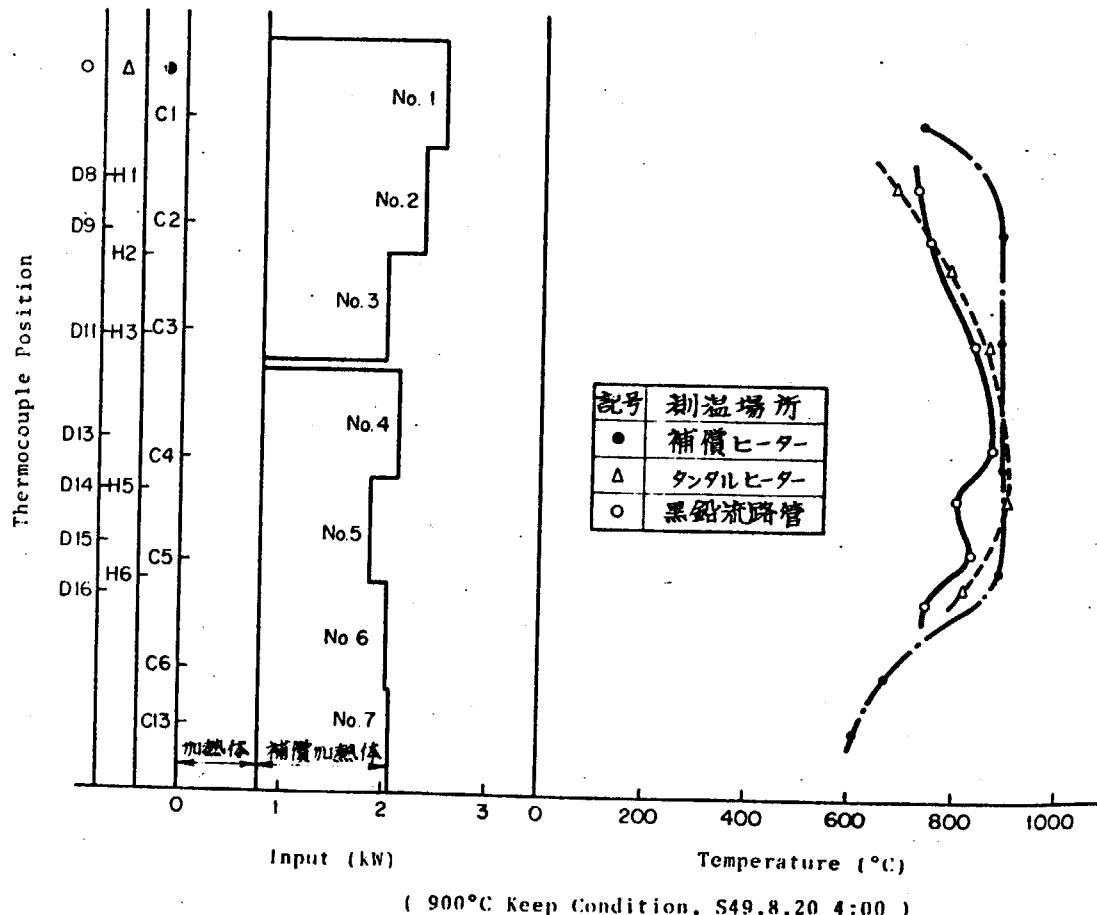


Fig. 6.4 An example of temperature distribution and heater input

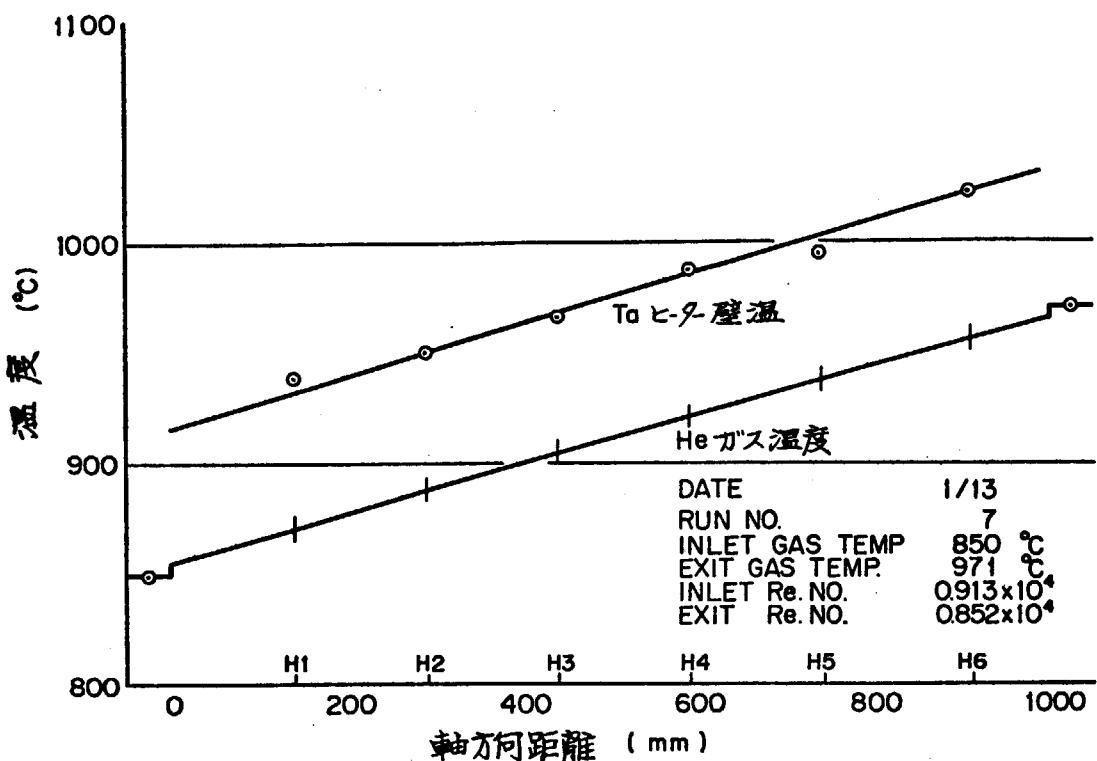


Fig.6.5 Temperature distribution of high temperature fuel test section (1)

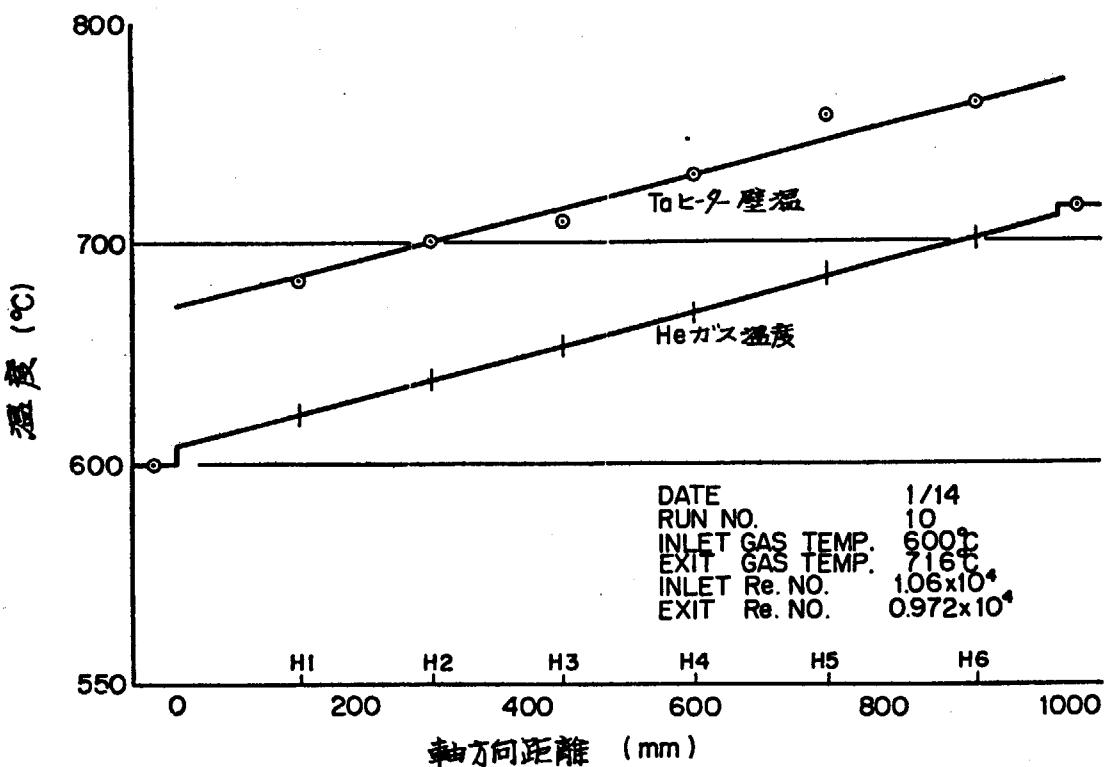


Fig.6.6 Temperature distribution of high temperature fuel test section (2)

Table 6.1 Experimental conditions of preliminary measurement

NO.	RUN NO	流 量	T _a ヒーター 最高 温 度	入口ガス温度	出口ガス温度	ヒーター入力	加熱効率
1	4	96.6 kg/h	364°C	370°C	370°C	0 kw	- %
2	5	96.3	757 *	650	740	15.2	82.0
3	6	95.1	980	800	922	20.3	82.6
4	7	93.6	1022	850	971	19.0	86.2
5	8	65.0	1032	825	976	18.0	78.7
6	9	93.6	838	840	847	0	-
7	10	90.6	762	600	716	21.5	70.4
8	11	96.7	631	400	560	25.3	88.5

圧力 : 40.0 kg/cm² G (ただし, RUN5 のみ 40.5 kg/cm² G)

* : 最高温度点の値ではない

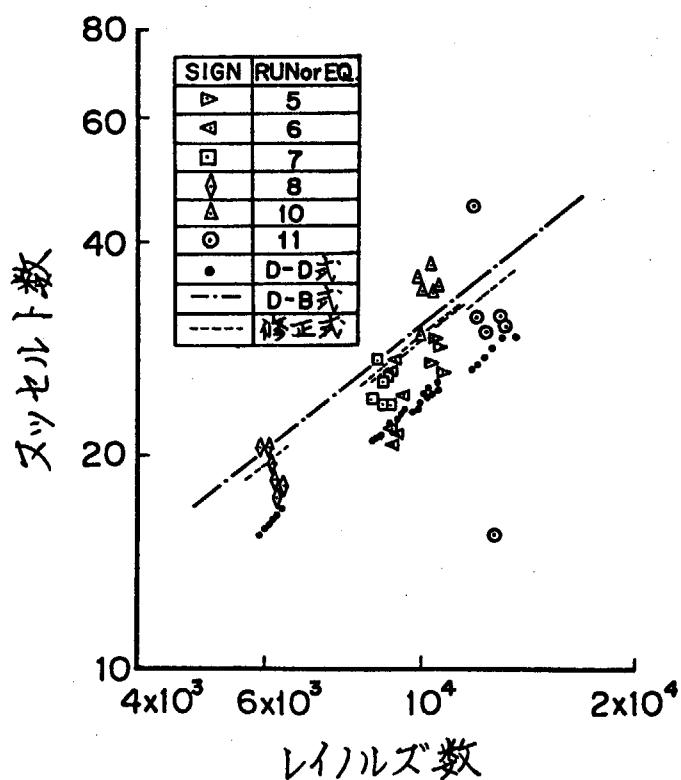


Fig.6.7 Experimental results of heat transfer coefficients measured at preliminary test

7. 高温燃料試験

7.1 経過と実験条件

運転体制は、4直3交の直体制で行われ、1直につき研究室員2名、外部業者（高圧ガス取扱経験者）1名の計3名1直で行われた。運転日数は、1回6日間である。この運転は、完全に原研側の責任体制で行われ、今後のHTGLの運転に関し種々の体験を得ることができた。

第1回の高温運転の目的は、タンタル模擬燃料棒（加熱体）の伝熱特性試験である。その経過を、Fig. 7.1に示す。すなわち、高温燃料試験体の出入口温度を1日前後の間隔で昇温させ、それぞれの温度条件で総計29回の測定を行った。高温燃料試験体の伝熱流動条件は、最高加熱体温度：1100°C、最大線出力：300W/cm、レイノルズ範囲：2000～10000の条件で行われており、多目的高温ガス炉の炉心条件はほぼ完全に炉外で実現されている。

第2回高温運転の目的は、工作課との共同研究として試作開発した黒鉛模擬燃料棒（直接通電型（平滑面））の性能テスト、伝熱特性の測定である。Fig. 7.2は、運転経過を示したものであり、第1回とほぼ同様である。この結果より、試作黒鉛模擬燃料棒は、炉心の炉外モックアップ試験として十分使用することができる能力を有することが明らかとなった。

運転中のヘリウムガス純度は、低温条件での運転期間に精製を完了し、ガス温度600°C以上では、H₂O、O₂とともに数ppm程度で運転を行った。ガス温度800°C近辺では、水素ガスの発生が見られた。第2回運転に際しては、気密試験に使用した窒素が残留しており、精製完了に長時間を要した。

第3回運転は、黒鉛ヒーターの試作開発に問題が生じたため、約半年延期せざるを得なかった。第3回の目的は、直接通電型粗面タイプの黒鉛模擬燃料棒の性能試験及び伝熱特性の測定を中心とするものである。

Fig. 7.3は、(第3回運転)運転条件を示したものであり、点線Pは圧力を示し、T_{GAS}^{INLET}、T_{GAS}^{EXIT}、T_{CLAD}^{MAX}は、それぞれ試験入口ヘリウムガス温度、出口温度、模擬燃料棒の最高温度を示している。流量は、レイノルズ数で2000から10,000の範囲である。発熱条件は、それぞれの流量で試験部出入口温度差が炉の設計値よりやや大きい200°C/mとなるように運転された。また、層流化現象の発生条件を知る目的で、出入口温度差350,550°C/mの条件での運転が一部実施されている。

最高出口ガス温度差は1000°Cであり、模擬燃料棒の最高表面温度は1100°Cに達した。この最高温度条件での運転は、約20時間維持され、そのうち8時間はヘリウムガス圧力を40気圧に設定し、炉心条件と同じ条件における伝熱流動特性の測定を行った。運転中のヘリウムガス純度は、600°C以上では酸素濃度、水分濃度ともに1.5ppm以下に保持されていた。

試験終了後、黒鉛模擬燃料棒を取り出して観察した結果によれば、高温側の表面の黒鉛粒子がやや目立つようになり、腐食されたと考えられる。しかしながら、粗面の突起要素を含めて全く寸法の変化は生じていない。本試験の運転条件を炉内条件と比べてみると、酸素濃度が1

桁以上大きいため腐食が生じたとするならば酸素によるものと考えられる。また、酸素と水分の反応速度は約50倍程度異なるので、本運転は炉内の500日以上に相当すると考えられる。すなわち、これらの結果から、本試験に使用した環状の粗面要素は炉心の最高温度条件で少なくとも1年半は健全であると考えられる。(ただし、使用した黒鉛素材は実験炉の燃料候補材料ではない。)

熱伝達率は、粗面による促進効果により、平滑面の場合に比べて約4倍増大している。第3回運転では、黒鉛加熱体電気入力とガス温度上昇が一致せず、試験体内に冷却材のバイパス流れが生じたものと考えられる。

7.2 試験の結果

(1) 第1回高温運転

測定は圧力：20～30 kg/cm²G, 試験体入口ガス温度：200～800°C, 出口ガス温度：400～1000°C, レイノルズ数：1800～8000の範囲で種々の条件で行われた。すなわち、ガス温度条件、線出力、レイノルズ数は、多目的高温ガス炉の炉心伝熱流動条件をカバーする範囲となっている。

Fig. 7.4は、温度分布の1例を示したものである。今回の試験条件中で最も高温に属するデータである。この分布例では、発熱体壁温は直線的に上昇しており、ガス温度分布に平行している。他の条件の場合も、発熱体の両端の熱電対の指示温度を除けば、壁温分布は直線的と見なすことができる。

Fig. 7.5はヒーター中央部の熱伝達に関する結果をRe数とNu (T_w/T_e)^{0.2}の関係として表したものである。 $(T_w/T_e)^{0.2}$ は、物性値変化の効果を補正するために乗じられている。なお、熱流束を算出するにあたって、電流とタンタルの比抵抗から熱流束を計算し、さらにふく射伝熱量の補正を行った。本図より、(●のプロットで示されるデータを除けば)高温・高圧ヘリウムガスの遷移領域での(本試験で求められた)熱伝達は従来の高レイノルズ数($Re > 10^4$)の整理式⁴⁾, Dalle Donne⁵⁾の実験式の間にばらついている。

次に、異なった傾向を示した○印のデータについて検討する。これらの実験は、低い入口ガス温度、大きい熱流束の条件で行われたものであり、従来の円管等の実験では層流化現象の発生が予想される条件である。Fig. 7.6は、本実験の測定条件の無次元熱流束 q_f^* の大きさを検討したものである。図中の直線は、円管⁶⁾⁷⁾, 矩形管⁸⁾, 環状流路⁹⁾(ただし、外管縮小による加速実験)に関する従来の層流化現象の発生限界を示すものである。この図から、特異な傾向を示した一群のデータは、層流化現象の発生に対応している可能性が考えられる。しかし、詳細な議論は今後、HTGL, 及びSGLによる実験によって、解明して行く予定である。

以上の結果より、(特に熱流束が大きくなり限り)流体のレイノルズ数 Re_B が3000以上では、従来の高レイノルズ数の場合に適用される乱流の式に一致する。

試験終了後、Taヒーターを取り出して見た所、上、下ともにモリブデン電極バスとタンタル発熱体の結合部のねじに緩みを生じていた。タンタルとモリブデンの熱膨張差による熱応力

によってクリープ変形を生じ緩みを生じたものと考えられる。

また、この緩みによって、結合部の発熱が増大していた可能性が大きい。結合部の変色から判断して、発熱部より高温となったことが推定される。さらに、実験中に測定された加熱体の長さ方向の電圧分布を見ても、発熱部以外に大きな電力が消費されたことを示している。

従って、タンタルを発熱体とする加熱体に関しては、電極バスとの結合部に問題があることが分かった。

(2) 第2回高温運転

試験内容は、前節とほぼ同様である。Fig. 7.7は、本試験中最も高温の温度分布の例である。最高加熱体温度 1150°C 、最高ガス温度 1000°C 、線出力 228W/cm 、ガス圧力 $30\text{kg/cm}^2\text{G}$ の条件である。

試験中、高温条件で加熱体入力電源がトリップし、極めて厳しい温度変化が加熱体に作用したが、黒鉛発熱体には全く異常はなかった。

Fig. 7.8は、試験終了後の加熱体表面状態を示したものである。向かって左側が高温側となっているが、低温側（右側）では切削傷が残留しているのに対して、左側ほど表面の粒子がめいりょうに観察され、表面の粗さが増している。本試験では、黒鉛加熱体の温度 1000°C を越えた時間は $12 \sim 13$ 時間という短時間であるにもかかわらず、高温側の表面状態が肉眼で判断できる程度に変化した。今後、不純物濃度、流速、材質等を変えて、より長時間にわたる実験を実施する必要があると考えられる。

Fig. 7.9は、熱伝達特性をそのまま示したものである。横軸はレイノルズ数、縦軸はヌッセルト数であり、物性値はともに局所におけるガス温度に対応する物性値を用いた。同一の実験番号については同じ記号を用いているので、同じ記号のデータは、レイノルズ数の小さいほうから大きいほうにかけて、入口から出口の間の熱伝達特性の分布に対応している。つまり、最もレイノルズ数が大きいデータは入口におけるデータを表している。測定条件は、Table 7.1に示す。レイノルズ数は $2000 \sim 1000$ 、入口ガス温度は $200 \sim 800^{\circ}\text{C}$ 、出口ガス温度は $400 \sim 1000^{\circ}\text{C}$ 、ガス温度上昇は $200 \sim 300^{\circ}\text{C}/\text{m}$ の範囲であり、多目的高温ガス実験炉燃料の条件がほぼ満足されるように設定されている。

Fig. 7.9の中の実線は Dalle Donne の実験式⁵⁾（以後、D-D式と呼ぶ）であり、一点鎖線は土 10% の限界を示す。点線は河村の式を示す。データは全体に D-D式より小さく、レイノルズ数 5000 弱以下では遷移領域に入るため D-D式から離れて層流の熱伝達の値（約 5.1）に近づく。Fig. 7.9では、物性値の補正を行っていないため D-D式とあまり良く一致せず、ばらつきも大きい。

次に、レイノルズ数が大きい領域で特に影響の大きい物性値の補正を検討する。この補正に関しては、従来次の 2 つの方法が用いられている。

$$\left(\frac{\text{Nu}}{\text{Nu}_0} \right) = \left(\frac{T_w}{T_B} \right)^{-n} \quad (7,1)$$

$$\left(\frac{\text{Nu}}{\text{Nu}_0} \right) = \left(\frac{T_w}{T_E} \right)^{-n'} \quad (7,2)$$

ここに, Nu : 物性値変化のある場合のヌッセル等

Nu_0 : " ない "

T_w : 局所伝熱面壁温度 (K)

T_b : 局所平均ガス温度 (K)

T_e : 流路入口ガス温度 (K)

n, n' は補正乗数である。式 (7.1) の乗数 n は、厳密には、流路の長さ方向の関数で、一般に複雑な関係式となる。これを避けるために、Dalle Donne は式 (7.2) を提案しており、 n' は一定値としている。しかしながら、実験炉の炉心のように、長い流路 ($L/De = 1000 \sim 1500$) に対して、そのような仮定が果して成り立つかどうかは、実証されていない。

物性値の補正方法に関しては、遷移領域へも適用できるのかどうか、環状流路のデータが少ないとこと等、解明すべき問題が多く残されている。

Fig. 7.10 は、式 (7.1) の方法で $n = 0.5$ として整理した結果を示したものである。一方、式 (7.2) の方法で、 $n' = 0.2$ (Dalle Donne の推奨値) として整理した。両方の結果を比較すると、式 (7.2) の方法のほうが全般に精度が良いことが分かった。

しかし設計に使いやすい式 (7.1) の方法を用いて、レイノルズ数が 4700 以上の領域について、本実験の結果を実験式の形に表すと、

$$\text{Nu} = 0.0183 \left(\frac{D_2}{D_1} \right)^{0.16} \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \left(\frac{T_w}{T_b} \right)^{0.5} \quad (7.3)$$

式 (7.3) は、Dalle Donne の補正を式 (7.1) の方法に変更しただけのものである。(係数 0.0183 は Dalle Donne の値 0.018 より約 2% 大きい。実験精度が ±7% と考えられるのでこの差について議論することはあまり意味がないと思われる。)

レイノルズ 3000 ~ 4000 の間のデータから判断すると、遷移領域においても物性値の補正是かなり有効であると推定される。この点についての議論は、より精度の高い測定を行っている SGL による実験を待つ必要がある。

層流領域の物性値補正是円管の結果によると、 n (又は n') ≠ 0 とされている。Fig. 7.9 のレイノルズ数 2300 ~ 2500 近辺のデータが一致しているのは、環状流路においても同じような関係が存在することを示唆しているものと思われる。

従って、レイノルズ数が 2500 ~ 3000 の間の物性値に対する補正も乱流のものから層流のものに切り替わることを考えなければならない。この点についても、SGL を用いた実験によって解明して行く積りである。

層流化現象は、今回の実験の範囲内では発生していないと判断される。実験番号 29 ~ 31 の加熱条件は、円管では層流化が発生すると考えられる条件に設定されている。しかし、これらのデータから見る限りでは、特に層流化現象は発生しておらず、レイノルズ 5000 弱以下の熱伝達の低下傾向は遷移領域に対応しているものと考えるべきであろう。

以上をまとめると、

(1) 全体の傾向としては、レイノルズ数が

[2500 ~ 3000] 以下で 層流域

3000 ~ 4800 で 還移域
 4800 以上で 乱流域
 となっている。

- (2) 乱流域では、Dalle Donne の式に一致する。
- (3) 環状流路では、円管流路に比べると、層流化現象が発生しにくい傾向がある。

Table 7.1 Experimental conditions of data shown in Fig.7.9~7.10

SYMBOL	RUN NO.	GAS TEMP. °C		REYNOLDS NO.		(Tw / Tb)	
		INLET	EXIT	INLET	EXIT	MAX.	MIN.
○	13	396	602	2864	2532	1.20	1.18
○	17	596	812	4820	4330	1.16	1.15
○	18	600	798	3604	3260	1.14	1.13
○	19	603	790	2674	2429	1.14	1.13
○	20	618	811	4730	4300	1.14	1.13
○	21	803	1011	7812	7159	1.13	1.13
○	23	808	994	5055	4666	1.12	1.10
⊕	24	804	1002	9656	8881	1.14	1.11
●	25	215	535	9385	7469	1.49	1.37
●	26	214	524	7505	6000	1.46	1.36
●	28	210	520	5626	4610	1.43	1.37
●	29	219	532	4675	3681	1.47	1.34
●	30	206	532	3820	3025	1.44	1.33
●	31	203	523	2880	2290	1.41	1.30

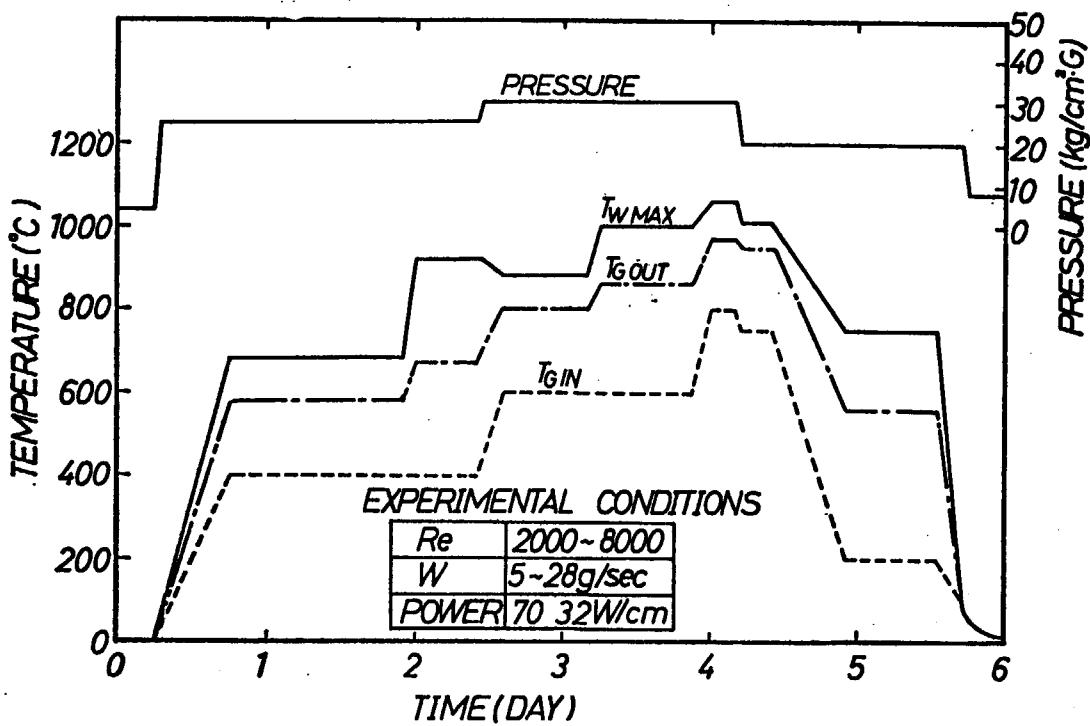


Fig. 7.1 Experimental conditions of high temperature fuel test section during 1st operation of HTGL

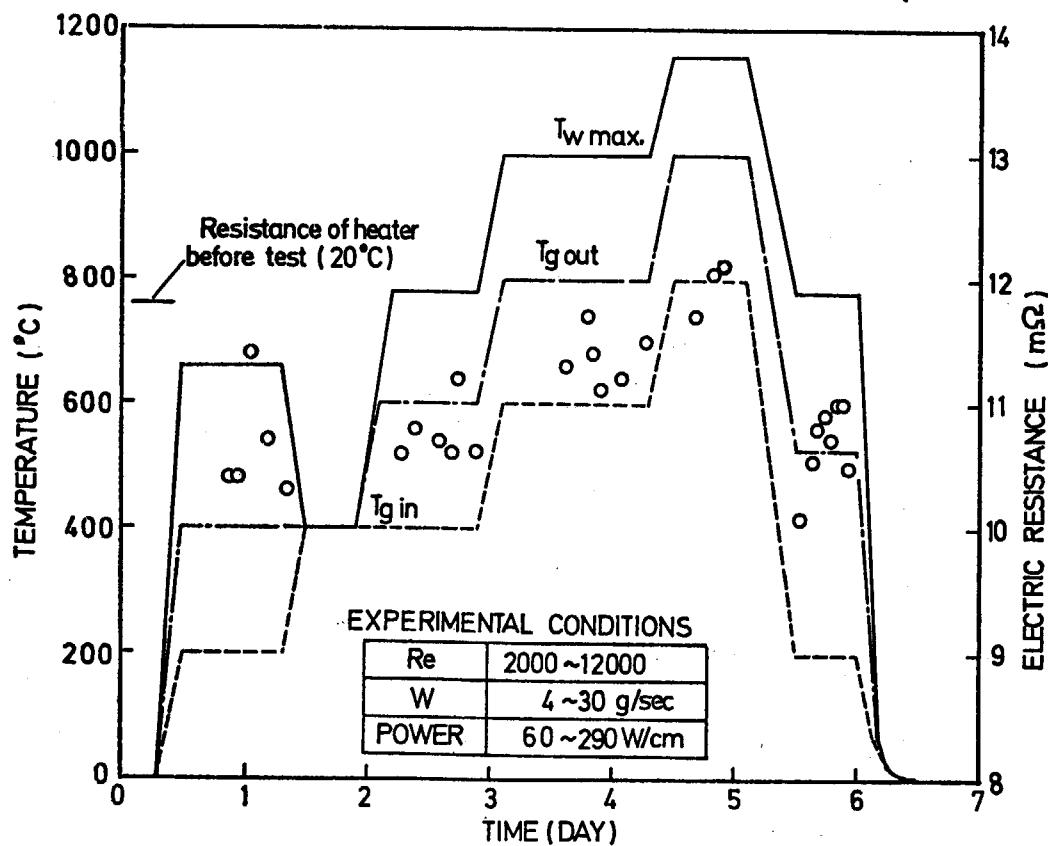


Fig. 7.2 Experimental conditions of high temperature fuel test section during 2nd operation of HTGL

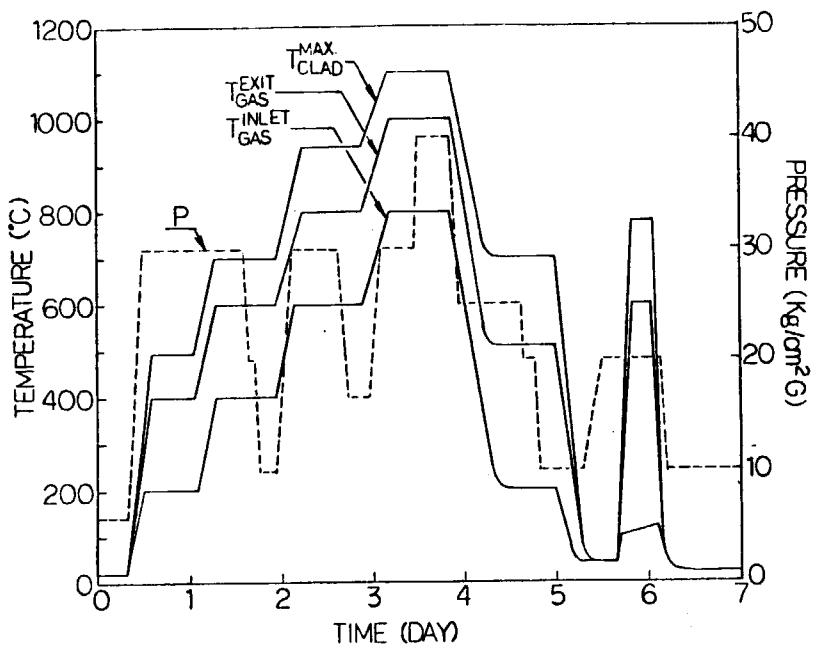


Fig. 7.3 Experimental conditions of 3rd HTGL operation testing graphite heater (Roughened surface type)

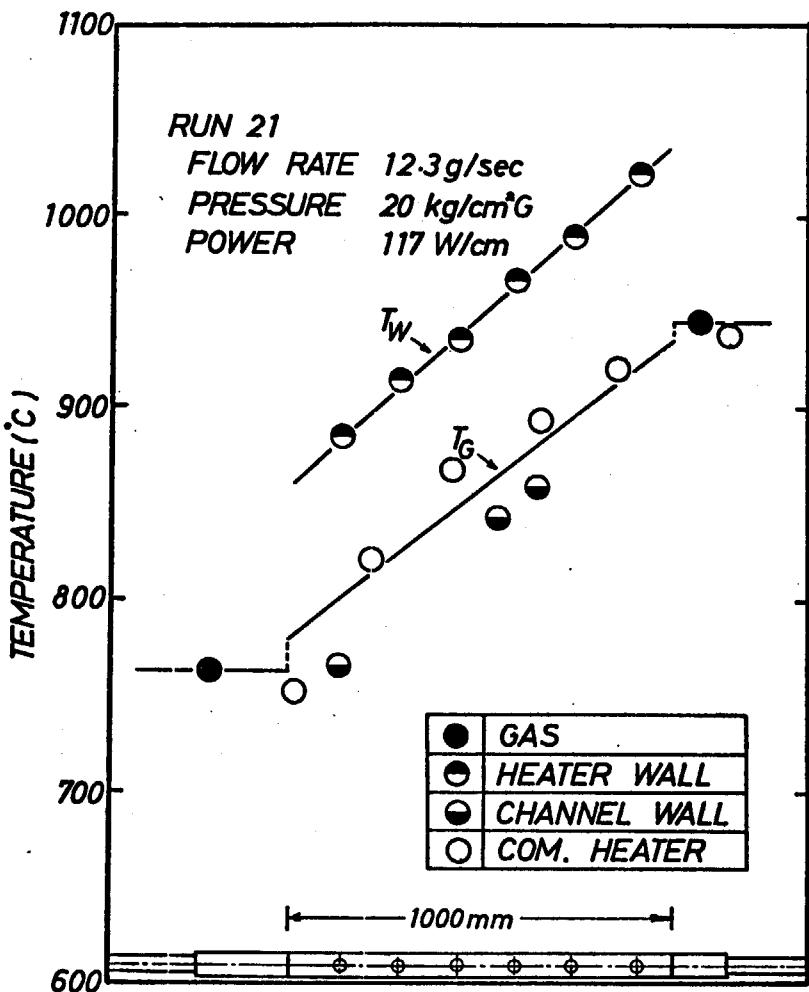


Fig. 7.4 Temperature distribution of tantalum heater

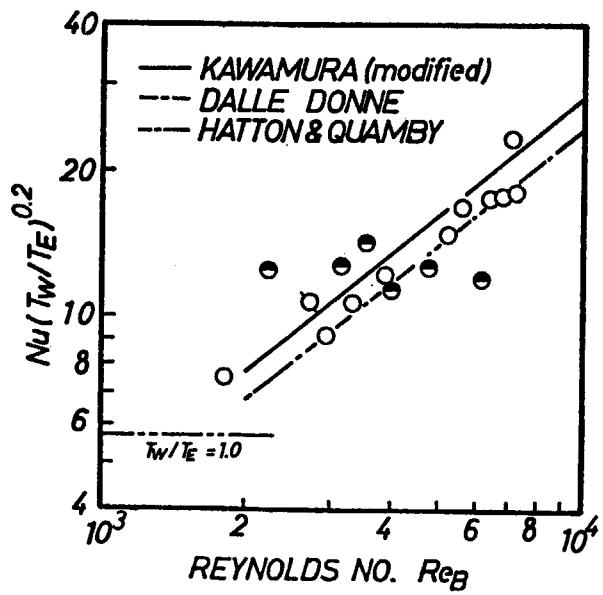


Fig. 7.5 Heat transfer coefficient of tantalum heater

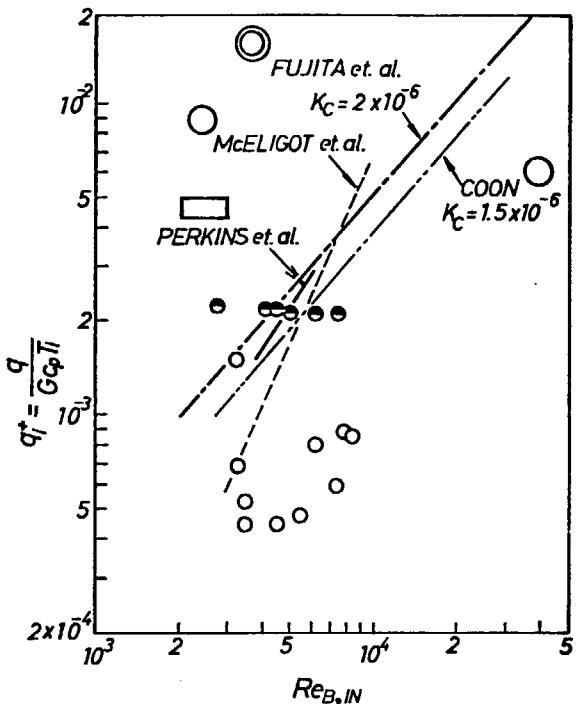


Fig.7.6 Comparison of first test condition with flow regime classifications as determined by other authers

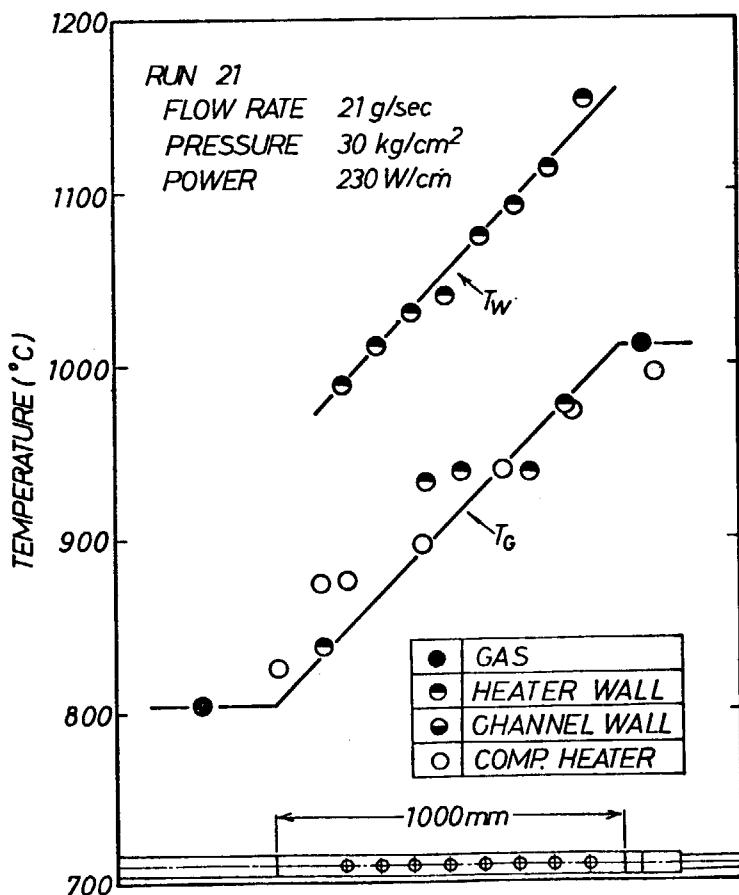


Fig.7.7 Temperature distribution of graphite heater during high temperature operation

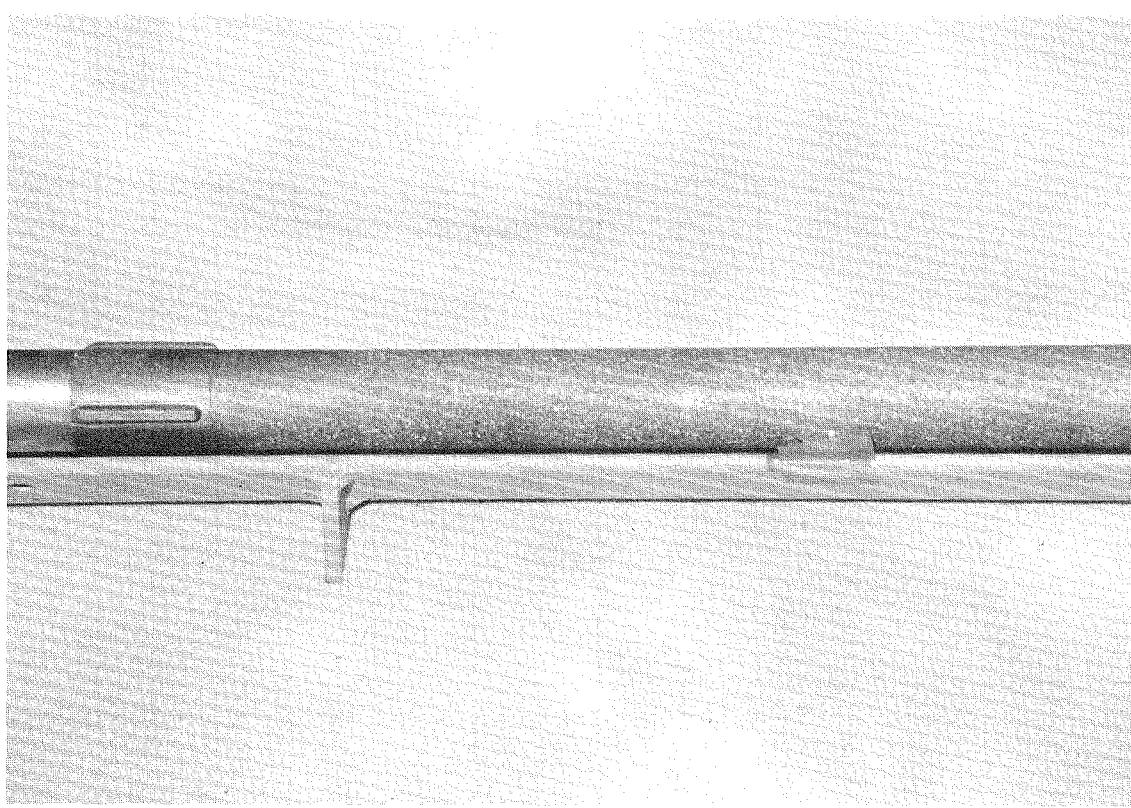


Fig. 7.8 Surface of graphite heater after high temperature operation

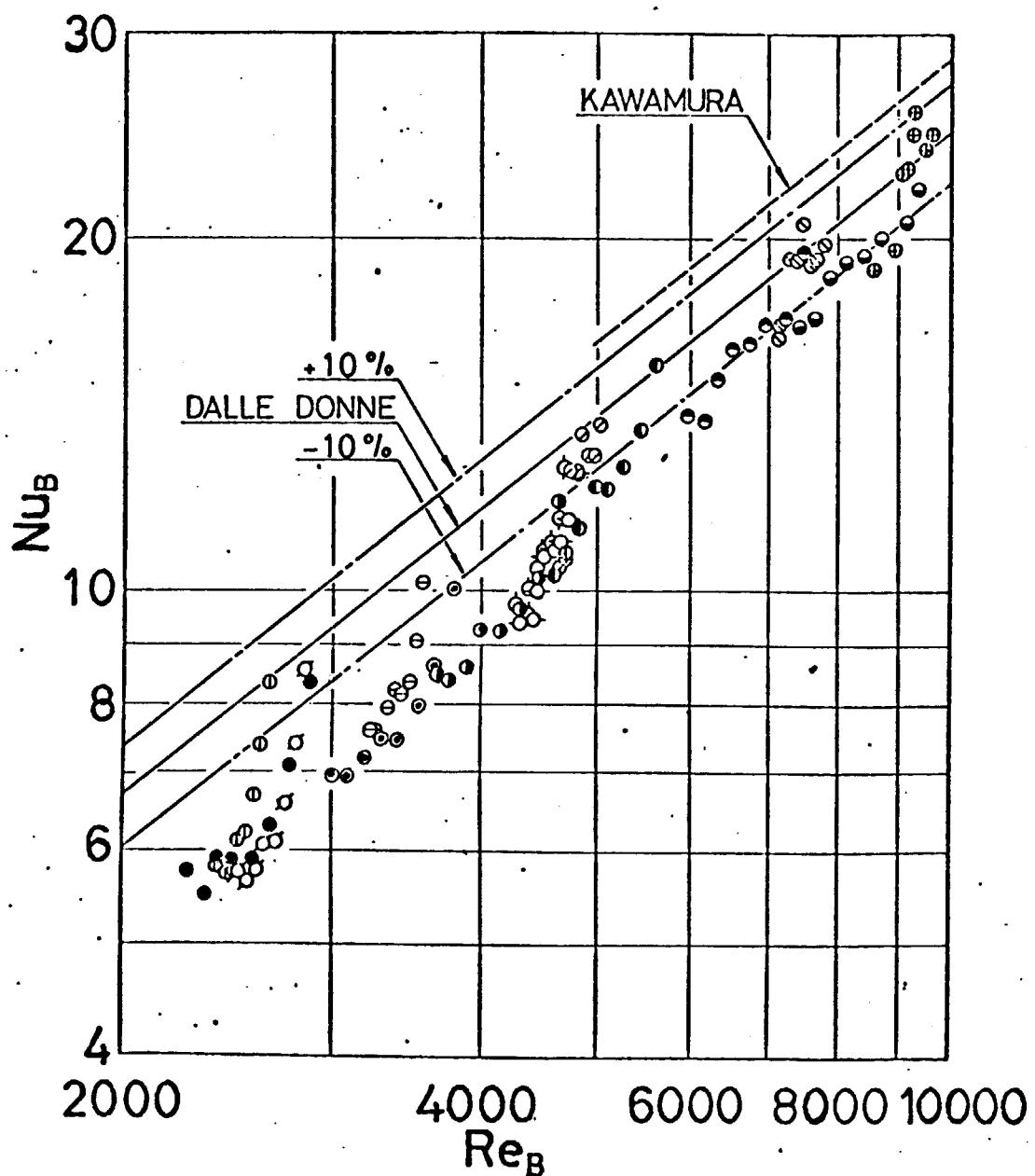


Fig.7.9 Nusselt number of annuli determined using graphite heater rod (1)

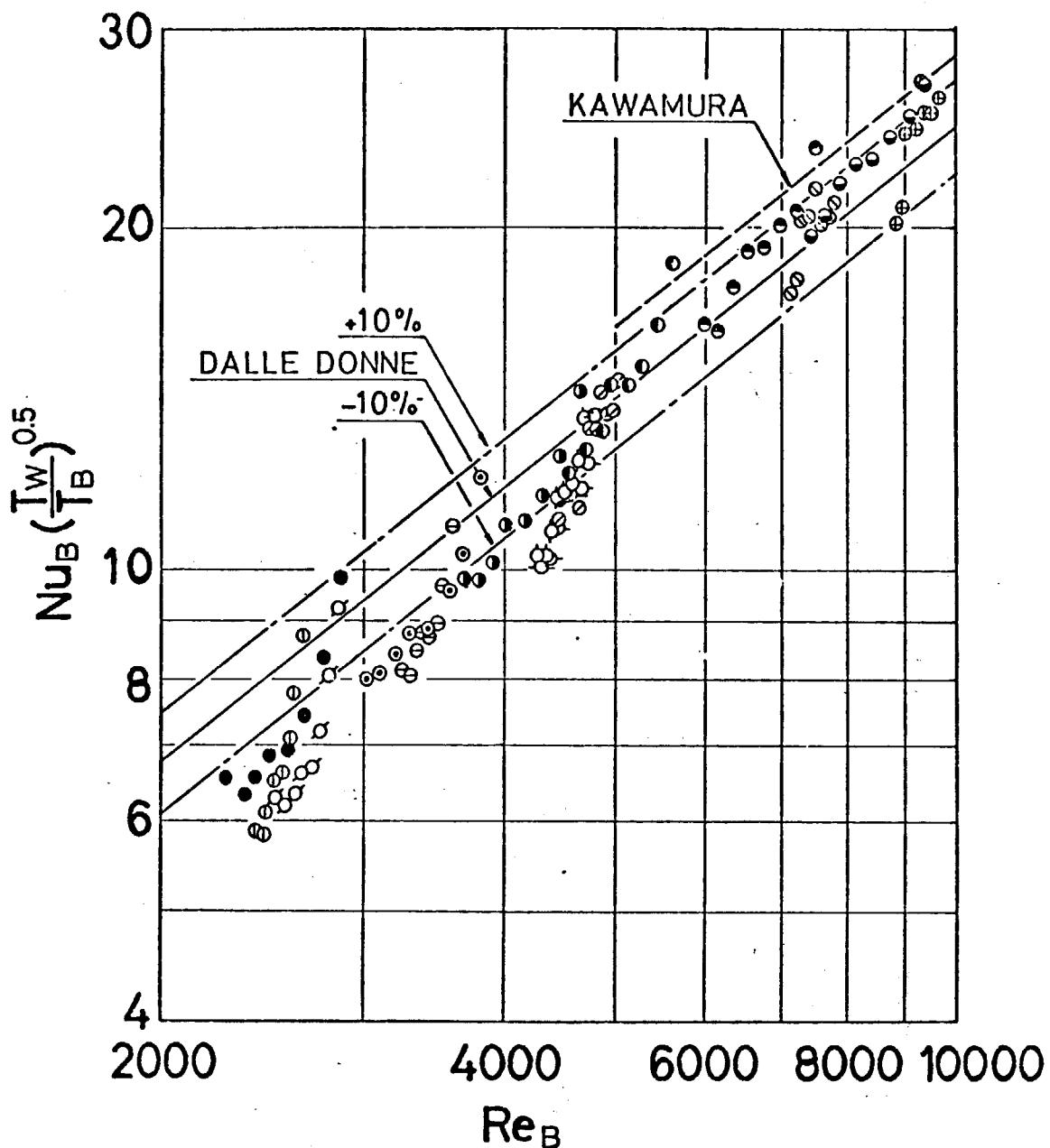


Fig. 7.10 Nusselt number of annuli determined using graphite heater rod (2) (Modified Nu by the factor $\left(\frac{T_w}{T_B} \right)^{0.5}$)

8. 結論と今後の課題

大型高温ヘリウムガスループ(HTGL)に高温燃料試験体を取り付け、多目的高温ガス炉の炉心と同一の条件、 1000°C 、40気圧で伝熱特性を測定することに成功した。

タンタル、及び黒鉛を発熱部とする燃料棒を模擬した加熱体を製作し、それぞれ、炉心条件を含む条件で約一週間の試験を行った。タンタル加熱体の場合には、電極バスとの結合部に緩みを生じるという問題点が明らかとなった。黒鉛加熱体は正常に作動し、熱伝達の測定結果も従来の実験式に一致し、測定精度が確認された。すなわち、炉心条件で実用的に使い得る黒鉛加熱体の可能性が示された。

黒鉛加熱体の結果によると、熱伝達に関して以下の結果が得られた。

- (1) レイノルズ数が4800以上は乱流の実験式に一致した。
- (2) レイノルズ数が約3000以下では層流の特性を示した。
- (3) レイノルズ数が3000と4800の間は遷移領域であり、乱流と層流の中間の値であった。
- (4) 热流束を増大しても遷移域が広がる傾向ではなく、環状流路の場合は円管に比べて層流化現象は発生しにくい。

今後は、

- (1) SGLを用いた実験によって、より精度の高い、より広い条件でのデータを求め、定量的な結論を得るように努力する。
- (2) 本実験の制約は、(a)ほぼ等熱流束加熱条件であること、(b)入口部にスペーサーが取り付けられていること、(c)燃料棒の寸法、形状が“試設計”に準拠しており、特に流路幅が3mmで、現在の設計寸法と異なることである。従って、今後の問題点として考えられるのは、
 - i) 热流束が軸方向に変化する条件での伝熱流動特性
 - ii) 現実のスペーサーの形状、箇数及び燃料棒端部形状を考慮した伝熱流動特性
 - iii) MARK-III設計に準拠した黒鉛模擬燃料棒による実証試験
 - iv) 多数本の燃料棒による実証試験技術
 である。i), ii)に関しては、SGLを使用して、測定を行う。iv)に関しては、今後 HENDEL のT1で実施される。iii)に関しては、黒鉛模擬燃料棒の設計試作を一部実施した。
- (3) 定常的な設計データの外に、燃料棒の弯曲等の安全性に関する伝熱流動の検討も行う必要がある。

謝辞

本試験体の設計、製作に対し、川崎重工業株式会社原子力2課、中野忠典、鈴木宣公氏はじめ多くの方々からの御協力と有益な御指導、助言を頂いた。また、運転に当たっては、原子炉工学部伝熱流動研究室全員の協力を得た。ここに記して、深甚の謝意を表す。

参 考 文 献

- 1) Shimomura et al.
Thermal and Hydraulic Performance of High Temperature Helium Gas Loop ASME paper 74-WA/HT-3 (1974).
- 2) JAERI-memo 4419 (公開) (1972).
- 3) JAERI-M 9196 (1980).
- 4) 河村, 第9回日本伝熱シンポジウム, C-207 (1972).
- 5) M. Dalle Donne, E. Meerwald, Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 16, p. p. 987 ~ 809 (1973).
- 6) Bankston, Trans, ASME, J. Heat Transfer, p. 569 ~ 579 (1970).
- 7) Coon, Perkins, ASME, J. Heat Transfer, pp. 506 ~ 512 (1970).
- 8) Perkins, Schade, McEligot, Int. J. Heat Mass Transfer, 16, pp. 897 ~ 916 (1973).
- 9) 藤田, 長谷川, 日本機械学会論文集, 35, pp. 1920 ~ 1928 (1969).