

JAERI-M

6943

JRR-2改修後の特性測定

1977年3月

研究炉管理部

JRR-2管理課, 研究炉利用課

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、複製などのお問合わせは、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.

JRR-2改修後の特性試験

日本原子力研究所東海研究所研究炉管理部

JRR-2管理課

研究炉利用課

(1977年1月27日受理)

JRR-2は1973年12月原子炉を停止し、改修工事を行った。改修工事は運転上の問題点であった重水漏洩、下段プラグの腐食、制御棒の故障を重点に置き、(1)支持リング部での重水漏洩を止める立上りシール溶接(2)炉心上部遮蔽体の交換(3)ヘリウム循環系の改善(4)改良型制御棒装置との交換(5)新型の燃料キャスクとの交換(6)放射性アルゴンガス ( $^{41}\text{Ar}$ ) の放出量を低減するための被照射空気系の改善などを実施した。

改修工事は1975年9月に終了し、引続き改修部分の機能試験を行い良好な結果を得た。本報告書はこれらの試験についてまとめたものであるが、特性試験の一部は1970年に実施された第3次特性試験の結果と比較するために行われたものも含まれている。

主な内容は、改修の概略、臨界実験、制御棒の較正、中性子束分布の測定、熱出力較正、炉内流量の分布測定、重水ヘリウム及び熱遮蔽軽水系の諸特性、スタックからの放射性アルゴンの放出率及び炉心上部遮蔽体の遮蔽効果などである。

Characteristic Measurements of JRR-2 after Modification

JRR-2 Operation Section  
Research Reactor Utilization Section  
Division of Research Reactor Operation,  
Tokai, JAERI

(Received January 27, 1977)

JRR-2 was shut down in December 1973, to improve it in heavy water leakage from the metal packing between core tank and support ring, corrosion of the lower shielding plug, and fault in the control-rod mechanism. Modification was on a standing seal to stop heavy water leakage at the support ring, replacement of the reactor top shield, replacement of the control-rod mechanism, improvement of the helium system, improvement of the irradiated air system to reduce radioactive argon gas release from the stack. Works were completed in September 1975.

Functional tests and characteristic measurements then followed, to show good results of the modification.

Described are; modification, critical experiments, calibration of the control rods, reactor thermal power, measurements of the neutron flux distribution, core heavy water flow distribution, heavy water decomposition rate, helium leak rate and tritium concentration in the thermal shielding light water, radioactive argon gas release from the stack, and effect of the reactor top shield.

## 目 次

まえがき	1
1. 改修及び特性測定の概要	3
1.1 緒 論	3
1.2 改 修	3
1.3 特性測定の概要	11
2. 改修後の特性試験計画及びその経過	16
3. 臨界実験と燃料追加	19
3.1 概 要	19
3.2 燃料要素の挿入	19
3.3 制御系, 冷却系, 実験孔	20
3.4 中性子源	20
3.5 計測器	20
3.6 臨界実験	20
3.7 臨界後の燃料追加	20
4. 制御棒の校正試験	30
4.1 概 要	30
4.2 正の炉周期法による校正	30
4.3 落下法による制御棒抑制効果の測定	31
4.4 炉停止余裕	31
4.5 落下法とペリオド法による測定値の比較	31
4.6 落下法の確認試験	32
5. 熱中性子束, 速中性子束, 速中性子スペクトル及び $\gamma$ 熱の測定	45
5.1 概 要	45
5.2 熱中性子束分布の測定	45
(1) 燃料要素内及びスペーサ部の熱中性子束	45
(2) 照射孔の熱中性子束	49
5.3 速中性子束分布の測定	51
(1) 燃料要素及びスペーサ部の速中性子束	51
(2) 照射孔の速中性子束	51
5.4 速中性子スペクトルの測定 (6 D, VT-1)	53
5.5 中央垂直実験孔 (VT-1) の $\gamma$ 発熱と $\gamma$ 線量率の測定	77
6. 燃料及び諸反応度効果	80
6.1 燃料要素の反応度効果	80
6.2 温度効果	81
6.3 重水ダンプ効果	81
6.4 ポンプ効果	81

6.5	ゼノン ( $^{135}\text{Xe}$ ) 蓄積効果	81
6.6	サマリウム ( $^{149}\text{Sm}$ ) 及び燃焼効果	83
6.7	実験孔の試料反応度効果	84
7.	出力較正	100
7.1	概要	100
7.2	出力較正の方法及びその結果	100
7.3	熱出力の評価	102
8.	炉心内の流水分布試験及び温度測定	111
8.1	概要	111
8.2	炉心内の流水分布試験	111
8.3	炉内温度測定及びホット・チャンネルファクタ	113
9.	重水系・ヘリウム系・及び熱遮蔽軽水系の諸特性	116
9.1	概要	116
9.2	燃料破損検出器による燃料の監視	116
9.3	重水分解量	117
9.4	重水濃度変化の経過	118
9.5	ヘリウム漏洩率	118
9.6	熱遮蔽軽水中の放射能	119
10.	$^{41}\text{Ar}$ 等の放射性廃棄物の放出率	129
10.1	概要	129
10.2	排気筒からの $^{41}\text{Ar}$ 放出率	129
10.3	減衰ダクトの減衰効果と表面線量率	129
11.	炉室及び炉頂の空間線量	134
11.1	概要	134
11.2	炉頂の空間線量率	134
11.3	炉室内の空間線量	134
12.	生体遮蔽体領域の線量測定	147
12.1	概要	147
12.2	燃料プラグのストリーミング測定結果 (1 A孔)	147
12.3	制御棒模擬プラグの遮蔽試験 (1 B孔)	147
12.4	重水出口管まわりの線量測定	147
12.5	垂直孔 (VT-2) における線量測定	148
	あとがき	161
	APPENDIX - I	162

## まえがき

昭和49年1月から運転を休止し、原子炉の改修工事を実施していたJRR-2は51年6月に出力上昇試験を行ない、その後、順調に10MWの利用運転を継続している。

途中、石油危機に端を発した経済状況の変動、又改修工事完了後の低出力の特性試験中における熱遮蔽軽水の漏洩等、予測し得ぬいくつかの困難な事態に出合いながらひとつひとつ克服し、運転を再開することができた。

本報告書は、JRR-2改修工事の概略を述べた後、臨界試験、低出力特性試験、出力上昇試験、及び高出力連続運転での諸特性について、50年11月11日の臨界から51年10月のR2-51-08サイクルまでのデータをまとめ、解析評価したものである。これによって、今後の運転・保守管理及び照射孔の利用に活用するという刊行の目的が少しでも達せられれば幸いである。

本報は研究炉管理<sup>部</sup>等の各担当、協力者から測定データを提出してもらい、これを基に、宮坂、船山等によって、検討・評価を加え、まとめたものである。

本編の関係者は次の通りである。

## JRR-2 管理課

本 間 俊 二	角 田 準 作
堀 木 政 一 郎	宮 坂 靖 彦
山 口 森	根 本 伝 次 郎
原 邦 男	川 上 弘 紀
番 場 正 男	清 水 堅 一
中 野 正 弘	原 武 雄
木 幡 猛	鳥 居 義 也
佐 藤 隆	飯 田 謙 一
小 菅 征 夫	佐 藤 貢
黒 沢 正 義	坂 佐 井 光 一
岩 本 清 吉	黒 沢 一 男
吉 田 薫	滝 田 礼
阿 部 信 市	国 玉 武 彦
小 野 崎 美 智 夫	高 橋 実
木 内 敏 男	高 柳 政 二
船 山 佳 郎	

## 研究炉利用課

山 本 章	梅 井 弘
山 本 皓 晴	塚 田 久

佐藤久男	一色正彦
堀口洋二	小池忠雄
三村謙	熊井敏夫
中川修	加藤六郎
宮内武次郎	田沼浩二
飛田敏雄	小林忠雄 <sup>義</sup>
笹島文雄	

協力者

• 研究炉技術課

鈴木義雄	吉島哲夫
重本雅光	近藤忠美
田中純利	青柳長紀

• 放射線管理課

渡部孝三	長谷川圭佑
岩本克己	宮本俊寛
菊池時則	大井義弘
山根健路	

• JRR-4 管理課

島敬二郎

• 保健物理安全管理課

山本峰澄	龍福 広
須賀新一	上沢輝夫
梶本与一	伊藤 精

• 技術情報部

横尾 宏



## 1. 改修及び特性測定の概要

### 1.1 緒論

第2号研究用原子炉 JRR-2 は、93%濃縮ウランの板状燃料を用いた重水減速・冷却の熱中性子炉である。この炉の最大熱出力は10MWで、最大熱中性子束は  $2 \times 10^{14} \text{n/cm}^2 \text{sec}$  である。この炉は35年10月1日の初臨界以来、中性子ビームによる物理実験、原子炉材料・燃料の照射試験及びラジオ・アイソトープ (RI) の生産のために運転し、すでに16年を経過した。

この間に、昭和40年の重水漏洩補修工事、43年の重水漏洩の再補修及び下段プラグの燃料孔スリーブの交換工事を行ったが、47年に入って再度、燃料孔スリーブに腐食孔が発生した。一方、重水洩れの方も徐々に増加し、47年にはサイクル当り (300 hr) 20~30 Kg、さらに、48年6月には一時100 Kg/cycleになった。

今回の改修工事は重水漏洩にともなうトリチウムの放出及び高価な重水損失をこれ以上続けることができないので、重水漏洩問題と燃料孔の腐食問題を一括して解決するため、重水タンク立上りシール溶接及び炉心上部遮蔽体の交換工事を昭和49年1月から50年10月にかけて実施した。この改修を機会に電磁石の吸着不良など、故障が多く、不要なスクラムをしばしばおこした制御棒装置を、改良型のものと全数交換した。

これらの改修工事と併行して放射性アルゴン低減対策工事も追加された。JRR-2の運転中は実験孔など炉心に近い部分の空隙を流れる空気に含まれているアルゴンが中性子を吸収して放射性のアルゴン41となり排気筒から環境へ放出される。これを今までの $\frac{1}{4}$ 以下に減らすため主な実験孔の気密性をよくし、その空気流量を少なくしたうえ、さらに減衰ダクトと呼ぶ遅延管路を通過させて放射能を減少させることとした。

一方、この改修期間を利用して、実験施設の整備についても積極的にすすめた。その主なものは円筒燃料の開発に伴う速中性子照射の高いインコア照射孔の2本から4本への増加、熱中性子束が最高 $10^{14} \text{n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ 有する燃料領域内の3本の垂直実験孔 (VT-10, 11, 12) の増設、特別な照射孔プラグを装着して運転中に試料の出し入れが出来る照射孔 (VT-2) の改良などがある。なお、2吋気送管についても、計測付カプセル照射ができるよう改造したので、気送管の未経験照射試験試料の照射技術の面で威力が発揮される。

この他、中性子ビーム実験装置として、新たに回折研究室のダブル・モノクロが水平実験孔 (HT-2) に設置された。また、東大の装置もHT-6に設置するための基礎工事が49年1月から1年10ヶ月の間に集中して実施された。その後、臨界試験、特性試験、高出力連続運転へと進め、現在 (51年12月) JRR-2は順調に稼働している。これまでの約2年半におよぶ期間に多くの諸放射線作業を行って来たが、通常の被曝量を越えることなく作業を進めることができた。これは十分な作業内容の把握に基づく計画・準備及びこれまでの被曝防止努力が実ったものと思われる。

### 1.2 改修

### (1) 炉体及びヘリウム系の改修

改修後の炉体は Fig 1-1 に示す。重水漏洩は炉心タンクを支えている支持リングのシール部が不完全であったことによる。ここのシールワイヤーを交換するには炉心タンクを持上げることが必要で、技術的にむずかしい上に、交換しても再び劣化することが予測された。そこで Fig 1-1 に示すように立上りシールと呼ぶ、円筒を重水タンクのフランジ部に溶接して炉心タンクを上方に約 80 cm 長くし、その上端を遮蔽体および内壁と薄板溶接し、全て溶接構造で炉心重水と熱遮蔽軽水系を隔離した。重水タンクは重水をダンプしたり、軽水を抜いたりすると大きな荷重変化を受け、この立上りシールの上端の薄板部分にたわみが生じるので、これに十分耐えるかどうかを実物大のモックアップテストで確かめてから、本工事を実施した。この結果は良好な気密溶接が得られ、完全に重水洩れを止めることができた。

燃料孔スリーブの腐食変形・孔食が起るのは、下段遮蔽体が気密構造になっていないため、重水蒸気が遮蔽体内に浸入し、重コンクリートに作用してアルカリ性の水溶液になり、これがアルミニウムの合金の燃料孔スリーブを腐食させた。この遮蔽体を新たに製作するに当っては、前述のような立上りシールを設けるため下段中央遮蔽体と下段環状遮蔽体の2分割にし、その際、完全な気密構造とした。なお、万一気密が悪くなった場合を考え、耐アルカリ性、耐放射線性のエポキシポリアミド系塗料をスリーブ及び缶体内面に施し、さらに、燃料孔を変形に強い円形に変更して万全を期した。

下段遮蔽体及び立上りシールの構造変更に伴ってヘリウム系<sup>6</sup> Fig 1-2 のように変えた。これは重水上面のヘリウム層を燃料、制御棒及び垂直実験孔の各案内管のスカート方式により2分割する。このスカート内と上段遮蔽体部分をAゾーン、下部をBゾーンと呼ぶ。この方式の採用で、重水表面の空気開放面壁が約1/20に減少し、空気中の水蒸気の吸収による重水の濃度低下の防止、トリチウム蒸気放出量及び重水損失の低減を期待した。また、燃料交換時のヘリウム放出量は従来の放出量の数%に減少した。

### (2) 制御棒装置の更新

電磁石の不良など故障が多く、しばしば不要なスクラムをした旧制御棒は重水漏洩を止める立上りシール溶接構造の採用に伴って、全数交換することにした。

新制御棒装置はラックピニオン方式をボールねじ方式とし、Fig 1-3 に示すように水平駆動を炉頂部に移したことが大きな変更点である。新造に当っては、信頼性の高い制御棒装置を得るために、これまでの経験をもとに主要部品の改良につとめ、電磁石の吸着力特性の改良、電磁石への電流供給用の耐放射線性のカール・コードの採用、電磁石とアマチュアとの吸着検出(ON・MG検出)に無接触スイッチの開発、炉心からの放射線を低減させる下部遮蔽の採用、さらに、試作制御棒による炉外総合耐久試験を実施した。

改修炉心に据付後の新制御棒装置は機能試験で動作特性が良好であった。また特性試験で核特性は旧制御棒と同じであることを確認し、その後、連続運転を9サイクル経過したが良好な状態にある。

### (3) 放射性アルゴン ( $^{41}\text{Ar}$ ) 低減対策

$^{41}\text{Ar}$  低減対策によって、被照射空気系には Fig 1-4 に見られるように、水平実験孔系に $^{41}\text{Ar}$  減衰ダクト、気送管系にメカニカルシャッタ及び貯留タンク(2基)を設けた。また、炉内

材質凡例  
 鋼 (ASTM B29 Chemical Grade特種)  
 式列取  
 重コクリソ

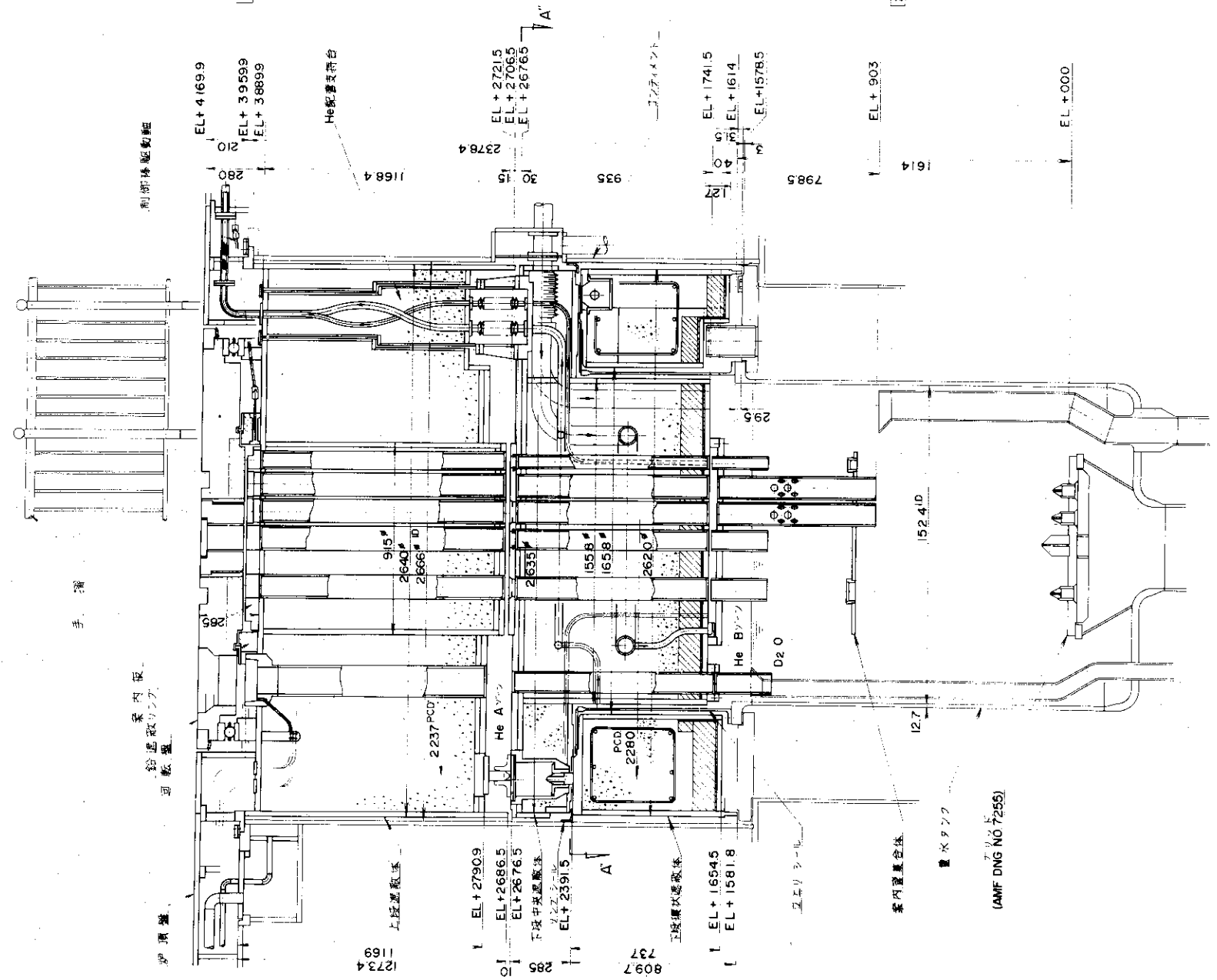
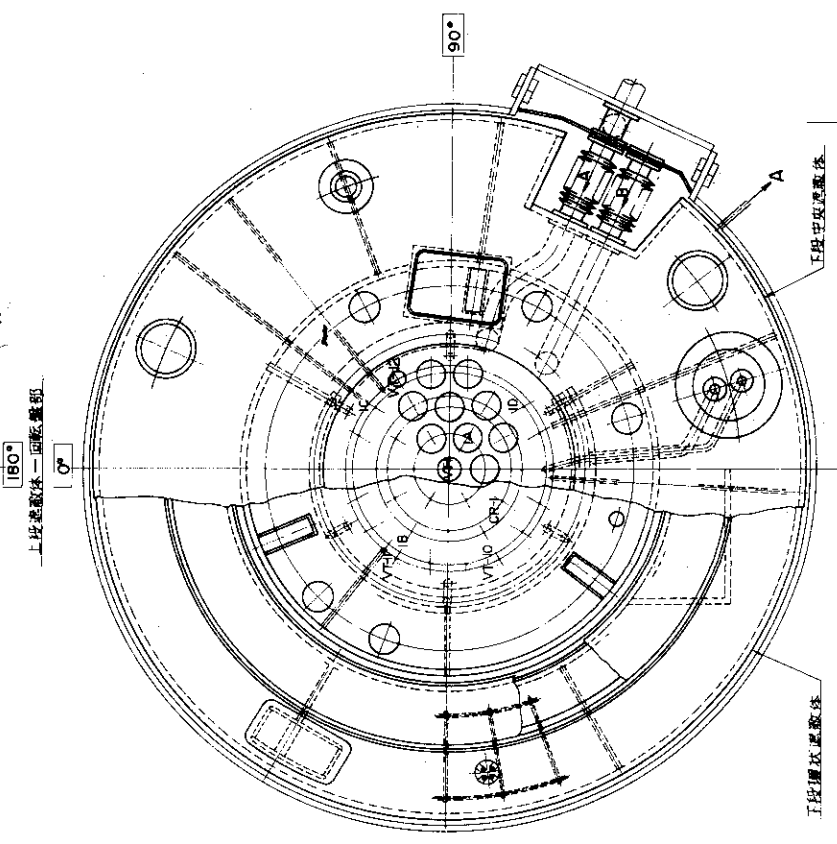
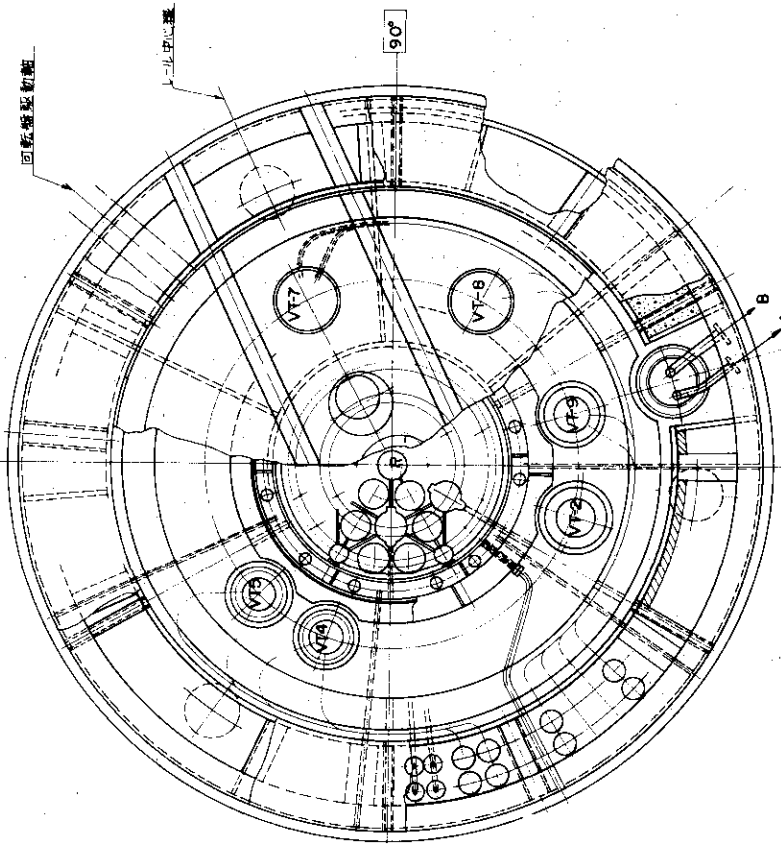


Fig. 1-1 JRR-2 cross section after the modification

図名	JRR-2 改修工事	図番	2153912
種別	全体組立図	縮尺	1/2
作成		承認	
作成日		承認日	
作成者		承認者	
検定		検定日	
検定者		検定場所	2153912

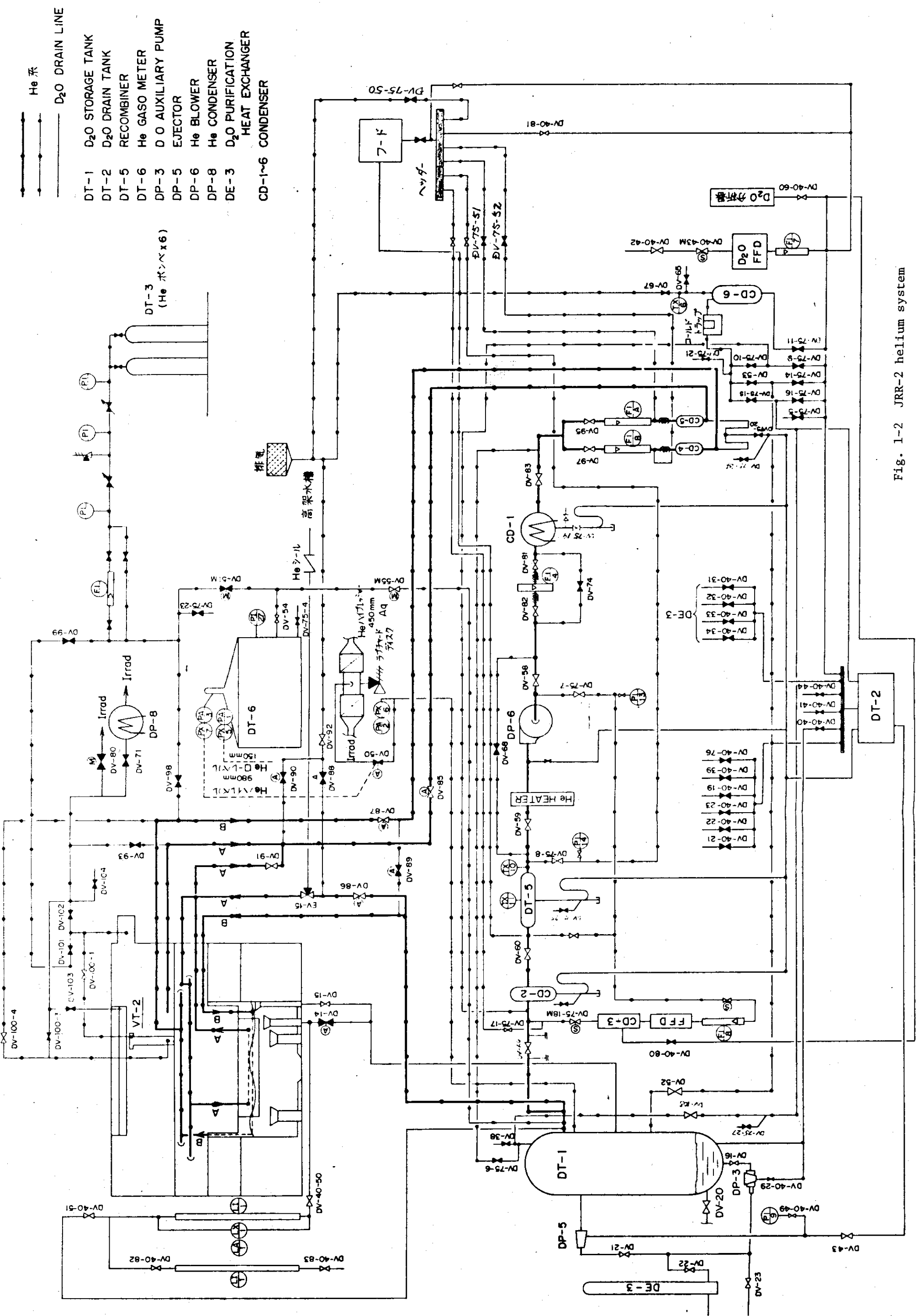


Fig. 1-2 JRR-2 helium system

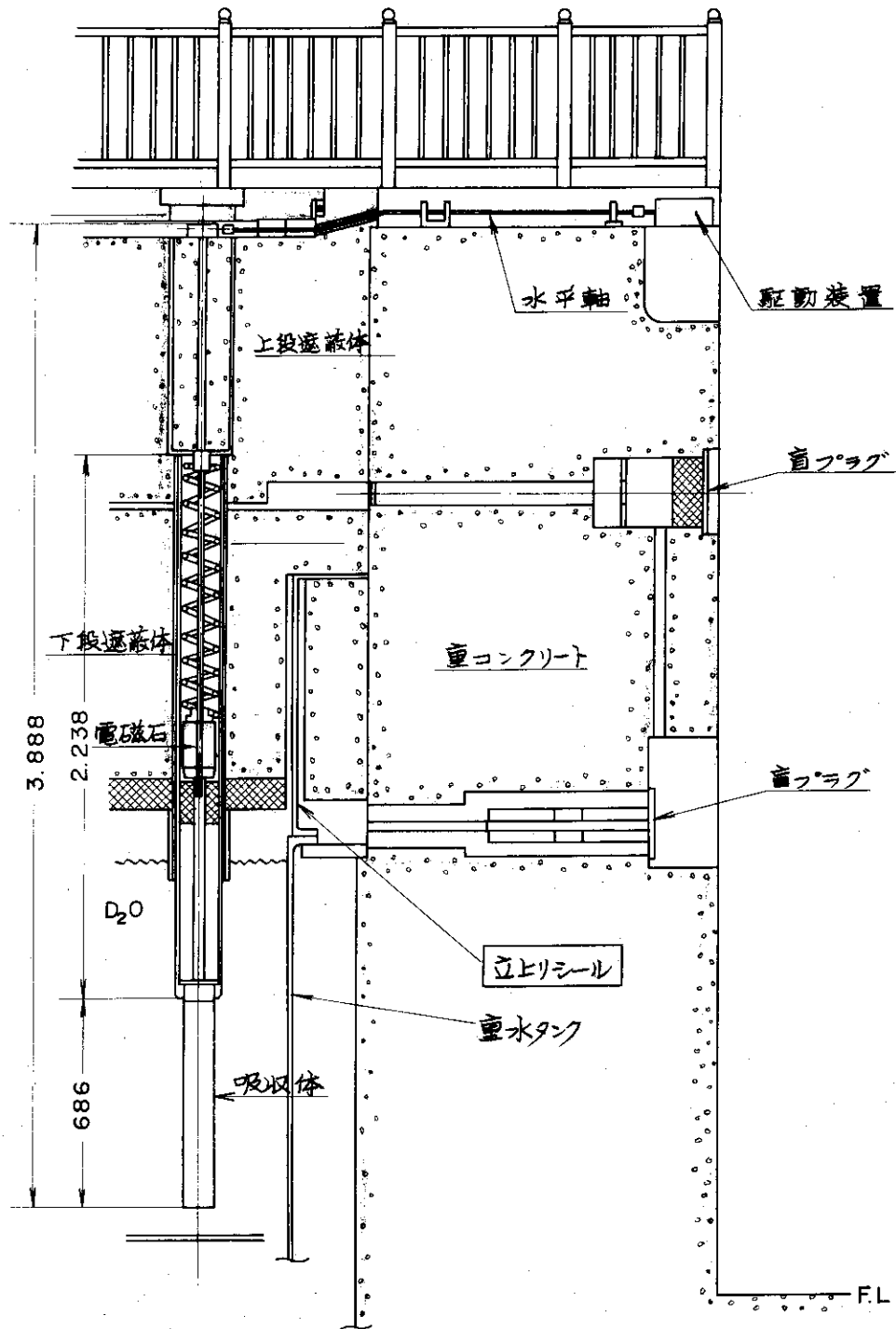


Fig.1-3 Control rod facility after the modification

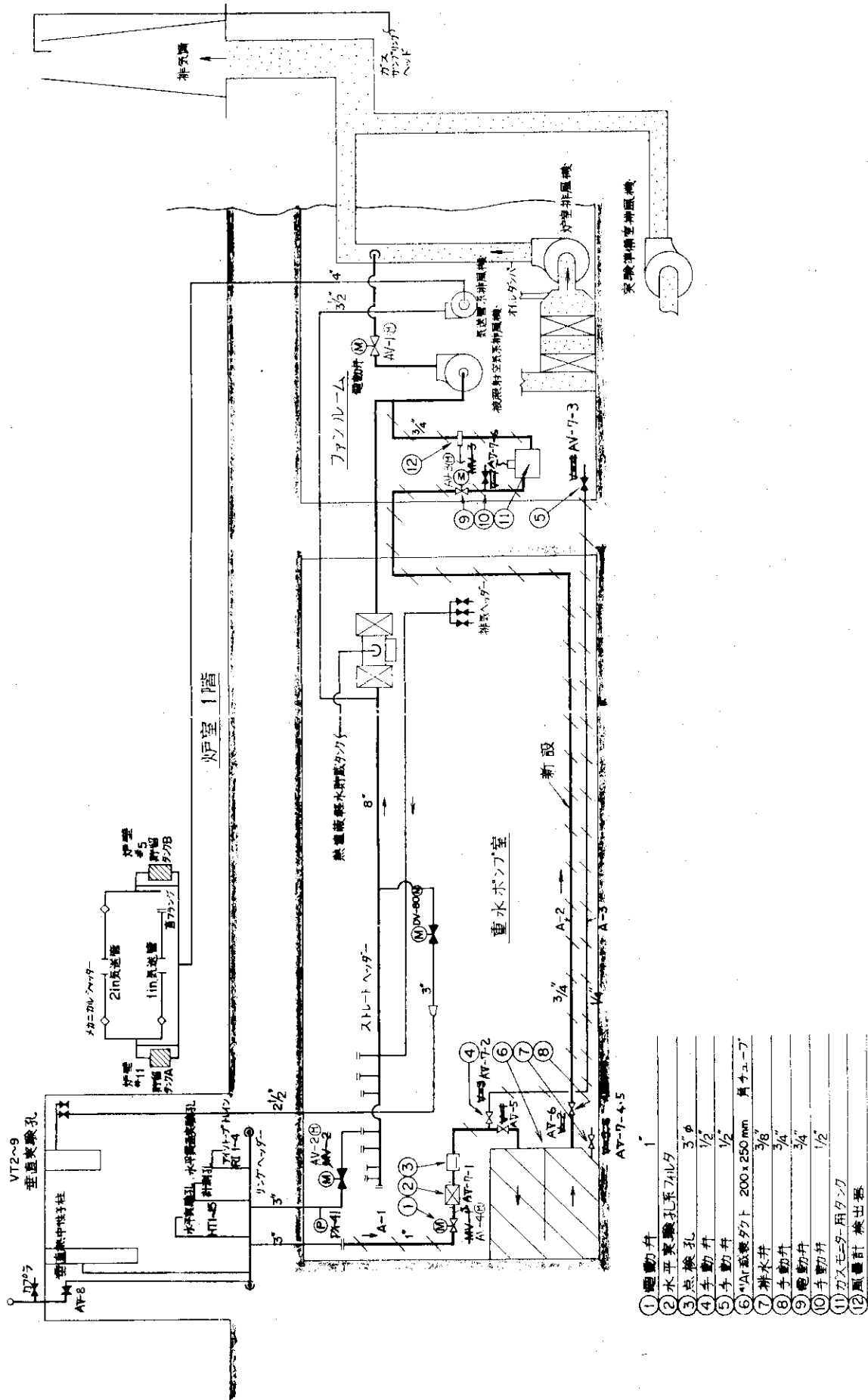


Fig. 1-4 Irradiation air system

- ① 電動弁
- ② 水平実線孔系7ALタ
- ③ 点検孔 3"φ
- ④ 手動弁 1/2"
- ⑤ 手動弁 1/2"
- ⑥ Ar減圧タクト 200x250mm 負チューブ
- ⑦ 排水弁 3/8"
- ⑧ 手動弁 3/4"
- ⑨ 電動弁 3/4"
- ⑩ 手動弁 1/2"
- ⑪ ガスモニター用タンク
- ⑫ 放射線計検出器

注) 斜線部分が新設

の実験孔及び減衰ダクトでの減衰効果を上げるため、水平実験孔の炉壁部の気密化工事を行った。この気密化で水平実験孔系の排気風量は、実験孔の負圧を $-100\text{ mmAq}$ 以上に保ち、 $10\text{ l/min}$ 以下にすることができた。

$^{41}\text{Ar}$  減衰ダクトは厚さ約 $3\text{ mm}$ の角管（断面約 $200\times 250\text{ mm}$ ）2列、6段ブロック状に重ね、材料に耐食アルミニウム合金A 5052を用い、容量 $2.4\text{ m}^3$ で、水平実験孔の出口側に設けた。この設置場所は $^{41}\text{Ar}$ で高線源になるので、遮蔽体を新に必要としない、一次系冷却ポンプ室の奥の遮蔽壁に沿った所を選んだ。

低減対策の結果は12章で述べるように、低減対策前の約 $\frac{1}{10}$ に減少し、 $^{41}\text{Ar}$  放出率では1日平均の管理目標基準が $0.8\text{ Ci/h}$ に対し、実績値 $0.4\sim 0.2\text{ Ci/h}$ となっている。

#### (4) 照射設備の改善

##### a. 燃料孔の変更とインコア照射

燃料孔スリーブの腐食変形の防止策の一つとして、燃料孔の形状を角型 $80\text{ mm}$ 口から丸型 $111\text{ mm}$   $\phi$ に変更し、変形に対する強度を上げた。この変更によって、従来の円筒燃料より外径の大きいものが使用可能となったので、これを機会に新たにインコア照射用として円筒B型燃料要素を開発した。この燃料は外径が $103\text{ mm}$ 、同心5重燃料層よりなり $^{235}\text{U}$ 含有を $120\text{ g}$ から $195\text{ g}$ に増量して核的な面での改善、中心照射孔へのキャプセル径を $34\text{ mm}$ から $40\text{ mm}$ にするなど照射・利用の向上をはかった。

このインコア照射孔は、中性子束が高いうえ、除熱能力が大きく、中性子束の安定性がよい、などの特長を有するためR1の生産、SUS、Zr、Mo、黒鉛などの材料照射、試験燃料照射などの希望が多く、照射容量を上回っていたので、今回の改修で、全燃料の円筒化も可能であるが、当面、6A、6B、6C、6Dの4つの燃料孔でインコア照射ができる。

照射孔の略図をFig 1-5に示す。

##### b. 垂直実験孔の整備

従来、重水タンクの内側に8本（VT-2～9）の垂直孔あったが、炉心から遠いため利用率はVT-1などと比較して低かった。このため、VT-3及び5の照射孔は廃止した。また、VT-2の照射孔は、上段遮蔽部分に大径の特殊回転プラグを設置して運転中に試料の出し入れできるようにし、52年度より $^{99}\text{Mo}$ の生産に使用する予定である。反射体領域の垂直孔を廃止した代りの3本<sup>9</sup>垂直実験孔（VT-10、11、12）は炉心領域にあるため最高熱中性子束 $10^{14}\text{ n/cm}^2\cdot\text{sec}$ と高く、燃料領域の垂直実験孔は従来のVT-1と合せ4本となり照射容量を増強したことになる。

これらの照射孔の位置関係図はFig 1-6に示す。

### 1.3 特性測定の概要

改修工事後の諸特性を知るために昭和50年11月から51年10月まで諸試験を実施した。主な試験項目について、その概要を述べておく。

#### (1) 臨界質量の測定

今回の臨界試験は、4回目でこれまで方法と同様の手順で行ったので、特に安全上新しい問題はなかった。

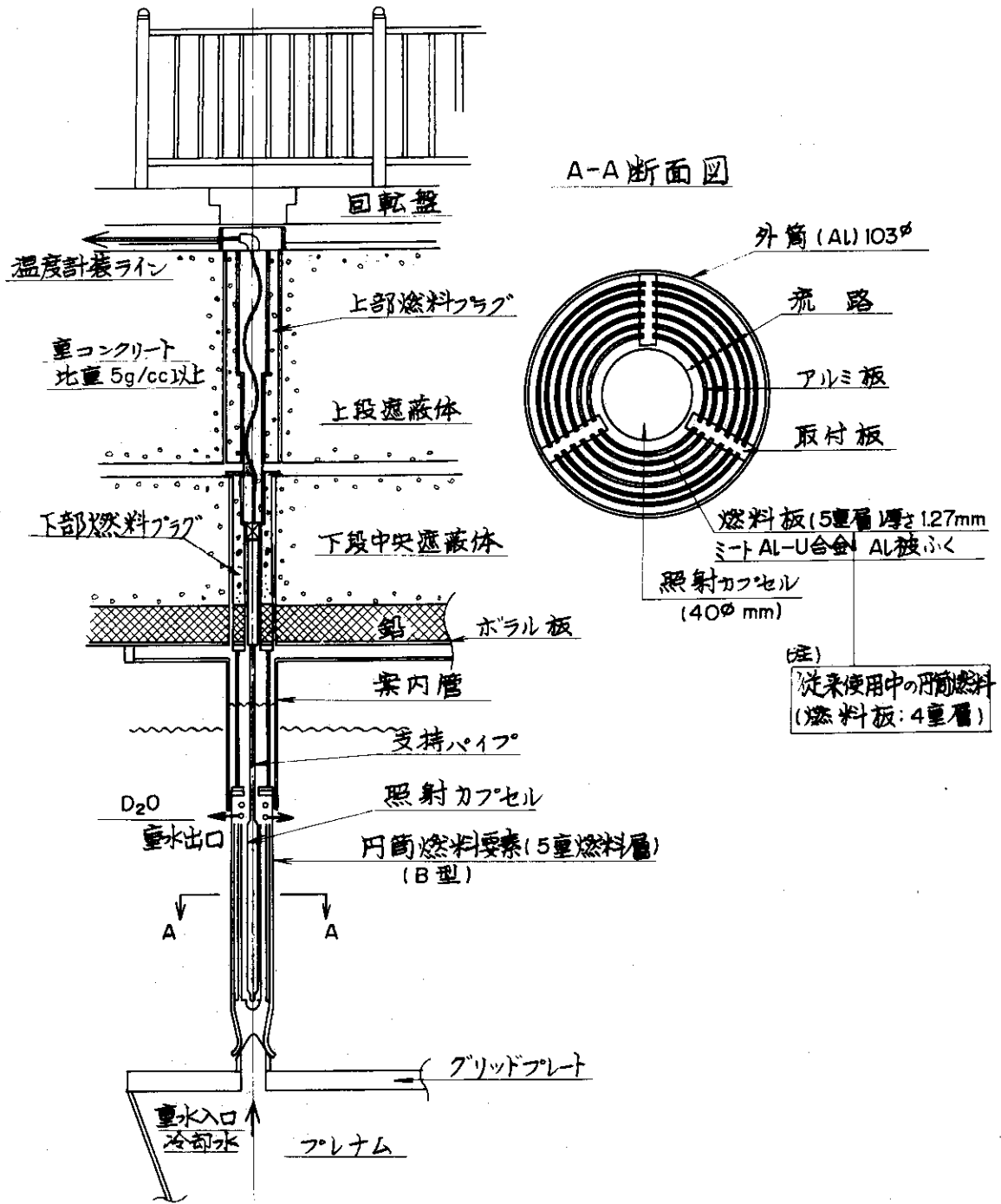
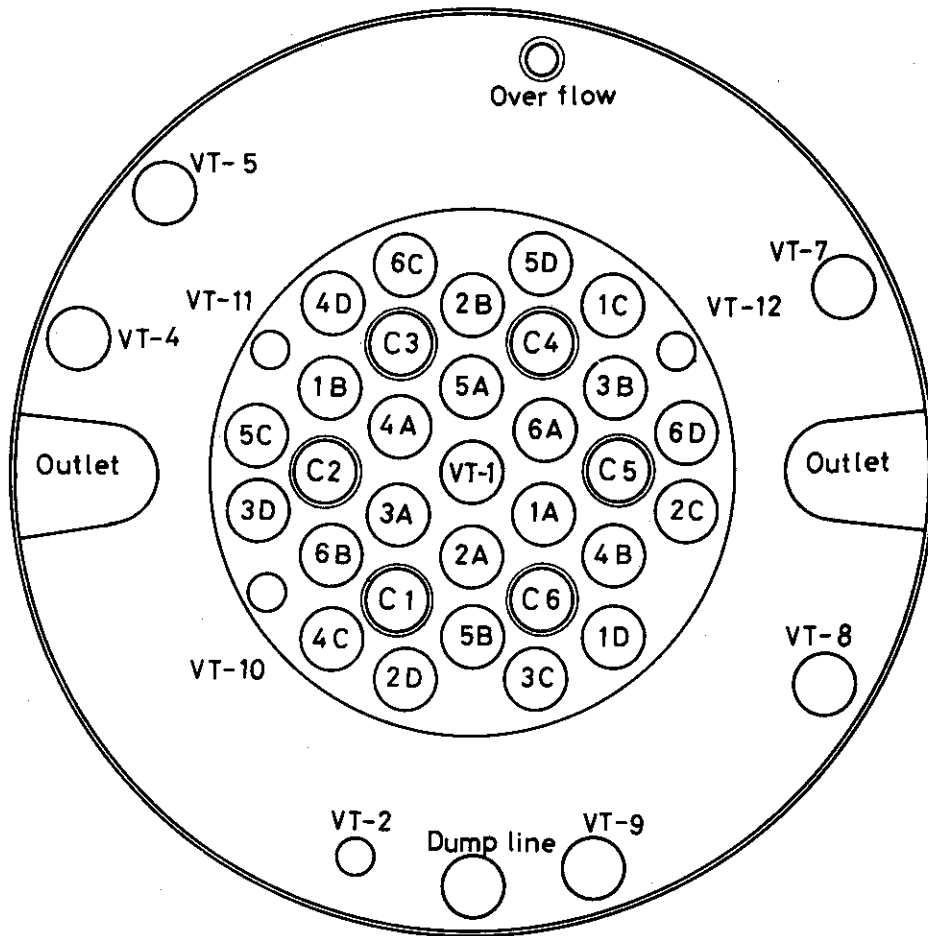


Fig.1-5 Schematic of In-core irradiation

炉内照射略図





A B C D----- Fuel  
 C ----- Control rod  
 VT----- Vertical beam tube

Fig.1-6 JRR-2 core and vertical beam tube configuration

臨界試験の結果、臨界燃料量は $^{235}\text{U}$ で約2240g(11.5本)であった。この値は第3回の値とほとんど同じで、改修工事による影響がほとんどないことを示す。

## (2) 制御棒の較正

制御棒の較正は余剰反応度、燃料及び炉内挿入試験の反応度を測定するための基準となる。

正の炉周期法で求めた、余制御棒反応度効果は「5本Gang」法で測定し積算すると、34.75% $\Delta K/K$ であった。この値は、旧制御棒の値とほとんど同じであった。

## (3) 燃料及び諸反応度効果

JRR-2 B型燃料(角型)20本と円筒B型燃料4本で構成した炉心で各燃料の反応度及び諸反応度効果を測定した。

JRR-2 B型燃料要素の反応度は炉心平均で1.67% $\Delta K/K$  Aリングで2.76% $\Delta K/K$ , Bリングで1.66% $\Delta K/K$ , C, Dリングで1.13% $\Delta K/K$ であった。これに対して比較測定によると、6A, 6B, 6C, 6D孔で~~す~~円筒B型燃料は角型より0.3~0.2% $\Delta K/K$ だけ値が大きく、同一含有量(U-235 195g)でありながら、構造の違いにより、核特性が優れていることを示した。

諸反応度の主な測定値は次の通りである。

温度効果(20°~60°の平均)	- 0.035% $\Delta K/K$ °C
重水ダンプ効果	- 0.6% $\Delta K/K$
Xe効果(5MW飽和値)	- 3.72% $\Delta K/K$
燃焼効果	- $5 \times 10^{-4}$ % $\Delta K/K$ /MWh

なお、燃焼効果はR2-51-02サイクルの連続運転のデータでサマリウム効果を-0.8% $\Delta K/K$ とし、各反応度効果を解析して求めた値である。

以上の他に、実験孔での試験反応度を模擬試料で測定した。

## (4) 照射孔の中性子束及び諸特性

燃料要素、実験孔などの中性子束の測定は、燃料の熱的安全性の検討及び、実験孔内照射利用のために行った。JRR-2照射孔の中性子束及び諸特性はTable 1-1に示す。

## (5) 出力較正

出力上昇試験に当って、出力較正は、原子炉の安全運転に欠くことのできないものである。JRR-2の出力制御は中性子検出器で検出し、これを線型出力計に記録している。したがって、この検出器と熱出力とを対応つけなければならない。

改修後の再起動に当って、この中性子検出器は放射線損傷などで寿命がきたので、新しいものと交換した。このため、低出力での出力基準は、改修前にサーマルコラムに仮設したモニタ(CIC)で行った。その後の出力較正は400KW, 5MW, 8MWで試験運転し、熱出力を求め、徐々に熱出力と中性子検出器との対応をつけた。

熱出力上昇試験及び~~炉心~~平衡炉心初期の段階(3サイクルまで)では8MWでの運転時間を長くし、温度及びXe蓄積効果が飽和値の80%以上のところで10MWに出力を上げるようにした。これは、初期炉心で余剰反応度が多く、初期の制御棒位置が45%と低いため、熱中性子束の歪が大きいので、これを60%以上で10MWにすることによって熱中性子束の歪を軽減するためである。また、熱出力測定の時間遅れによる較正誤差を小さくするためである。

Table 1 - 1 Summary of in-pile irradiation in JRR-2

照射設備	設置領域	照射孔径	冷却方式	照射方式	照射カプセル	カプセル最大収納個数	熱中性子束	速中性子束	カドミ比
インコア照射設備	円筒燃料内	40	重水強制循環	計装カプセル	計装カプセル	1	( $9 \times 10^{13}$ ) $1.35 \times 10^{14}$	( $7.6 \times 10^{13}$ )	(1.5)
	"	"	"	"	"	1	( $7 \times 10^{13}$ ) $1.08 \times 10^{14}$	( $5.5 \times 10^{13}$ )	(1.5)
	"	"	"	"	"	1	( $5.4 \times 10^{13}$ ) $7.8 \times 10^{13}$	( $4.0 \times 10^{13}$ )	(2.0)
	"	"	"	"	"	1	(( $6.2 \times 10^{13}$ )) $7.6 \times 10^{13}$	(( $3.5 \times 10^{13}$ ))	(2.0)
垂直実験孔照射設備	炉心中央部	88	重水自然循環	計装カプセル 無計装;ホルダー	計装カプセル 無計装;ホルダー	4	$2 \times 10^{14}$	$2.5 \times 10^{13}$	23
	炉心タンク内 反射体領域	50	"	"	"		$6 \times 10^{13}$	$2 \times 10^{11}$	26
	炉心周辺部	"	"	計装カプセル 無計装;ホルダー	計装カプセル 無計装用カプセル	1	VT-10 $1.0 \times 10^{14}$ VT-11 $1.3 \times 10^{14}$ VT-12 $1.2 \times 10^{14}$	$0.73 \times 10^{13}$	31 35 32
	炉心タンク内 反射体領域	88	空気自然循環	ホルダー	アルミ製 ネジカプセル	16 (long) 32 (long)	VT-4 $3 \times 10^{13}$ (dry) VT-5 $1 \times 10^{13}$ (") VT-7 $3 \times 10^{13}$ (") VT-8 $3.3 \times 10^{13}$ (")		15 36 16 13
	"	"	軽水自然循環	"	"	20 (long) 40 (short)	$5.2 \times 10^{13}$ (dry) $2.6 \times 10^{13}$ (Wet H <sub>2</sub> O)	$1.3 \times 10^{11}$	28 100
	2時気送管	"	空気強制循環	ラビット気送	ポリエチレン製 カプセル	2	$8 \times 10^{13}$	$2.5 \times 10^{12}$	6.2
	1時 "	"	"	"	"	2	$2.1 \times 10^{13}$	$4.5 \times 10^{10}$	30
	2時無照射	"	"	バケツト気送	アルミ製カプセル	2	$1 \times 10^{14}$	$1.8 \times 10^{12}$	8

注) 1) 中性子束は炉心中心より10cmの位置の値又は最大値を測定値より記入した。

詳細はFig5-15 ~ Fig5-36のグラフを参照のこと。

2) ( ) の値は40φアルミニウムキャプセル内の値。

(( )) の値は19φアルミニウムパイプ内の値。

なお、改修後の利用運転に入ってから熱出力は10MWで+0%、-2%の範囲で運転管理するよう決めた。

(6) 炉心内の流れ分布試験及び温度測定

炉心内の流れ分布と温度測定は、燃料要素の出口部分で行った。この測定に基づいて、炉内の出力バランスを評価した。

(7) 重水系・ヘリウム系及び熱遮蔽軽水系の諸特性

出力上昇試験及び高出力連続運転に入って、放射線強度、温度、及び長時間運転に関する諸特性として、燃料破損検出器による燃料監視、重水分解量、重水濃度変化、ヘリウム漏洩率、熱遮蔽軽水中の放射能などを測定した。この結果、①重水分解量は上りシールなどの効果で重水の水質がよく、 $2\text{g D}_2\text{O}/\text{MWh}$ で改修前の $\frac{1}{6}$ 以下である。②ヘリウム漏洩率は炉体の気密<sup>が</sup>よく、約 $2\text{ L/h}$ であり、JRR-2の過去のデータで最低の値となっている。③重水濃度は、改修前の値から51年10月までほとんど変化が認められていない。④熱遮蔽軽水中のトリチウム濃度は重水洩れが完全に止ったのでほとんど変化が認められない。また、軽水中の主要放射線核種は $\text{Na-24}$ で、 $\text{Gross } \beta \cdot \gamma$ の値で約 $5 \times 10^{-4} \mu\text{Ci}/\text{CC}$ である。

(8)  $^{41}\text{Ar}$  放出率

低減対策後の $^{41}\text{Ar}$ 放出率はJRR-2の管理目標 $0.8\text{ Ci/h}$ に対して、 $0.4 \sim 0.2\text{ Ci/h}$ となり、従来の $\frac{1}{10}$ 以下の放出率に減すことができた。

(9) 炉頂の空間線量

炉心上部遮蔽体の改修によって、炉頂の空間線量は大部分の領域の表面で $1\text{ mrem/h}$ 以下であるが、遮蔽体外周部の局所的なスリット線量率で約 $10\text{ mrem/h}$ である。

これらの値は改修前の約 $\frac{1}{10}$ 以下の値となっている。スリット線量率の主要核種はヘリウム中の $^{41}\text{Ar}$ 、捕獲 $\gamma$ 線の $^{28}\text{Al}$ などである。また、中性子による線量率への寄与は小さく、 $0.2\text{ mrem/h}$ 以下である。

## 2. 改修後の特性試験計画及びその経過

炉体改修工事は、炉心構造を基本的に変えていないので、今回は昭和45年に実施した第3次特性試験の項目のうち、結果がほぼ同じと予想されるものを極力省略し、主な変更点である円筒B型増量燃料の特性、上部遮蔽体の遮蔽能力、 $^{41}\text{Ar}$ の放出特性などに重点を置いた。その他には、中性子検出系を更新したことによる熱出力較正、また第3次特性試験では実施できなかった新しい測定項目も今回の対象となった。

日程作成にあたっては、最初類似した測定項目を一週に集め、その中で細かく調整する方式を考えたが、特性試験に入った直後熱遮蔽軽水漏洩事故が発生し、特性測定を中断したため、再開後の日程は各測定項目が入り組んだ複雑なものになった。Table 2-1に50年11月から51年6月の間に実施した特性試験の主要項目についての日程経過を示しておく。

又高出力連続運転中の特性測定の内容は、各サイクルの反応度変化の測定、He系の諸データ測定、 $^{41}\text{Ar}$ の放出率測定、熱出力の測定、熱遮蔽軽水系の放射能測定、He漏洩率の測定、生体遮蔽体領域での線量測定等である。

なお、改修後の利用運転に入ってから熱出力は10MWで+0%、-2%の範囲で運転管理するよう決めた。

#### (6) 炉心内の流れ分布試験及び温度測定

炉心内の流れ分布と温度測定は、燃料要素の出口部分で行った。この測定に基づいて、炉内の出力バランスを評価した。

#### (7) 重水系・ヘリウム系及び熱遮蔽軽水系の諸特性

出力上昇試験及び高出力連続運転に入って、放射線強度、温度、及び長時間運転に関する諸特性として、燃料破損検出器による燃料監視、重水分解量、重水濃度変化、ヘリウム漏洩率、熱遮蔽軽水中の放射能などを測定した。この結果、①重水分解量は上りシールなどの効果で重水の水質がよく、 $2\text{g D}_2\text{O}/\text{MWh}$ で改修前の $\frac{1}{6}$ 以下である。②ヘリウム漏洩率は炉体の気密がよく、約 $2\text{ l/h}$ であり、JRR-2の過去のデータで最低の値となっている。③重水濃度は、改修前の値から51年10月までほとんど変化が認められていない。④熱遮蔽軽水中のトリチウム濃度は重水洩れが完全に止ったのでほとんど変化が認められない。また、軽水中の主要放射線核種は $\text{Na-24}$ で、Gross  $\beta\cdot\gamma$ の値で約 $5 \times 10^{-4} \mu\text{Ci}/\text{CC}$ である。

#### (8) $^{41}\text{Ar}$ 放出率

低減対策後の $^{41}\text{Ar}$ 放出率はJRR-2の管理目標 $0.8\text{ Ci/h}$ に対して、 $0.4 \sim 0.2\text{ Ci/h}$ となり、従来の $\frac{1}{10}$ 以下の放出率に減すことができた。

#### (9) 炉頂の空間線量

炉心上部遮蔽体の改修によって、炉頂の空間線量は大部分の領域の表面で $1\text{ mrem/h}$ 以下であるが、遮蔽体外周部の局部的なスリット線量率で約 $10\text{ mrem/h}$ である。

これらの値は改修前の約 $\frac{1}{10}$ 以下の値となっている。スリット線量率の主要核種はヘリウム中の $^{41}\text{Ar}$ 、捕獲 $\gamma$ 線の $^{28}\text{Al}$ などである。また、中性子による線量率への寄与は小さく、 $0.2\text{ mrem/h}$ 以下である。

## 2. 改修後の特性試験計画及びその経過

炉体改修工事は、炉心構造を基本的に変えていないので、今回は昭和45年に実施した第3次特性試験の項目のうち、結果がほぼ同じと予想されるものを極力省略し、主な変更点である円筒B型増量燃料の特性、上部遮蔽体の遮蔽能力、 $^{41}\text{Ar}$ の放出特性などに重点を置いた。その他には、中性子検出系を更新したことによる熱出力較正、また第3次特性試験では実施できなかった新しい測定項目も今回の対象となった。

日程作成にあたっては、最初類似した測定項目を一週に集め、その中で細かく調整する方式を考えたが、特性試験に入った直後熱遮蔽軽水漏洩事故が発生し、特性測定を中断したため、再開後の日程は各測定項目が入り組んだ複雑なものになった。Table 2-1に50年11月から51年6月の間に実施した特性試験の主要項目についての日程経過を示しておく。

又高出力連続運転中の特性測定の内容は、各サイクルの反応度変化の測定、He系の諸データ測定、 $^{41}\text{Ar}$ の放出率測定、熱出力の測定、熱遮蔽軽水系の放射能測定、He漏洩率の測定、生体遮蔽体領域での線量測定等である。

Table 2-1 Schedule of characteristic measurements after the JRR-2 modification

日付	運転・時間	試験・作業内容	備考
昭和50年 11月 5 (水) 6 (木) 7 (金) 8 (土)		中性子源 (Sb-Be) 挿入 (VT-1) start up ch 設置 VT-5, 7, 8, 9	
9 (日) 10 (月) 11 (火) 12 (水) 13 (木) 14 (金) 15 (土)	50 watt × 30 min	計器調整, 検出器位置調整 臨界実験 1A~6A, 1B~6B 燃料追加 1C~6C, 1D~6D 燃料熱中性子束測定 Cu Tape 取出し	
16 (日) 17 (月) 18 (火) 19 (水) 20 (木)		運転訓練 制御棒校正 (ギヤングパターン) C <sub>6</sub> , C <sub>5</sub> C <sub>4</sub> , C <sub>3</sub>	
11月21 (金) 昭和51年 4月15 (木)	熱遮蔽水漏洩修復工事のため特性測定中断		
16 (金) 17 (土) 18 (日) 19 (月) 20 (火) 21 (水) 22 (木) 23 (金) 24 (土)		燃料内流量測定 DP-1, 2 DP-1, 2, DP-4 制御棒校正 (ギヤングパターン) C <sub>2</sub> , C <sub>1</sub>	ヘリウム・重水系 バルブ・フランジ 洩れ点検 ビニール掛け トリチウムチェック 重水ドレン
25 (日) 26 (月) 27 (火) 28 (水) 29 (木) 30 (金)			ヘリウムパージ 冷却系運転 ドレンバルブ一部交換 (12ヶ) DV-40-10 フランジ部補修 " 溶接手直し, 水圧テスト

日付	運転・時間	試験・作業内容	備考
5月 1(土) 2(日) 3(月) 4(火) 5(水)			
6(木) 7(金) 8(土)	100 watt	CIC, UIC 位置電流特性, 反応度重水ダンブ効果 燃料反応度 1 A, 2 A, 3 A, 4 A, 1 B, 2 B, 5 A, 6 A (円筒) 6 A (角型) 停電試験	気送管反応度 (cd 板)
9(日) 10(月) 11(火) 12(水) 13(木) 14(金) 15(土)	10 watt 10 watt 10 watt, 10kw×30分 400 kw	燃料反応度 6 B (円筒), 6 B (角型), 5 B, 4 B, 3 C, 2 C, 1 C 燃料反応度 6 C (円筒), 6 C (角型), 5 C, 4 C, 3 D, 2 D, 1 D 燃料反応度 6 D (円筒), 6 D (角型), 5 D, スペーサー部中性子束, 燃料内高速中性子測定 400 kw 出力上昇 局使用前検査 (熱遮蔽水漏洩, 停電試験, 制御棒校正) CIC, UIC 位置調整, LinN 利保調整	Start up ch プラグ交換 中性子源
16(日) 17(月) 18(火) 19(水) 20(木) 21(金) 22(土)	400 kw 100 w×5分 40kw×15分, 400 kw×15分 1kw×30分, 10 kw×15分 200kw×30分 100 w	400 kw 出力上昇 VT-1 7 Dose. 測定 制御棒 7 Dose. 垂直孔熱中性子束 In Core 高速中性子束測定 エネルギー スペクトラム, In Core 熱中性子束測定 エネルギー スペクトラム 燃料反応度測定	ヘリウムパージ
23(日) 24(月) 25(火) 26(水) 27(木) 28(金) 29(土)	( 10 KW 100 KW 1 MW 5 MW 10 KW )	反応度温度係数測定, 制御棒振動解析 5 MW 出力上昇 熱出力 } 測定 Xe 蓄積 }	
30(日) 31(月) 6月 1(火) 2(水) 3(木)	( 10KW 100KW 1MW 5MW 8MW 10MW )	10MW 出力上昇 熱出力 } 測定 41Ar 放出率 }	R2-51-01 サイクル

### 3. 臨界実験と燃料追加

#### 3.1 概要

JRR-2 原子炉改修後の臨界実験は昭和50年11月11日に実施された。JRR-2における臨界実験は過去3回行われ、第1回は昭和35年10月1日の初臨界（20%濃縮ウラン燃料）第2回は昭和37年4月（90%濃縮ウラン燃料）、第3回は増量燃料（要素当り175gから195gに増量）で実施され、今回は第4回臨界実験で改修工事後の確認試験として実施したものである。

燃料要素当りのウラン-235含有量は195gであり、第3回臨界実験時と炉心条件はほぼ同じである。しかし、改修によって、垂直実験孔の本数と位置、燃料要素の上、下アダプタの構造、新しい制御棒を用いたなどの点で炉心条件が多少変っている。

臨界実験の結果、臨界燃料本数が11.5本（制御棒位置 $C_1 \sim C_5$  100%、 $C_6$  76.83%）で、第3回の臨界値とほとんど同じであった。従って、改修工事による臨界量への影響はほとんど無視できるものであった。

#### 3.2 燃料要素の挿入

今回の臨界実験において挿入された燃料要素をFig 3-1, Fig 3-2に示す。燃料の炉内への挿入に先立って、各燃料要素を点検し、燃料交換キャスクを使用して挿入した。臨界実験における燃料の挿入順序はTable 3-1に示した。燃料挿入時の制御棒位置は、1~6本目までは制御棒 $C_1 \sim C_6$ まで全て100%引抜き、7本目からは制御棒 $C_1 \sim C_6$ まで50%引抜きの状態であった。

Table 3-1 Fuel loading at the critical experiments

燃料挿入 順番	Fuel No	挿入位置	時刻	<sup>235</sup> U (gr)		備考
				1本	Total	
1	NB 500	1A	11:50	196.51	196.51	
2	NB 510	2A	12:12	196.33	392.84	
3	NB 502	3A	12:32	196.98	589.82	
4	NB 511	4A	12:52	195.41	785.23	
5	NB 504	5A	13:35	196.05	981.28	
6	NB 513	6A	13:56	196.21	1177.49	
7	NB 508	4B	14:17	197.31	1374.80	
8	NB 515	5B	14:45	194.78	1569.58	
9	NB 516	6B	15:28	195.00	1764.58	
10	NB 517	1B	15:58	195.83	1960.41	
11	NB 506	2B	16:17	196.68	2157.09	
12	NB 507	3B	16:47	197.15	2354.24	Critical



### 3.3 制御系, 冷却系, 実験孔

今回の臨界実験における制御系, 及び冷却系の起動時の点検は, 原子炉起動時点検表に従って行った。実験孔の使用状態は Table 3 - 2 に示した。

### 3.4 中性子源

臨界実験に用いた中性子源は約 5 Ci の  $^{124}\text{Sb}-\text{Be}$  であり, 放出中性子数は  $2.2 \times 10^7 \text{ n/sec}$  であった。

$^{124}\text{Sb}$  からの  $\gamma$  線を効率よく受け止める様, 別添図に示す如く, Be の形状は円筒ちくわ状とし, その中心部に  $^{124}\text{Sb}$  を挿入する事とした。Sb の照射は, JRR-3・VR-2 にて 3 サイクル 810 時間照射した。寸法等の主な部分は, 第 3 回特性試験 (昭和 45 年) と余り変っていないが, Sb 封入及び操作の容易性を考慮して, Sb のホルダーをすべて SUS とした事, 及び鎖を軽くてからまないものとするため, 玉型鎖にした事等が, 主な改良である。又, VT-1 のシンプル径が小さくなったため, Be の容器径も小さくなっているが, Be の大きさは変りない。形状等については Fig 3-3 に示した。中性子源は VT-1 底部に挿入した。

### 3.5 計測器

臨界実験用に準備したスタートアップチャンネルは 4 チャンネルで,  $\text{BF}_3$  3 チャンネル, Fission chamber 1 チャンネルで測定を行った。スタートアップチャンネル一覧表及び挿入位置を Table 3 - 3, Fig 3 - 4, Fig 3 - 5 に示した。

これらのチャンネルの  $\text{BF}_3$  計数管, Fission chamber は, 燃料挿入開始前に中性子源を入れた状態で, 全制御棒を 100% 抜いた位置で 100 ~ 200 cpm になるようにセットした。

### 3.6 臨界実験

臨界実験は昭和 50 年 11 月 11 日に実施された。臨界実験の手順等については第 3 回特性試験時 (JAERI-memo 4141 p 17) と全く同様である。

17 時 25 分, 角 B 型燃料 12 本, 出力指示 2 W (Lin-N 指示) で臨界を確認した。このときの制御棒位置は  $C_1 \sim C_5$ 迄 Full up,  $C_6$  7683 であった。

このときの, 各チャンネルの計数率表, 臨界曲線を Table 3 - 4, Fig 3 - 6 に示してある。

### 3.7 臨界後の燃料追加

炉心装填燃料 12 本で臨界になった後 13 本目からの燃料の追加は, 中性子束測定の関係でシャフリングを行いながら実施した。24 本挿入後の全装填燃料の U-235 (gr) 量は 4699.18 gr である。24 本挿入後の炉心燃料構成表を Table 3 - 5 に示す。

Table 3 - 2 Condition of experimental tubes (Vertical thimbles & Horizontal tubs) at the critical experiments

孔名	先端部挿入物質	プラグ	鉛 シャッター	備考
VT- 1	Sb-Be 4 ci	鉄製仮プラグ		Neutron Source 挿入
VT- 2	Void	なし		Mo 専用孔
VT- 4	"	"		
VT- 5	BF <sub>3</sub>	"		Start up drannel
VT- 7	BF <sub>3</sub>	"		"
VT- 8	FC	木製仮プラグ		"
VT- 9	BF <sub>3</sub>	"		"
VT-10	Void	なし		
VT-11	"	"		
VT-12	"	"		
In Core (6A-6D)	-	-		
HT- 1			開	東北大中性子回析装置
HT- 2	グラファイト	鉛シャッター入りプラグ	"	中性子回析研 <sup>ダブルモノ</sup> クロメーター
HT- 3G*	Void	重コンクリート	なし	未使用
HT- 4G	"	"	"	"
HT- 5	"		閉	"
HT- 6	グラファイト	重コンクリート	"	東大・物性研
HT- 7	Void		"	未使用
HT- 8	グラファイト	重コンクリート	開	東大物性研中性子回析装置
HT- 9	Void	"	閉	未使用
HT-10	"	鉛シャッター入りプラグ	開	中性子回析研 <sup>中性子回</sup> 析装置
HT-11			"	固体物理第一研モノクロメーター
HT-12G	Void	重コンクリート	なし	未使用
HT-13G	"	"	"	"
HT-14	グラファイト	"	開	中性子回析研中性子分光器
HT-15			"	安工第2研Naループ
Thermal Colum	グラファイト		ドア閉	CIC 挿入
気送管 1"~2"	Void	なし	なし	利用課
Isotope Train	先端にAlキャンニングのpb製の遮蔽プラグ。その後黒鉛ブロックの試料台がある。		"	"

\* G ..... Grazing Tube

Table 3 - 3 Start-up channel used the critical experiments

	BF <sub>3</sub>			FC
	No 1	No 2	No 3	
設置場所	制御室	制御室	キャットウォーク	キャットウォーク
担当係	2係	2係	1係	1係
Detector 挿入位置	VT-9 非重水進入装置	VT-5 同左	VT-7 同左	VT-8 同左
Detector model	ND-8534 -60	ND-8534 -60	ND-8534 -60	W·H USA model WL 6376 A
Pre Amp model	JAERI 121A	JAERI 121	JAERI 121A	JAERI 121A
Pre Amp 電源 model	JAERI 111A	JAERI 111A	JAERI 111A	JAERI 111A
M·M Amp model	T·E 704-1	T·E 704-1	JAERI 131A	JAERI 131A
H·V model	FLUK 423A 3KV, P·S	T·E 714-3	FLUK 415B HV, P·S	TOYO P·S model BM-820
Timing S·C·A model	JAERI 133A	JAERI 133A	JAERI 133A	JAERI 133A
Scaler model	JAERI 146	JAERI 178	JAERI 146	JAERI 146
Linear Rate Meter model	T·E 713-1	JAERI 161	JAERI 161	JAERI 161
Timer model	TOYO model BM-715	JAERI 178	JAERI 178	JAERI 178
ピン電源 model	T·E 1台 701-1	T·E 1台 701-1	JAERI 1台 101A	JAERI 1台 101A
Recorder model		YOKOGAWA TYPE 3046		

- 注) 1. JAERI○○○……原研モジュールのModel No.  
 2. T·E……東京電子製  
 3. FLUK……JOHN FLUK, USA  
 4. Detector の BF<sub>3</sub> は三菱製, FC は W·H 社製。  
 5. VT-9 と VT-5 は木製の仮プラグ挿入, VT-7 と VT-8 は簡単な板で蓋をした  
 だけ。

Table 3 - 4 Measured values of Counting rates at the start-up channel

Step	BF <sub>3</sub> (VT-9) No 1		BF <sub>3</sub> (VT-5) No 2		BF <sub>3</sub> (VT-7) No 3		F·C(VT-8)		備考	
	No	N (cpm)	No/N	N (cpm)	No/N	N (cpm)	No/N	N (cpm)		No/N
0-1		699	1.0	—	—	59.5	1.0	62.6	1.0	(No <sup>50</sup> )
2		95.9	1.0	462.6	1.0	89.8	1.0	106.7	1.0	(No <sup>100</sup> )
1-1										
2		135.4	0.706	569.8	0.812	15.1	0.595	196.8	0.542	
2-1										
2		219.2	0.438	770.6	0.60	199.4	0.450	293.2	0.364	
3-1										
2		219.2	0.343	1151.2	0.402	242.6	0.37	397.8	0.268	
4-1										
2		350.4	0.274	184.3	0.251	309.4	0.29	499.6	0.214	
5-1										
2		458.6	0.209	2793.2	0.166	464.2	0.1935	666.7	0.160	
6-1										
2		616.3	0.156	396.9	0.117	758.6	0.1184	1006.3	0.106	
7-1		348.7	0.200			368.3	0.162	525.7	0.119	
2		87.5	0.120	481.23	0.096	107.1	0.084	159.5	0.067	
8-1		49.9	0.14			42.7	0.139	67.2	0.093	
2		143.3	0.067	671.9	0.069	148.23	0.061	234.7	0.046	
9-1		61.1	0.114	—	—	477.5	0.125	77.0	0.081	15:30
2		224.3	0.043	1056.3	0.044	2083.5	0.043	352.4	0.030	15:40
10-1		639.5	0.109	—	—	538.5	0.111	843.5	0.074	15:55
2		3478.5	0.028	2031.7	0.023	330.3	0.0272	529.8	0.020	16:04
11-1		734.0	0.095	—	—	676.5	0.088	1006.5	0.062	16:18
2		712.8	0.013	4745.6	0.00975	7522.5	0.012	1146.2	0.0093	16:30
12-1		850.5	0.082	—	—	998.5	0.060	1320.0	0.047	16:51
2		—	—	—	—	—	—	—	—	

Step No の前が累積燃料本数。後の 1 は C<sub>1</sub> ~6 50% up。

2 は C<sub>1</sub> ~6 100% up。

Table 3 - 5 Construction of core fuel after the critical experiments

燃料挿入位置	燃料 No	U <sup>235</sup> (gr)
1 A	NB 500	196.51
2 A	NB 501	196.91
3 A	NB 502	196.98
4 A	NB 503	194.72
5 A	NB 504	196.05
6 A	TNB 31	195.10
1 B	NB 505	195.51
2 B	NB 506	196.68
3 B	NB 507	197.15
4 B	NB 508	197.31
5 B	NB 509	196.02
6 B	TNB 32	195.33
1 C	NB 510	196.33
2 C	NB 511	195.41
3 C	NB 512	196.06
4 C	NB 513	196.21
5 C	NB 514	195.85
6 C	TNB 33	195.62
1 D	NB 515	194.78
2 D	NB 516	195.00
3 D	NB 517	195.83
4 D	MB 483	194.58
5 D	MB 484	195.61
6 D	TNB 34	193.63
Total (24本)		4699.18

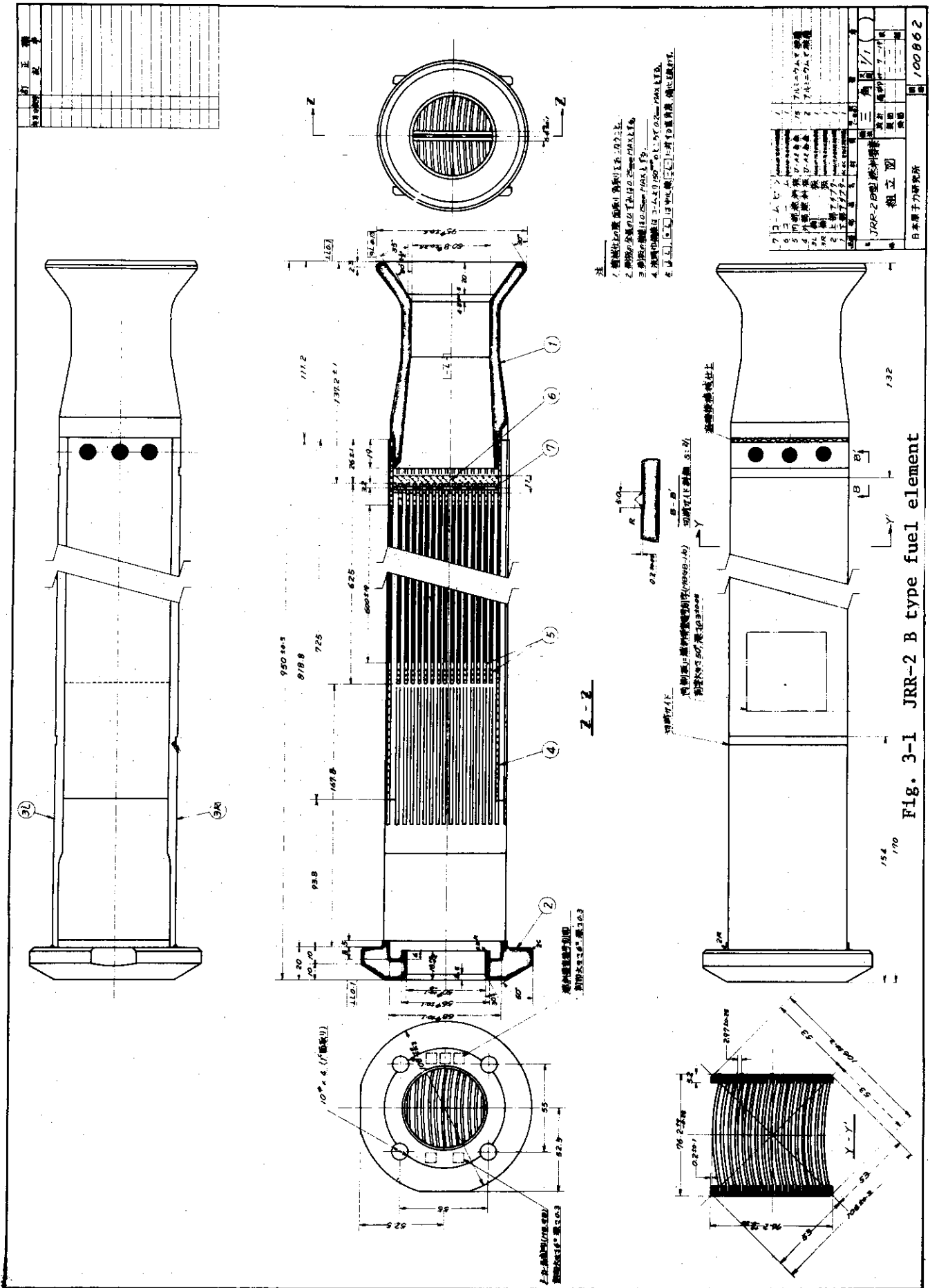
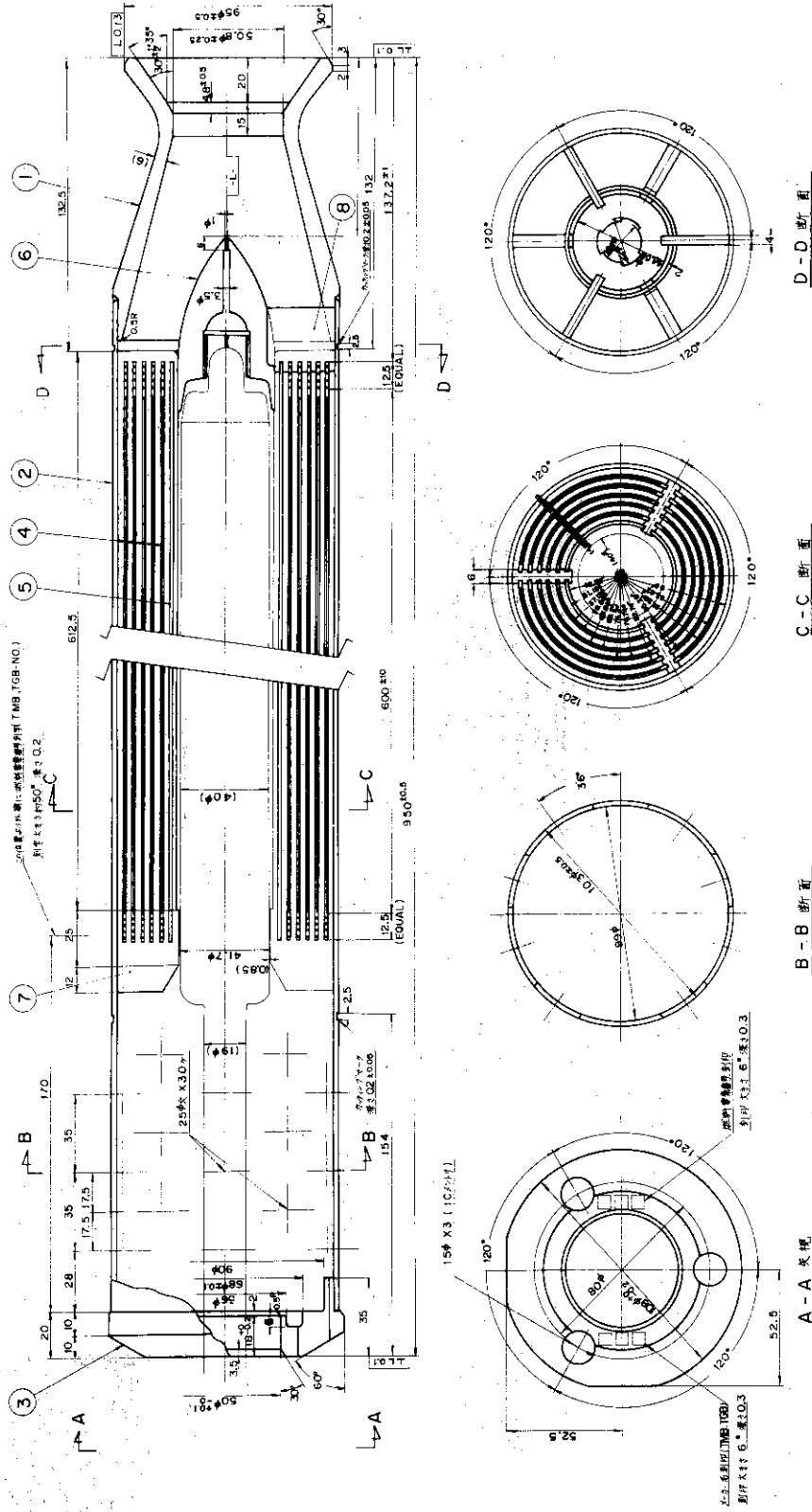


Fig. 3-1 JRR-2 B type fuel element



- 注
1. 燃料棒の中心間隔は、1.370mm (中心間隔は、0.531in) である。
  2. L.L. は、燃料棒の中心間隔を 0.3MAX 以上とする。
  3. 燃料棒の中心間隔は、0.3MAX 以上とする。
  4. 燃料棒の中心間隔は、0.3MAX 以上とする。

1	燃料棒	3	燃料棒	6	燃料棒
2	燃料棒	4	燃料棒	7	燃料棒
3	燃料棒	5	燃料棒	8	燃料棒
4	燃料棒	6	燃料棒		
5	燃料棒	7	燃料棒		
6	燃料棒	8	燃料棒		
7	燃料棒				
8	燃料棒				

JRR-2 可搬式燃料棒

紙 正 圖

100863

Fig. 3-2 JRR-2 cylindrical B type fuel element

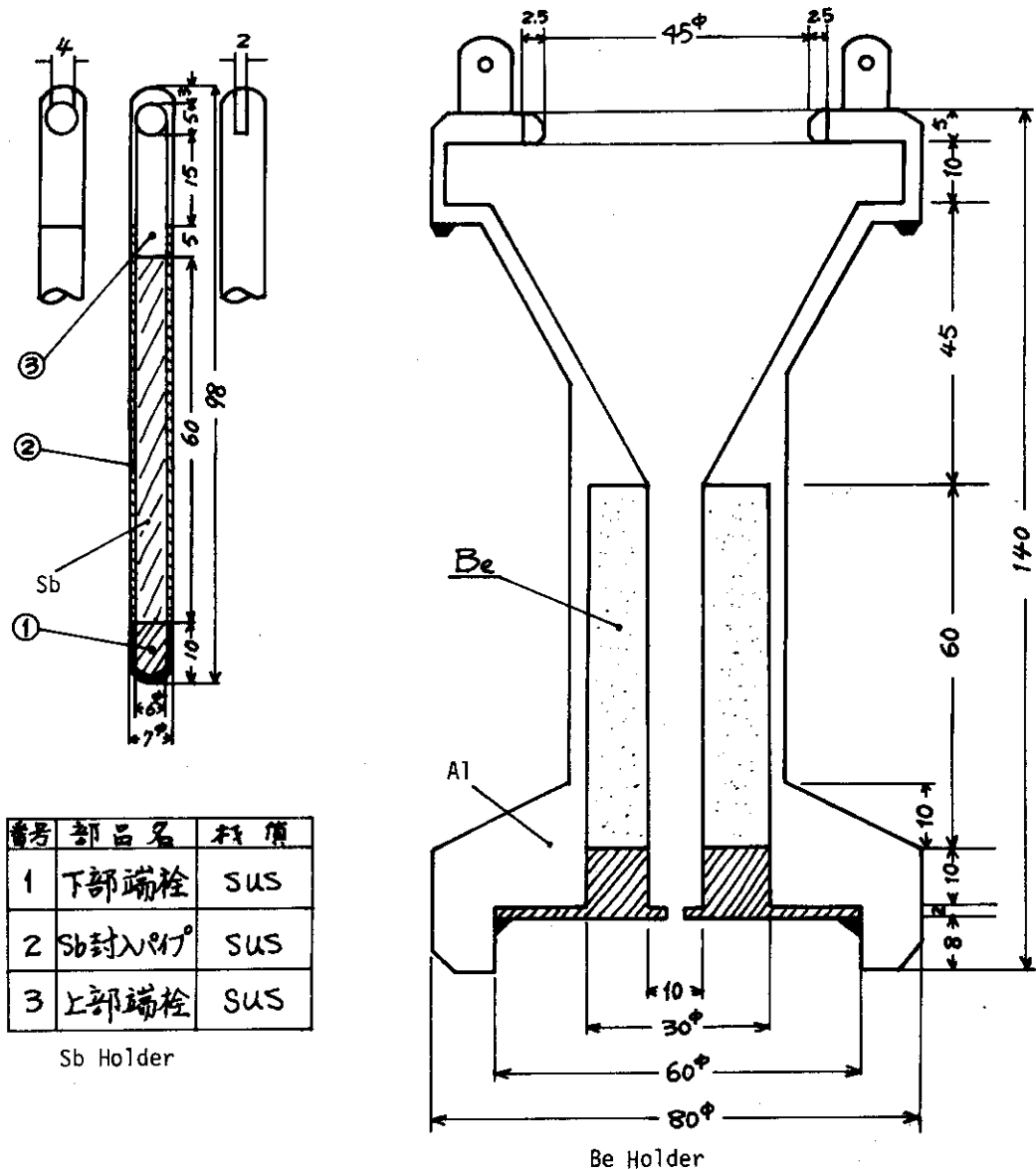


Fig.3-3 Neutron source (Be-Sb)



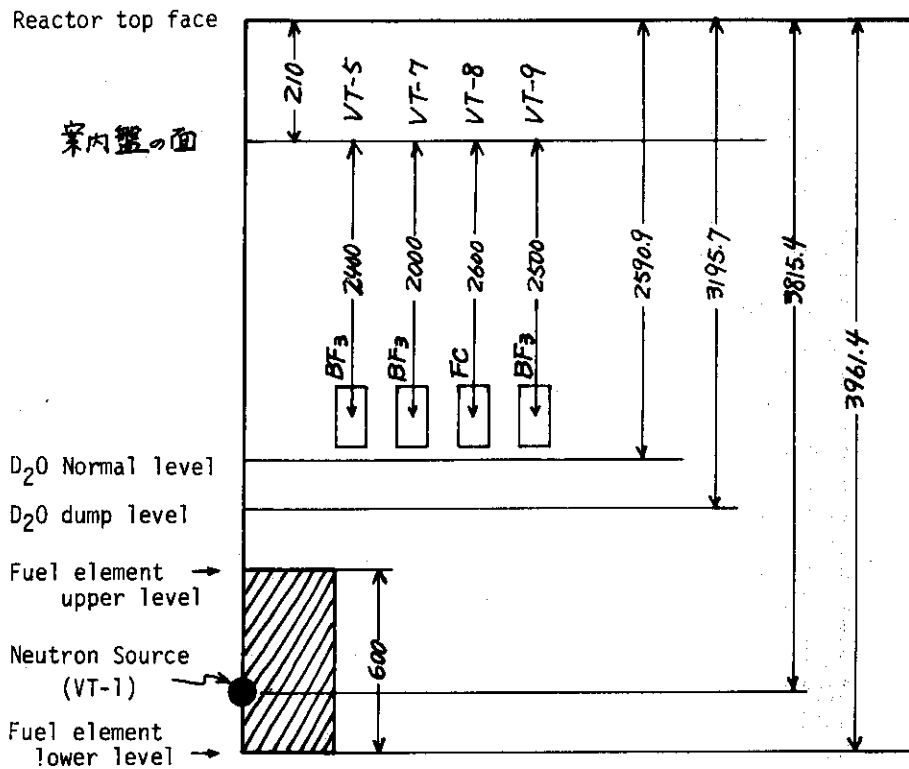


Fig.3-4 Arrangement of neutron source, start-up chambers at the critical experiments

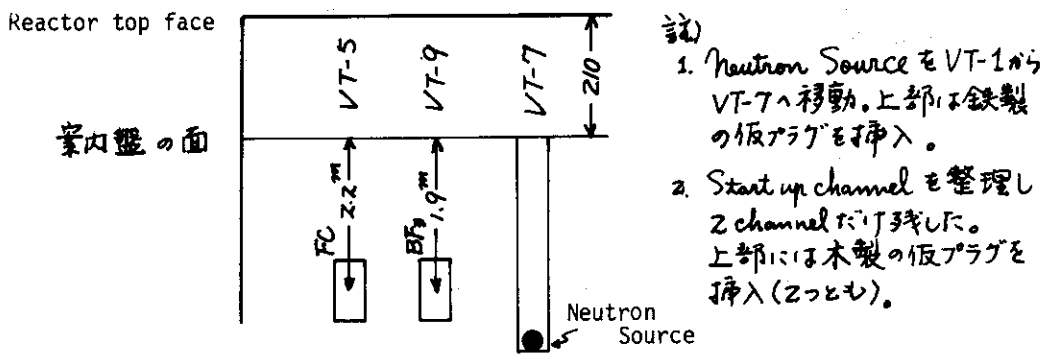


Fig.3-5 Arrangement of start-up chambers at Low power operation

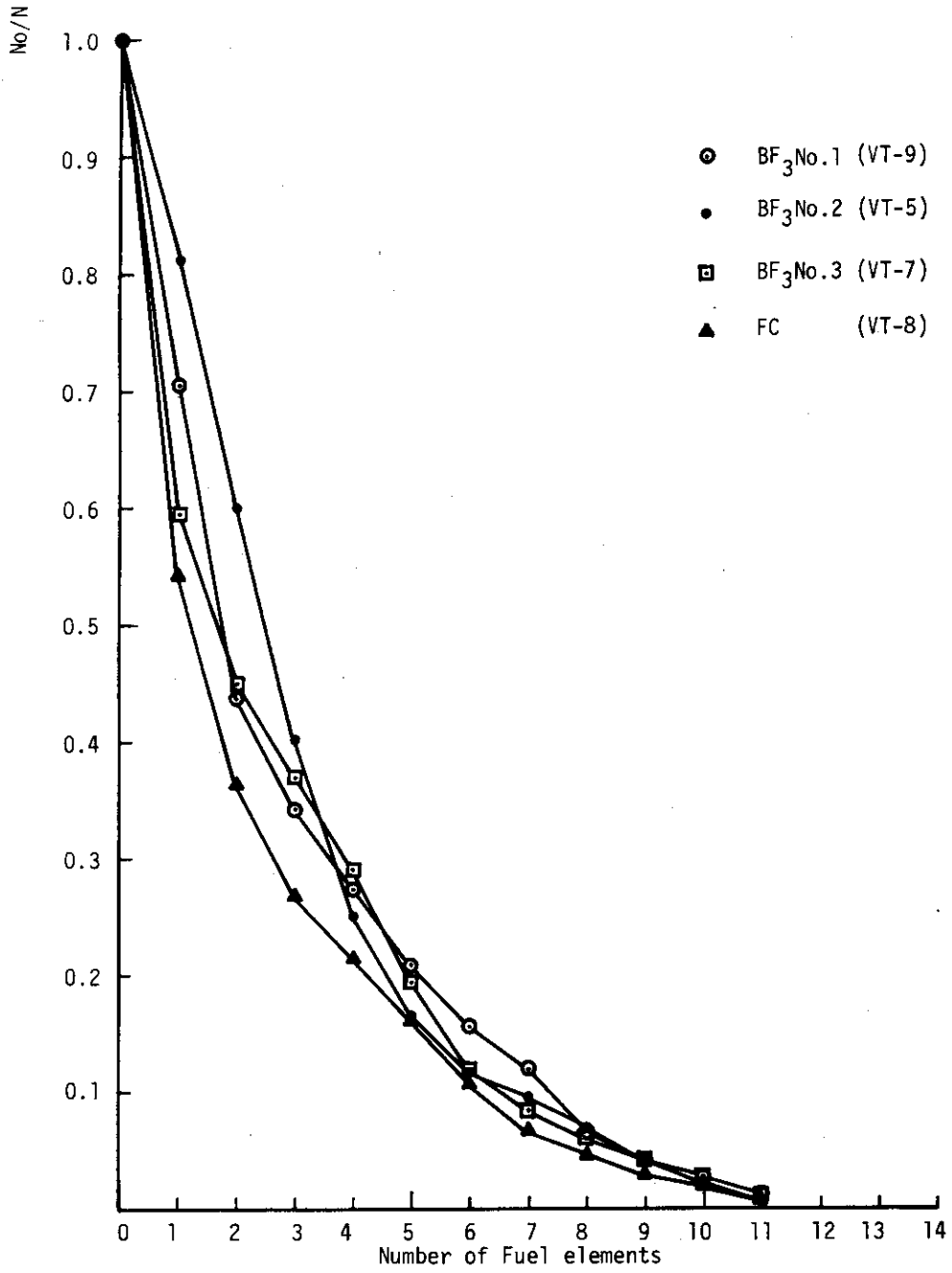


Fig.3-6 Critical approach curves (Rod 100% up)

## 4. 制御棒の較正試験

### 4.1 概要

制御棒の較正試験は炉心構成を JRR-2 B型燃料要素 20 本と円筒 B型燃料要素 4 本で、全ウラン 235 装荷量約 4.7 Kg の状態で行った。改修工事によって、JRR-2 の制御棒は全数新しいものと交換したが、吸収体の材質及び構造、並びに炉心配置関係は同じである。

較正試験の結果は、正の炉周期法で測定し、制御棒 1 本当りの反応度は最大 6.27%  $\Delta K/K$ 、平均 5.8%  $\Delta K/K$  である。また、全制御棒 (6 本) の反応度の積算値は 34.75%  $\Delta K/K$  である。これらの値は昭和 44 年の第 3 回特性試験の値とほとんど同じ値を示し、旧制御棒の反応度特性と同等であることを確認した。

制御棒の反応度抑制効果の測定法に落下法があるが、出力上昇試験時の各ステップ運転、即ち 400kW、5 MW、及び 10MW 運転で全制御棒同時落下試験を行ない、諸条件での比較検討を行った。

### 4.2 正の炉周期法による較正

正の炉周期法による較正は、まず炉を臨界状態にして試験制御棒をペリオド 30 秒以内で適量 ( $\Delta H$ ) を引抜き、Doubling Time ( $t$ ) を測定し、次に印加反応度 ( $\Delta \rho$ ) を式 (4.1) から作成した計算表より求める。今回の試験で用いた計算表は炉心条件が前回の特性試験と同じなので、前回の値を採用した。(JAERI memo 4141 Appendix C 参照)

$$\Delta \rho = \frac{\ell}{T_{\text{keff}}} + \sum_{i=1}^{15} \frac{\gamma \beta_i}{1 + \lambda_i T} \quad \dots \dots \dots (4.1)$$

$k_{\text{eff}}$  : 実効増倍係数

$\beta_i$  :  $i$  群の遅発中性子の放出割合 (JAERI 1025 参照)

$\lambda_i$  :  $i$  群の崩壊定数

$\gamma$  : 遅発中性子と即発中性子が減速中に炉心から洩れて出ない確率の比 (平均 1.12)

$T$  : ペリオド ( $= \frac{t}{\ln 2}$ )

$\ell$  : 中性子寿命 (0.316 msec)

試験制御棒以外の 5 本の制御棒で補償する較正法、即ち「5 本 Gang 法」による測定結果は、各制御棒当りの反応度及び最大反応度付加率を Table 4-1 に示す。また、各制御棒の微分曲線及び積分曲線は Fig 4-1 ~ Fig 4-12 に示す。

この他に、較正制御棒の両隣又は片側の制御棒を 100% の位置において、他の 3 本又は 4 本で補償する較正法での測定は  $C_1$  及び  $C_2$  について行った。この結果は Table 4-2 及び Fig 4-13 ~ Fig 4-16 に示す。

3 本補償法の値は、中性子が明るい状態にあるので約 2 割 5 本 gang 補償法より大きい、しかし、

4本補償法ではほとんど中性子の明るい効果が見られない。他の制御棒の3本補償法及び4本補償法の値はC<sub>1</sub>, C<sub>6</sub>の測定値に基づく補正曲線 Fig 4-17, Fig 4-18を用いて求めた。この値はTable 4-3に示す。

### 4.3 落下法による制御棒抑制効果の測定

臨界状態にある原子炉で、制御棒を落下させ急激に大きな負の反応度を炉に与えると炉内の熱中性子束の減衰は、炉の1群拡散の過渡方程式の遅発中性子群の項だけで近似できる。

実験は一定の高出力レベルで原子炉を臨界状態に保ち、全制御棒を同時に急激に落下させ、この時の熱中性子束の減衰を測定した。この測定方法はFig 4-20のブロック線図に示す。算出方法として「外挿法」と「積分法」があるが、高出力で実験したので外挿法を用いた。

外挿法での反応度の算出は中性子減衰曲線よりNo, N(o)を読み取り、式(4.2)より求める。(JAERI 1025 参照)

$$\rho = \left( \sum_{i=3}^{15} \mu_i \frac{No}{N(o)} - 1 \right) r \beta$$

$$= (0.8639 \cdot \frac{No}{N(o)} - 1) \times 0.831 \dots \dots \dots (4.2)$$

ここで

No : 制御棒落下前の熱中性子束

N(o): 熱中性子束の減衰曲線を落下直後の急激に減衰する即発中性子群を除き、遅発中性子群による部分についてt=0まで外挿して求めた値、

$\mu_i$  : i群の遅発中性子の放出割合 $\beta_i$ の全遅発中性子の放出割合に対する比( $\beta_i/\beta$ )

$\sum_{i=3}^{15} \mu_i$  : 0.8639 (3群から15群の和)

r : 1.12

$\beta$  : 0.00742

落下法による抑制反応度の測定は出力、制御棒位置など諸条件を変えて7回の実験を行った。その条件と測定結果をTable 4-4に、減衰曲線の代表例をFig 4-19に示す。

### 4.4 炉停止余裕

全制御棒による炉停止余裕はTable 4-5に示す。また、余剰反応度が最大である初期炉心でも、JRR-2のOne Rod Stuck Marginは~~19.5~~<sup>13.3</sup>% ΔK/Kあって、十分な反応度抑制能力があることを示す。ここでのOne Rod Stuck Marginは最大の反応度を有する制御棒が1本stickして炉心挿入不可能になった場合の他のすべての制御棒による炉停止余裕である。

### 4.5 落下法とペリオド法による測定値の比較

制御棒全反応度の求め方はペリオド法で各制御棒を較正し積算して求める方法と落下法により測定した制御棒抑制反応度( $\rho_D$ )と余剰反応度( $\rho_{ex}$ )の和( $\rho_T$ )より求める方法がある。

制御棒の校正条件に近い場合には下記のように1%以内でよい一致を示す。

$$\rho_{T \text{ P-P}} = 34.75 \% \Delta K / K$$

$$\rho_T = \rho_D + \rho_{ex} = 33.58 \% \Delta K / K \quad (5/18 : 400 \text{ KW})$$

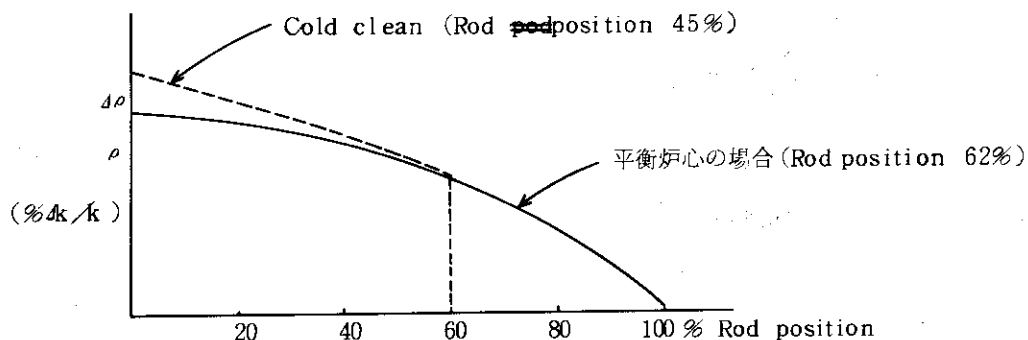
$$= 34.94 \% \Delta K / K \quad (5/27 : 5 \text{ MW})$$

しかし、10MW連続運転後の値は、燃焼効果 Xe Build up 効果などの炉心条件によって、値が多少小さくなっている。

$$\rho_T = \rho_D + \rho_{ex} = 32.74 \% \Delta K / K \quad (6/2 : 10 \text{ MW})$$

$$\rho_T = \rho_D + \rho_{ex} = 28.78 \% \Delta K / K \quad (6/18 : \text{ " })$$

このことは、昭和45年1月及び10月の制御棒校正試験の結果で説明できる。45年のベリオド法による制御棒全反応度 ( $\rho_{TRP}$ ) は初期炉心 (cold) で  $34.54 \% \Delta K / K$ 、平衡炉心で  $29.61 \% \Delta K / K$  であった。また、積分曲線で60%以上でよい一致を示すが、60%以下で差が大きい。このことをモデルで示す。



炉心条件により、制御棒校正値が変わると同様に、落下法による抑制効果はその影響を受け、モデルに示す $\Delta\rho$ 分だけ小さい値となる。

従って、10MW連続運転後(6月18日)の $\rho_T$ は制御棒位置が $C_2 \sim C_6 = 57\%$ 、 $C_1 = 72\%$ と45年の平衡炉心条件に近いので、 $\rho_T = 28.78 \% \Delta K / K$ となり、妥当な値と言える。

#### 4.6 落下法の確認試験

落下法の測定方法に問題ないかどうか確認するため、51年6月21日に出力400KWで次の点を変えて実験した。

①中性子検出器の位置による差

(イ)Log NとLin-Nとの入れ換えによる測定

(ロ)旧型のCICをサーマルコラムに仮設しての測定

②測定器の使用法による差

これらの測定結果は①-①②の場合、 $\rho_T$ が30~32%  $\Delta K / K$ で、炉心条件及び落下法の精度から考えると妥当な値と判断される。また、①-②の値は炉心から離れているので、 $\rho_D$ が15.36%  $\Delta K / K$ 、15.23%  $\Delta K / K$ と低い値になった。

Table 4-1 Reactivity worth of control rods at regular pattern  
(measured by positive method)

Number of control rod	Total reactivity worth (% $\Delta$ K/K)	Max. reactivity rate* due to control rod withdrawal (% $\Delta$ K/K/sec)	Compensation
C <sub>1</sub>	6.49	0.0157	other control rods gang adjust
C <sub>2</sub>	5.70	0.0147	"
C <sub>3</sub>	5.45	0.0145	"
C <sub>4</sub>	5.54	0.0143	"
C <sub>5</sub>	5.64	0.0142	"
C <sub>6</sub>	5.14	0.0156	"
Total	34.75		

Table 4-2 Reactivity worth of C<sub>1</sub> and C<sub>6</sub> control rod at irregular pattern (measured by positive method)

Test rod No.	C <sub>1</sub>	C <sub>6</sub>
Reactor power	10 KW	10 KW
Compensation	C <sub>2</sub> , C <sub>6</sub> full up gang adjust (C <sub>3</sub> ~C <sub>5</sub> ) (irregular pattern No.1)	C <sub>5</sub> full up gang adjust (C <sub>1</sub> ~C <sub>4</sub> ) (irregular pattern No.2)
Measurement range	15.85% ~ 87.66%	15.86% ~ 86.90%
Total reactivity	7.55% $\Delta$ K/K	6.25% $\Delta$ K/K

Table 4-3 Reactivity worth of control rods at No.1 and No.2 irregular pattern (calculation results by Fig. 4-17,18 correct factor)

Number of control rod	Rod irregular pattern	
	No.1	No.2
	Total reactivity worth (% $\Delta$ K/K)	Total reactivity worth (% $\Delta$ K/K)
C <sub>1</sub>		6.43
C <sub>2</sub>	6.86	5.53
C <sub>3</sub>	6.56	5.67
C <sub>4</sub>	6.67	5.66
C <sub>5</sub>	6.80	5.76
C <sub>6</sub>	7.39	

Table 4-4 Reactivity worth by rod drop method

Test No	date	Reactivity Worth ( $\rho_0$ ) % $\Delta K/K$	Rod Critical Position %	power
No 1	May, 18 '76	19.18	$C_1 \sim C_5 = 43.00$ $C_6 = 45.78$	400 KW
2	" 27 "	24.15	$C_1 \sim C_5 = 47.00$ $C_6 = 75.75$	5 MW
3	June, 2 "	23.29	$C_1 \sim C_5 = 50.00$ $C_6 = 80.61$	10 MW
4	" 18 "	21.60	$C_2 \sim C_6 = 57.00$ $C_1 = 72.30$	10 MW
5	" 21 "	20.36 (15.36)*	$C_1 \sim C_5 = 45.00$ $C_6 = 70.74$	400 KW
6	" " "	18.30	$C_1 \sim C_5 = 45.00$ $C_6 = 70.73$	"
7	" " "	20.05 (15.23)*	$C_1 \sim C_5 = 45.00$ $C_6 = 70.50$	"

\* CIC at thermal column

Table 4-5 Excess reactivity, rod shutdown margin, etc

date		May, 1976	Jan, 1970	note
		% $\Delta K/K$	% $\Delta K/K$	
Excess reactivity	$\rho_{ex}$	15.27	13.70	
Total reactivity worth	$(\rho_T)$	34.75	34.40	Positive Period method (5 gang)
"	$(\rho'_T)$	—	45.40	" (3 gang)
Rod shutdown margin	$(\rho_S)$	19.48	20.80	$\rho_S = \rho_T - \rho_{ex}$
One rod stuck margin	$(\rho_O)$	13.27	14.50	$\rho_O = \rho_T - \rho_{ex} - \rho_{max}$
Reactivity worth of Control	$(\rho_{max})$	6.27	6.29	(5 gang)
rod C 1	$(\rho'_{max})$	7.75*	8.31	(3 gang)

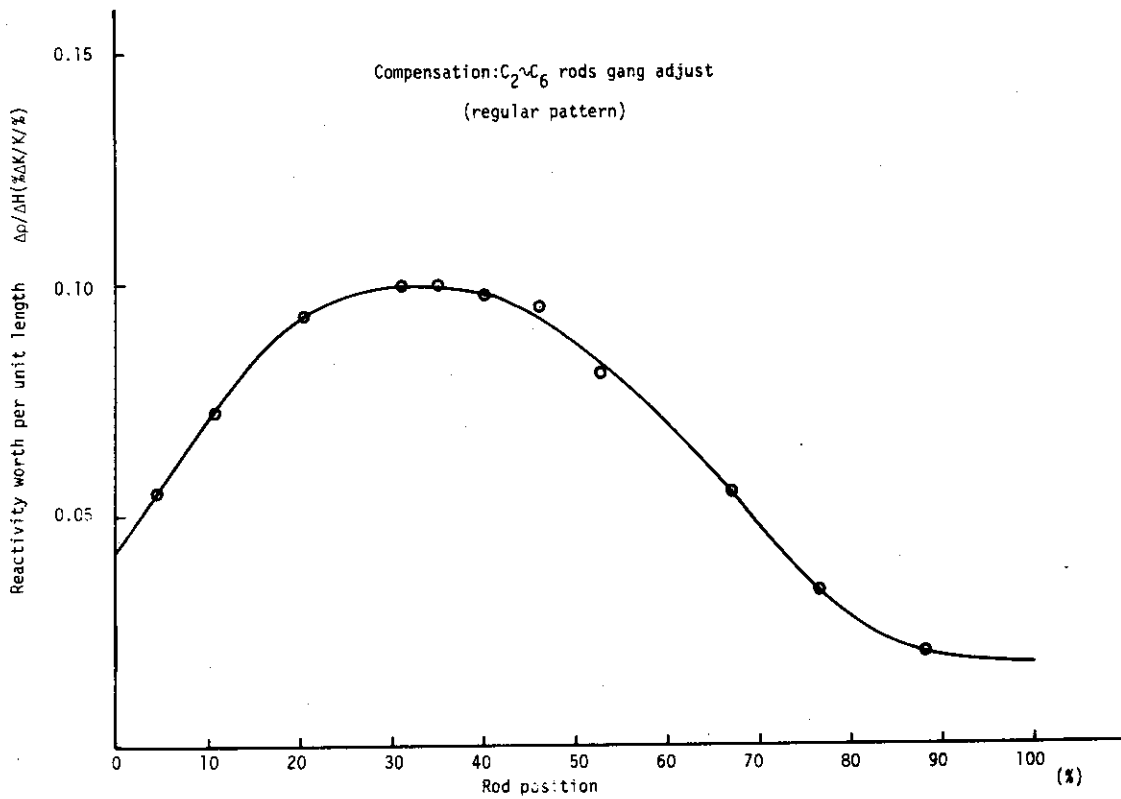


Fig.4-1 Reactivity worth of control rod  $C_1$  (Differential Curve) by positive period method

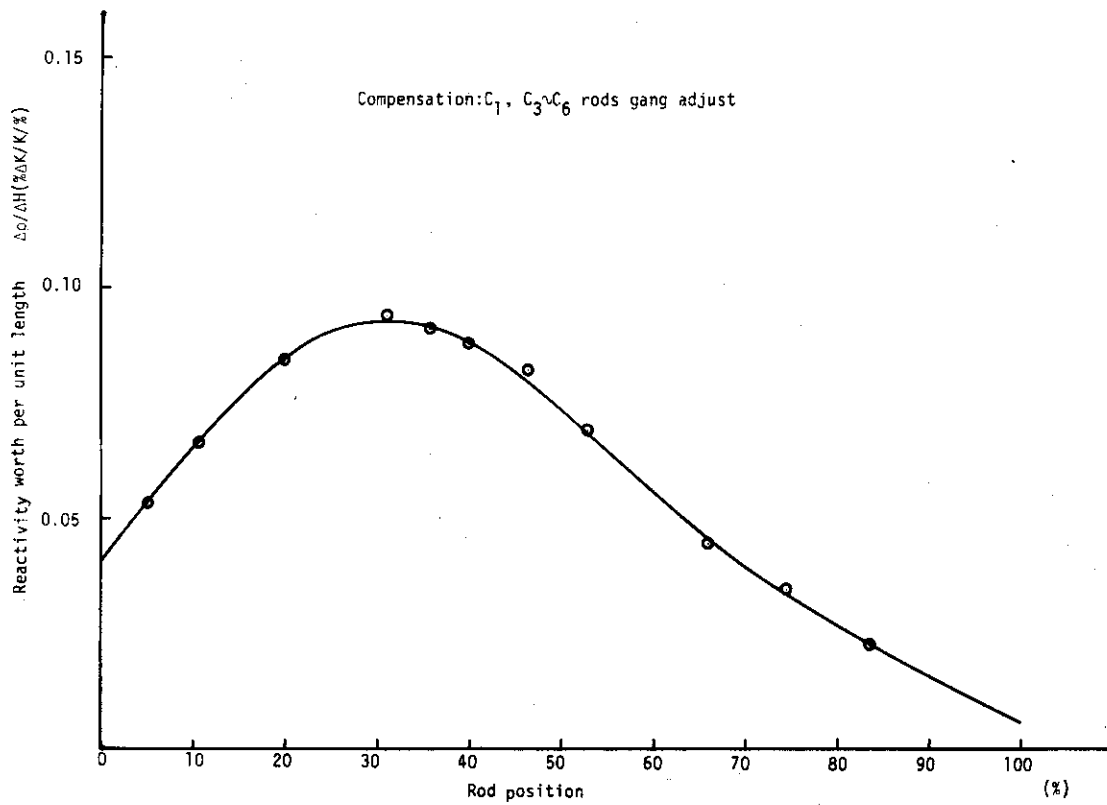


Fig.4-2 Reactivity worth of control rod  $C_2$  (Differential Curve) by positive period method



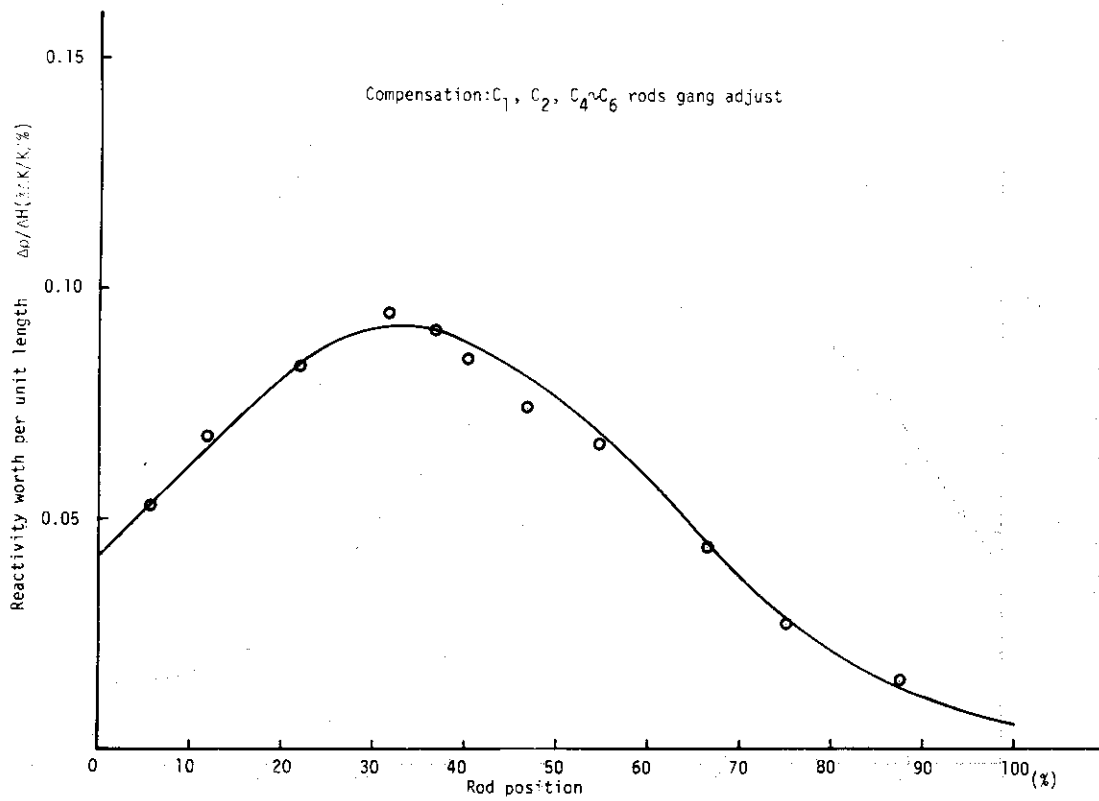


Fig.4-3 Reactivity worth of control rod  $C_3$  (Differential Curve) by positive period method

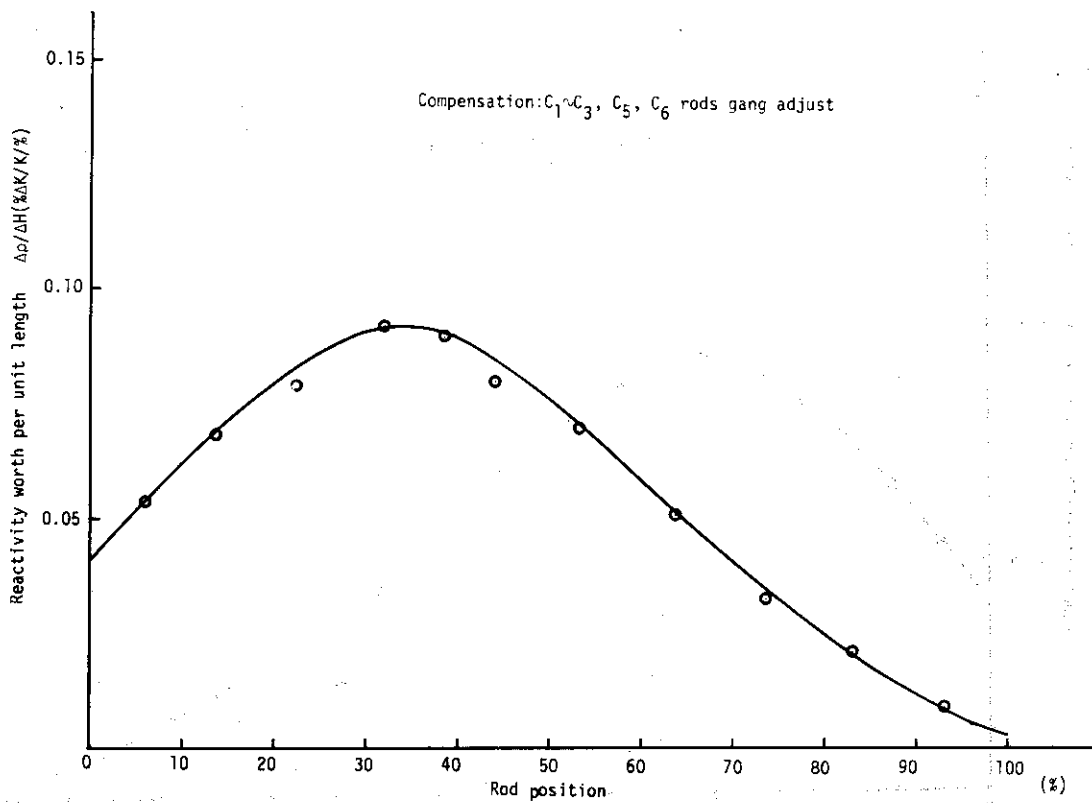


Fig.4-4 Reactivity worth of control rod  $C_4$  (Differential Curve) by positive period method

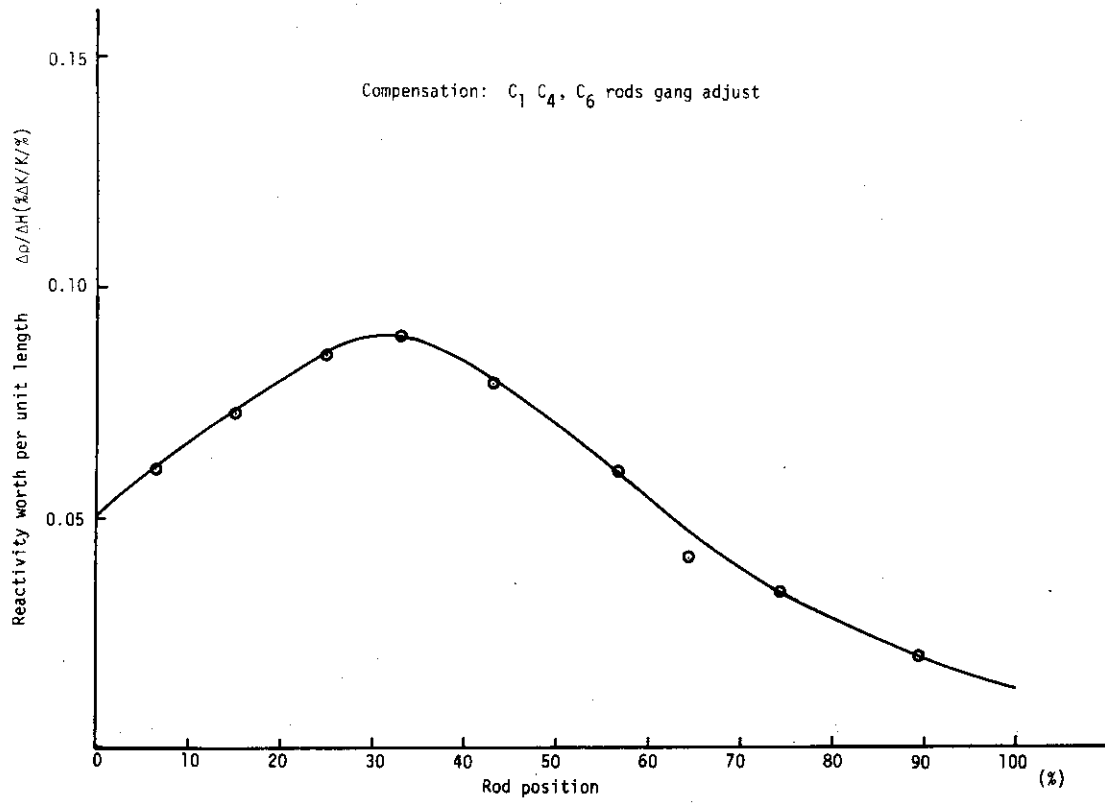


Fig.4-5 Reactivity worth of control rod  $C_5$  (Differential Curve) by positive period method

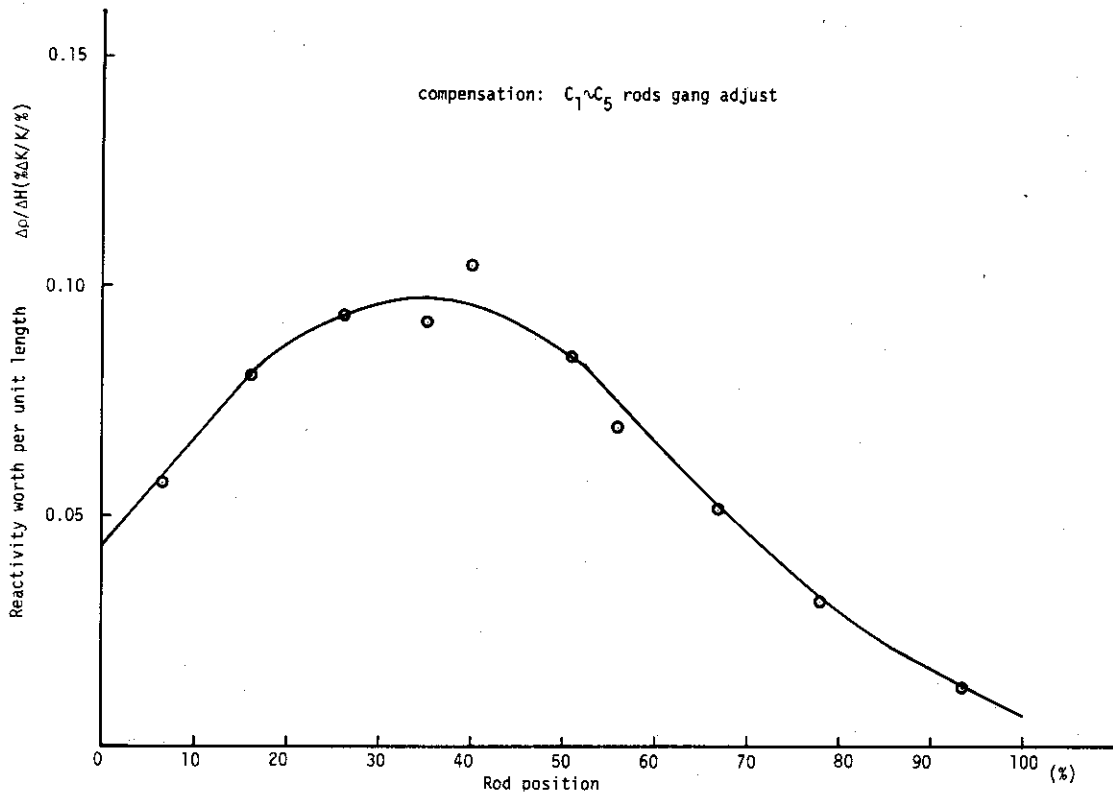


Fig.4-6 Reactivity worth of control rod  $C_6$  (Differential Curve) by positive period method

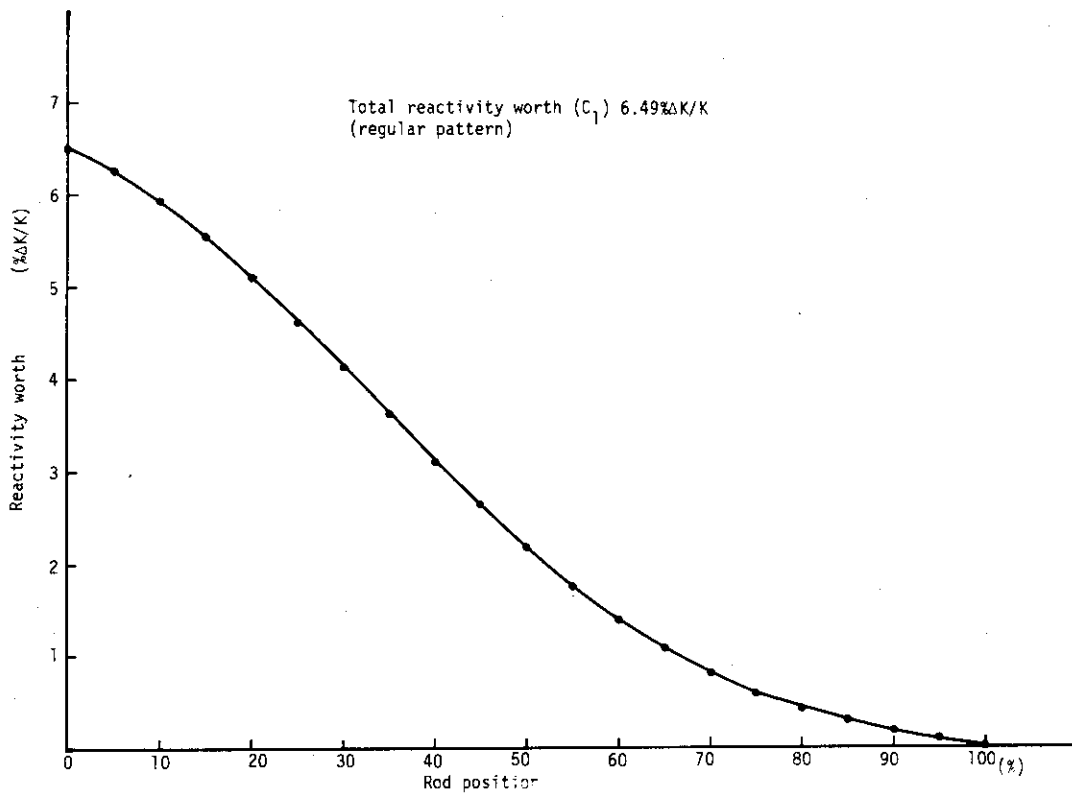


Fig.4-7 Reactivity worth of control rod  $C_1$  (integral curve)

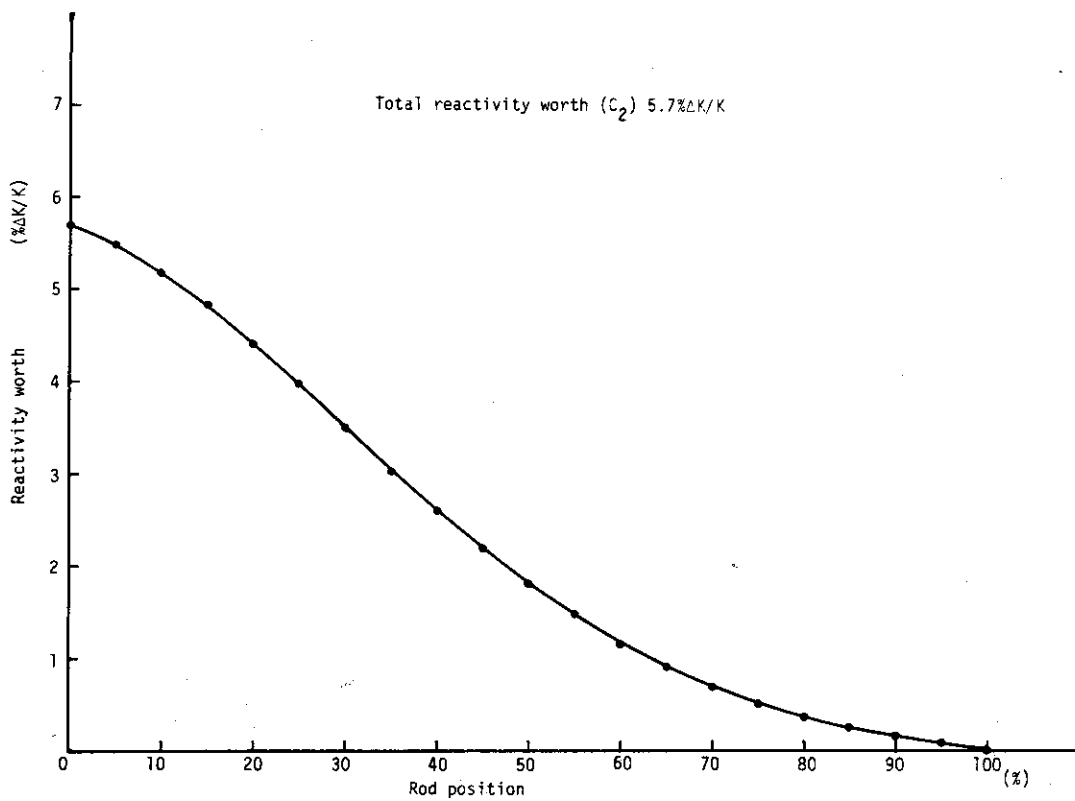


Fig.4-8 Reactivity worth of control rod  $C_2$  (integral curve)

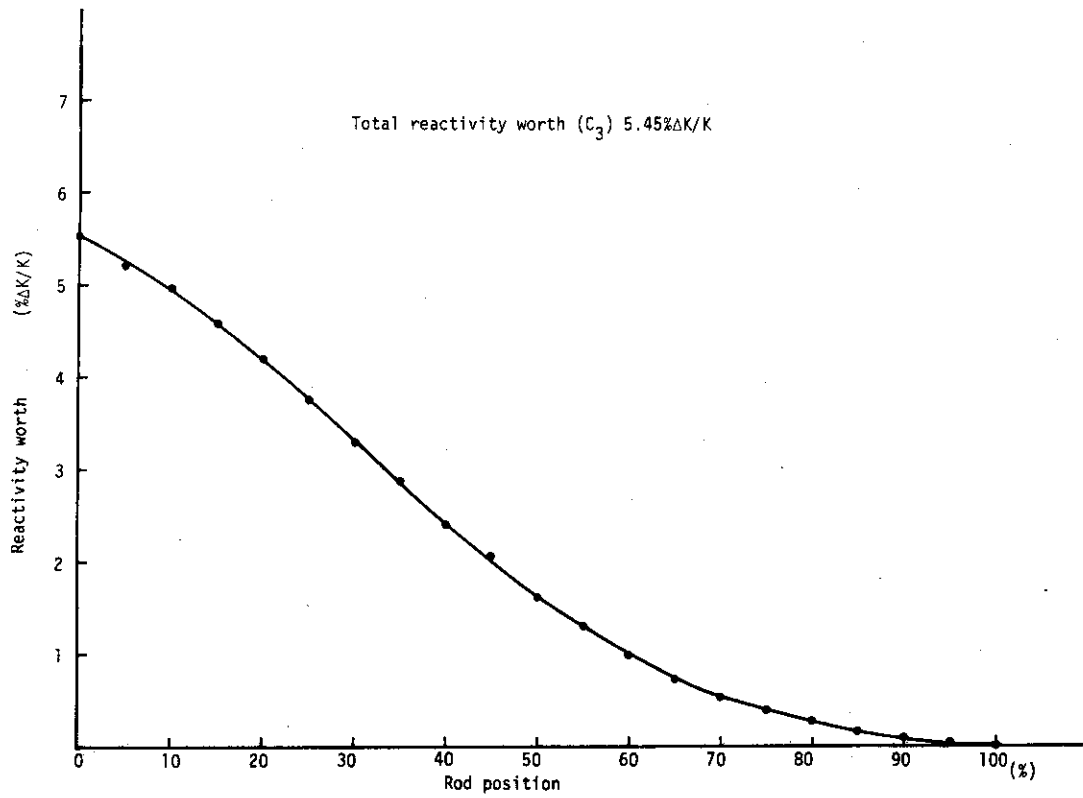


Fig.4-9 Reactivity worth of control rod  $C_3$  (integral curve)

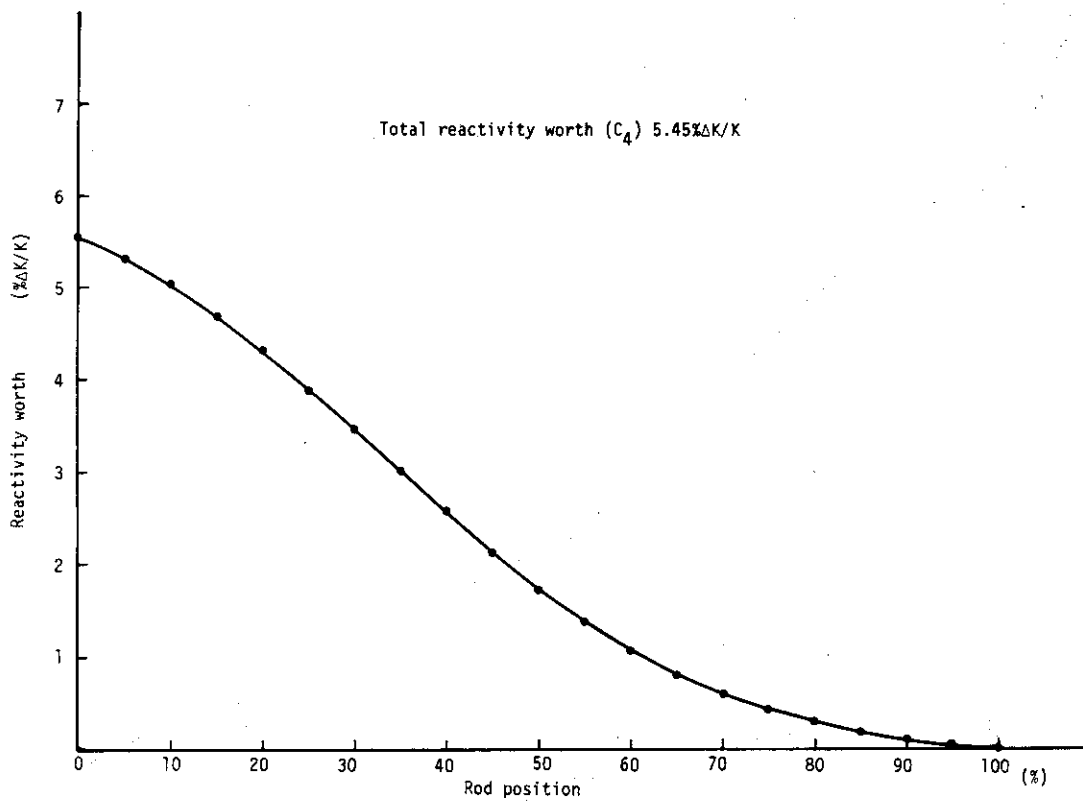


Fig.4-10 Reactivity worth of control rod  $C_4$  (integral curve)

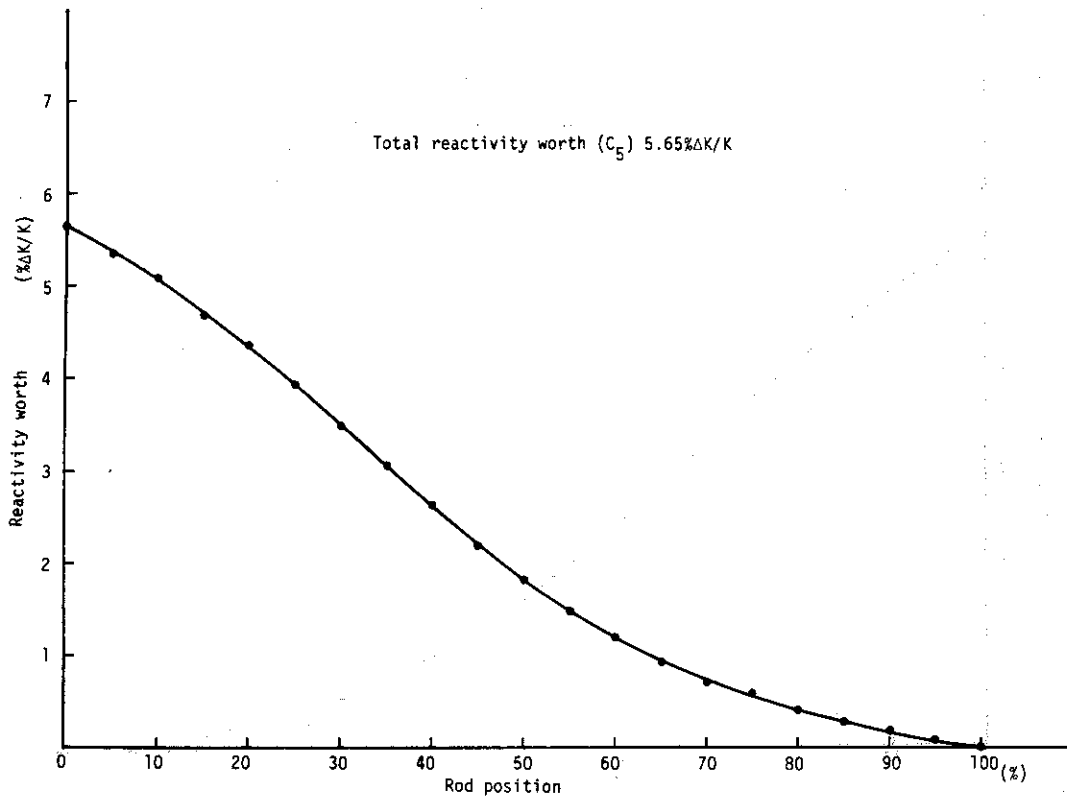


Fig.4-11 Reactivity worth of control rod  $C_5$  (integral curve)

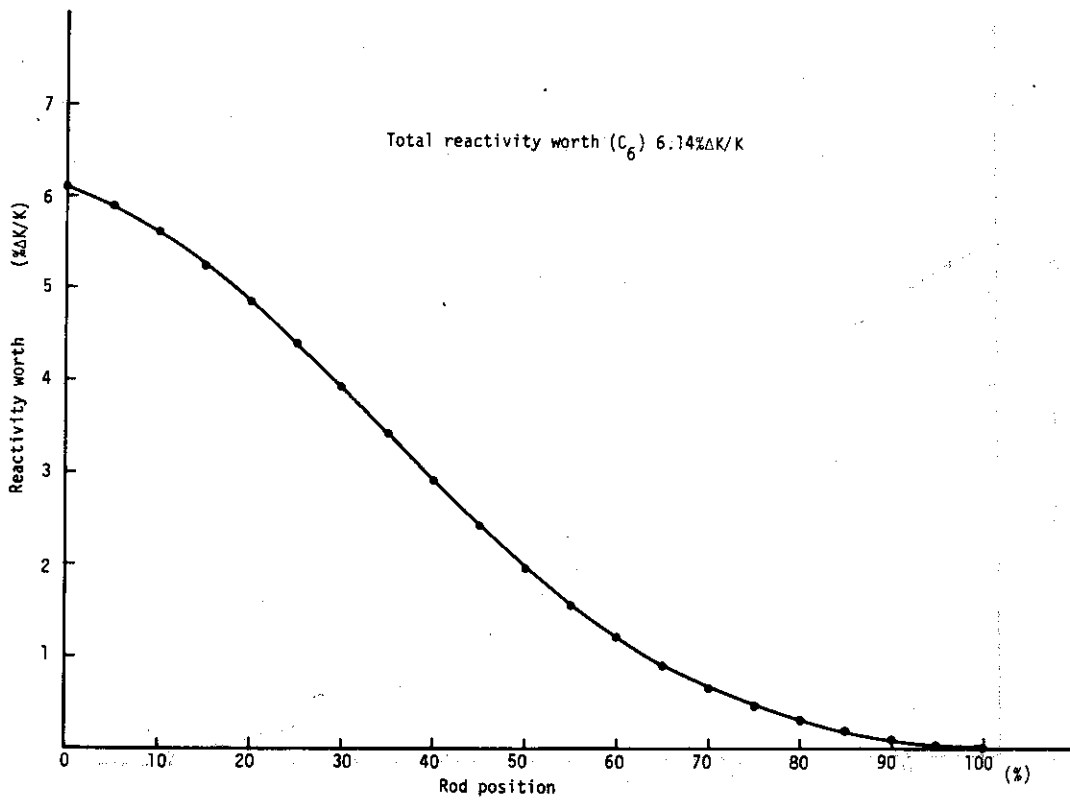


Fig.4-12 Reactivity worth of control rod  $C_6$  (integral curve)

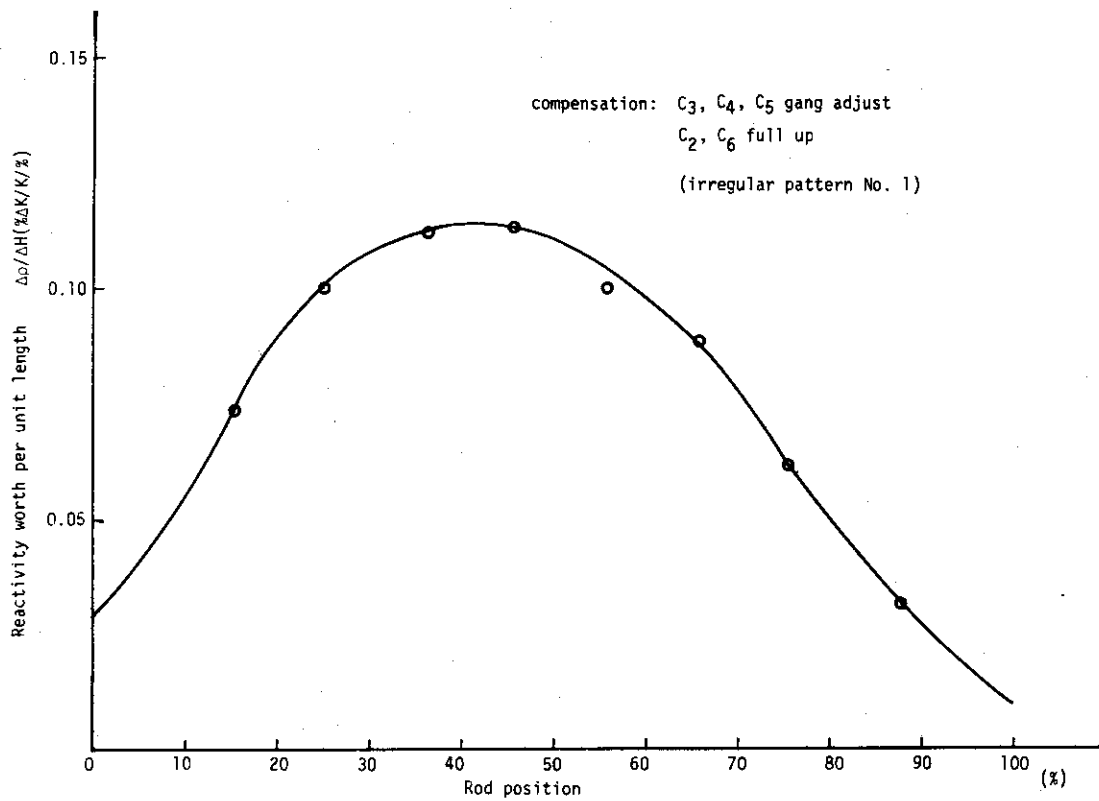


Fig.4-13 Reactivity worth of control rod C<sub>1</sub> (Differential curve) by positive period method

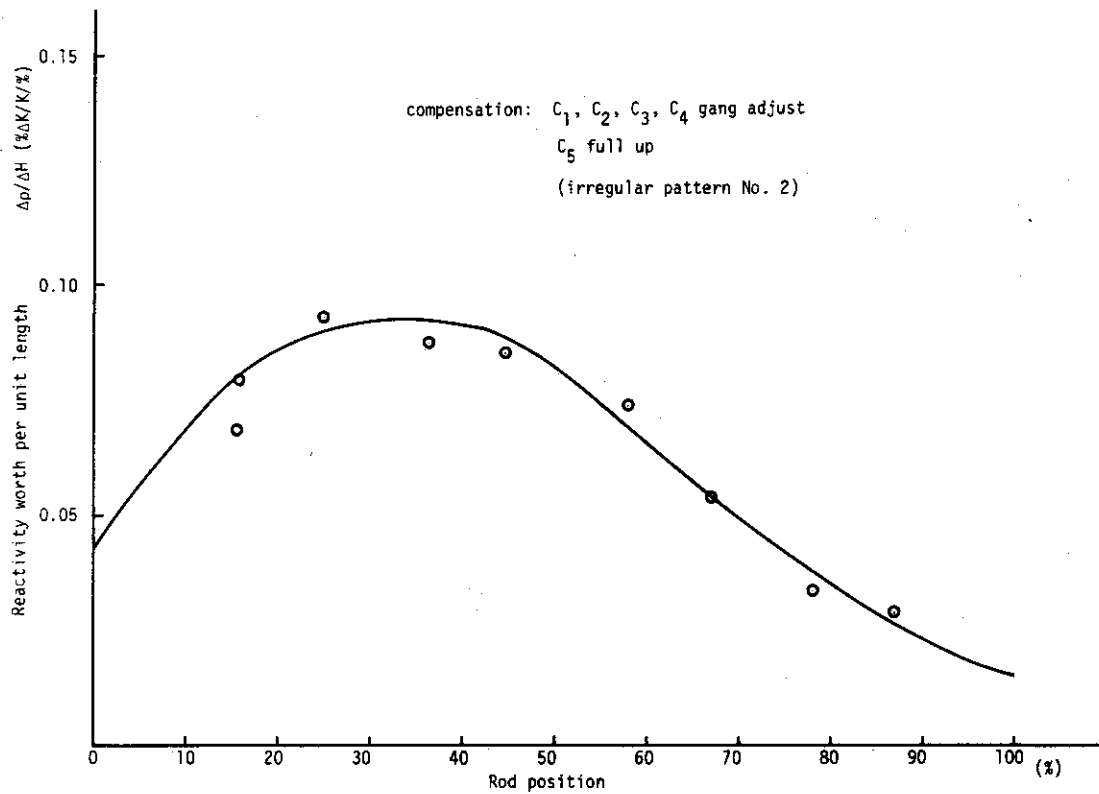


Fig.4-14 Reactivity worth of control rod C<sub>6</sub> (Differential curve) by positive period method

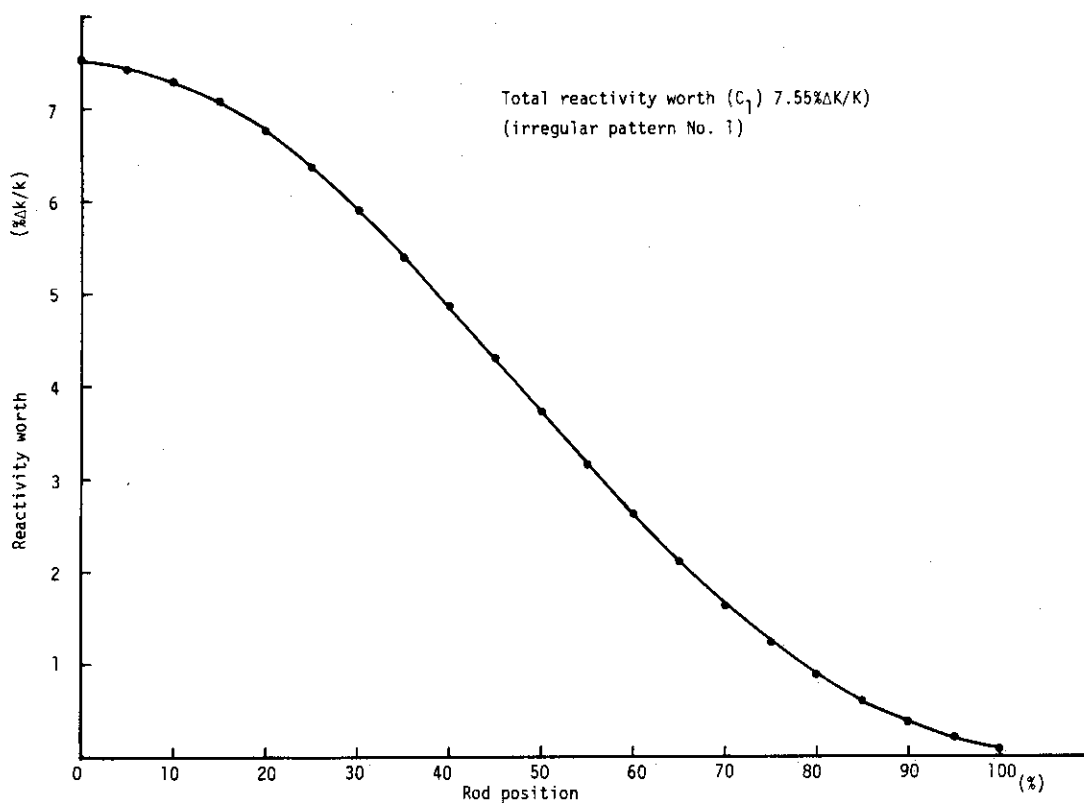


Fig.4-15 Reactivity worth of control rod  $C_1$  (Integral curve)

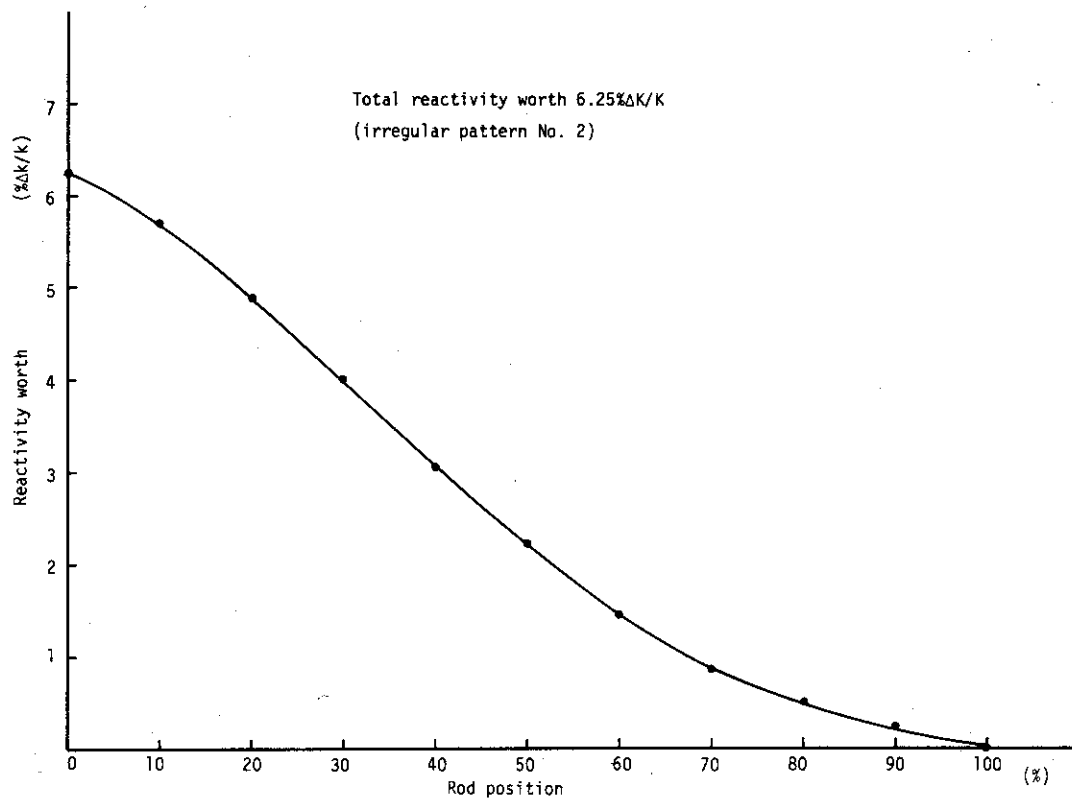


Fig.4-16 Reactivity worth of control rod  $C_6$  (Integral curve)

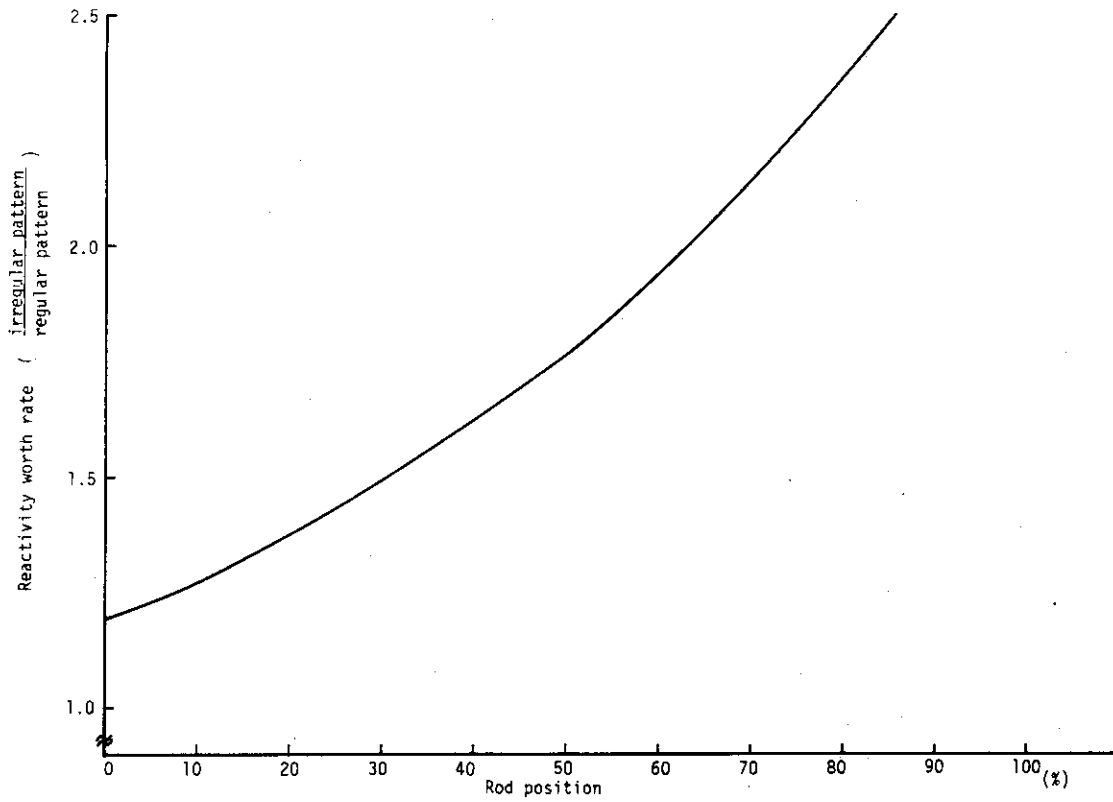


Fig.4-17 Reactivity worth rate vs. rod position for C<sub>1</sub> (Integral curve)

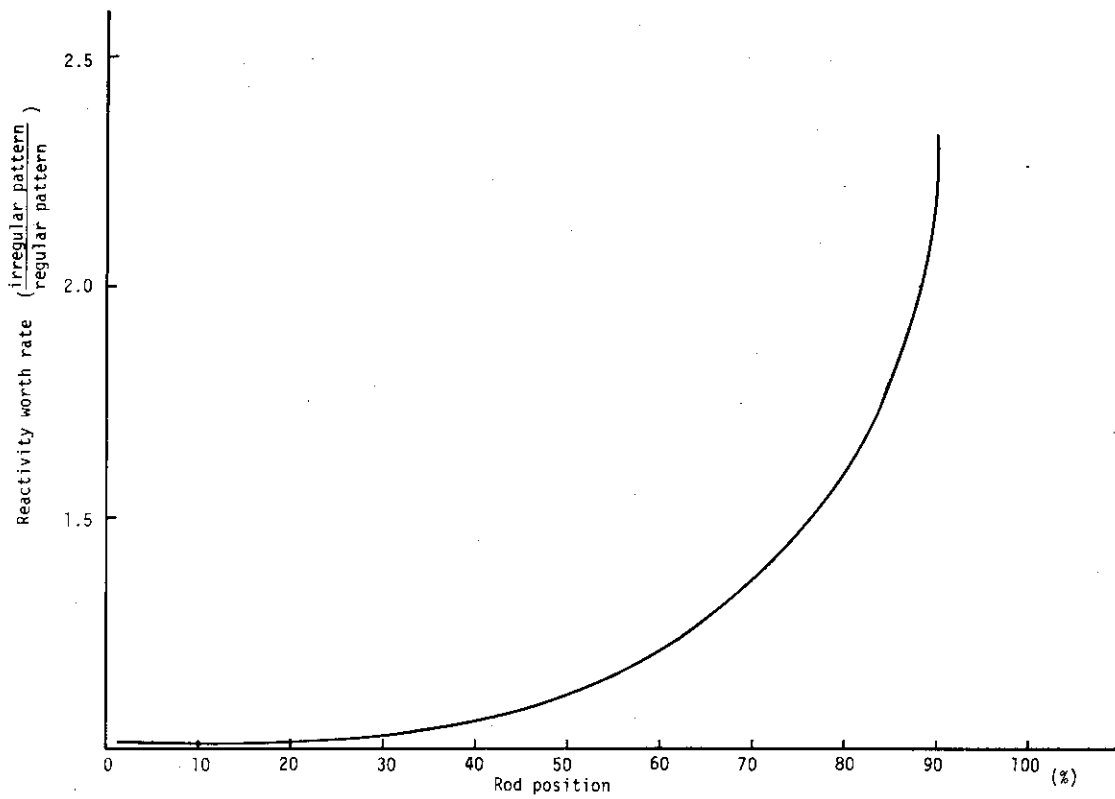


Fig.4-18 Reactivity worth rate vs. rod position for C<sub>6</sub> (Integral curve)



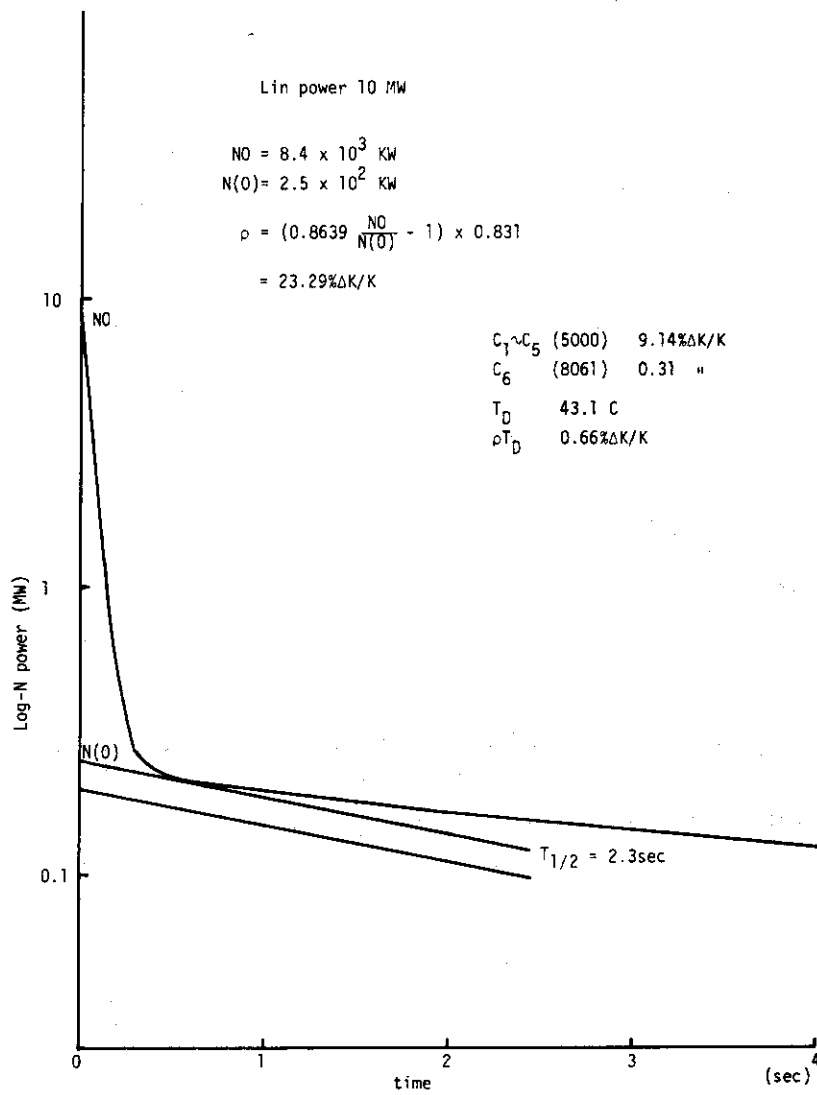


Fig.4-19 Fig.3 neutron decay curve after all rod drop

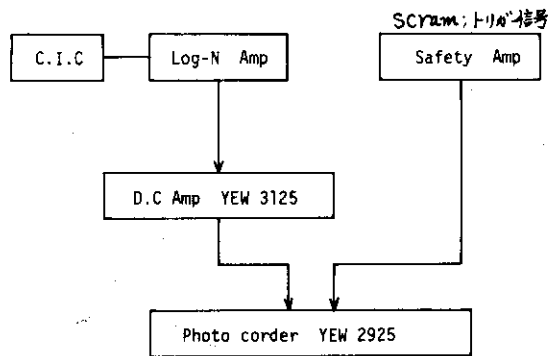


Fig.4-20 Block diagram of rod drop test

## 5. 熱中性子束，速中性子束，速中性子スペクトル 及び $\gamma$ 熱の測定

### 5.1 概要

熱中性子束の測定は燃料要素・スペーサ部及び照射孔について行った。測定には原子炉を低出力で運転し、金箔の放射化で絶対値を求めた。今回の測定で、新設の6A, 6Bの円筒燃料孔及びVT-10, 11, 12の垂直実験孔の最大熱中性子束がどれも、出力10MWで $10^{14}n/cm^2 \cdot sec$ 以上であることが判明した。

速中性子束の測定は燃料要素・スペーサ部及び炉心配置が類似した数本を除く大部分の照射孔について行った。測定には、いずれもニッケルワイヤーを用い、各測定位置での中性子スペクトルをフィッシュンスペクトルとして、実効断面積102 mbarmに統一して速中性子束分布を求めた。

中性子束の炉内の分布はFig 5-40に核計算結果と比較してまとめた。各照射孔の値はTable 1-1に最大値を比較してまとめた。また、重水表面の熱中性子束は、各照射孔の上端部の値をFig 5-39にプロットしてまとめた。

速中性子束スペクトルは6D孔, VT-1について8種類のしきい値検出器を用いて測定し、SPAD II 及びSPFCTRAコードを用いて評価した。この経験を基に、今後他の照射孔についても測定するよう計画したい。

$\gamma$ 熱の測定は、VT-1について、特殊なカロリメータを用いて測定した。VT-1の最大値は2.5w/gであった。この測定方法は信頼性が高いので、今後インコア照射孔など、 $\gamma$ 熱の高い照射孔の測定に利用できる。

照射孔の中性子束は、照射孔の使用条件、例えば、キャプセル内がボイド、重水どぶつけ、照射孔シンプル内がボイド、軽水注入などによって大きな差があるので、照射試験の際に十分な注意が必要である。なお、今回の測定値は炉心の燃料がコールドであるためピークが下端によっている傾向がある。今後、平衡炉心での測定を行ない比較できるよう測定試験を計画したい。

### 5.2 熱中性子束分布の測定

#### (1) 燃料要素及びスペーサ部の熱中性子束

炉心の熱中性子束測定は全燃料について測定するのが望ましいが、重水中のトリチウム濃度が $770 \mu Ci/cm^3$ と高いため、燃料部を10ヶ所、スペーサ部3ヶ所に限定して行った。測定には、箔放射化法を用い、金箔による絶対測定と銅テープによる比較法によって空間分布を求めた。

この実験の測定箇所、照射条件及び照射試料についてはTable 5-1に示す。測定結果をまとめると次の通りである。

- ① 銅テープのカドミウム比は、Table 5-2に示すように燃料中心部で約5、インコア部(円筒燃料のカプセル挿入部が重水の時)で7~8である。
- ② 金箔のカドミウム比は、Table 5-3に示すように燃料中心部で約2、インコア部で25である。これらの値は、当然のことながら、炉心中心より離れるに従って、カドミウム比も

Table 5 - 1 Thermal Neutron flux measurement Condition  
(at : Fuel element , In-core hde, Spacer )

1. Reactor operating condition		
照射月日	昭和 50 年 11 月 13 日	
炉出力	64 W (出力較正值)	
	Lin-N:100 W	
	Thermal Column の CIC : 50 W	
照射時間	30 分	
制御棒位置	C <sub>1</sub> ~ C <sub>5</sub>	4500
	C <sub>6</sub>	3978
重水温度	Tx-1	19.9
	Tx-2	19.6
	Tx-3	19.8
2. Detector foil		
Au foil	10mm × 10mm , 約 40 mgr, 純度 99.99 %	
Cu tape	0.2 t × 10 mm × 1 m , 純度 99.9 %	
Cd fuel	0.6mmt , 純度 99.99 %	
	In Core, Spacer	0.5mmt , 純度 99.999 %
3. Mesurement position		
1) Fuel	JRR-2B型燃料	2A, 4A, 1B, 5B, 3C, 5C
	JRR-2円筒B型燃料	6A, 6B, 6C, 6D
2) Spacer		6A, 6B, 6C
3) In-Core	円筒燃料中心部	6A, 6B, 6C, 6D

Table 5 - 2 Cadmium ratio of copper tape

		測定箇所		平均
		上	下	
Fuel	2A	4.47	5.47	4.97
	5B	4.26	5.55	4.91
	3C	5.27	6.06	5.67
	6A	5.5	6.6	6.05
	6B	5.51	6.40	5.96
	6C	7.14	7.52	7.33
	6D	5.56	6.59	6.08
In Core	6A	6.50	7.90	7.20
	6B	6.60	7.61	7.11
	6C	8.09	9.16	8.63
	6D	7.89	8.35	8.12
スペーサ	6A	23.66	21.48	22.57
	6B	25.17	24.86	25.00
	6C	16.90*	28.26	22.58

Table 5 - 3 Cadmium ratio of gold foil

		測定箇所		平均
		上	下	
Fuel	2 A	1.60	1.82	1.71
	5 B	1.59	1.97	1.78
	3 C	1.85	2.23	2.04
	6 A	1.84	2.20	2.02
	6 B	1.82	2.13	1.98
	6 C	2.15	2.26	2.21
	6 D	1.90	2.22	2.06
In Core	6 A	2.02	2.43	2.23
	6 B	2.16	3.50	2.83
	6 C	2.28	3.03	2.66
	6 D	2.52	2.65	2.59
スペーサ	6 A	58.29	17.62	—
	6 B	214.48	23.54	—
	6 C	656.17	35.03	—

大きくなり、スペーサ部分でかなり軟化していることが分る。

③ 銅テープと金箔を同時に照射した場合、照射場所と試料と測定方法が同一であれば換算係数 $K$  ( $n/cm^2 \cdot sec \cdot cpm \text{ watt}$ ) の値は同じである。この換算係数はTable 5 - 4 に示す。

④ 熱中性子束の空間分布は燃料孔の軸方向分布をFig 5 - 1 ~ 10 に示す。このときの炉心は cold clean であるため制御棒位置  $C_1 \sim C_5$  45%,  $C_6$  40% と深くになっている。したがって、熱中性子のピークは燃料下端、中心から下10cm、及び燃料上端に見られ、燃料下端のピークが最大となっている。この下端のピーク値は高出力に入るとXe, Sm及び温度効果で制御棒位置が高くなり低減される。更に、燃焼度が進むと中央部のピークが最大になる。今回、測定した燃料の中で中央部の最大ピーク値は、炉出力10MW換算してJRR-2 B型燃料(角型)で約 $10^{14} n/cm^2 \cdot sec$  (2 A), 円筒B型燃料で約 $1.3 \times 10^{14} n/cm^2 \cdot sec$  (6 A) である。

⑤ 円筒B型燃料要素の中心部の熱中性子束分布はFig 5 - 11 に示すが、ピーク値は炉心下10cmに見られ、炉出力10MW換算で、6 A, 6 B, 6 C, 6 Dのそれぞれの値は $1.33 \times 10^{14}$ ,  $7.9 \times 10^{13}$ ,  $7.8 \times 10^{13} n/cm^2 \cdot sec$  である。これらの値はキャプセル挿入部が重水であるため、熱中性子束がトラップしていることに注意する必要がある。

⑥ スペーサ部の熱中性子束は、Fig 5 - 12 のように、10MW換算で炉心センタ670mmで $3 \sim 5 \times 10^{13} n/cm^2 \cdot sec$ , 730mmで約 $10^{12} n/cm^2 \cdot sec$  である。

⑦ 燃料要素の断面方向の熱中性子束分布はFig 5 - 13 及びFig 5 - 14 に示す。円筒燃料の場合、燃料板3枚で1層を構成する3分割型であるため熱中性子束の歪が複雑である。また、6 A及び2 A孔は中央実験孔(重水セル), 隣接燃料3本, 及び制御棒セル(2本)でかこまれているのでその影響も受けている。

Table 5 - 4 Conversion factor

			Au 中性子束 ( $\phi/50\text{ W}$ )	Cu 相対値 (cpm/50W)	換算係数 (K)	$\bar{K}$ (平均値)	$\frac{1 - \frac{1}{Rcd}}{1 - e^{-\lambda t}} \times \bar{K}$
燃 料	2 A	Na 2	$487 \times 10^8$	$9.22 \times 10^5$	528	513	$1.534 \times 10^4$
	(4 A)	Na 4	$310 \times 10^8$	$6.23 \times 10^5$	498		
	5 B	Na 2	$459 \times 10^8$	$8.14 \times 10^5$	564	522	$1.556 \times 10^4$
	(1 B)	Na 4	$232 \times 10^8$	$4.83 \times 10^5$	480		
	3 C	Na 2	$416 \times 10^8$	$6.56 \times 10^5$	634	590	$1.819 \times 10^4$
	(5 C)	Na 4	$252 \times 10^8$	$4.62 \times 10^5$	546		
	6 A	Na 2	$748 \times 10^8$	$1.12 \times 10^6$	668.5	622.4	$1.945 \times 10^4$
		Na 4	$412 \times 10^8$	$7.15 \times 10^5$	576.2		
	6 B	Na 2	$574 \times 10^8$	$9.72 \times 10^5$	590	559	$1.742 \times 10^4$
		Na 4	$337 \times 10^8$	$6.39 \times 10^5$	528		
	6 C	Na 2	$413 \times 10^8$	$7.62 \times 10^5$	542	533	$1.723 \times 10^4$
		Na 4	$288 \times 10^8$	$5.50 \times 10^5$	523		
6 D	Na 2	$432 \times 10^8$	$7.16 \times 10^5$	603	573	$1.792 \times 10^4$	
	Na 4	$273 \times 10^8$	$5.04 \times 10^5$	542			
イ ン コ ア ー	6 A	Na 2	$809 \times 10^8$	$8.91 \times 10^5$	908	630	$1.968 \times 10^4$
		Na 4	$476 \times 10^8$	$1.36 \times 10^6$	351		
	6 B	Na 2	$7.81 \times 10^8$	$1.09 \times 10^6$	716	638	$2.052 \times 10^4$
		Na 4	$4.21 \times 10^8$	$7.52 \times 10^5$	560		
	6 C	Na 2	$5.45 \times 10^8$	$8.56 \times 10^5$	636	585	$1.936 \times 10^4$
		Na 4	$3.15 \times 10^8$	$5.91 \times 10^5$	533		
	6 D	Na 2	$4.85 \times 10^8$	$8.43 \times 10^5$	575	585	$1.920 \times 10^4$
		Na 4	$3.80 \times 10^8$	$6.38 \times 10^5$	595		
ス ペ ー サ ー	6 A	Na 2	$7.87 \times 10^6$	$1.24 \times 10^4$	633	550	$1.967 \times 10^4$
		Na 4	$2.12 \times 10^7$	$4.54 \times 10^4$	467		
	6 B	Na 2	$7.46 \times 10^6$	$1.39 \times 10^4$	537	551	$1.982 \times 10^4$
		Na 4	$2.72 \times 10^7$	$4.81 \times 10^4$	566		
	6 C	Na 2	$7.56 \times 10^6$	$1.27 \times 10^4$	598	527	$1.886 \times 10^4$
		Na 4	$2.52 \times 10^7$	$5.52 \times 10^4$	456		

## (2) 照射孔の熱中性子束

改修後、共同利用運転の開始に先立って、照射孔内の中性子束分布を測定した。照射孔内の中性子束分布は、共同利用照射の必須データであり、一連の炉特性試験の一環を形成するものである。

測定には、金箔（3 mm 口×0.01<sup>t</sup> mm、約 2 mg）及びカドミウム板（0.5<sup>t</sup> mm）を用いて放射化により、熱中性子束及びカドミウム比の分布を全照射孔について実施した。このときの照射孔の状態、炉運転条件は Table 5-5 に示す。

熱中性子の絶対値は金の放射化断面積の値 98.8 barn を用い、熱中性子スペクトルにマックスウエル分布を仮定して、マックスウエル分布補正及び温度補正で求めた。この結果をまとめると次の通りである。

- ① インコア照射孔（円筒燃料中心部）のキャプセル内熱中性子束分布は Fig 5-15 ~ 18 に示す。各照射孔の最大熱中性子束は炉心下 20 cm の位置で 10 MW 換算して、 $11 \times 10^{13}$  (6A),  $9.3 \times 10^{13}$  (6B),  $7.8 \times 10^{13}$  (6C, 6D) n/cm<sup>2</sup>·sec である。ここで 6B 孔の値が低めに示しているのはカドミウム比が小さいためである。6C 孔と 6D 孔の差があるのは、6C 孔に直径 40 mm のアルミニウムキャプセルを用いたのに対し 6D 孔には直径 19 mm のアルミニウム管を用いたので重水トラップ効果があったものと推定される。
- ② 垂直中央実験孔（VT-1）の熱中性子束分布は Fig 5-19 に示す。最大熱中性子束は 10 MW 換算して、 $2 \times 10^{14}$  n/cm<sup>2</sup>·sec である。この値は従来の特性測定値とよく一致している。
- ③ 炉心領域に新たに設置した垂直実験孔（VT-10, 11, 12）の熱中性子束分布は Fig 5-20, 21, 22 に示す。また最大値は  $1 \times 10^{14}$  (VT-10),  $1.4 \times 10^{14}$  (VT-11),  $1.3 \times 10^{14}$  n/cm<sup>2</sup>·sec (VT-12) である。この熱中性子束は、炉心核計算で予想した値とはほぼ一致する。
- ④ VT-2, VT-4, VT-5, VT-7, VT-8 及び VT-9 の熱中性子束分布は Fig 5-23 から Fig 5-28 に示す。このうち、VT-2 実験孔は<sup>99</sup>Mo 生産専用孔と予定しているが、最大の熱中性子束  $6 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>·sec と予想以上に高くなっている。これは従来の VT-2 実験孔より炉心側に近づけた効果及び実験孔シンブルを穴明きにし重水を入れたことによる。VT-9 実験孔は、シンブル内に軽水を入れて発熱する試料を照射することがあるので、シンブル内が軽水のとときとボイドのとときの比較測定をした。軽水の場合、軽水の吸収効果で熱中性子束はボイドの約  $\frac{1}{2}$  に減少し、最大熱中性子束  $2.6 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>·sec であった。
- ⑤ 1<sup>B</sup> 気送管、2<sup>B</sup> 気送管及び時間照射装置での熱中性子束分布は Fig 5-29 に示す。これらの照射孔は炉心の下側にある。従って、炉心燃料がコールドで低出力で測定すると、制御棒位置が深くなり、熱中性子束は 10 MW 換算値で高い値となる。このことは、R2-51-03 サイクル終了直前に 10 MW で測定した値が約 20% 低いことで明らかである。10 MW での測定値を Fig 5-29 に追加してプロットしたが、最大熱中性子束は  $6.6 \times 10^{13}$  n/cm<sup>2</sup>·sec である。Fig 5-30 には 2<sup>B</sup> 気送管における中性子束歪の測定例を示す。

Table 5-5 Thermal and fast neutron flux measurement condition (at vertical thimble In-core hole, and pneumatic tube)

照射孔名	シンプル内条件	照射リグ	原子炉出力	
			$\phi_{th}$	$\phi_f$
VT-1	D <sub>2</sub> O	Al-パイプ	10 KW, 15 min	400KW, 15min
VT-2	"	なし	40 KW, 15 min	5MW, 32 hr
VT-4,5,7,8,9(dry)	air	"	"	"
VT-9(wet)	H <sub>2</sub> O	"	10 KW, 15 min	"
VT-10,11,12	D <sub>2</sub> O	"	"	400KW, 15min
インコア6-A,B,C	"	インコアカプセル 40 (Void)	"	"
インコア6D	"	Al-パイプ 19 $\phi$ O-D, 16 $\phi$ I-D	"	"
Pn-2, 1	air	なし	40 KW, 5 min	5MW, 20min
HR	"	"	40 KW, 15 min	"
Pn-2 ( )	"	Cd円筒	10 KW, 5 min	

## Operating condition

測定項目	運転日	原子炉出力	制御棒位置		重水温度	
			C1~C5	C6	出口	入口
$\phi_{th}$	1976 5/18	40 KW, 15 min	4300mm	4420mm	16.5 °C	16.5 °C
	5/19	10 KW, 15 min	4300	4657		
$\phi_f$	5/18	400 KW, 15 min	4300	4578	23.6	18.7
	5/25~5/27	5 MW, 32 hr	4700	2181~3525	40.3	37.6

### 5.3 速中性子束分布の測定

#### (1) 燃料要素及びスペーサ部の速中性子束

燃料要素内の速中性子束は、ニッケルモニタワイヤをアルミニウム管に入れ、冷却チャンネルのほぼ中央部に挿入して照射し、円筒燃料である6A孔及び角型燃料の1D孔について測定した。

測定に使用した、ニッケル試料、照射条件、測定器などについてはTable 5-6に示す。速中性子束の計算は、測定場所の中性子スペクトルをフィッシュンスペクトル分布と仮定し、 $^{58}\text{Ni}(n,p)^{58}\text{Co}$ 反応の実効断面積102 mbarnを用いて行った。この結果はFig 5-31~32に示す。

燃料孔の速中性子束は、炉心中心より下15 cmにピークがあって、その値は6A孔で $8.5 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ 、1D孔で $5.5 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ である。この6A孔の値は、中心部のインコア照射キャプセル内の測定値(Fig 5-33)より約14%高くなっている。これは、燃料板に接触しているため、キャプセル内よりスペクトルが硬く、速中性子が高くなったものと推定される。

スペーサ部の速中性子束分布は、炉心上部の<sup>に</sup>重水層があるため、指数関数で減衰し、燃料要素上端より50 cmの位置で約10 MWで約 $5 \sim 6 \times 10^9 \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ である。

#### (2) 照射孔の速中性子束

照射孔の速中性子束の測定は、燃料孔の場合と同様に、ニッケルワイヤを用いて、炉心配置、構造の類似した数本の照射孔を除いた大多数の照射孔について行った。

照射孔の位置が炉心領域から反射体領域までであるので、本来、中性子スペクトルは場所によって変る。しかし、ここでは、各照射孔でのスペクトルが不明であるため、燃料孔の場合と同様にフィッシュンスペクトル分布を仮定し、実効断面積102 mbarnを用いて速中性子束分布を求めた。照射孔の状態及び照射条件はTable 5-5に示す。

また、実験結果をまとめると次の通りである。

① 6A、6B、6C及び6D孔のインコア照射孔の速中性子束分布はFig 5-33に示す。また、最大速中性子束は、 $6.8 \times 10^{13}$  (6A)、 $5.5 \times 10^{13}$  (6B)、 $4.2 \times 10^{13}$  (6C)、 $3.6 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$  (6D)となっている。ここで、6D孔の値が6C孔より約10%低い値になっているのは、6D孔のみアルミパイプで照射したため、中心の重水領域が厚いため、それだけ熱中性子化したものと推定される。これは熱中性子束が6D孔が逆に高くなっていることでも説明できる。

② 炉心領域の垂直実験孔(VT-1, 10)の速中性子束分布はFig 5-34に示す。VT-1の最大値は、 $1.5 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ であり、この値は従来の測定値とよく一致する。新設のVT-10の最大速中性子束は $9 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ である。この値と熱中性子束の測定値から外挿すると、VT-11, 12の値は約 $1.2 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ となる。従って、VT-1, VT-10, 11, 12の垂直孔の速中性子束は熱中性子束の約7.5~9%の範囲である。

③ 重水タンク内側に配置されている垂直孔の速中性子束分布はFig 5-35に示す。これらの垂直孔の最大速中性子束は $2 \times 10^{11} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$  (VT-2)、 $1.5 \times 10^{11}$  (VT-7)、 $1.3 \times 10^{11}$  (VT-9)であり、熱中性子束の $\frac{1}{100}$ 以下である。

④ 気送管(Pn)及び時間照射孔(HR)の速中性子束分布はFig 5-36に示す。 $2^B$ 気送管と時間照射孔は同一水平孔を中心で2分割しているが、 $2^B$ 気送管側に炉心の中性子束がよ



っているため、対称になっていない。最大値は  $2.5 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$  ( $2^{\text{B}}\text{Pn}$ )、 $1.8 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$  (HR)である。 $1^{\text{B}}$ 気送管は炉心より遠く離れているので  $4.5 \times 10^{10} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ と低い値を示した。

Table 5 - 6 Fast Neutron flux measurement Condition  
(at : fuel element , Spacer )

測定箇所		Fuel element	Spacer
測定箇所		6 A, 1 D	6 A, 1 D
照射月日		昭和51年5月12日 18 <sup>h</sup> 16' ~ 18 <sup>h</sup> 46'	昭和51年5月21日 17 <sup>h</sup> 23' ~ 18 <sup>h</sup> 23'
炉出力		10 KW × 30分 (Lin N 出力)	400 KW × 1時間 (Lin N 出力)
制御棒位置	C <sub>1</sub> ~ C <sub>5</sub>	4500	4300
	C <sub>6</sub>	2668	3930
重水温度	TX - 1	16.7°C	22.2°C
	TX - 2	16.8°C	22.4°C
	TX - 3	16.7°C	17.4°C
炉心状態	角 B 型	195gr 20本	195gr 20本
	円筒 B 型	195gr 4本	195gr 4本

1. Reactor operating condition

2. Detector  
Ni wire 1φのもの

成分	Ni	C	Mn	Si	Fe	Cu	S
	<99.7	0.042	0.12	0.056	0.069	0.006	Tr

3. 測定系  
シンチレーター ; NaI (TI) 3" φ × 3" (利用課のもの)  
MCA ; RAH-403, Hitachi, 400channel  
測定条件 ; HV 800 V, gain 4 × 0.88  
モード live time, 距離 5 cm  
註) 利用課 NaI (TI) - MCA 測定系

	$\tau_{\text{ray}}$	不感時間	計数効率(5cm)	計数効率(10cm)
Co <sup>58</sup>	810 KeV	$6.10 \times 10^{-5}$	$1.92 \times 10^{-2}$	$4.4 \times 10^{-3}$

#### 5.4 速中性子スペクトルの測定 (6D, VT-1)

すでに改修工事前に、6C照射孔内の速中性子スペクトルについては測定がなされているが、改修工事後の特性試験の一部として6D孔、VT-1孔の速中性子スペクトルの測定を行った。前回は検出器を直接重水中に挿入して測定したが、今回は重水に直接触れないように内径15mmのアルミニウムパイプの中に試料を入れた。

測定は原子炉出力200KWで、上下方向の炉心中央部で行ない、しきい値検出器としてTable 5-7に示す様な8種類のものを用いた。照射試料には全て箔状のものを用い、熱中性子による(n, r)反応を抑制し、<sup>235</sup>U核種を少なくするために0.5mmのカドミウム板で包んだしきい値検出器の放射能の絶対測定にはGe(Li)検出器を用いた。又中性子スペクトルを求めるための解析(Unfolding)には、SAND II及びSPECTRAコードを用い、検出器の反応断面積にはK.L. SimonsとW.N. McElogによってSAND IIコードのライブラリ用に作られた評価データをそのまま用いた。

両コードより算出された0.2 MeV以上の積分中性子束は炉出力200KWで次の値となる。この値は、前項のニッケル試料のみによる測定値と比較してVT-1の値が高くなっている。また、6D孔及びVT-1の速中性子スペクトル分布はそれぞれFig 5-37, Fig 5-38に示す。

照射孔	コード名	SAND II	SPECTRA
6D照射孔		$6.89 \times 10^{11}$	$6.20 \times 10^{11}$
VT-1実験孔		$5.35 \times 10^{11}$	$5.01 \times 10^{11}$

(注) 照射日 1976年5月21日 炉出力200KW

なお、解析の条件としては、初期スペクトルに核分裂スペクトルを用い、くり返し(Iteration)の停止条件は測定値と計算値の誤差の二乗の平均が測定誤差の限界とほぼ等しい7%程度になるようにした。

Table 5-7 しきい検出器の種類

	Half Life	Gamma-Ray Energy	Branching Ratio
$^{232}\text{Th}$ (n, f) F. P. *1	17.0 hr	0.747 (MeV)	92.0 (%)
$^{58}\text{Ni}$ (n, p) $^{58}\text{Co}$	71.3 d	0.81	99.0
$^{54}\text{Fe}$ (n, p) $^{54}\text{Mn}$	303 d	0.834	100.0
$^{56}\text{Fe}$ (n, p) $^{56}\text{Mn}$	4.5 hr	0.845	100.0
$^{46}\text{Ti}$ (n, p) $^{46}\text{Sc}$	83.9 d	0.889	100.0
$^{47}\text{Ti}$ (n, p) $^{47}\text{Sc}$	34.3 d	0.160	73.0
$^{24}\text{Mg}$ (n, p) $^{24}\text{Na}$	15.0 hr	1.368	100.0
$^{27}\text{Al}$ (n, $\alpha$ ) $^{24}\text{Na}$	15.0 hr	1.368	100.0
* 1 $^{97}\text{Zr} \rightarrow ^{97\text{m}}\text{Nb}$ を測定			

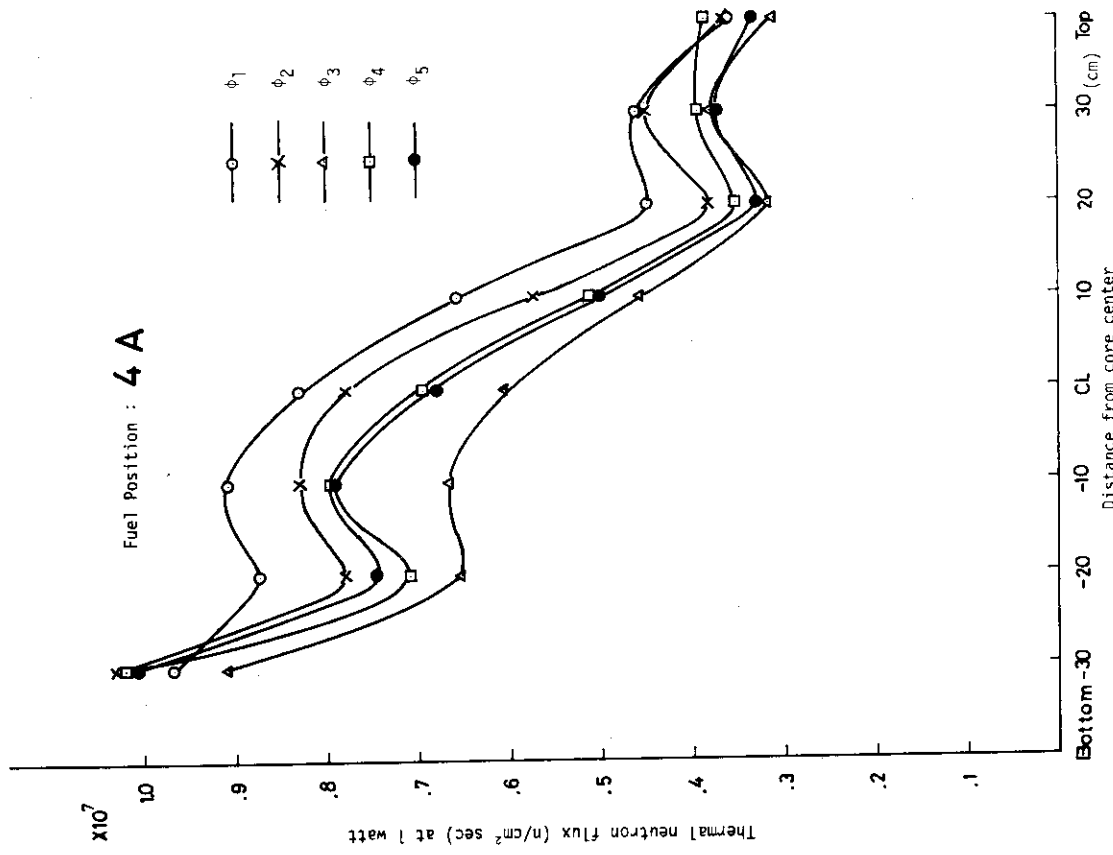


Fig.5-2 Axial thermal neutron flux distribution in 4A Fuel Element

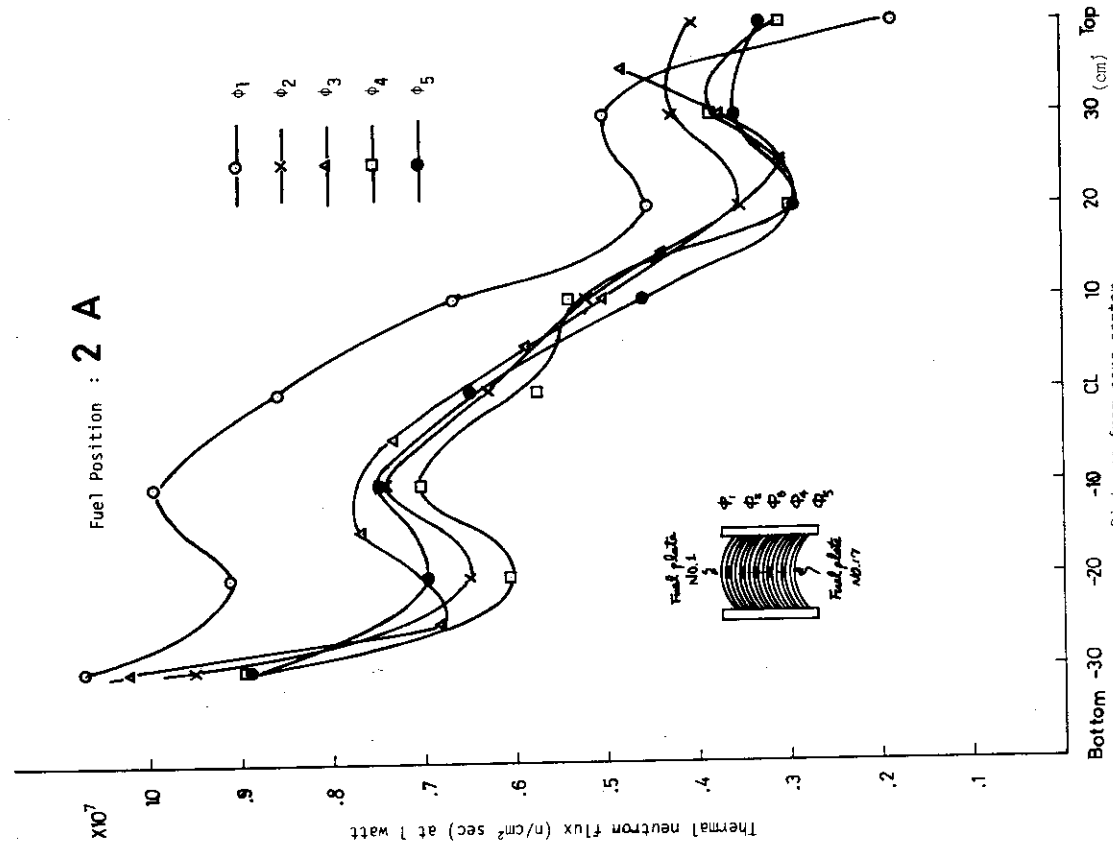


Fig.5-1 Axial thermal neutron flux distribution in 2A Fuel Element

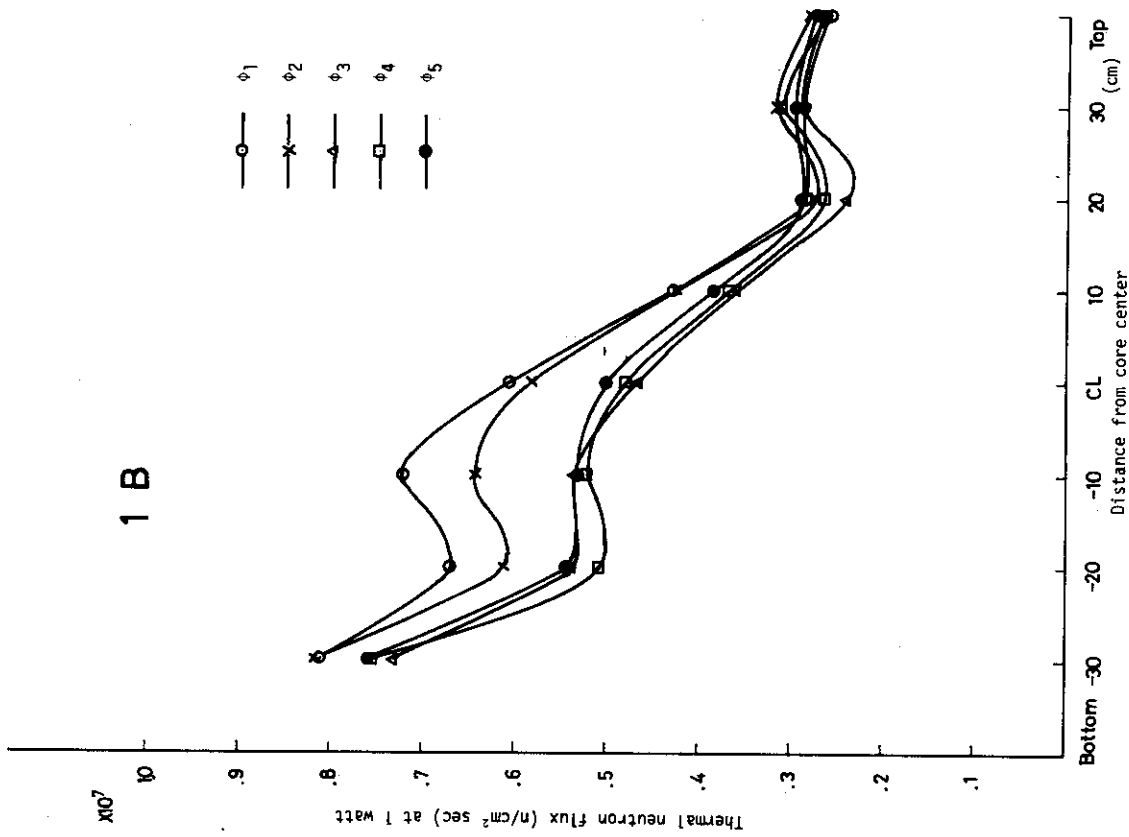


Fig.5-3 Axial thermal neutron flux distribution in 1B Fuel Element

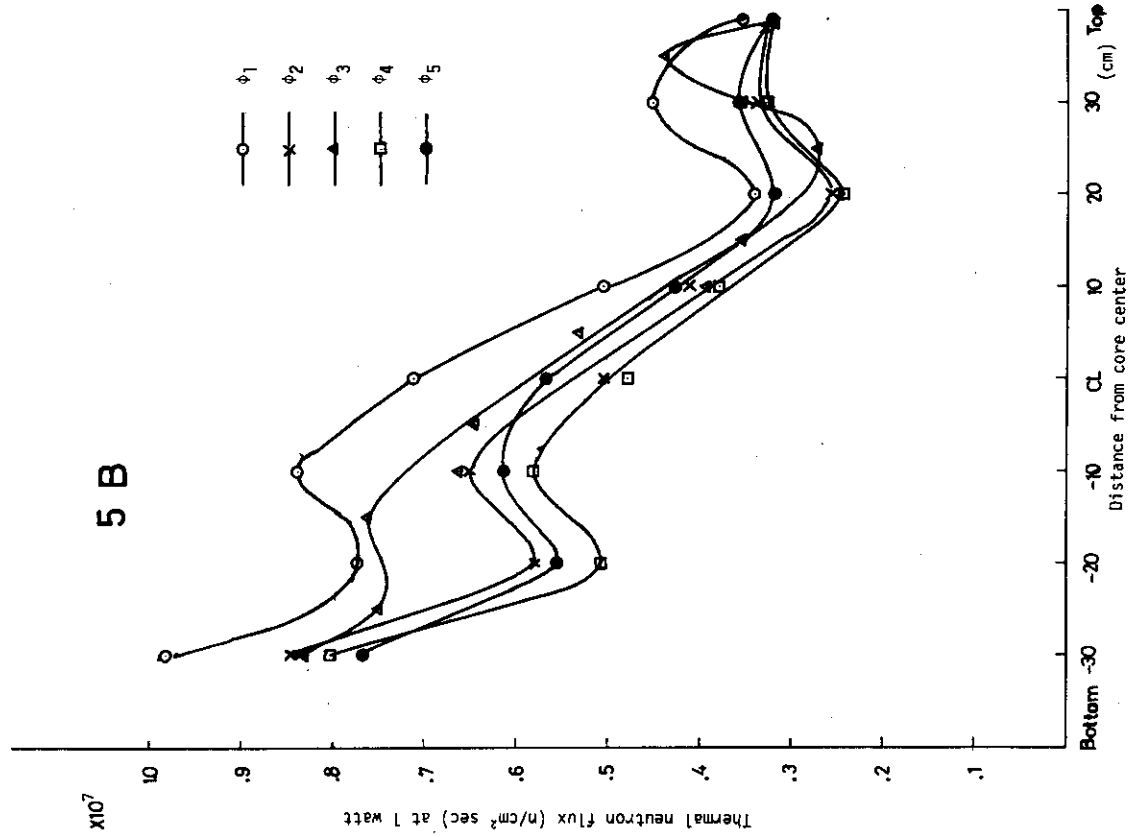


Fig.5-4 Axial thermal neutron flux distribution in 5B Fuel Element

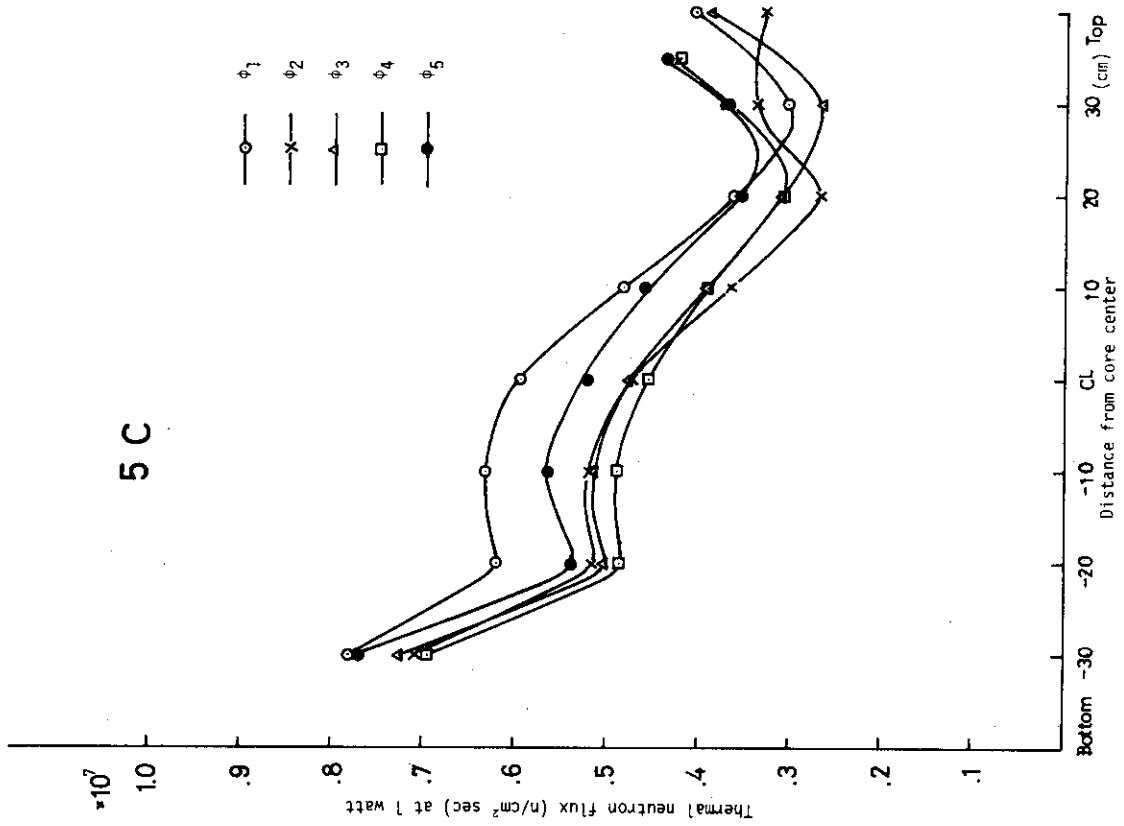


Fig.5-6 Axial thermal neutron flux distribution in 5C Fuel Element

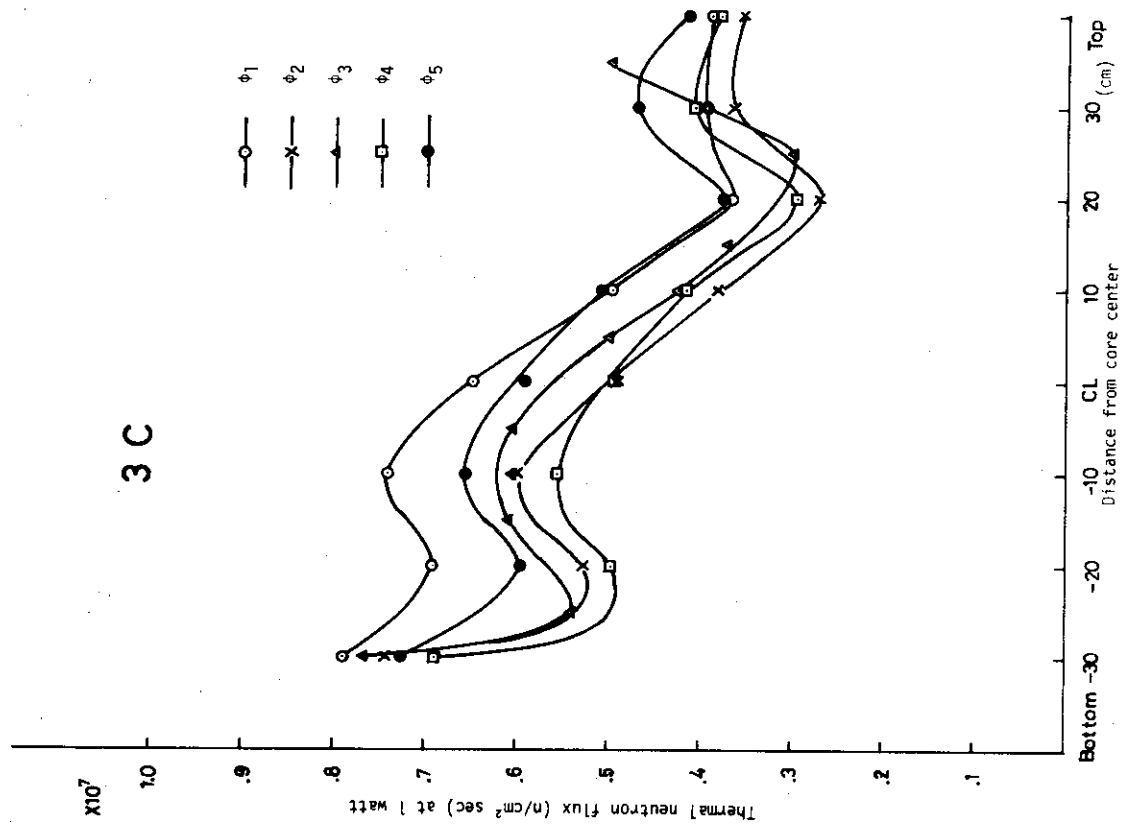


Fig.5-5 Axial thermal neutron flux distribution in 3C Fuel Element

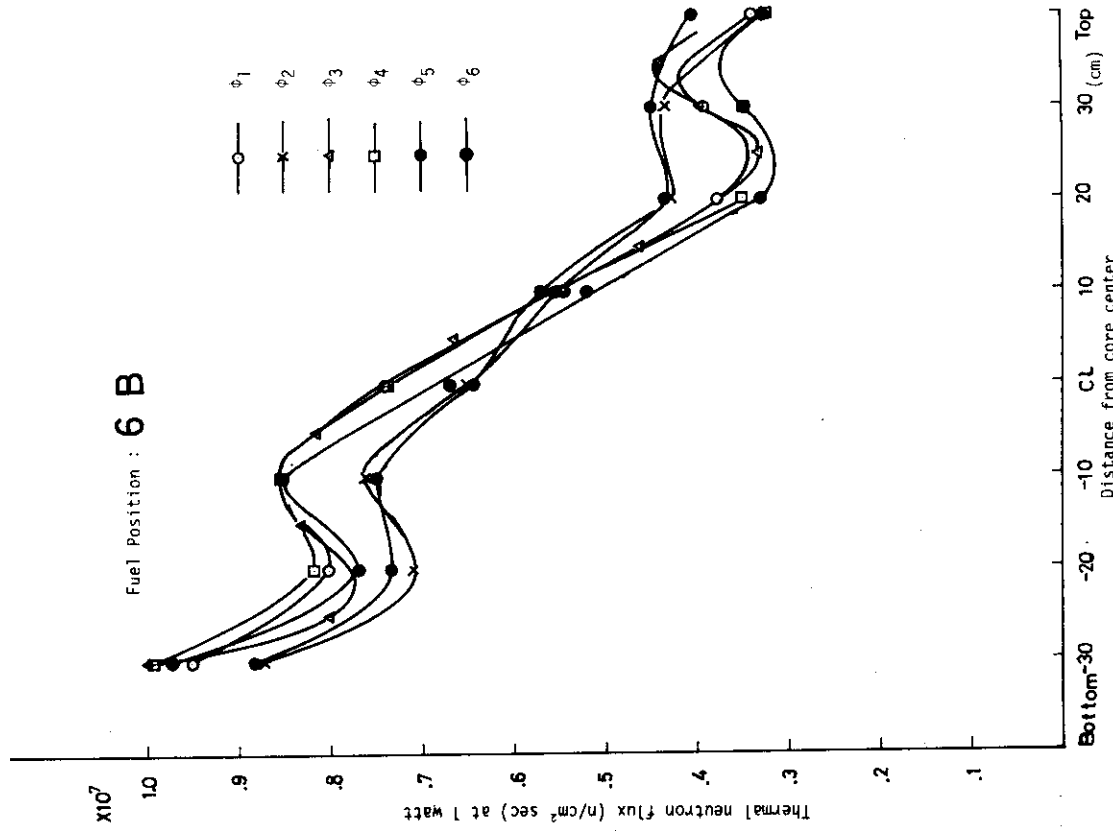


Fig.5-7 Axial thermal neutron flux distribution in 6A Fuel Element

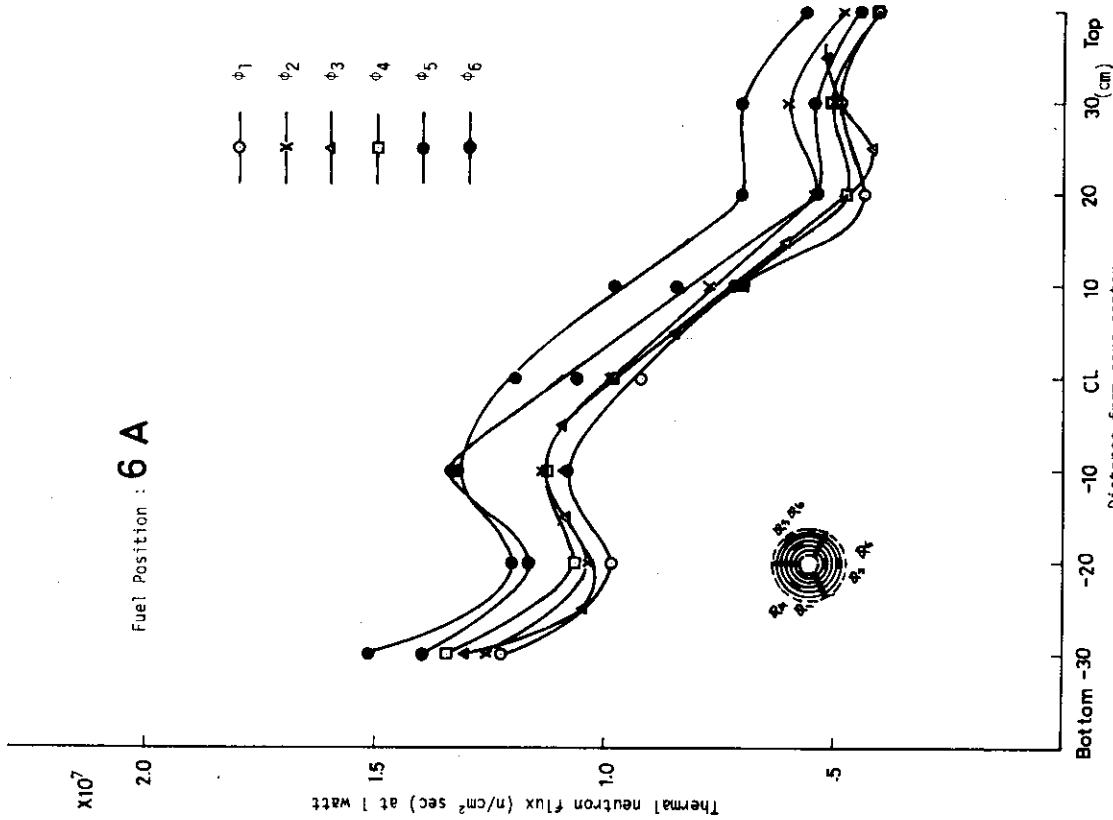


Fig.5-8 Axial thermal neutron flux distribution in 6B Fuel Element

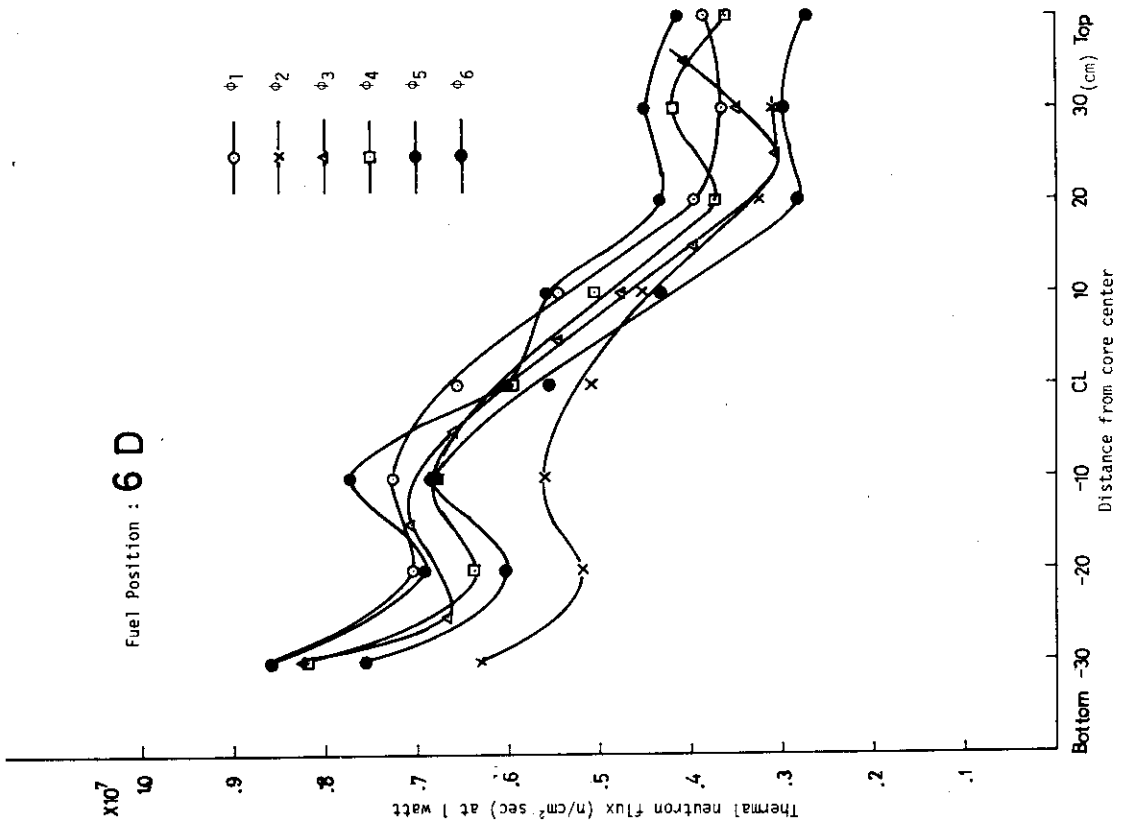


Fig.5-10 Axial thermal neutron flux distribution in 6D Fuel Element

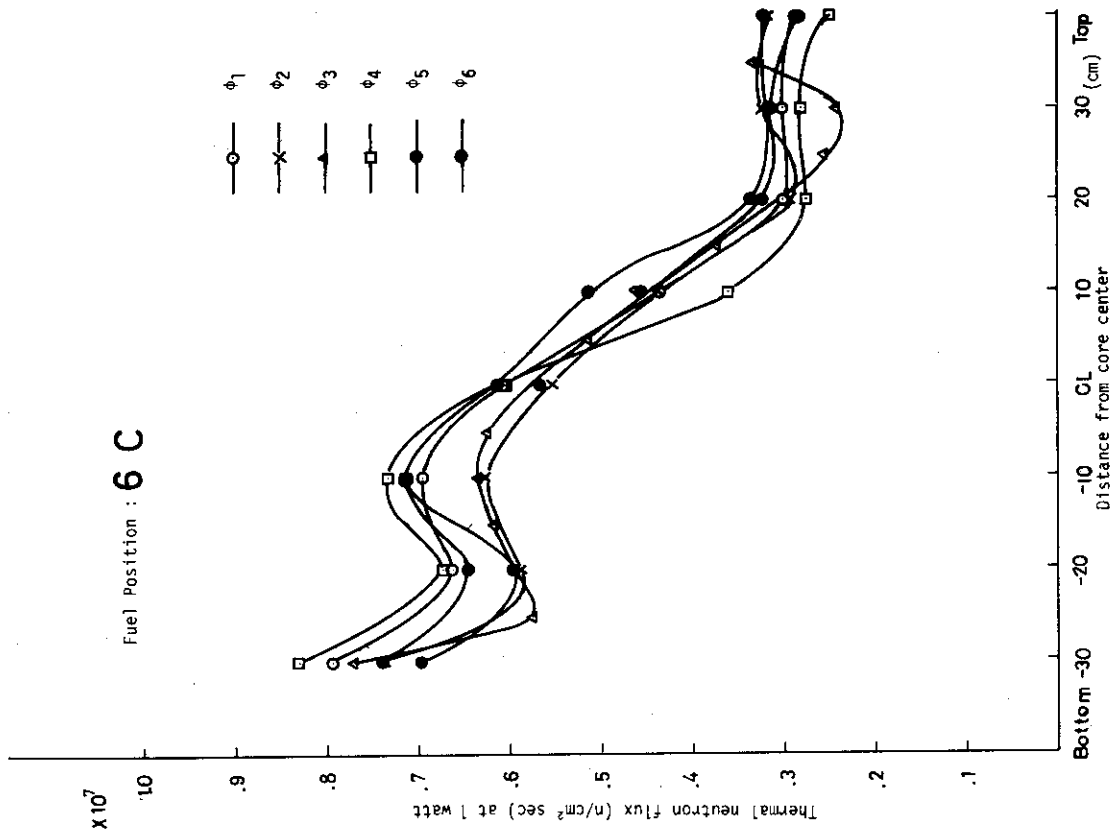


Fig.5-9 Axial thermal neutron flux distribution in 6C Fuel Element

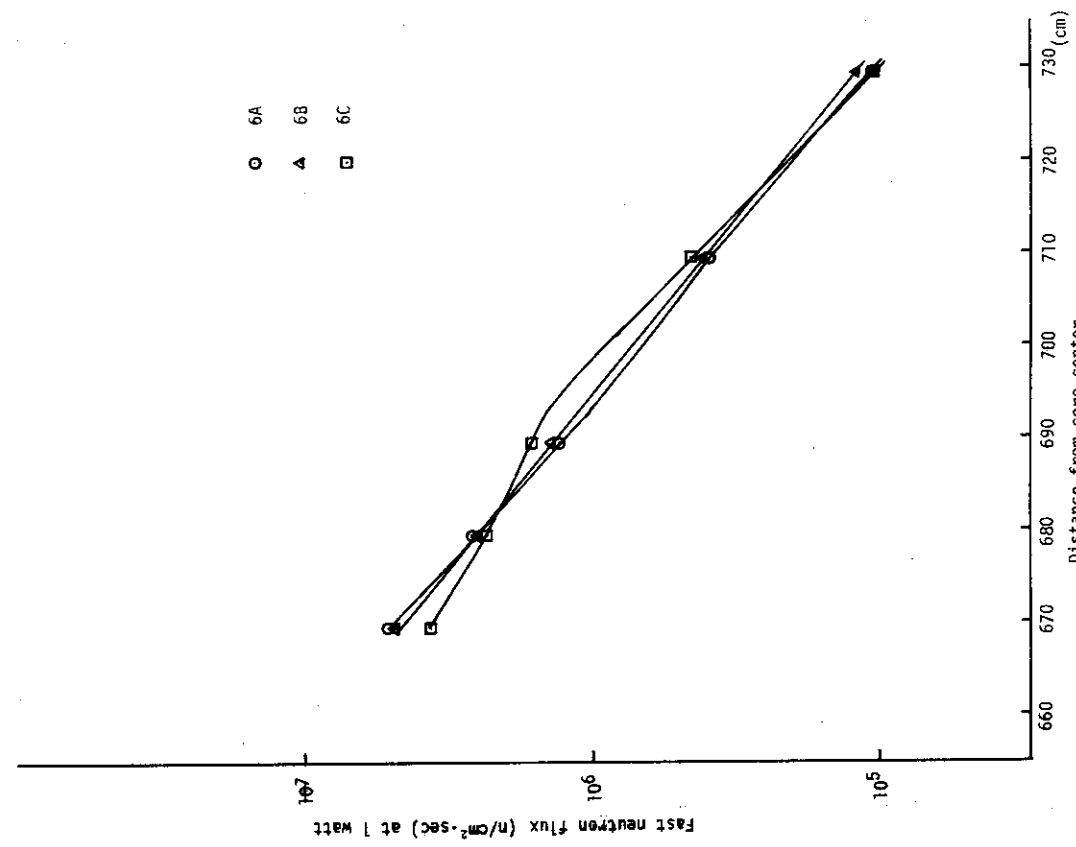


Fig. 5-12 Thermal neutron flux distribution above top of Fuel Element (fuel spacer region)

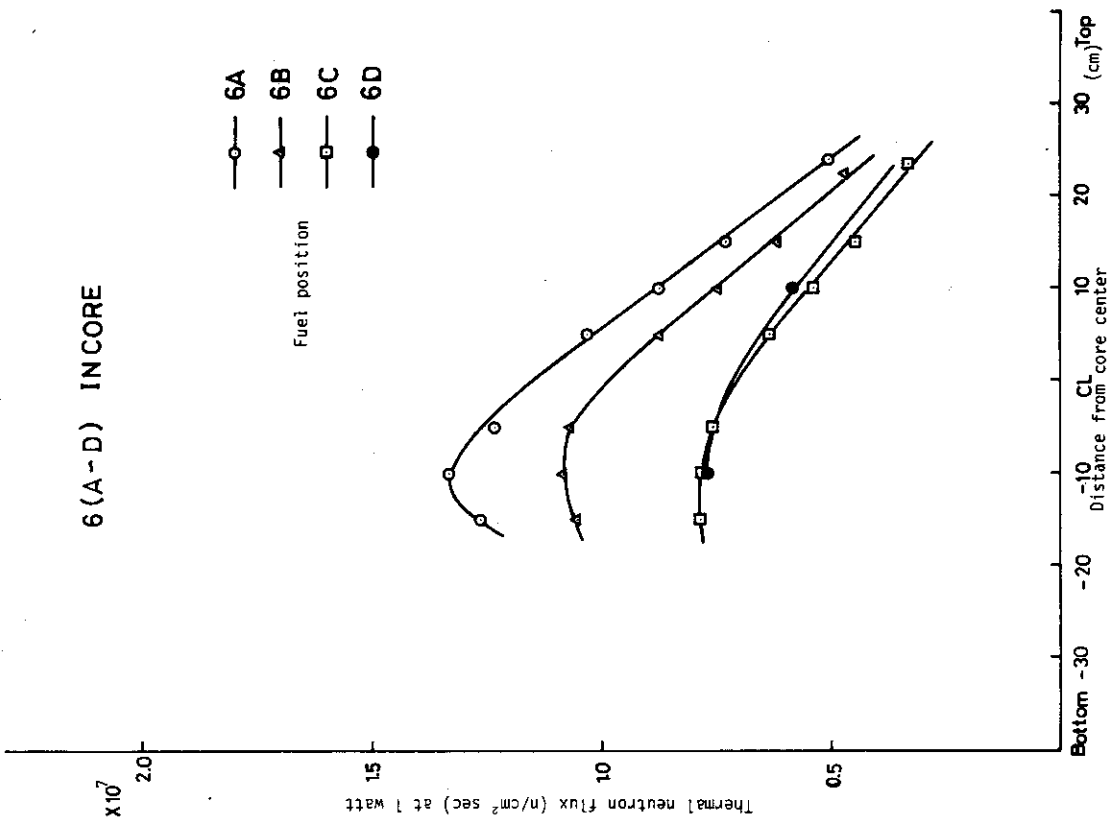


Fig. 5-11 Axial thermal neutron flux distribution in central hole of Cylindrical Fuel Elements (In-Core)



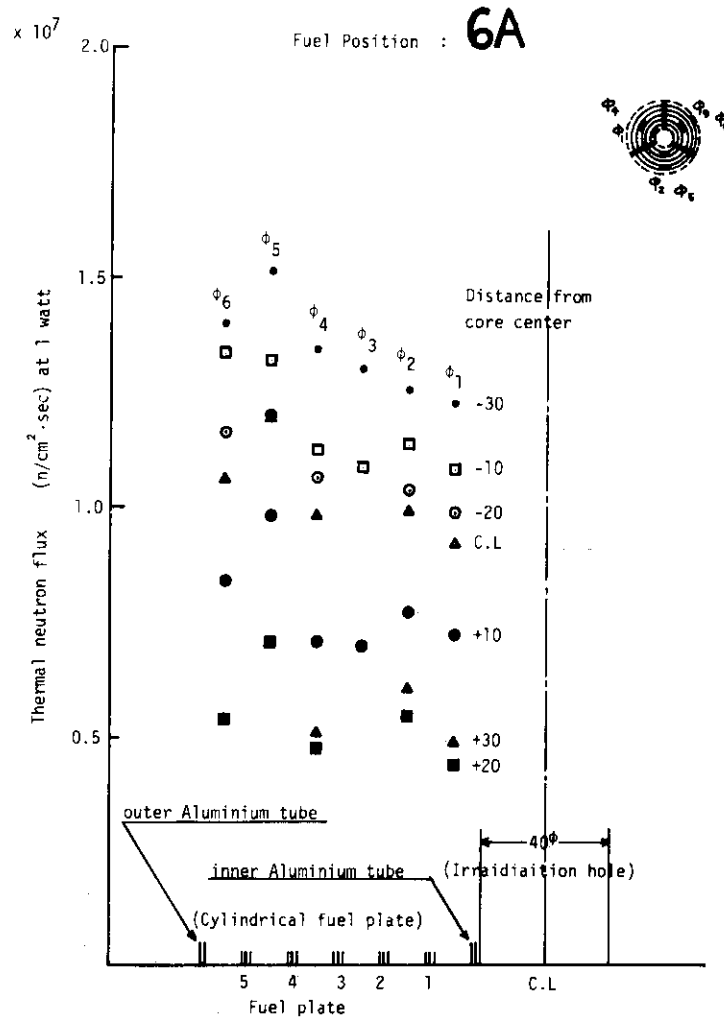


Fig. 5-13 Thermal neutron flux distribution in 6A fuel element

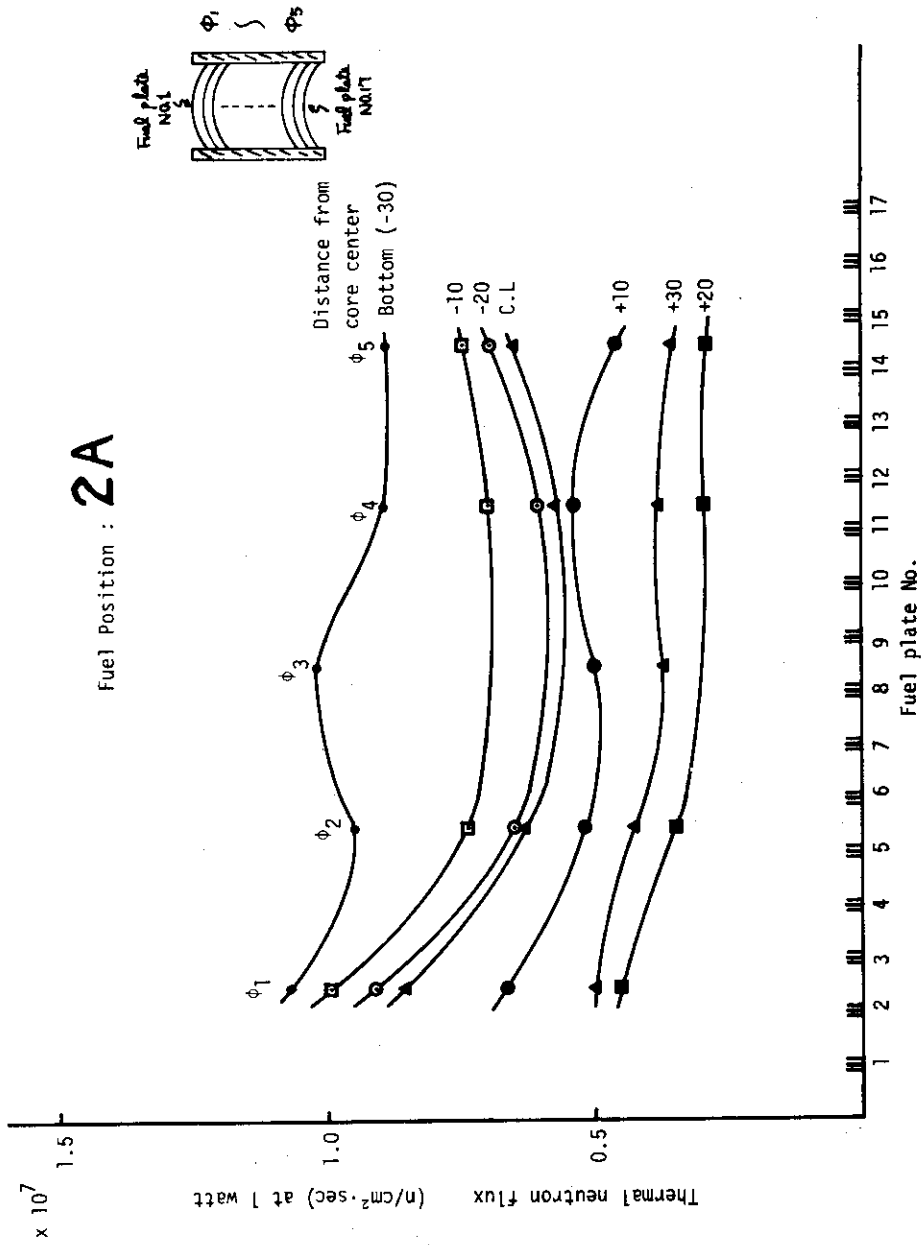


Fig. 5-14 Thermal neutron flux distribution in 2A fuel element

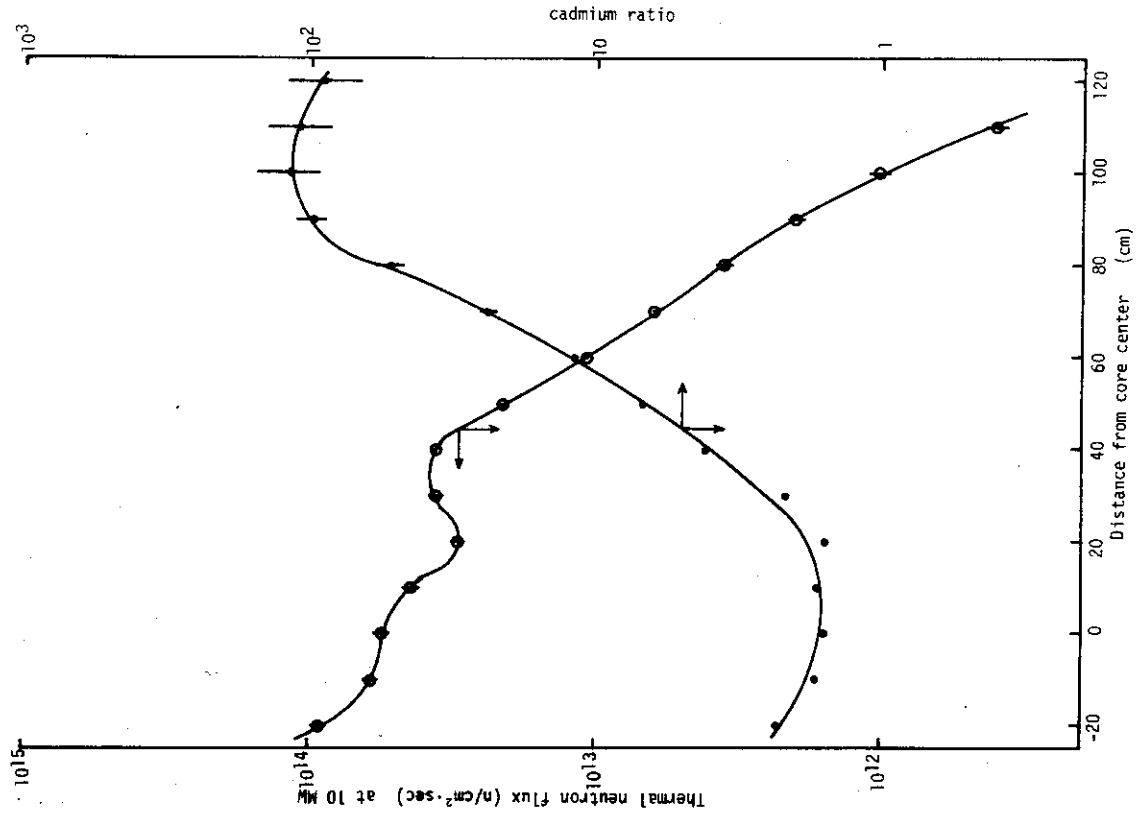


Fig.5-16 Thermal neutron flux distribution in Aluminum capsule at 6B In-core hole

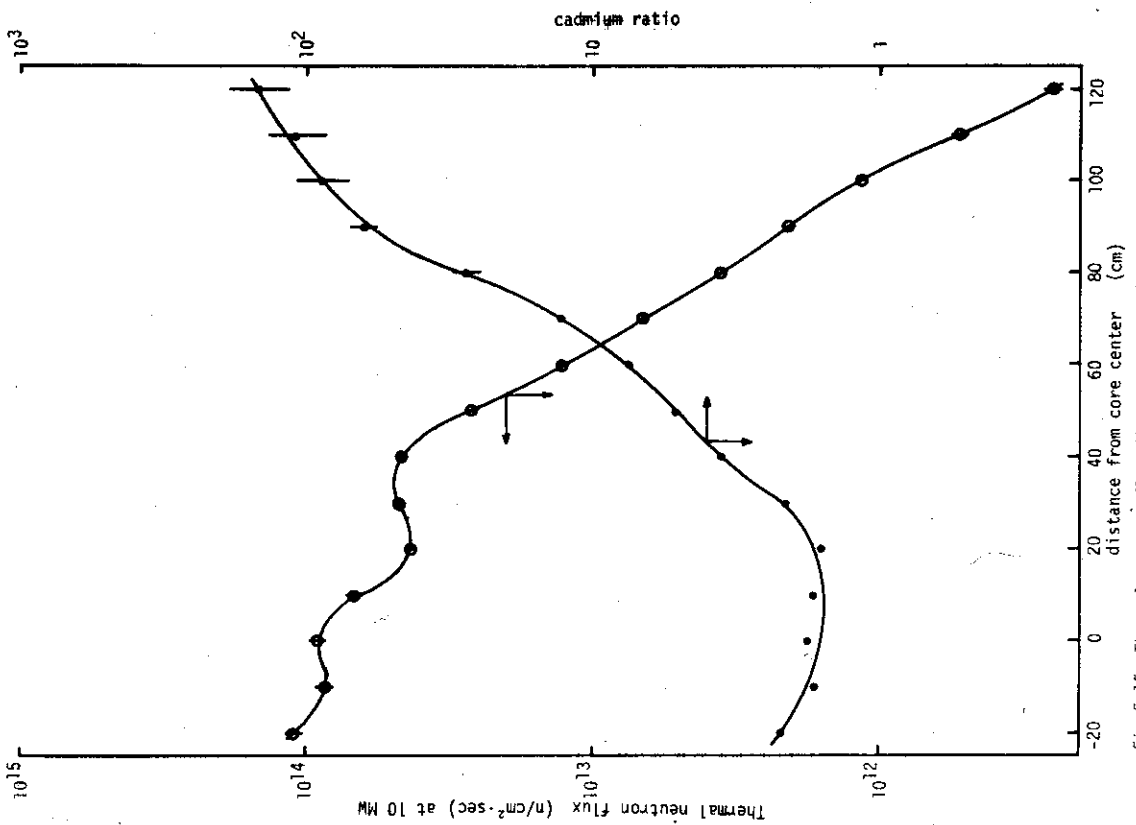


Fig.5-15 Thermal neutron flux distribution in Aluminum capsule at 6 A In-core

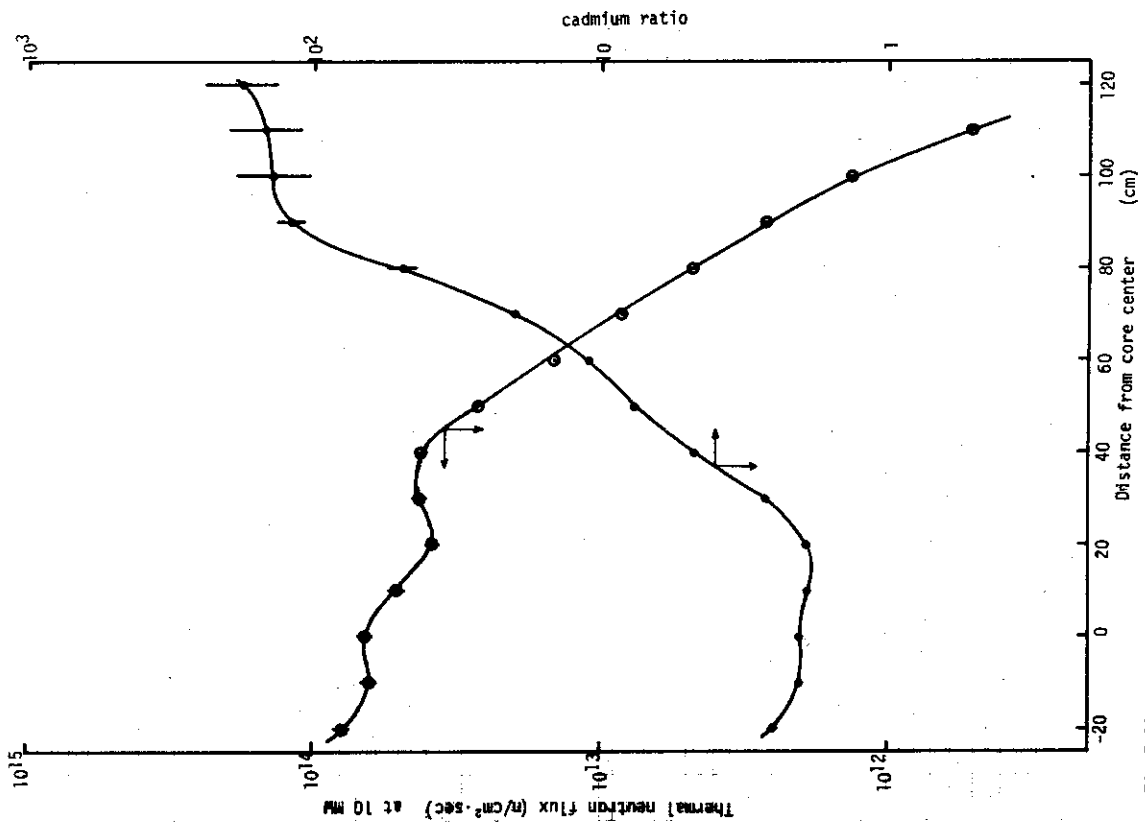


Fig. 5-18 Thermal neutron flux distribution in Aluminum pipe at 60 In-core

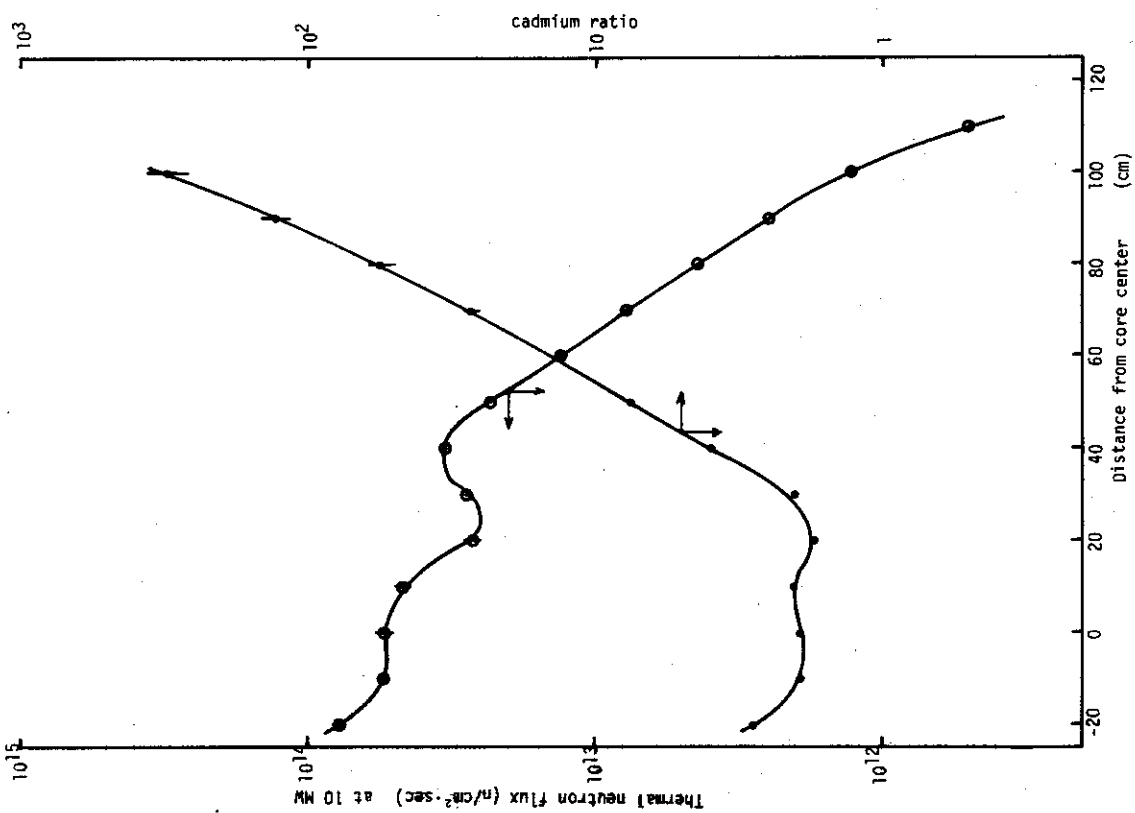


Fig. 5-17 Thermal neutron flux distribution in Aluminum capsule at 60 In-core

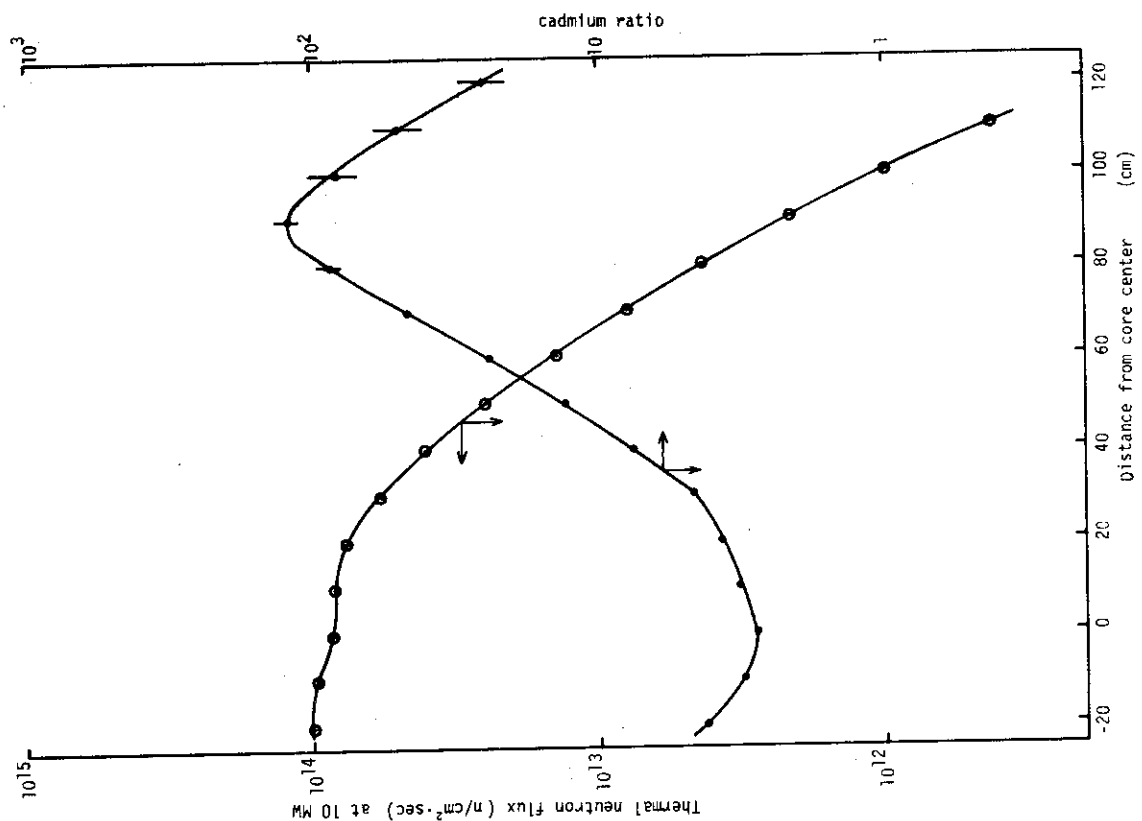


Fig.5-20 Thermal neutron flux distribution of VT-10

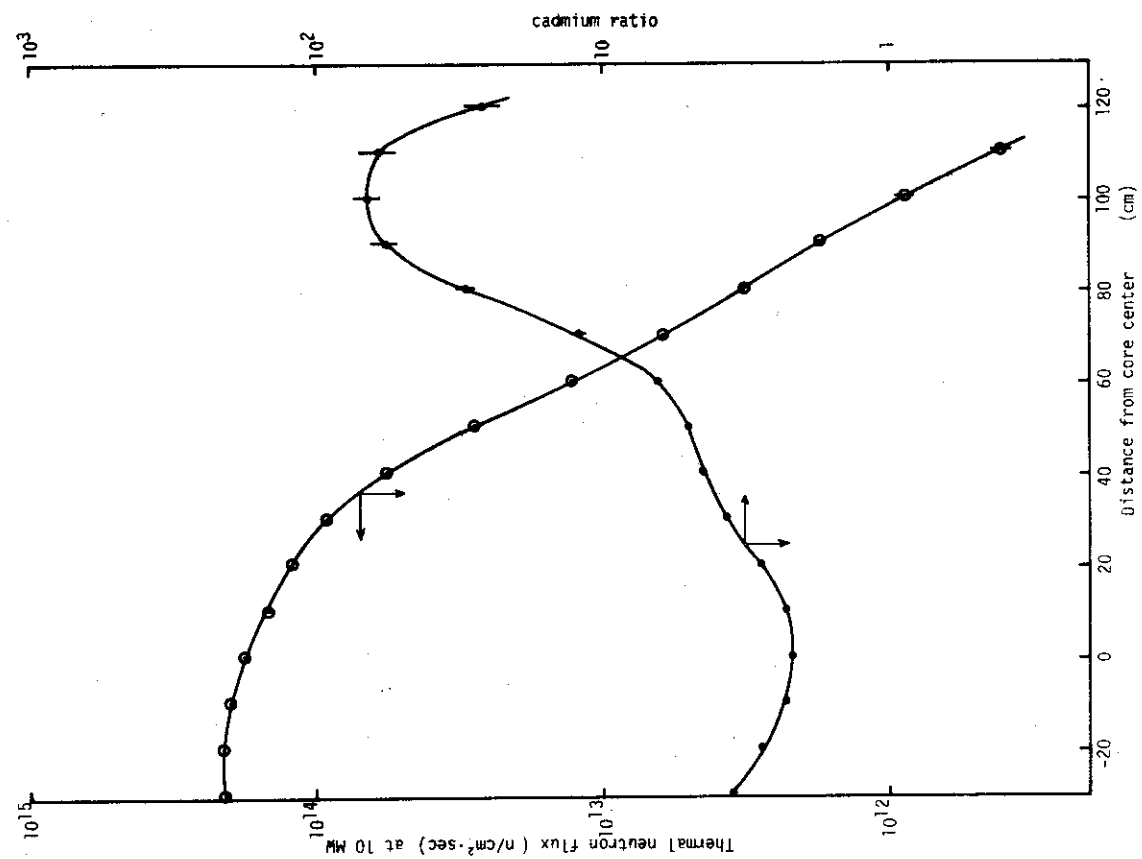


Fig.5-19 Thermal neutron flux distribution of VT-1

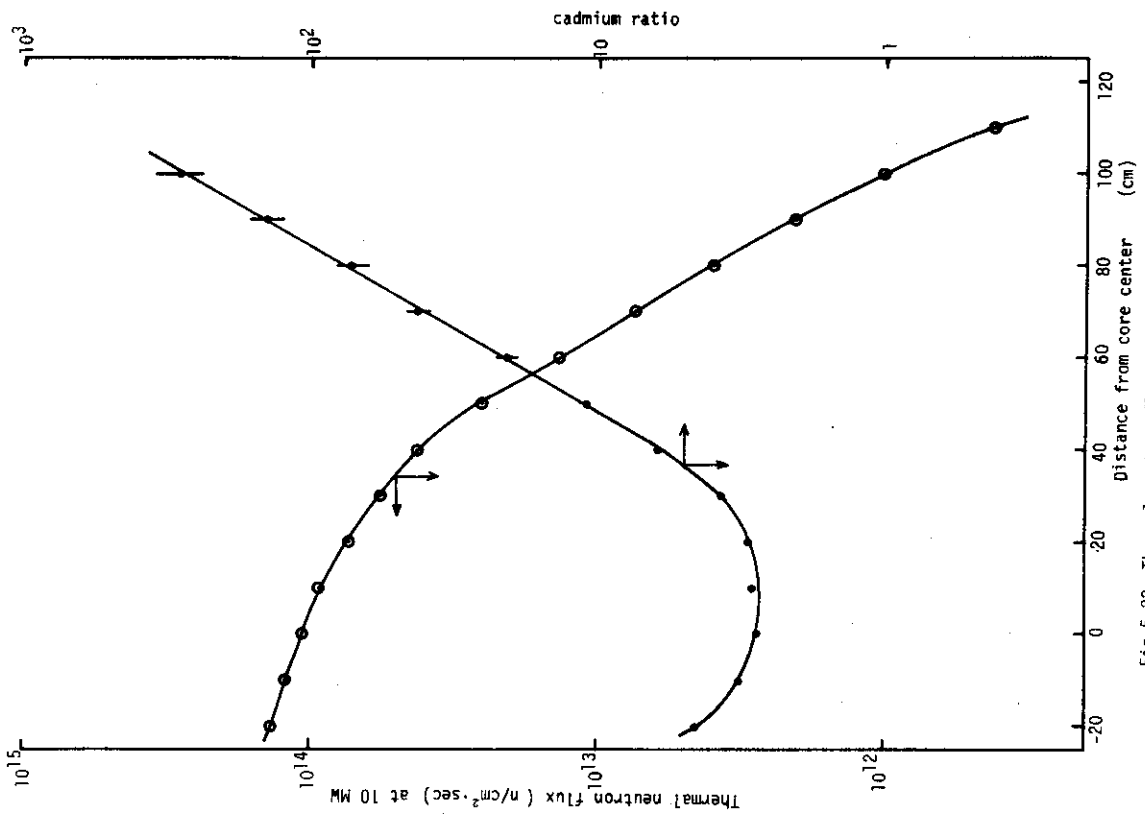


Fig.5-22 Thermal neutron flux distribution of VT-12

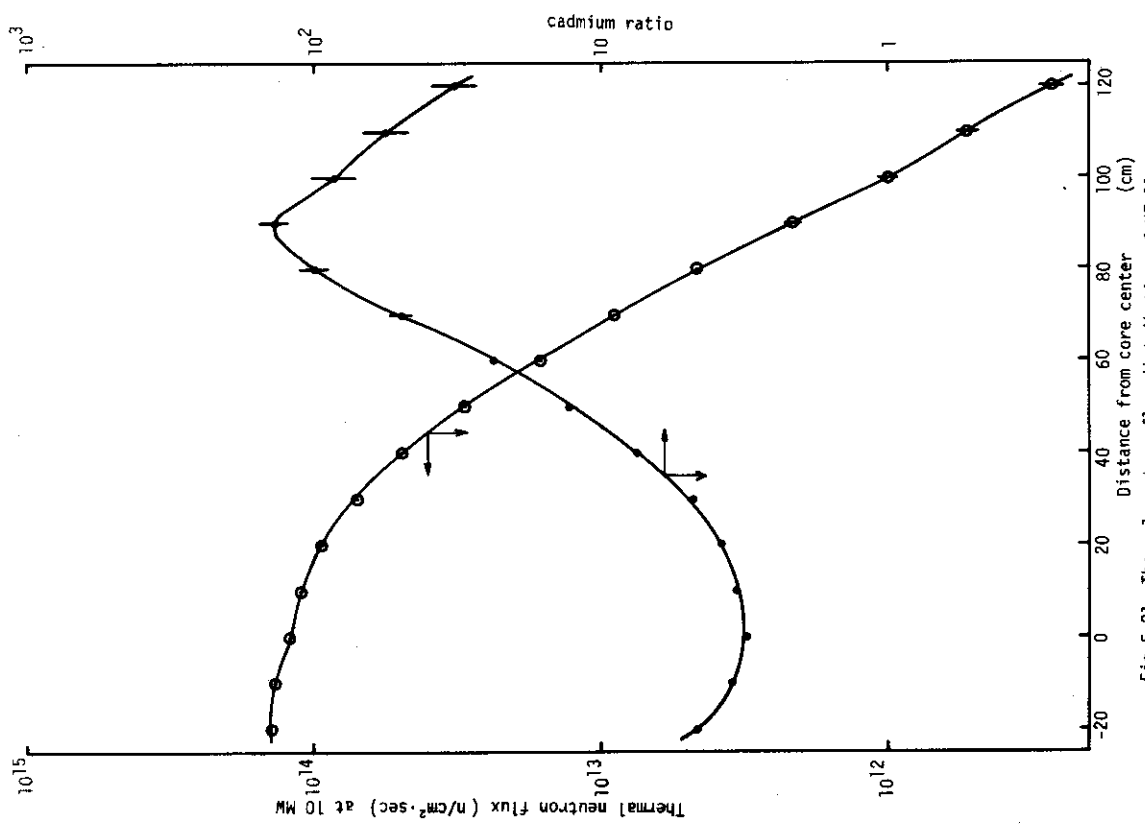


Fig.5-21 Thermal neutron flux distribution of VT-11

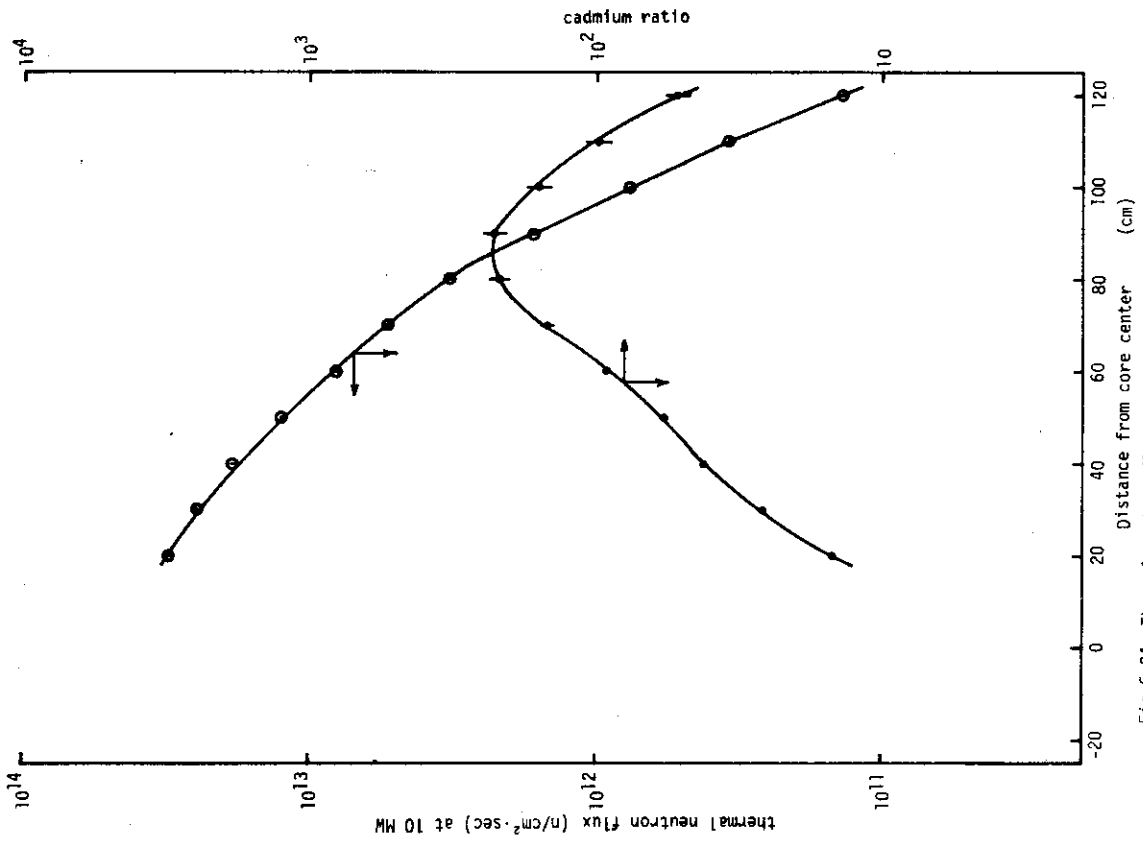


Fig.5-24 Thermal neutron flux distribution of VT-4

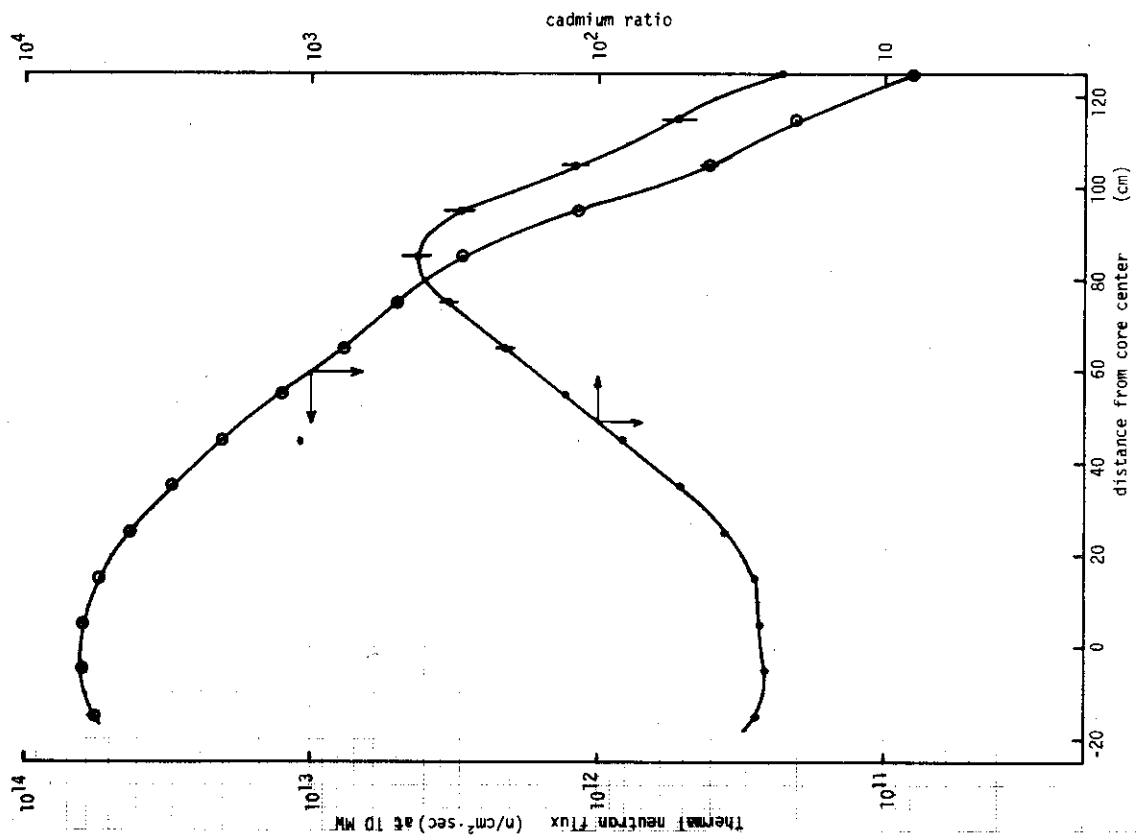


Fig.5-23 Thermal neutron flux distribution of VT-2

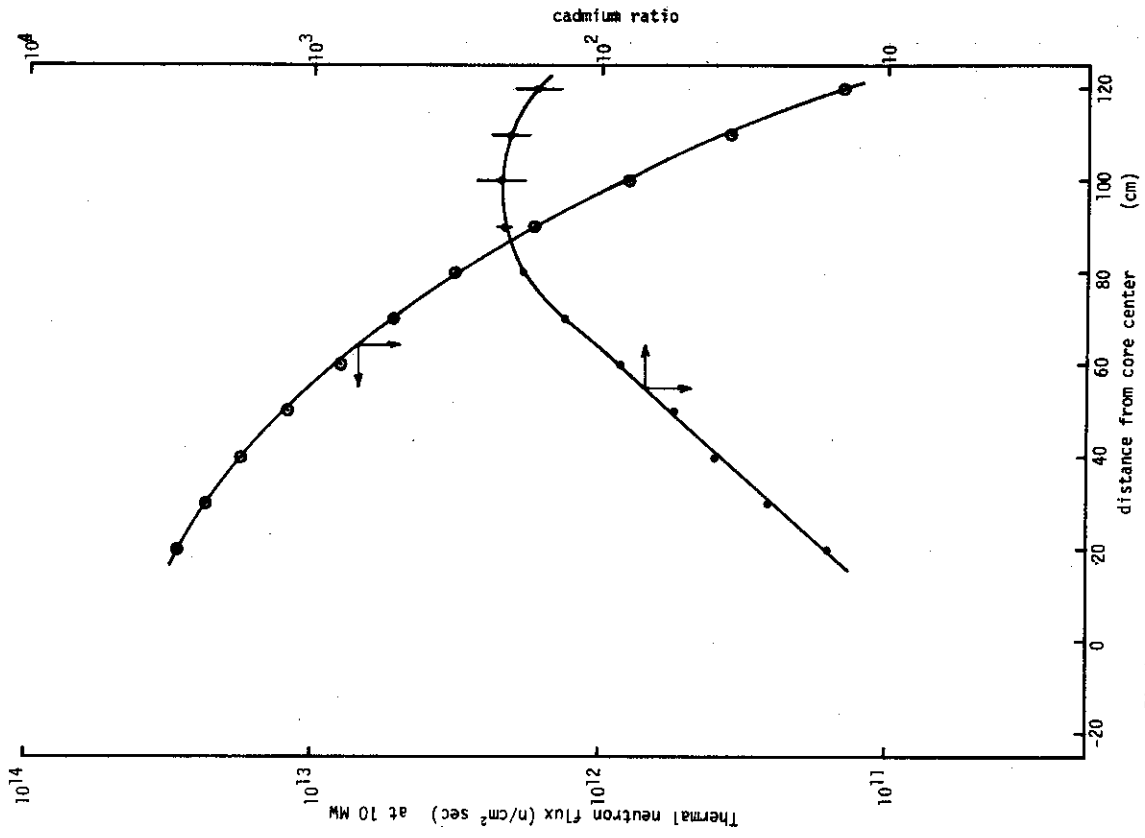


Fig.5-26 Thermal neutron flux distribution of VT-7

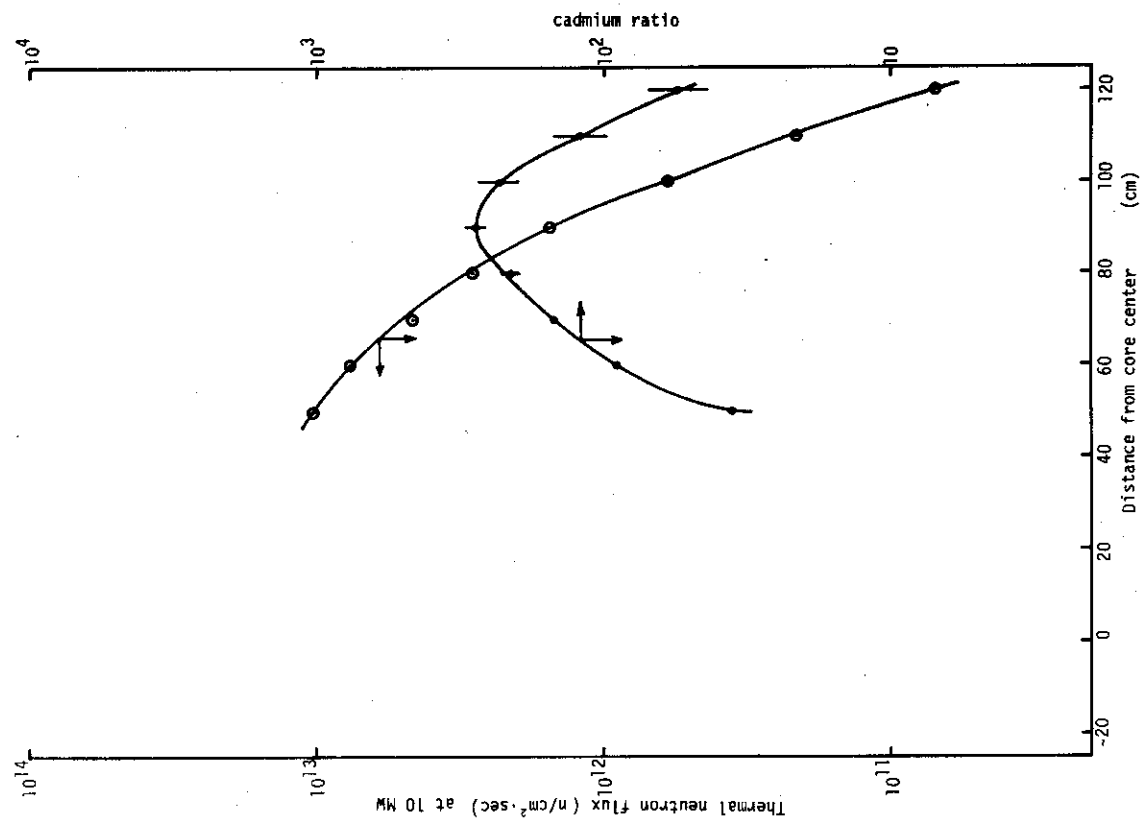


Fig.5-25 Thermal neutron flux distribution of VT-5



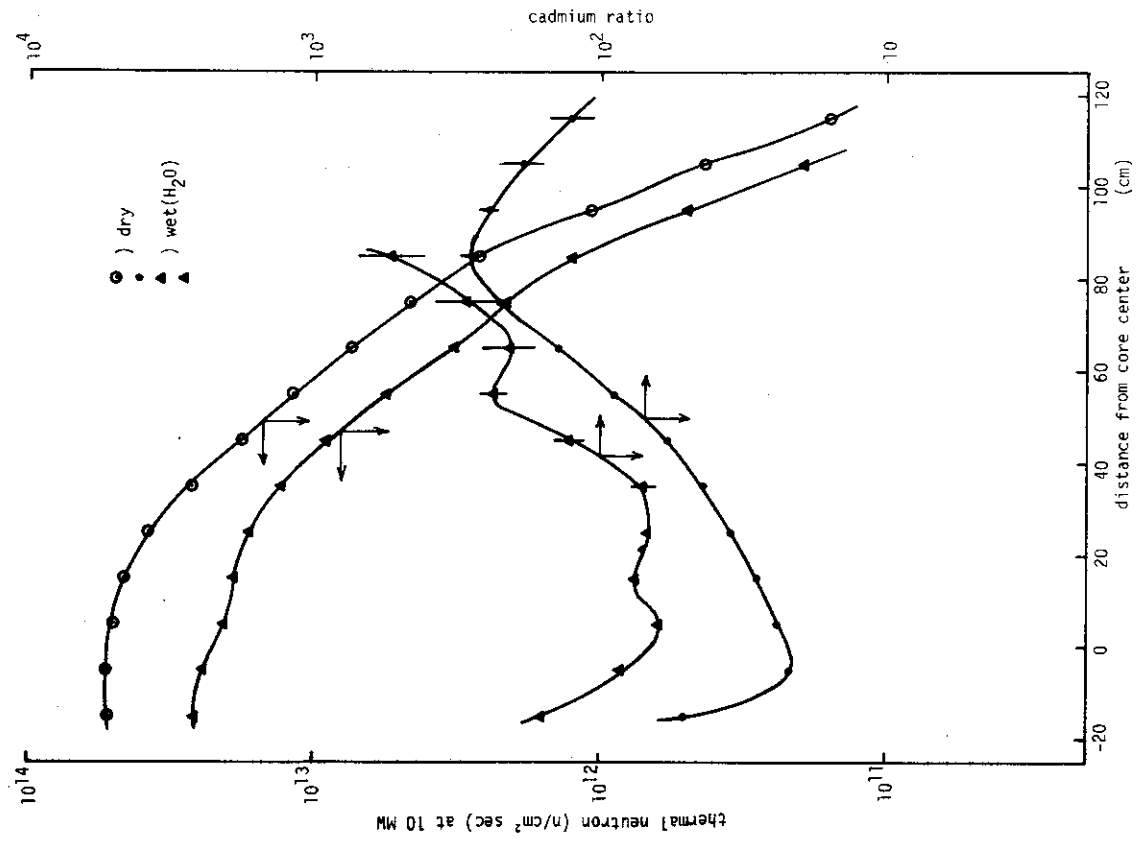


Fig.5-28 Thermal neutron flux distribution of VT-9

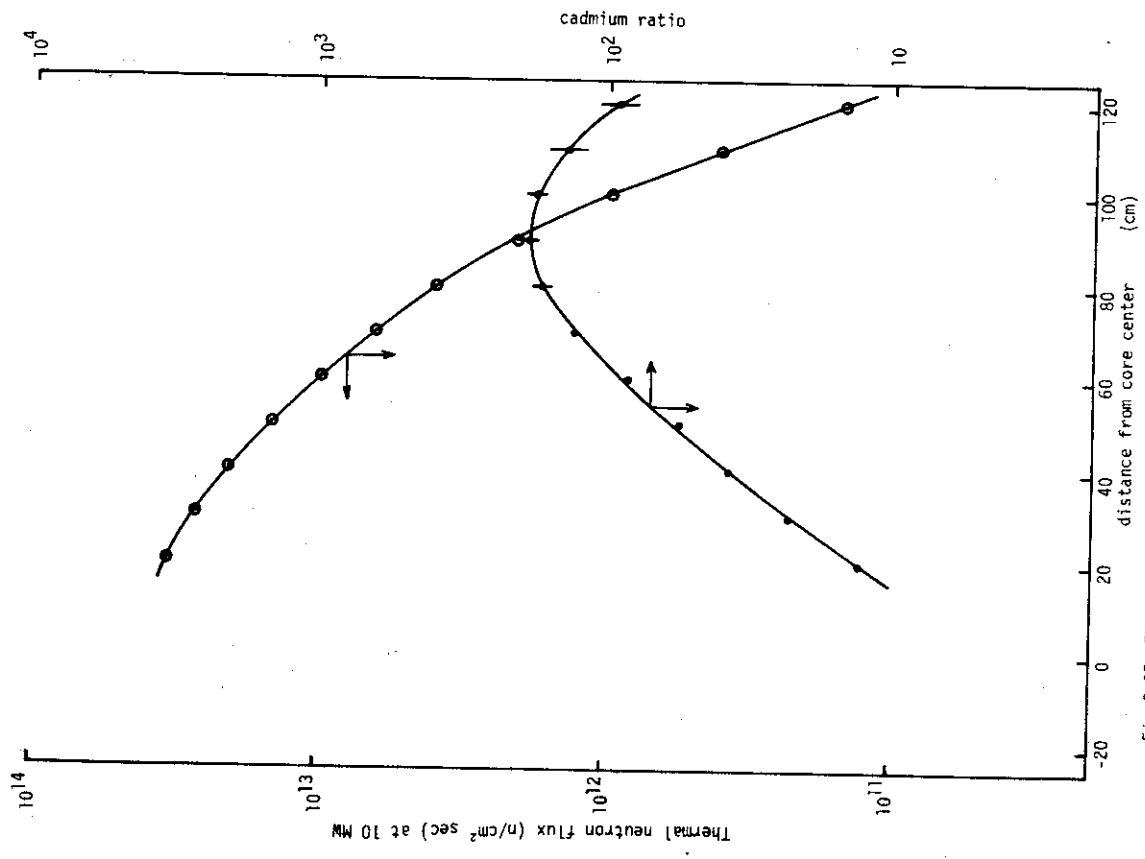


Fig.5-27 Thermal neutron flux distribution of VT-8

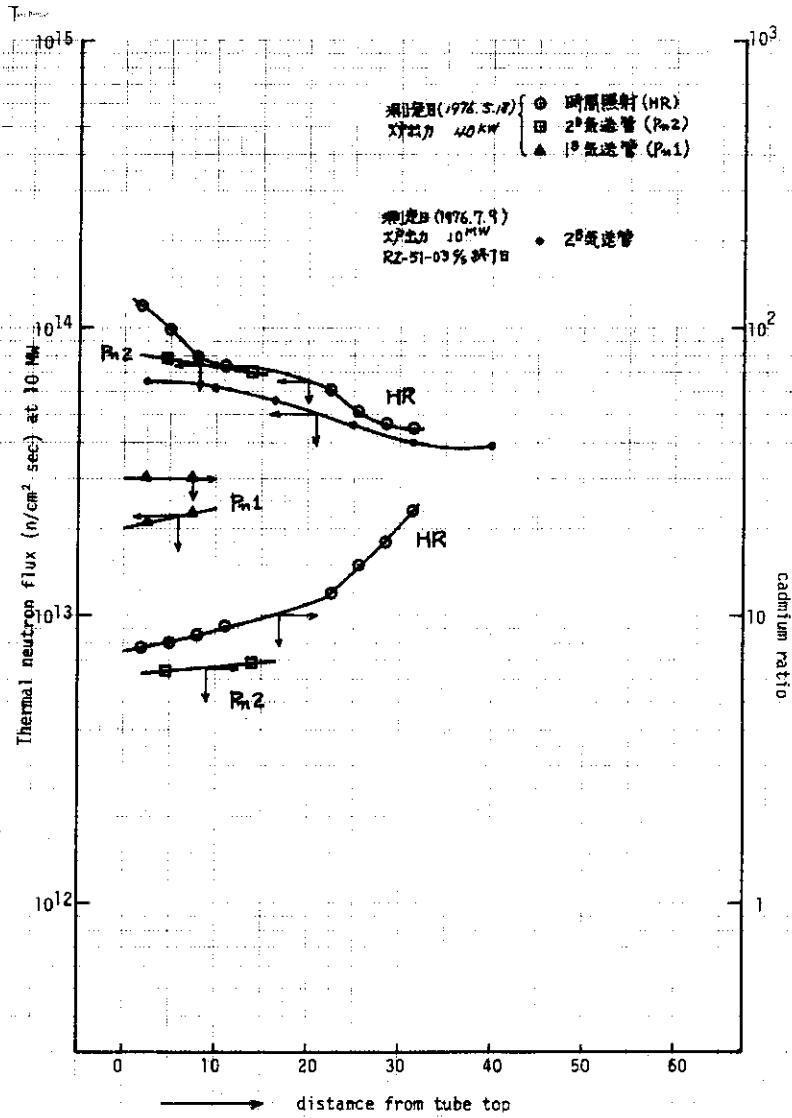


Fig.5-29 Thermal neutron flux distribution of Pn, HR

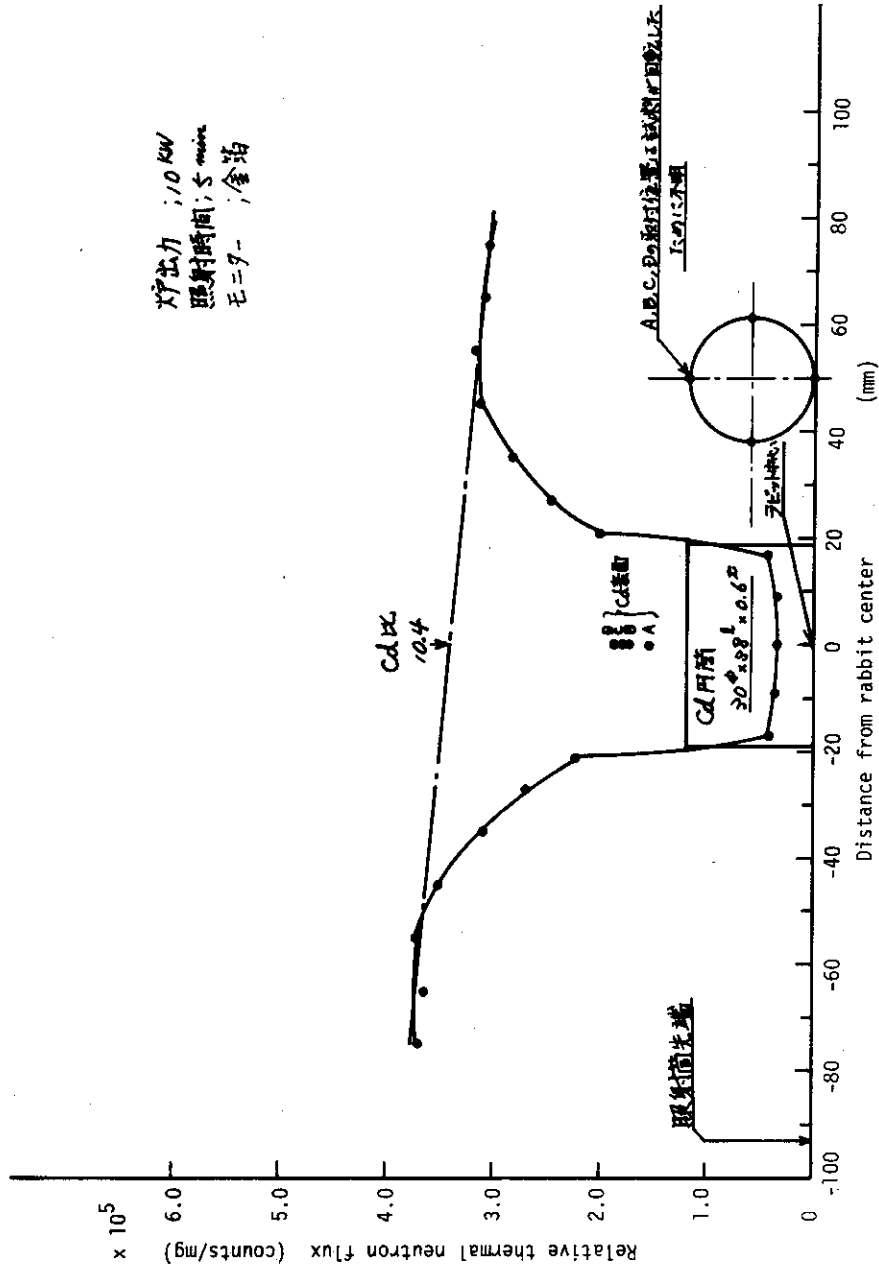


Fig.5-30 Thermal neutron flux depression by Cadmium cylindrical filter at 2<sup>B</sup> pneumatic tube

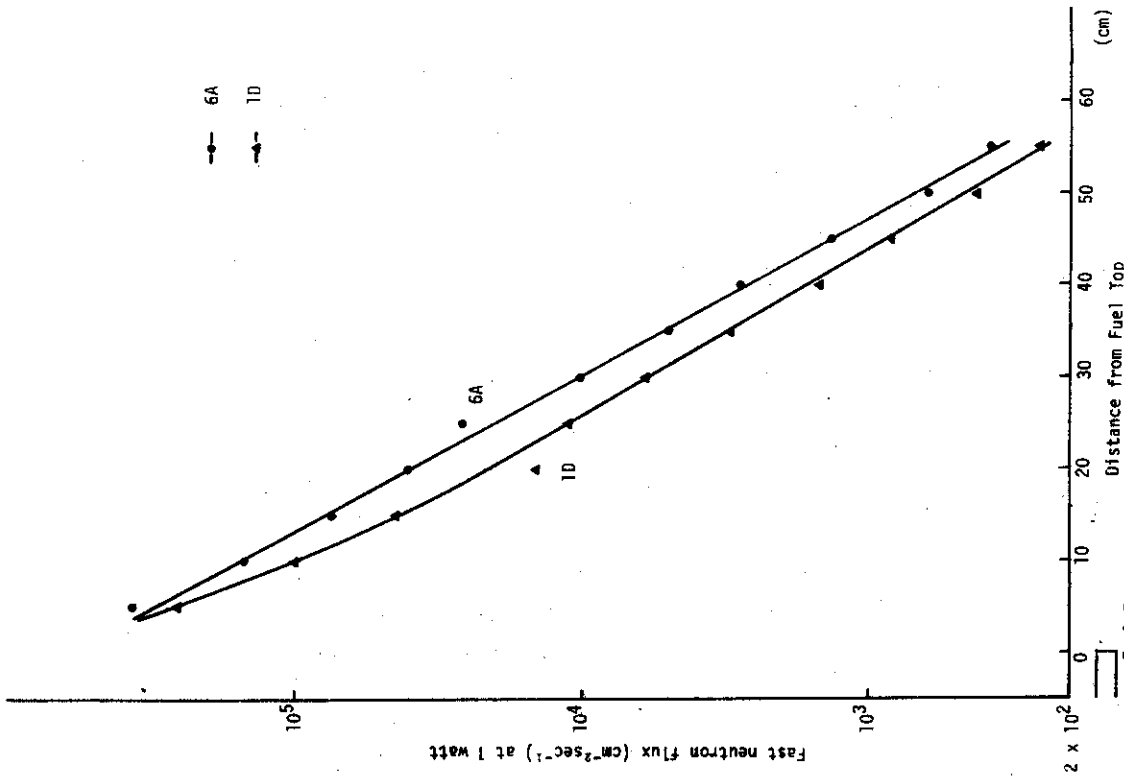


Fig. 5-32 Fast neutron flux distribution above top of fuel elements (fuel spacer region)

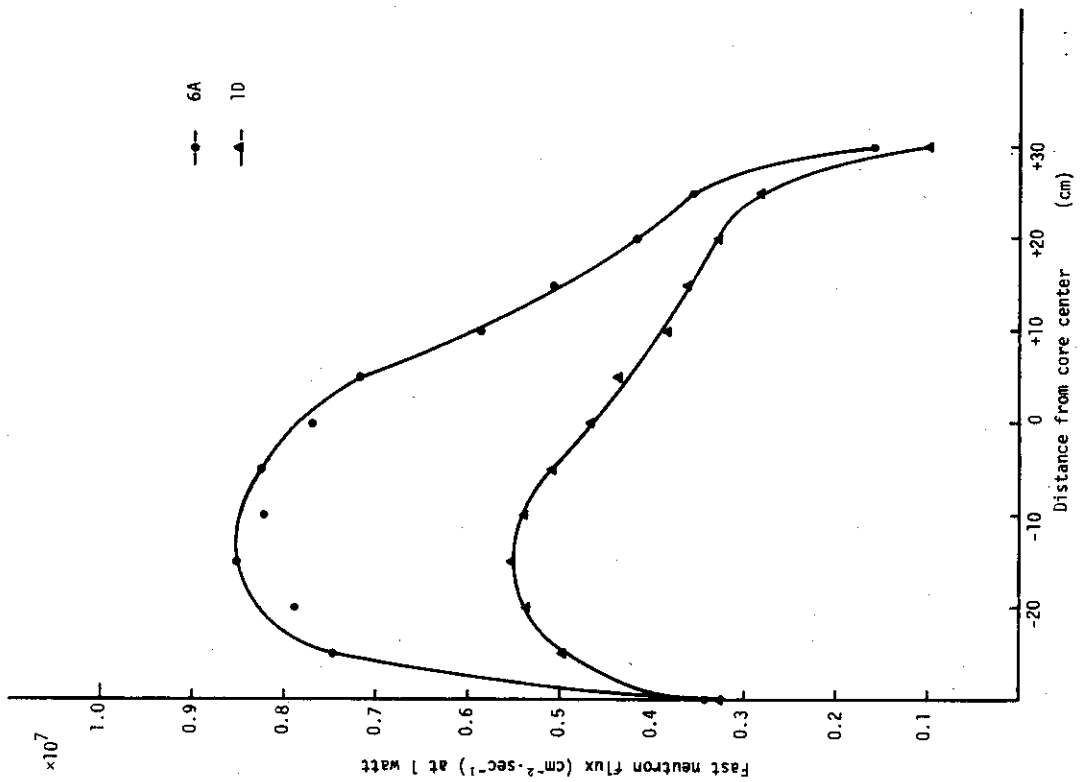


Fig. 5-31 Fast neutron flux distribution in fuel elements

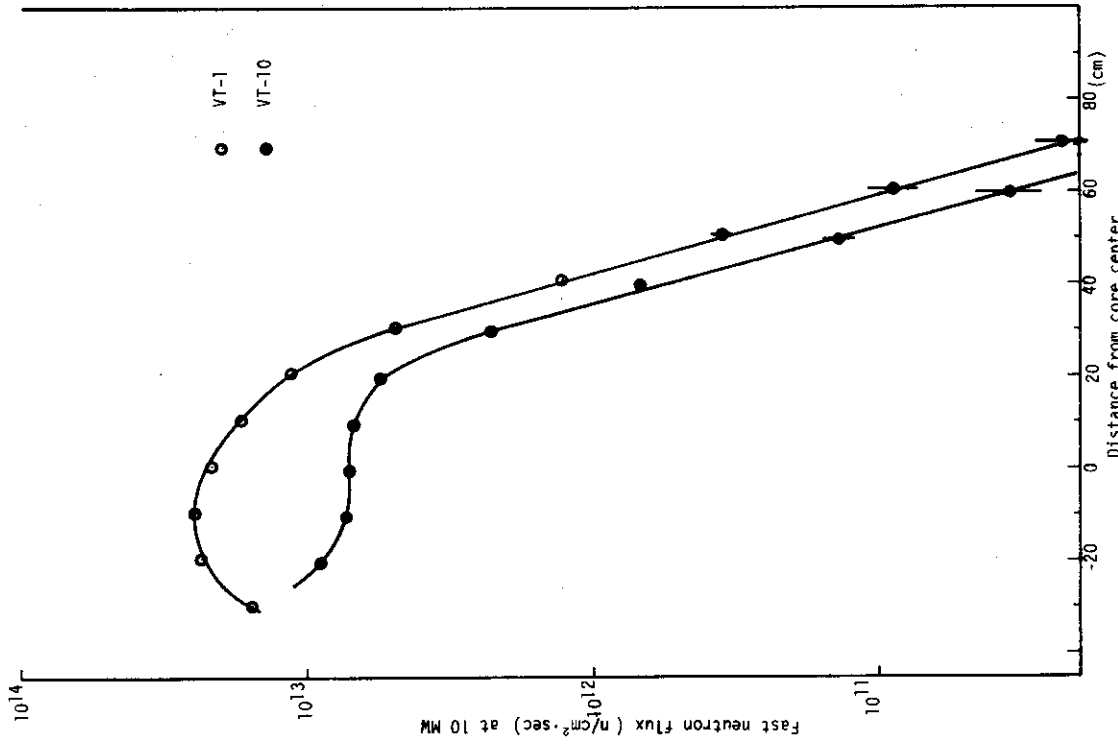


Fig.5-34 Fast neutron flux distribution at vertical thimbles of core zone (VT-1, VT-10)

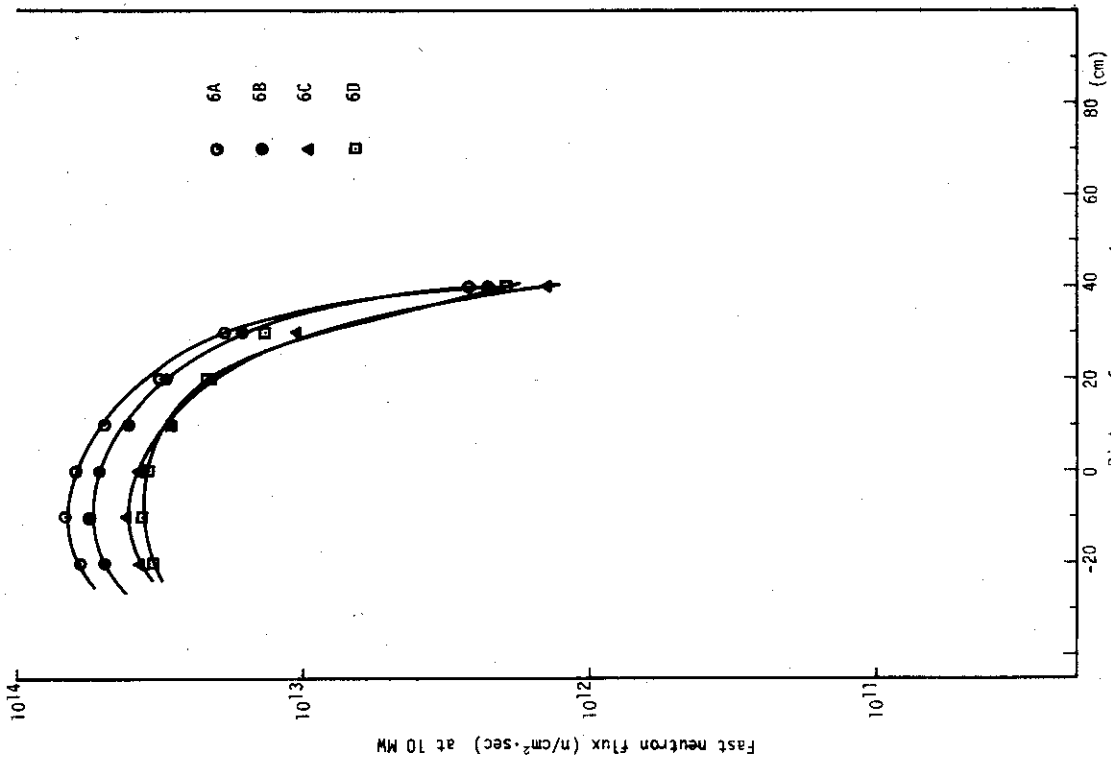


Fig.5-33 Fast neutron flux distribution at in-core irradiation holes

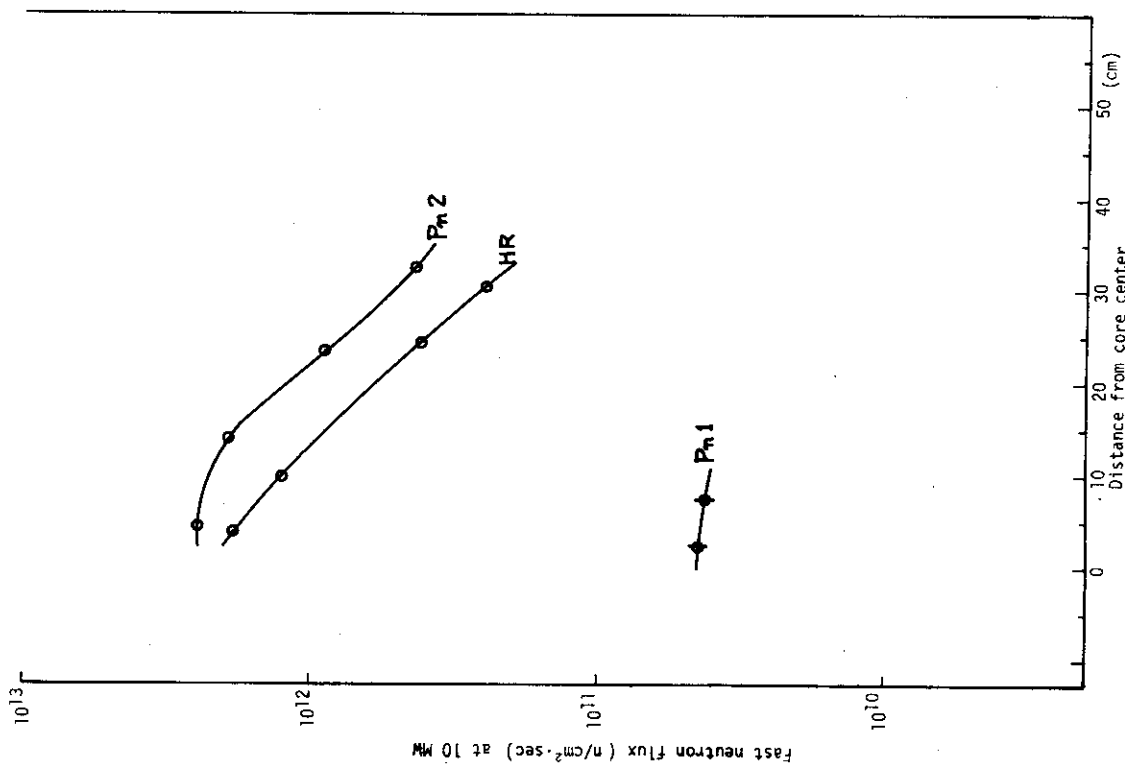


Fig. 5-36 Fast neutron flux distribution at Pn, HR

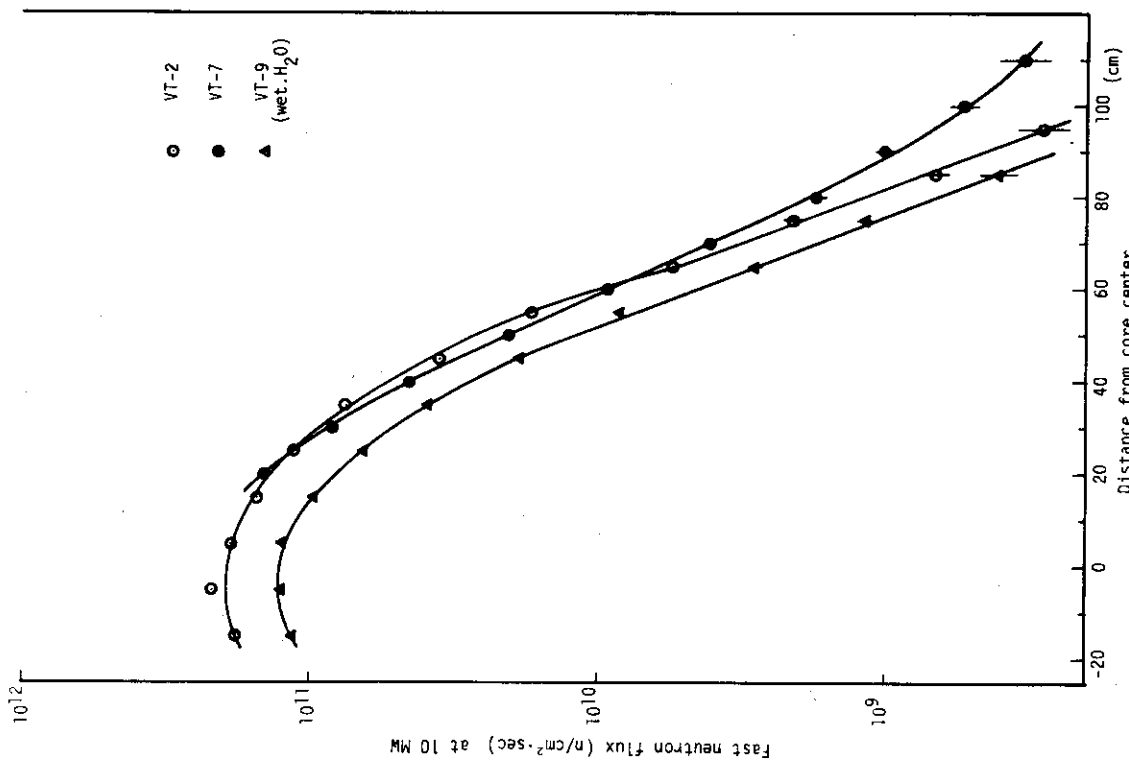


Fig. 5-35 Fast neutron flux distribution at VT-2, 7, 9.

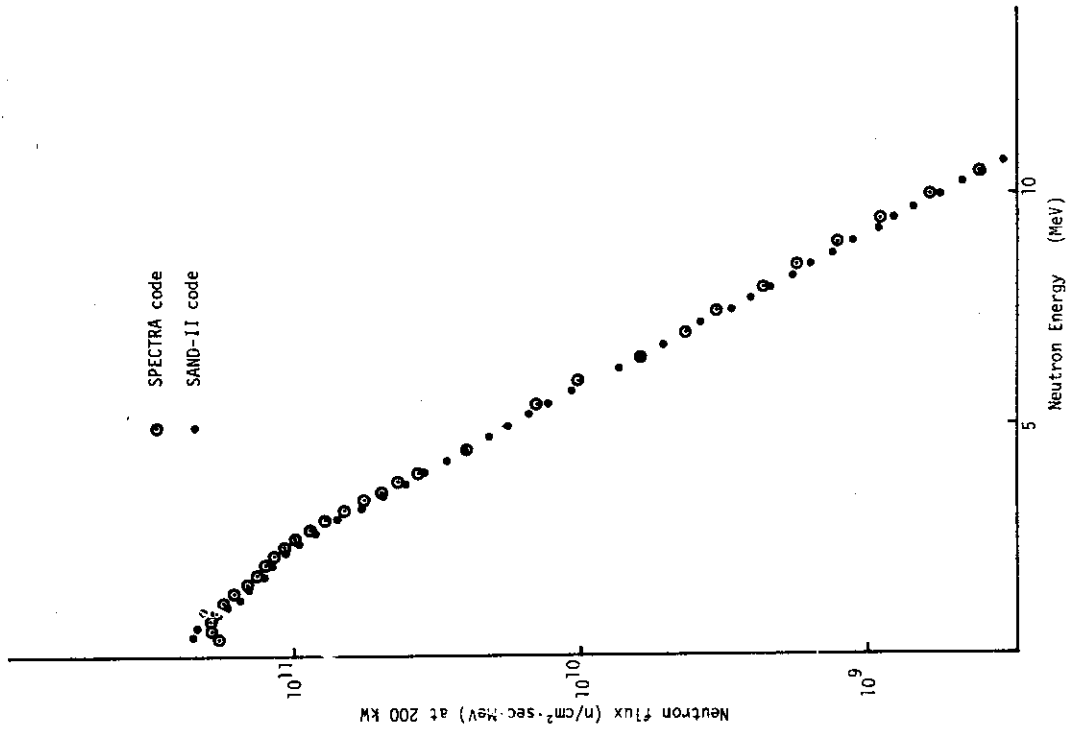


Fig.5-38 Fast neutron spectrum (VT-1)

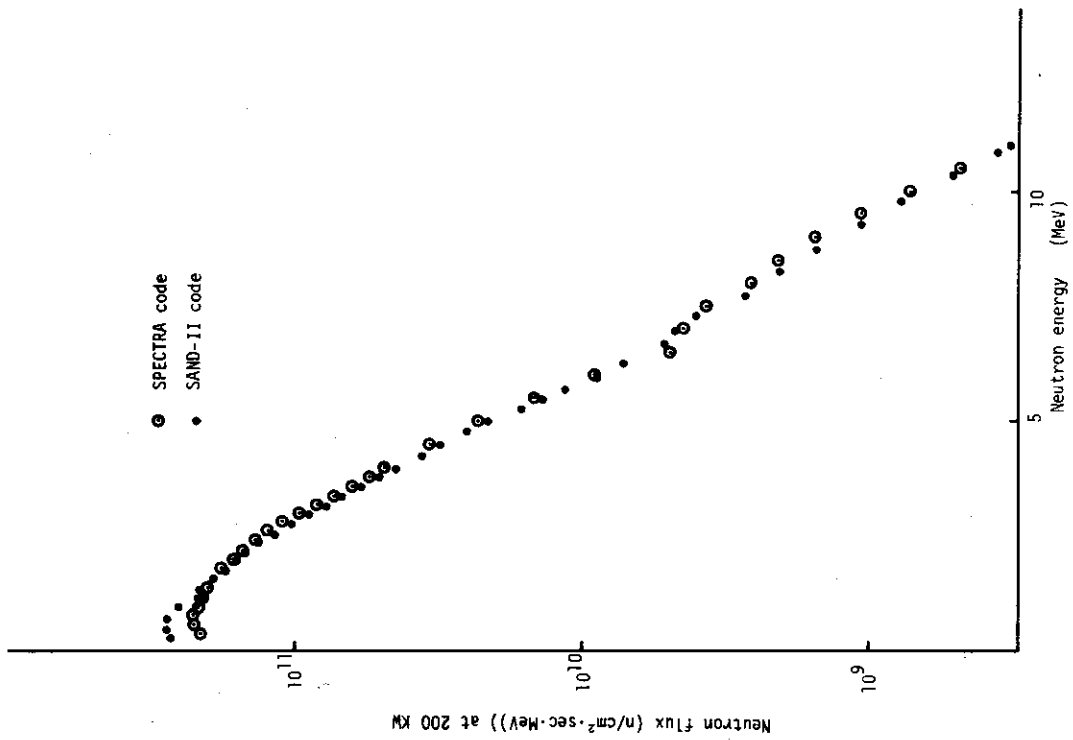


Fig.5-37 Fast neutron spectrum (In-core 6D)

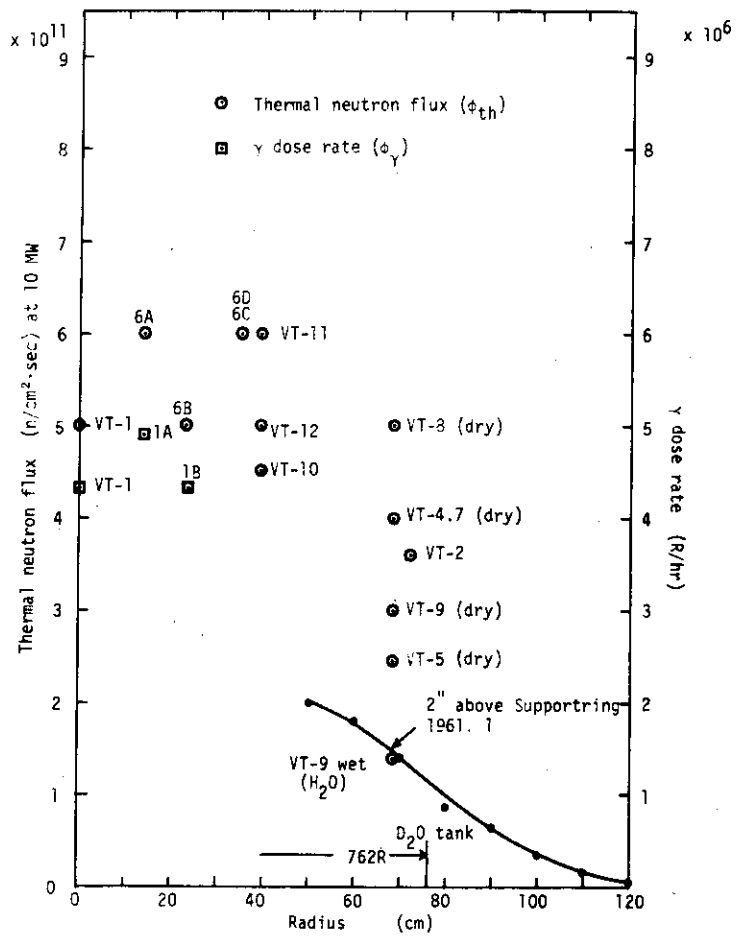


Fig. 5-39 Distribution of thermal neutron flux and  $\gamma$  dose rate on heavy water surface (1976. 5)



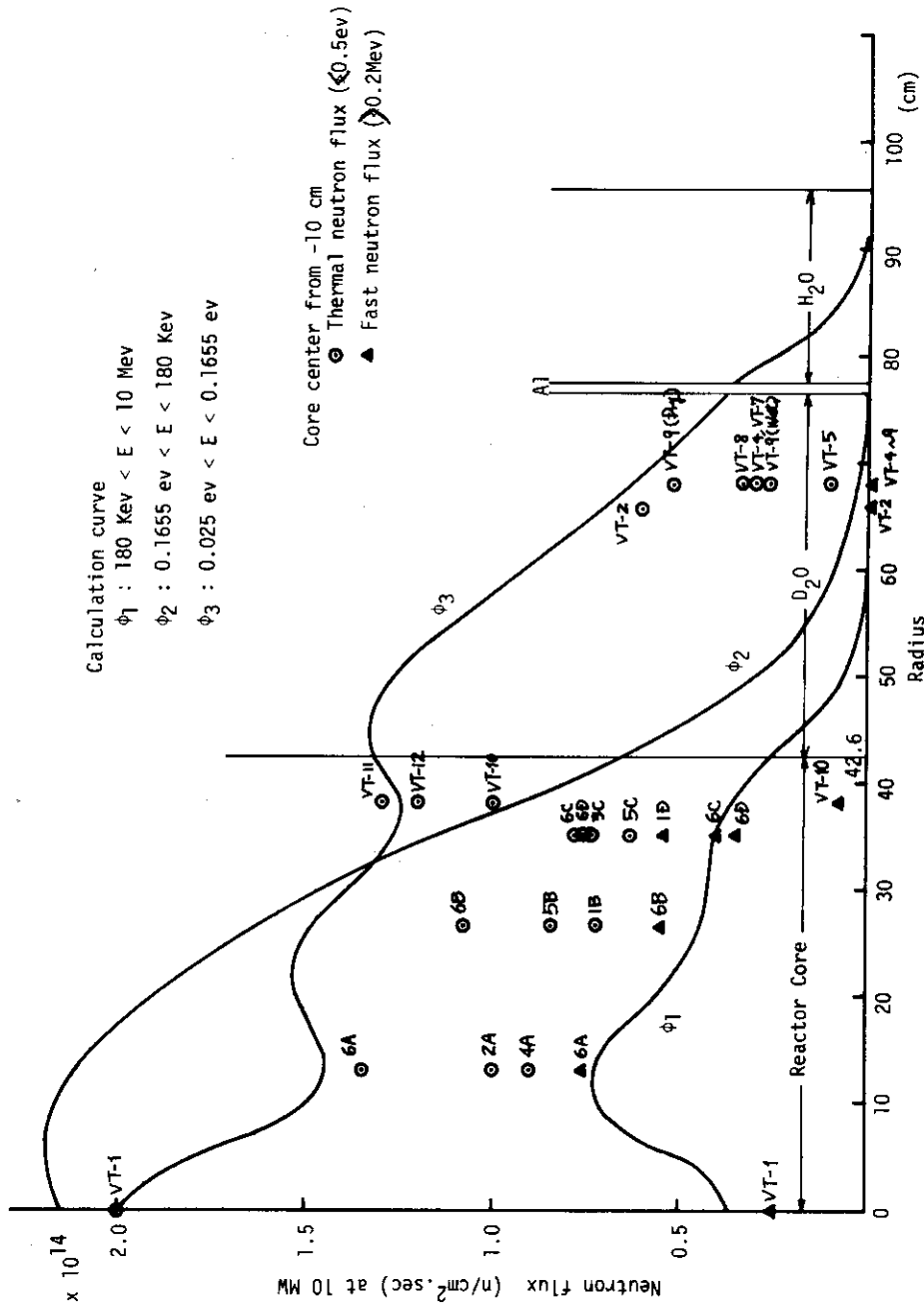


Fig.5-40 Distribution of thermal neutron flux and fast neutron flux

## 5.5 中央垂直実験孔 (VT-1) の $\gamma$ 発熱と $\gamma$ 線量率の測定

### (1) 測定方法

中央垂直実験孔におけるステンレス鋼の発熱率と、電離箱 (ラドン) による  $\gamma$  線量率を測定した。 $\gamma$  発熱率の測定には特殊なカロリメータを用いたので、その測定原理、カロリメータの構造及び実験方法について述べる。

放射線下の試料の発熱率は (5-1) 式で表わすことができる。

$$q = C \frac{dT}{dt} + \alpha T \quad \dots\dots\dots (5-1)$$

$q$  :  $\gamma$  発熱率 (w/g)

$C$  : 実効比熱 (w/g · sec/°C)

$\alpha$  : 実効熱伝達率 (w/g · °C)

$t$  : 経過時間

$T$  : 試料中心温度とカプセル表面温度の差

ここで、温度上昇率 ( $\frac{dT}{dt}$ ) = 0 の場合、 $T$  を測定すれば、発熱率( $q$ )が求められる。他方、 $T = 0$  の場合に  $C$  が既知であれば、 $\frac{dT}{dt}$  を測定することで  $q$  が求められる。

この両者が一致すれば、測定精度は高いと言える。

熱伝達率( $\alpha$ )は模擬ヒータ組込みの炉外テストで  $\frac{dT}{dt} = 0$  で、 $T$  を測定して求めた。また、実効比熱( $C$ )は  $T = 0$  の場合に  $\frac{dT}{dt}$  を測定することで求めた。

カロリメータの構造は Fig 5-41 に示すように、試料 (ステンレス鋼 15  $\phi \times 40$  L) の中心に温度測定用の 16  $\phi$  mm の熱電対 (A/C) がある。試料の軸方向の外周に溝があって模擬発熱用のニクロム線が石英ウールで被ふくされて 2 重に巻いてある。これらの試料の外面を温度上昇率の測定精度を高めるため、厚さ 4 mm の断熱材が被せてある。以上のものをアルミニウムカプセル (40  $\phi \times 100$  Lmm) の中心に 0.2 m/m のワイヤで宙吊りした。カプセル表面には熱電対がとりつけてあり、カプセル上部に接続してある 19  $\phi$  m/m のアルミニウムパイプ中を通して、外部に引きだした。

VT-1 での  $\gamma$  熱の測定は炉外試験に用いたカロリメータを使用した。つまり、炉外の実験で使用したものを、模擬ヒータの入力導線だけ、切離して、そのまま炉内の実験に使用した。

### (2) 測定結果

VT-1 での測定は、炉出力 1 MW で 2 点、5 MW で 3 点の合計 5 点について行った。

試料の中心温度及びカプセル表面温度の測定結果から温度上昇率 ( $\frac{dT}{dt}$ ) と温度差 ( $T$ ) の関係を Fig 5-42 に求めた。この曲線の外挿から  $T = 0$  の  $\frac{dT}{dt}$  の値を求め、炉外実験で求めた実効比熱 ( $C$ ) より発熱率 ( $q$ ) を算出した。

次に、 $\frac{dT}{dt} = 0$  と飽和したときの温度差 ( $T$ ) の値と、炉外実験で求めた熱伝達率 ( $\alpha$ ) より発熱量 ( $q$ ) を算出した。

これらの計算結果は Table 5-8 に示す。また、VT-1 内の  $\gamma$  発熱分布は Fig 5-43 に  $\gamma$  線量率のデータと熱中性子束と比較して示す。VT-1 の最大  $\gamma$  熱発熱量、2.5 w/g の値は、従来の測定値より多少高いが、この測定方法は、炉外試験で熱伝達率及び実効比熱を求めているので、データの信頼性が高いと言える。

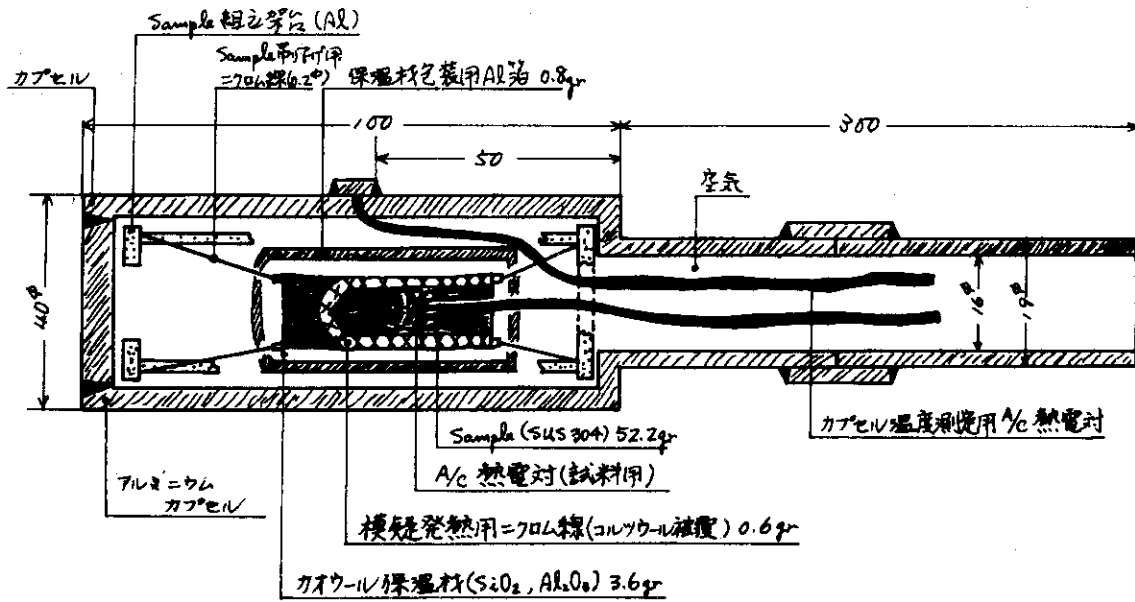


Fig.5-41 Structure of calorimeter

Table 5 - 8 Heating rate of Stainless steel at Central Vertical thimble (VT-1)

測定 No.	①	②	③	④	⑤
測定位置 (炉中心よりの距離)	0	15cm	30cm	45cm	60cm
測定時の原子炉出力	1 MW	1 MW	5 MW	5 MW	5 MW
温度上昇率 = $\frac{\Delta T}{\Delta t}$ (温度差: T = 0) 発熱率: $q = C \frac{\Delta T}{\Delta t}$ (C = 0.51)	0.53 (°C/sec)	0.41 ( " )	1.06 ( " )	0.48 ( " )	0.20 ( " )
温度差: T (飽和値) 実効伝達率係数 : $\alpha$ 発熱率: $q = \alpha T$	397 (°C)	313 ( " )	* <sub>1</sub>	368 ( " )	182 ( " )
原子炉出力10MW換算 時の発熱率(実出力比 = 1.06)	2.5 (w/q)	2.0 ( " )	1.0 ( " )	0.45 ( " )	0.19 ( " )

\* 試料ステンレス鋼 (SUS 304)

\*<sub>1</sub> カプセル中心温度が 450°C を超えたため、飽和値の測定を断念した。

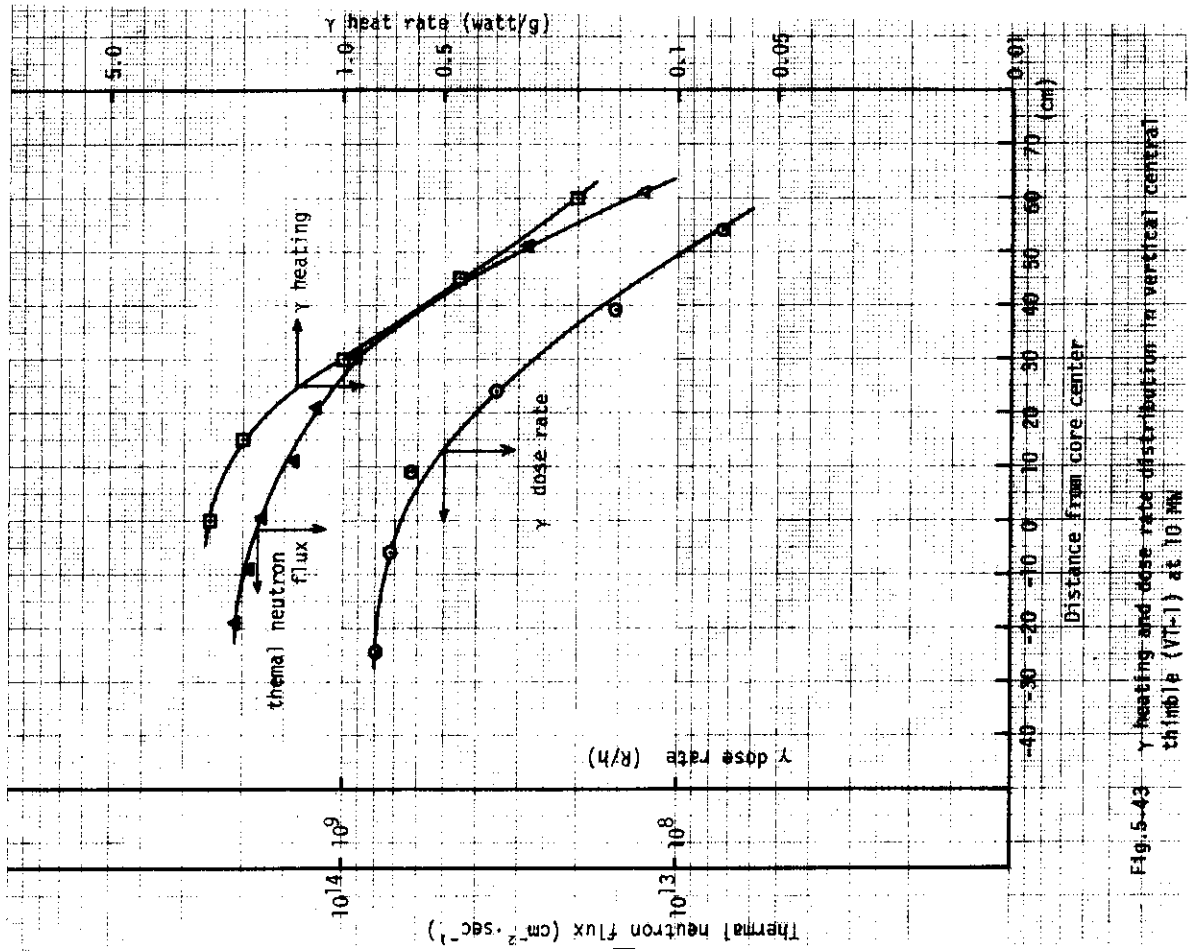


Fig.5-43  $\gamma$  heating and dose rate distribution in vertical central thimble (VT-1) at 10 MW

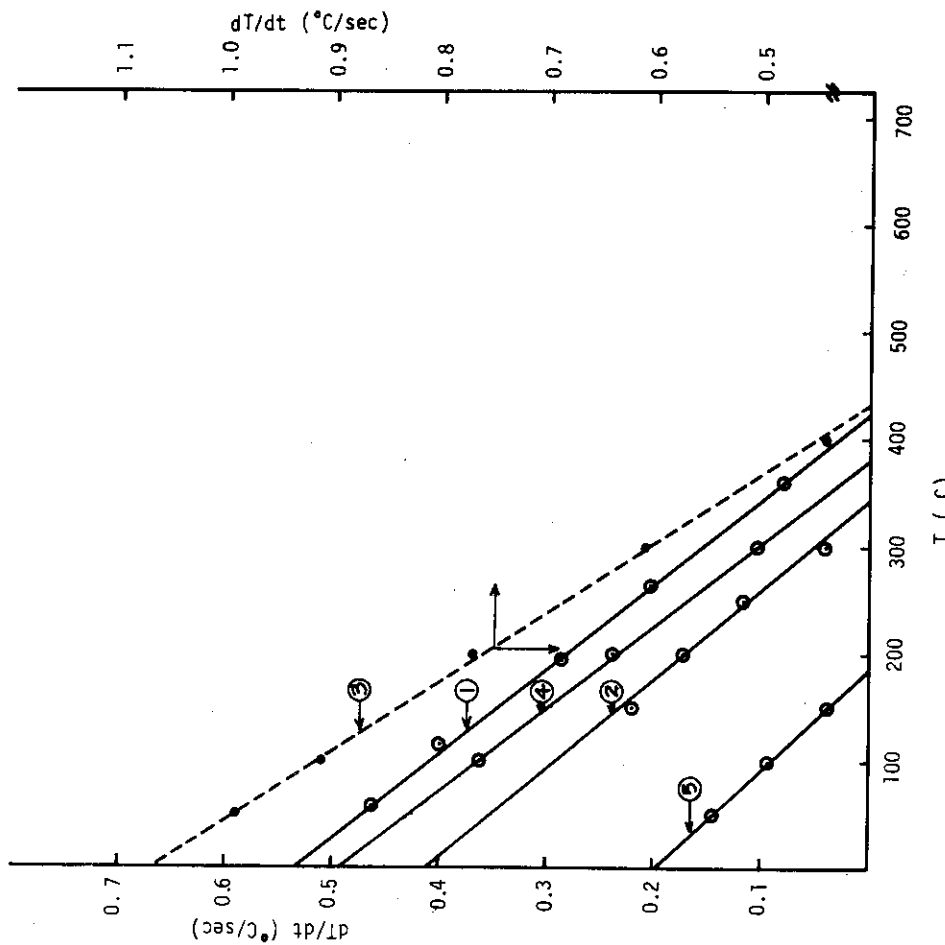


Fig.5-42 Temperature rise rate ( $\frac{dT}{dt}$ ) vs. temperature drop (T) (Results of VT-1 experiments)

## 6. 燃料及び諸反応度効果

### 6.1 燃料要素の反応度効果

燃料要素の反応度を各燃料孔毎に測定しておくことは、燃料交換時の反応度点検、燃料交換計画の上から必要である。また、炉体改修工事で炉心上部遮蔽体の燃料孔の形状を角型 80mm から丸型 110  $\phi$ mm に変更されたので、従来の円筒燃料より外径を 76  $\phi$ mm から 103  $\phi$ mm と太くし、 $^{235}\text{U}$ 含有量も 120 g から 195 g に増量した円筒B型燃料要素が使用できるようになった。この燃料の反応度特性を調べるため、同一燃料孔で、JRR-2 B型燃料要素と比較測定した。

燃料反応度の測定方法は、各燃料孔の燃料を1本ずつ抜いたときと、入れたときの臨界点の差より求めた。この臨界点は、制御棒  $C_1 \sim C_5$  の位置で約 45% と平坦にした状態で一定にし、制御棒  $C_6$  で確認した。

各燃料の反応測定結果はTable 6-1、また、炉心分布をFig 6-1に示す。これによると、JRR-2 B型燃料要素の反応度の平均値は、炉心全体で 167%  $\Delta K/K$ 、Aリングで 276%  $\Delta K/K$ 、Bリングで 166%  $\Delta K/K$ 、C・Dリングで 113%  $\Delta K/K$  であった。

円筒B型燃料要素の反応度は、6A、6B、6C及び6D孔で測定し、4本の平均値 184%  $\Delta K/K$  であった。この値は、JRR-2 B型燃料要素と比較して 0.3 ~ 0.2%  $\Delta K/K$  (平均 0.24%  $\Delta K/K$ ) だけ値が大きい。3群の摂動計算によると、円筒B型燃料要素の方が平均で 0.14%  $\Delta K/K$  増加するものと予想していた。

Table 6-1 Reactivity worth of fuel elements

ring No.	A	B	C	D
1	2.79	1.58	1.10	1.09
2	3.05	1.63	0.98	1.41
3	2.83	1.54	1.31	1.11
4	2.66	1.64	1.27	0.98
5	2.58	1.92	0.99	1.26
6	2.95*	1.90*	1.26*	1.26*
6(角)	2.65	1.67	1.03	1.06 % $\Delta K/K$

\* 円筒B型燃料

注1 特性試験後の炉心は6A、B、C、D燃料孔に円筒B型燃料(195g、円筒B型燃料)を挿入してある。

注2 JRR-2 B型燃料要素の反応度平均値

A燃料孔 2.76 %  $\Delta K/K$   
 B燃料孔 1.66 "  
 C・D燃料孔 1.13 "  
 全燃料孔 1.67 "

注3 円筒B型燃料要素の反応度平均値

6A、6B、6C、6D燃料孔 1.84 %  $\Delta K/K$

燃料反応度と熱中性子束の関係は、1群摂動論で拡散定数の項 (Diffusion Coefficient) を無視すると、熱中性子束の2乗 (Statistical weight  $\sim \phi^2(r)$ ) に比例する。

燃料要素内の熱中性子束の測定値を基に反応度と  $\phi^2$  との関係を整理すると、Fig 6-2 のようになる。

## 6.2 温度効果

温度効果の測定は、炉心温度を原子炉出力 200KW及び 400KWで徐々に昇温させ、制御棒 ( $C_6$ ) の位置変化を読み取り、反応度変化を校正曲線より求めた。この測定結果はFig 6-3 に示す。このグラフは 20°C基準に作成した。温度係数は 20°C附近で  $-0.02\% \Delta K/K/^\circ C$ 、35°C附近で  $-0.035\% \Delta K/K/^\circ C$ 、60°C附近で  $-0.034\% \Delta K/K/^\circ C$ 、また 20°Cから 60°Cまでの平均温度係数  $-0.035\% \Delta K/K/^\circ C$  である。これらの測定値は昭和 45 年の値とほとんど変わらないことを確認した。

## 6.3 重水ダンプ効果

JRR-2 の安全装置の一つに重水ダンプがある。これは炉心上部の重水が反射体として働いているので緊急時に、水位を約 60 cm 下げ、短時間に大きな負の反応度が加わり炉を未臨界にすることができる。ダンプ効果の測定値は約  $-0.6\% \Delta K/K$  であり、このうち、ダンプラインの上の重水層 (10cm) のみで約  $-0.5\% \Delta K/K$  をしめる。この効果の測定は、まず重水ダンプバルブ (DV-14) を開き炉心重水水位をダンプラインまで下げ、そこから階段状に補助ポンプ (DP-3) で炉心重水の水位を上昇させ、各臨界点の差より求めた。重水水位は水位計 (LI-1) で読んだ。臨界点の測定には Shim Rod ( $C_1 \sim C_5$ ) を 45% の位置にし、Regulating Rod ( $C_6$ ) のみで測定した。この実験結果は Fig 6-4 に示す。

## 6.4 ポンプ効果

JRR-2 の場合、主重水ポンプを運転し、流量を約 1450  $m^3/h$  以上にすると、カバーガスを重水中に巻込み、ボイド効果で負の反応度が生じることが過去に報告されている。

今回の実験では、流量が 1430  $m^3/h$  であり、炉内温度条件及び制御棒位置の読み取り精度を考慮すると、ポンプ効果はほとんど無視できる範囲であった。

測定結果は Table 6-2 に示す。

## 6.5 ゼノン ( $^{135}\text{Xe}$ ) 蓄積効果

### (1) 概要

原子炉の運転期間中に、核分裂被片とその崩壊生成物が生成されてくる。これらの物質の中で、特に  $\text{Xe}-135$  は約  $3.5 \times 10^6$  バーンと熱中性子吸収断面積が大きい。したがって、この原子核は原子炉の有害物質として働き、高出力運転の場合、Xe蓄積効果として原子炉反応度を変化させる。

JRR-2 のXe効果は改修工事後の高出力連続試験運転時の測定によると、熱出力 5 MW で 36.5 時間後の値で  $-3.72\% \Delta K/K$ 、また、原子炉停止後の低出力 (10 KW) での反応度の追跡試

Table 6 - 2 Pump effect

	重水平均 温度(°C)	$\rho_T$ (% $\Delta K/K$ )	$C_6$ 位置	$\rho_{C_6}$ (% $\Delta K/K$ )	$\rho$ (20°C換算)	$\Delta\rho$ (% $\Delta K/K$ )	流量 (m <sup>3</sup> /h)	備 考
51. 5. 17								
13:38	16.7	+0.063	2608	4.29	4.227		0	出力100W
	16.8	+0.060	2600	4.30	4.24	+0.013		$C_1\sim C_5$ 45%
	17.0	+0.058	2578	4.32	4.252	+0.025		
13:51	17.2	+0.055	2751	4.16	4.10			出力100W
	17.5	+0.048	2738	4.17	4.122	+0.017		$C_1\sim C_5$ 45%
51. 5. 21								
18:00	21.3	-0.030	3942	2.98	2.95		0	出力100W
	20.1	-0.010	3822	3.09	3.08	+0.13	1430	$C_1\sim C_5$ 43%

験によると、停止後約9時間12分で有害度の最大値（-6.76% $\Delta K/K$ ）に達した。

なお、計算値によると、Xe蓄積効果等による反応度飽和値は、5 MW及び10 MW連続運転に対しそれぞれ-38% $\Delta K/K$ 、及び-43% $\Delta K/K$ である。また、原子炉停止後に最大に達するまでの時間（及び最大値）は、5 MWで約9時間（-7.05% $\Delta K/K$ ）、10 MWで約10時間（-12.4% $\Delta K/K$ ）である。計算についてはAppendix-I参照のこと。

## (2) 測定方法

Xe蓄積効果の測定は、第3回特性試験の報告書に詳しく報告されているので参考にしながら行った。即ち、Lin-N出力指示5 MWで36.5時間連続運転し、停止後に再起動して10 kWで約30時間、反応度の変化を追跡した。（Table 6-3参照）

反応度の測定は粗調整制御棒 $C_1\sim C_5$ を平坦に保持し、微調整棒 $C_6$ で行った。炉出力5 MWの連続運転中の $C_6$ の位置及び重水温度の記録は、Xe蓄積が徐々に進行するので、1時間毎とした。しかし、炉停止直後のXeの蓄積は、急激に上昇するので、20分毎に $C_6$ の位置を記録した。また、停止後の反応度が最大値になる時間を精度よく読みとるために微調整棒（ $C_6$ ）の変化率を10分毎に測定した。

Table 6 - 3 Operation condition at 5 MW

	日 時	Lin-N出力	熱出力	制御棒位置 %	
				$C_1\sim C_5$	$C_6$
10K W臨界	5月25日 14 <sup>59</sup>	10K W	—	4800	1532
1 MW出力上昇後	" 1540	1 MW	—	"	1555
5 MW "	" 1801	5 MW	5.27	4700	2593
5 MW 36.5時間達成時	5月27日 7.00	5 MW	5.648	4700	7575
再起動 10K W	" 10 <sup>09</sup>	10K W	—	5575	5516
" ピーク	" 16 <sup>00</sup>	"	—	5630	8493
停止 前	5月28日 15 <sup>00</sup>	"	—	5630	1740

## (3) 測定結果・評価

5 MW連続運転中及び停止後のXe蓄積効果による反応度の測定結果は、Table 6-4, Fig 6-5に示す。この反応度曲線は、実際の熱出力測定値に基づいて補正すると計算値と比較的よく一致している。

この実験値には、Sm効果及び燃焼効果が含まれているが、5MW36.5時間運転での効果は合せて約-0.1%ΔK/K程度である。しかし、JRR-2のサイクル運転になるとこれらの値が無視することができなくなる。

Table 6-4 Reactivity worth of Xenon-135

	36.5時間後の 値(%ΔK/K)	飽和値(%ΔK/K)	停止後の反応度 極大値(%ΔK/K)	極大値到達時間 (h)
実験値*	-3.92	—	-6.93	9.2
熱出力(5MW)補正	-3.72	—	-6.76	9.2
計算値(5MW)	-3.70	-3.8	-6.54	8.5

\* Lin-N 5 MW連続運転(熱出力平均5.45MW)

6.6 サマリウム ( $^{149}\text{Sm}$ )及び燃焼効果

## (1) 概要

高出力連続長時間運転を行なうと、運転による反応度変化は、運転開始初期の段階では、主に温度効果、Xe蓄積効果であるが、その後、徐々にSm蓄積効果及び燃焼効果が影響して来る。

Xe-135の次に重要な核分裂でできる有害物質はSm-149で、熱中性子に対する吸収断面積が約 $5.3 \times 10^4$ バーンの安定な核種である。停止後のSm-149の濃度はXe-135の場合のように極大を通ることはないが、漸近値に飽和値に向かって増えて行く。計算によると、JRR-2の場合、10MW時間運転での飽和値は約-1.0%ΔK/Kである。しかし、実際の連続した運転サイクルでは、停止期間中にSm-149が増加したものが運転によって中性子を吸収しSm-150となり、運転開始と終了時で約-1.8%ΔK/Kから約-0.8%ΔK/Kの範囲で変る。この戻り効果は反応度管理の上で注意しなければならない。(Sm-149の計算はAppendix-I参照のこと)

JRR-2の燃料のように高濃縮ウランを用いている場合、燃焼効果は、U-235の減少が主体であるが、この他に長半減期の核分裂生成物(Sm-151, Cd-113, Eu-155, Cd-155)の毒物効果も含まれる。これらを含めたJRR-2の燃焼による反応度変化率は約 $-5 \times 10^{-4}$ %ΔK/K/MWhである。

## (2) 測定結果

Sm $^{149}$ 及び燃焼効果はR2-51-02, 03, 04, 05, 06サイクルについて、余剰反応度変化をFig 6-6~Fig 6-10のようにそれぞれプロットし求めた。これらのデータはJRR-2改修工事後、初期炉心からスタートし、燃料交換を行っていないので燃焼効果の評価が容易で、今後の炉心管理の基礎データとなる。ここで、出力上昇試験に当たる01サイクルは運転時間が短いので省略する。



運転 02 サイクルの 10MW 258時間運転の場合、起動時と 10MW 連続運転終了前の余剰反応度の差は温度効果を補正して 6.37%  $\Delta K/K$  である。この内訳は次の通りである。

Xe 効果 ( $\rho_{Xe}$ )	4.30 % $\Delta K/K$ (計算値)
Sm 効果 ( $\rho_{Sm}$ )	0.80 " ( " )
燃焼効果 ( $\rho_{BU}$ )	1.27 "
合計 ( $\rho_{Total}$ )	6.37 "

この燃焼効果より燃焼による反応度変化率を求めると  $-4.92 \times 10^{-4}$  %  $\Delta K/K/MWh$  である。R2-51-02 サイクルから R2-51-06 サイクルまでに得られた測定値を Table 6-5 に示す。燃焼率は Table 6-5 を見ると 1 サイクル当り 3.1 ~ 3.2 % と一定している。

$\rho_{BU1}$  と  $\rho_{BU2}$  の値の違いは、 $\rho_{BU1}$  は高出力運転サイクル時のデータから求めた。燃焼率と反応度の関係を Fig 6-11 に示した。

これに対して  $\rho_{BU2}$  は  $\rho_{Sm}$  の蓄積が一定となるサイクル間の反応度点検運転 (10KW critical) のデータから求めた。燃焼による反応度の管理基準としては  $\rho_{BU2}$  の方を採用している。

又 R2-51-04 サイクルから  $\rho_{total}$  がほぼ一定となっているのは、サマリウムのビルドアップが一定になっているためである。

Table 6-5 Operation data

サイクル	出力 MWh	燃焼度 BU(%)	燃焼による反応度 % $\Delta K/K$		$\rho_{Xe} + \rho_{Sm}$	サイクル前後の 反応度差 % $\Delta K/K$ $\rho_{total}$
			$\rho_{BU1}$	$\rho_{BU2}$		
02 C/S	2580	3.00	1.6* (1.27)	—	4.77 (5.1)	6.37
03 C/S	2672	3.10	1.25	1.36	3.88	5.13
04 C/S	2730	3.17	0.99	1.23	3.55	4.54
05 C/S	2689	3.13	1.1	1.27	3.43	4.53
06 C/S	2694	3.13	1.1	1.22	3.24	4.34

(註) 1)  $\rho_{Xe} + \rho_{Sm} = \rho_{total} - \rho_{BU1}$

2)  $\rho_{BU1}$  は Fig. 6-6, 6-7, 6-8, 6-9, 6-10, から求めている。

線の引き方は Sm の戻り効果の消える、Start から 100 hr 後の点と Shut down の点をむすんである。

3)  $\rho_{BU2}$  は Fig 6-11 より求めている。

4)  $\rho_{total}$  の値は各サイクル開始直後の 10KW の  $\rho_{ex}$  と Shut down 直前の 10MW の  $\rho_{ex}$  の差である。

5) \* は Sm のビルドアップが含まれている。

## 6.7 実験孔の試料反応度効果

### (1) 垂直孔における試料反応度

カプセル構成材の中で最も使用頻度の高い A $\ell$ , SUS を選び、インポートランスの大きい VT-1, VT-10, インコア 6 A, インコア 6 D 孔を対象に試料反応度測定を行った。測定は CR-6 制御棒 (C<sub>1</sub> ~ C<sub>5</sub>: Gang) 較正曲線をもとに等価反応度を求め、Rod position 25% ~ 50%

間の Reactivity を最小二乗法により直線回帰を行った。

実験項目としては

- 1) 重量効果の測定  $\rho \propto m$
- 2) flux 効果の測定  $\rho \propto \phi^2$
- 3) 表面効果の測定  $\rho \propto S$

について行った。

その結果を Table 6-6, Fig 6-12 ~ Fig 6-14 に示す。

#### (2) 気送管における試料反応度

$2^B$  気送管 (Face No 11) は、今回の炉体改修工事期間に改造を行ない計測カプセルの照射が行なえるようになった。又、 $1^B$  気送管も今後、共同利用照射に使用する目的で整備を行なった。

今後の利用照射に必要なデータを得るために、今回の特性試験において次の3項目について測定を行なった。

- 1) 中性子吸収体による反応度の測定
- 2) 中性子吸収体の挿入及び取出しがCIC系に与える影響の測定
- 3) 中性子吸収体による中性子束分布歪の測定

中性子吸収体にはカドミウムを用い、測定はCR-6制御棒 ( $C_1 \sim C_5$ :Gang) 比較法により求め、その際、制御棒校正曲線は、制御棒位置 25 ~ 50 % の範囲内において最小二乗法により直線式に近似した。

これらの結果を Fig 6-15, 6-16 に示す。

#### (3) 時間照射における試料反応度及び安全増幅器出力変動

中性子吸収物質としてカドミウムを使用し、これを外径 25.5 mm  $\phi$  の円筒 (中はボイド) に加工して測定を行った。

測定はCR-6制御棒 ( $C_1 \sim C_5$ :Gang) 比較法により求めた。また参考のため制御棒の反応度吸収計算コードから中性子吸収体の反応度を求め比較のためその結果も載せてある。

測定結果は中性子吸収体の最大吸収反応度は 0.09 %  $\Delta K/K$  (カドミウム表面積 185.6  $\text{cm}^2$ )、照射位置は照射筒先端であった。また、照射位置の変化による吸収反応度の変化は炉心から 400 mm の位置 (燃料ゾーンとの境界) でほぼ零となった。結果のグラフを Fig 6-17, 6-18 に示す。

#### (4) 時間照射装置と # 2 Safety系 (UIC) の干渉

時間照射装置の照射孔の近くに # 2 Safety系 (UIC) があるため、バケットの挿入、取出し時に Safety出力が干渉をうけ、前回までは最大 + 2.13 %、最小 - 8.59 % 変化した。

今回、炉体改修に伴い # 2 Safety系の交換、及びバケット寸法の短縮が行なわれたのでその干渉が従来よりどの位減少したか次の様な2種類のバケットを用いて測定した。

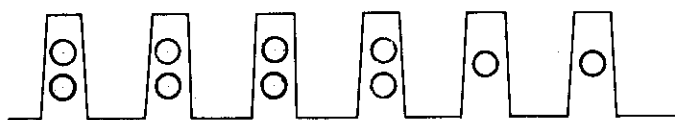
- 1) 2連結空バケット  $48 \phi \times 391 L$
- 2) " (空カプセル2ケ) "

測定は # 2 Safety の出力端子からの出力電圧を降圧 (10 MW - 40 mV) して記録計に入れて行った。

今回の測定結果によると#2 Safety出力変動が最大+1.39%, 最小-4.17%であった。又最大出力変動を起すCoreよりの位置は良く一致したが, 最小に変化する位置は従来より遠くなった。

以上の結果を Fig 6-19, 6-20, 6-21 に示す。

Table 6-6 Reactivity worth of dummy sample (A.L.SUS)  
at VT-1, 6A, 6D, VT-10



	Position	Sample	C 6	等価反応度
① VT-1 flux 効果 SUS 500g  重水温度 17.0~17.5°C (出口)	上端	SUS 500gr	4135	%ΔK/K 0.0763
	548	"	4213	
	448	"	4325	
	348	"	4515	
	248(C・C)	"	4700	
	148	"	4795	
	48	"	4688	
② インコア6D 重量効果(2) Al 200g 17.4~17.6°C  インコア6A 重量効果 Al 200g 17.5~17.7°C	上端	Al No 4	4688	0.0098
	底	"	4698	
	C・C	"	4698	
	上端	"	4690	
	C・C	"	4715	
③ VT-1 表面効果(1) SUS 500g 183°C	上端	SUS No 5	4158	0.4984
	C・C	"	4668	
④ インコア6D 重量効果(1) 18.4~18.5°C SUS 500g  インコア6A 重量効果(3) 18.4~18.5°C SUS 500g	上端	SUS No 1	4668	0.1055
	底	"	4790	
	C・C	"	4776	
⑤ VT-10 重量効果(2) Al 400g 18.1°C	上端	SUS No 1	4776	0.3166
	底	"	5133	
	C・C	"	5100	
	上端	"	5100	
⑥ VT-1 表面効果(2) SUS 500g 18.1°C	上端	Al No 2	4145	0.0371
	C・C	"	4183	
⑦ VT-10 重量効果(1) SUS 500g 18.7°C	上端	SUS No 1	4185	0.5189
	C・C	"	4761	
⑧ VT-1 重量効果(1)  19.0~19.2°C  SUS 200g × 4	上端	SUS No 1	4155	0.0811
	C・C	"	4238	
	上端	SUS No 6	4238	
	C・C	"	4835	
	上端	SUS No 3	4165	
⑨ VT-10 重量効果(2) 19.4~19.7°C  Al 200g × 4	C・C	" × 4ヶ	5038	0.8531
	"	" × 3ヶ	4870	
	"	" × 2ヶ	4680	
	"	" × 1ヶ	4455	
	上端	—	4165	
⑩ VT-10 重量効果(2) 19.4~19.7°C  Al 200g × 4	上端	—	4170	0.2999
	C・C	Al No 4	4480	
	"	" × 3ヶ	4410	
	"	" × 2ヶ	4333	
	上端	" × 1ヶ	4253	
	上端	—	4173	0.0781

注) 出力 100 W, 測定日時 51年5月21日, 制御棒 C<sub>1</sub>~C<sub>5</sub>, 43%

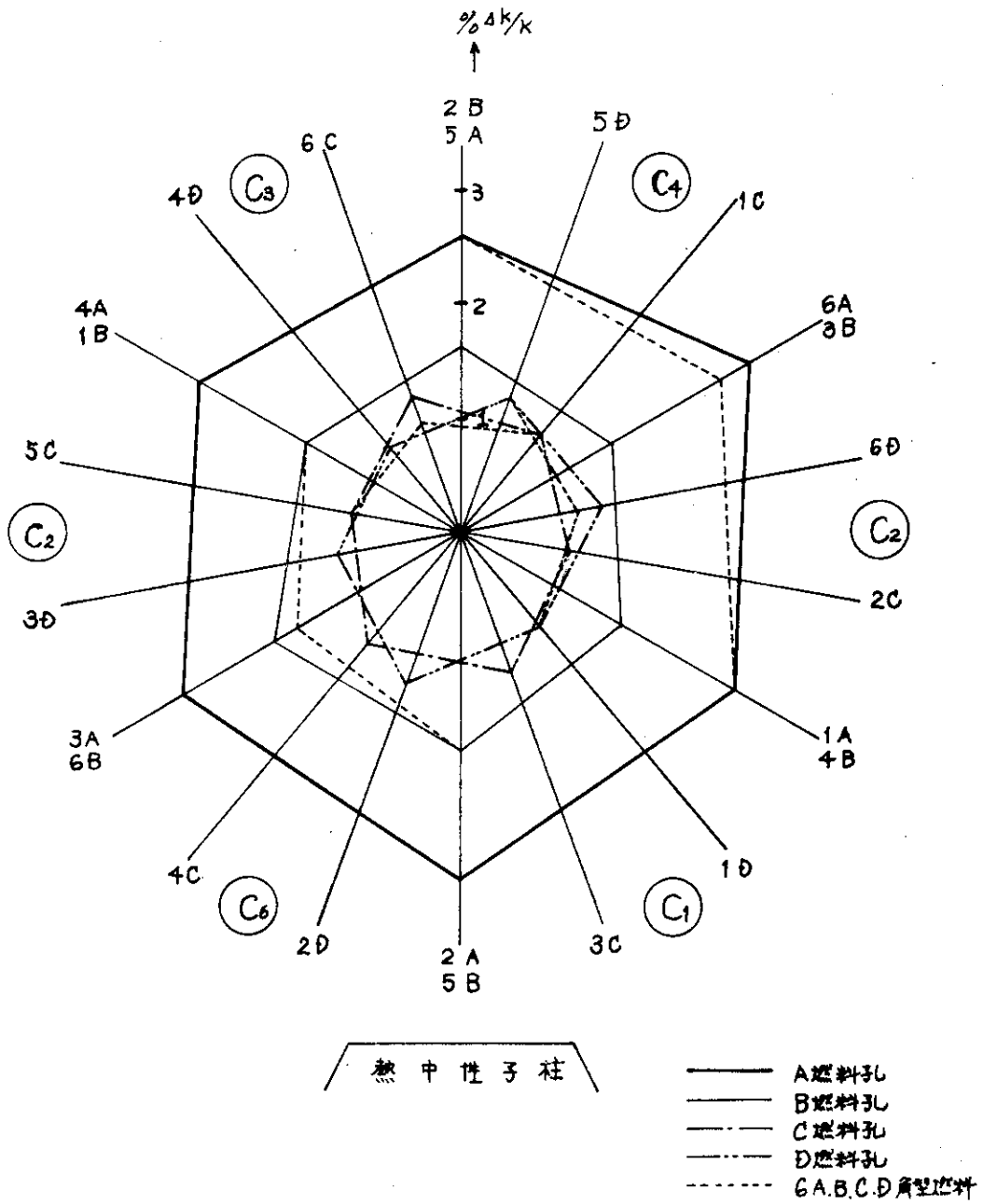


Fig.6-1 Distribution of fuel reactivity worth

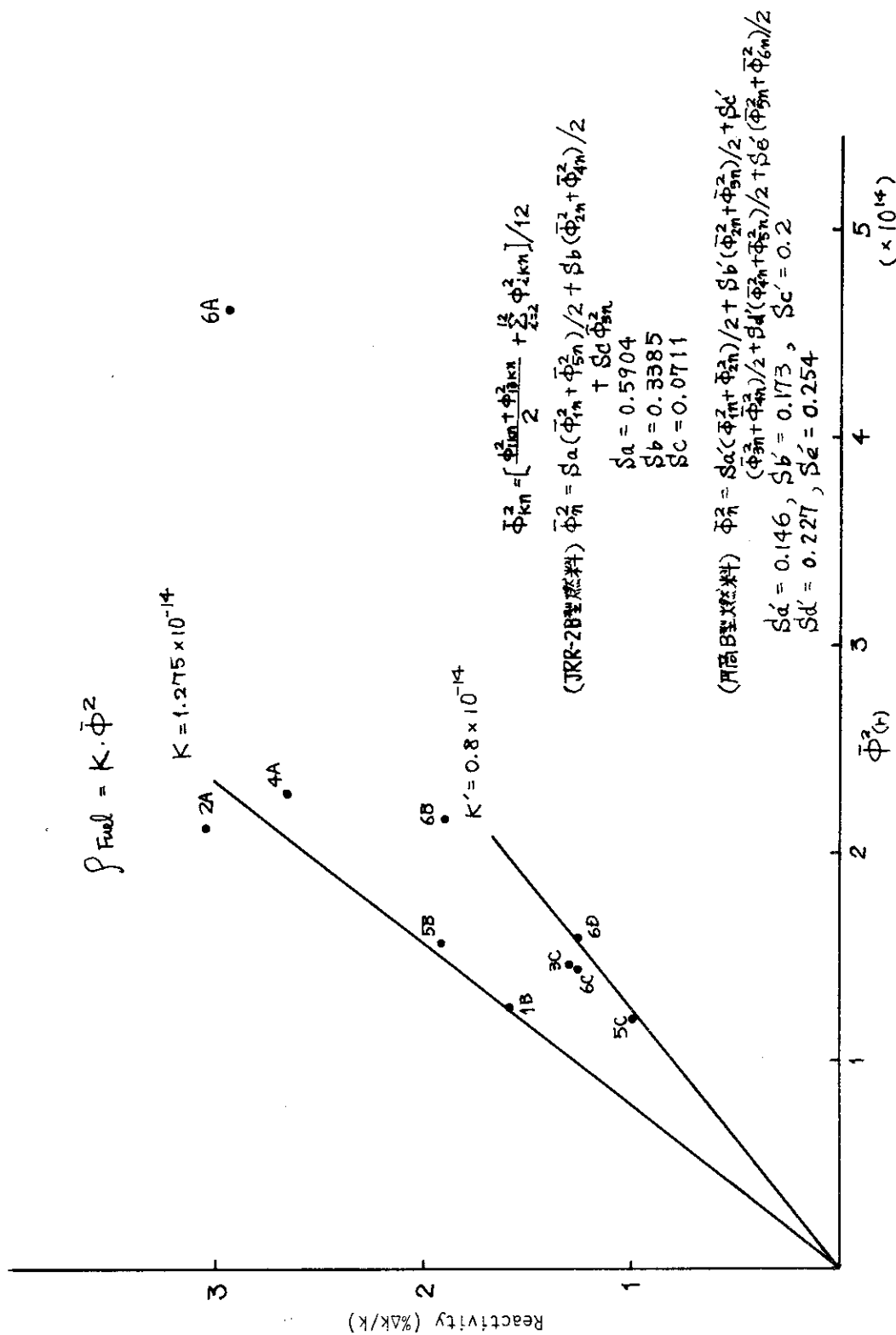


Fig.6-2 Reactivity worth of fuel elements vs. statistical weight ( $\bar{\phi}^2$ )

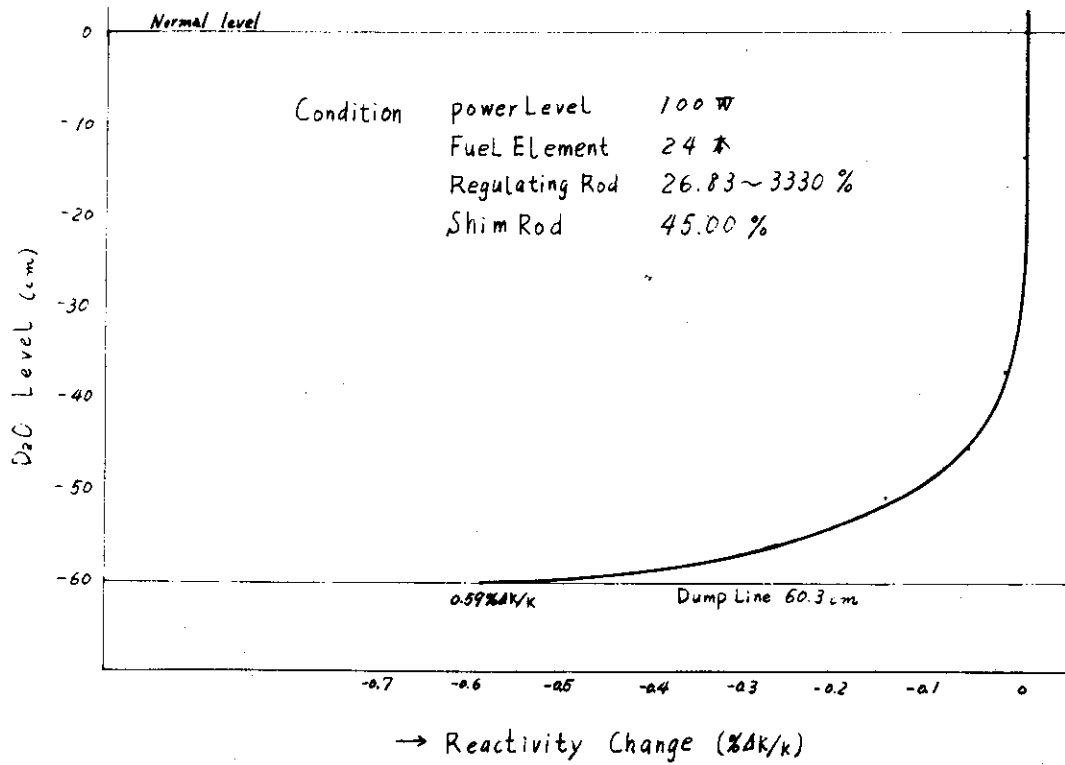
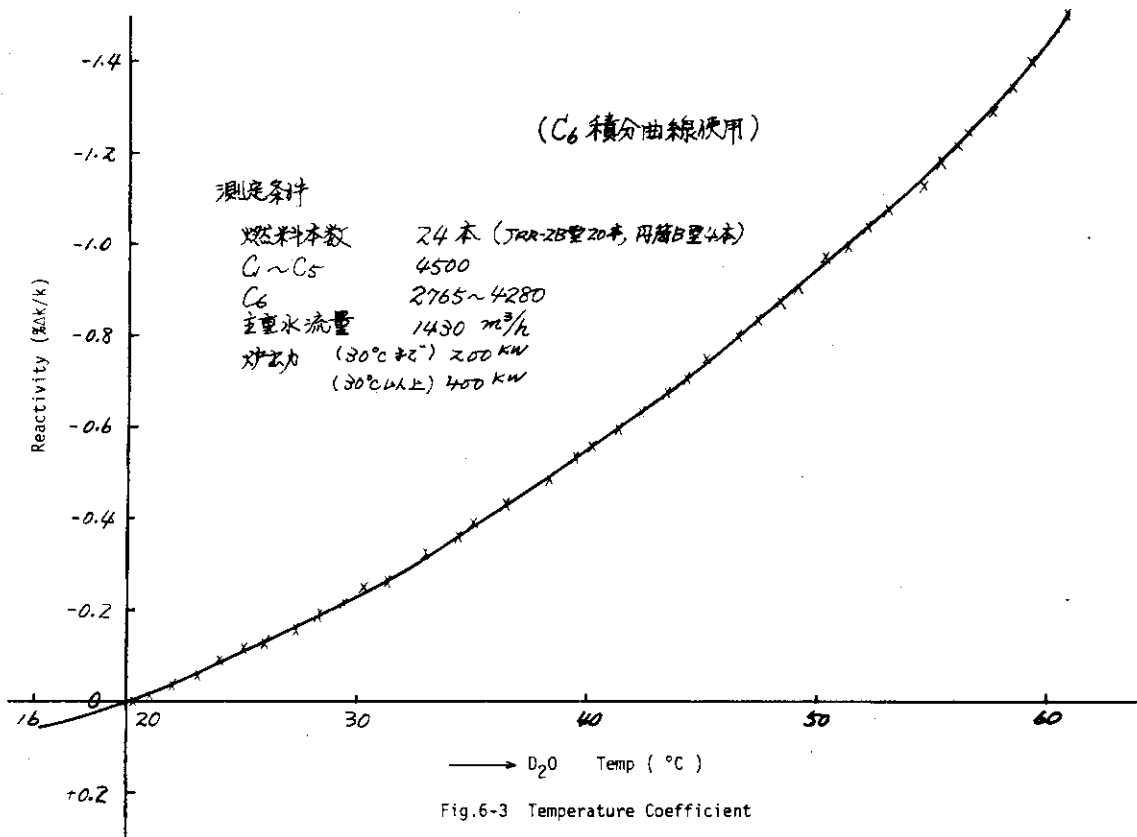


Fig 6-4 D<sub>2</sub>O top reflector effect

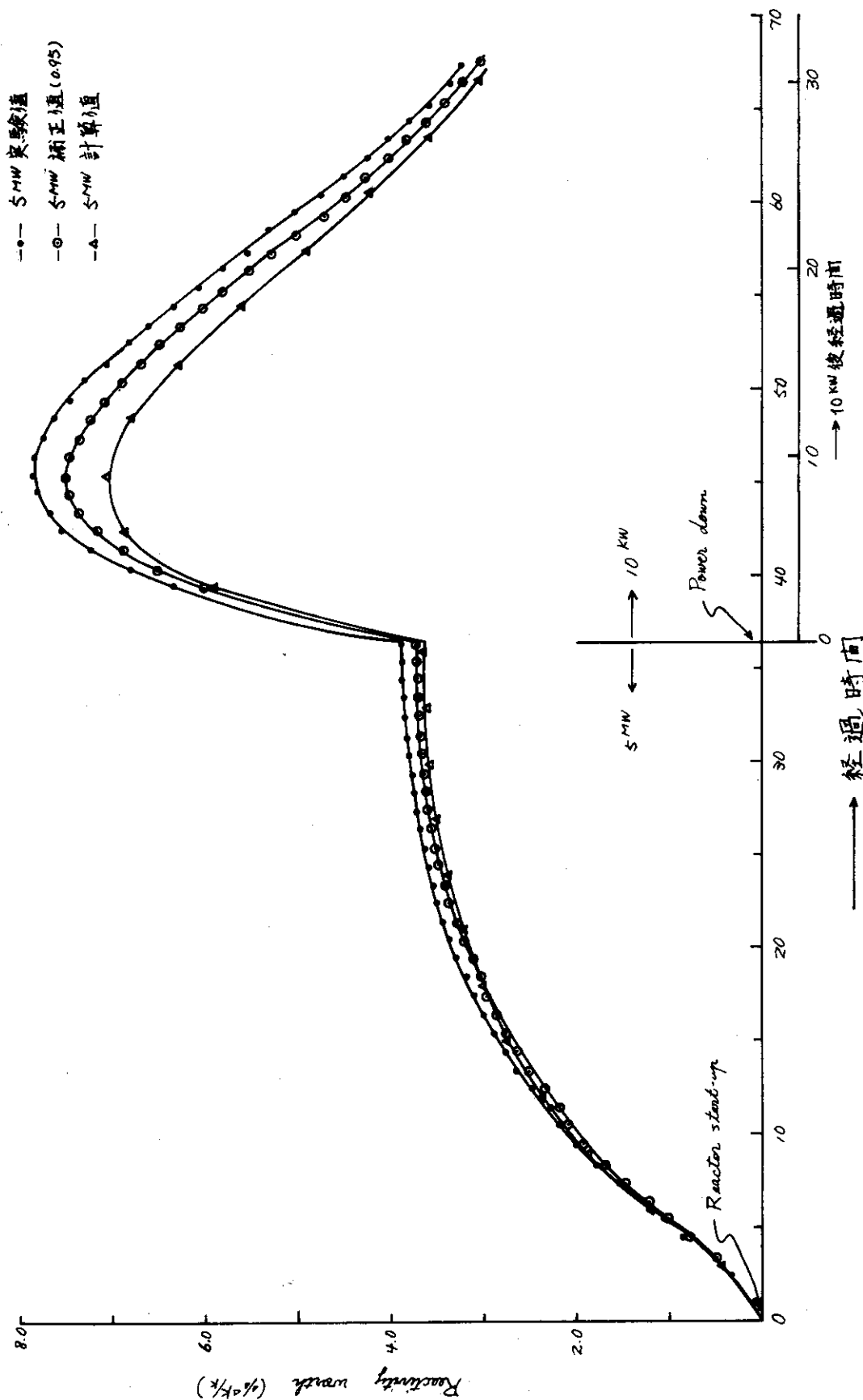


Fig. 6-5 Reactivity worth of Xenon-135

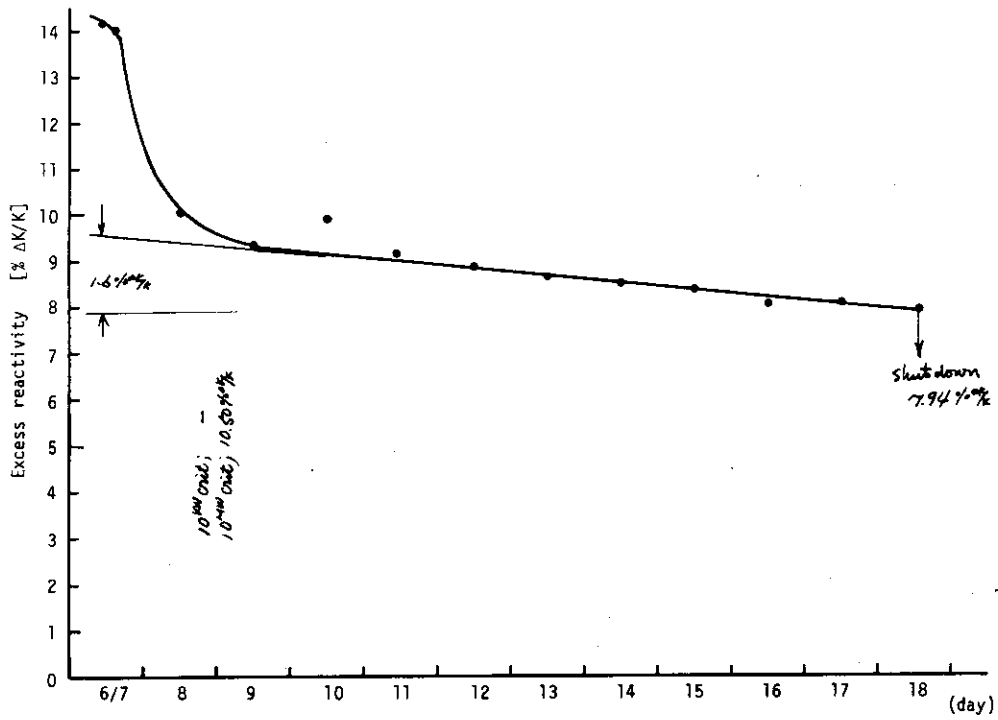


Fig.6-6 Change of Excess reactivity at R2-51-02 cycle

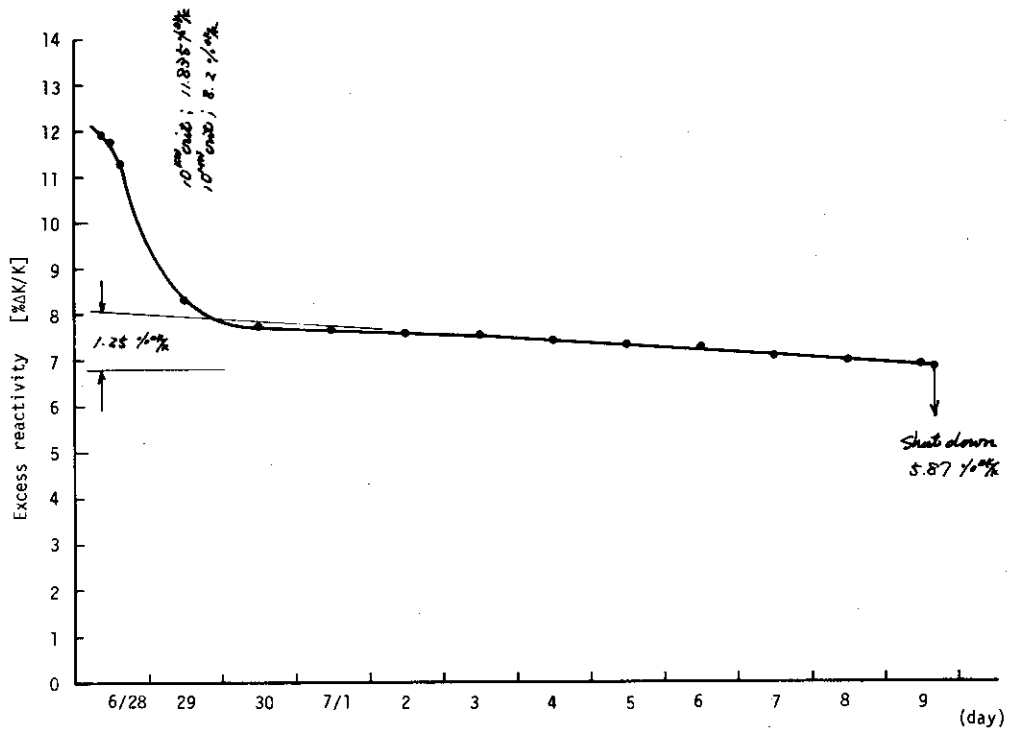


Fig.6-7 Change of Excess reactivity at R2-51-03 cycle



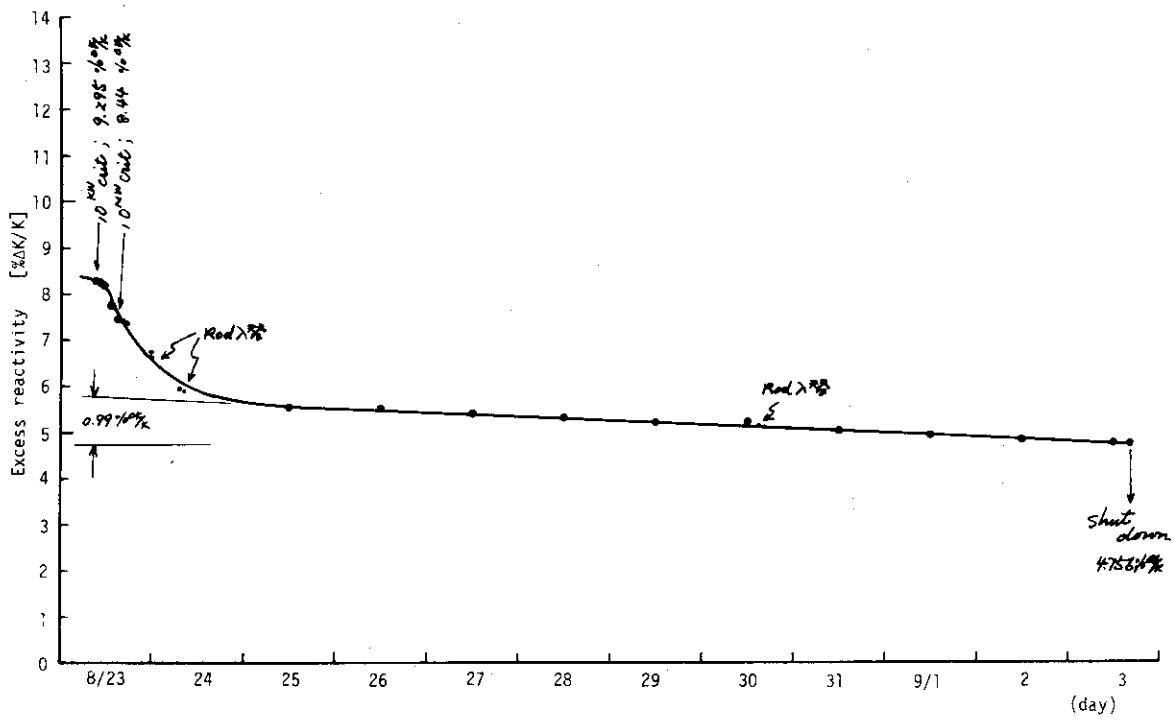


Fig.6-8 Change of Excess reactivity at R2-51-04 cycle

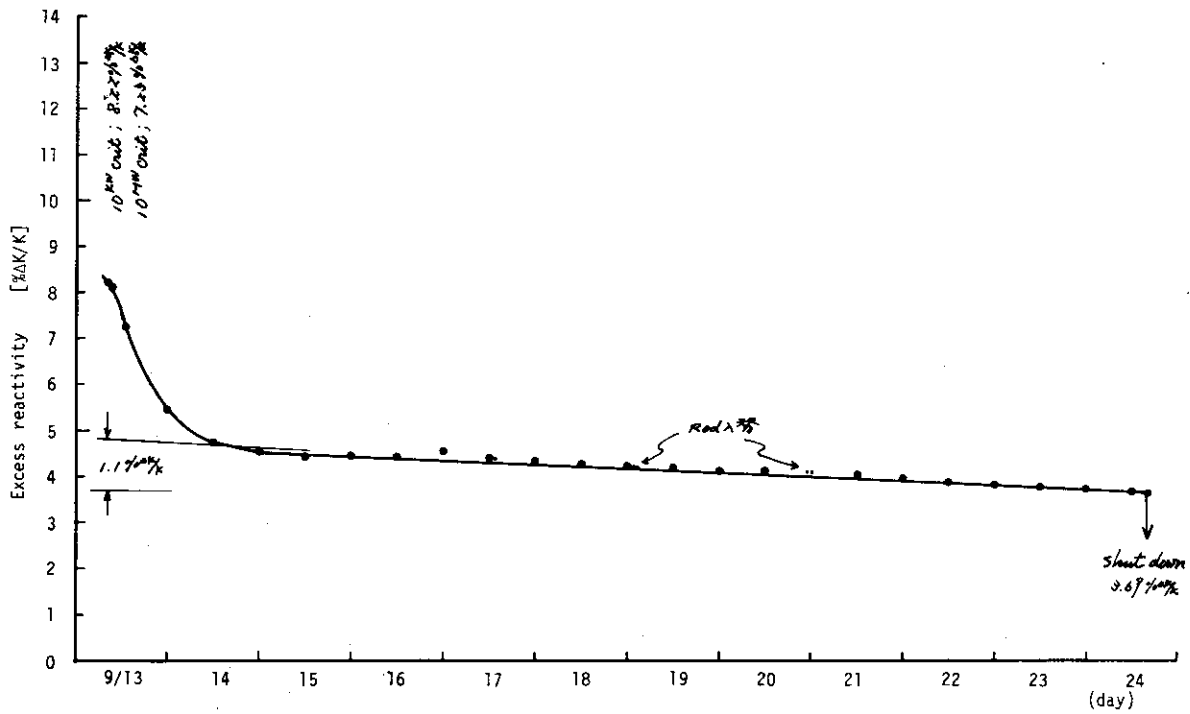


Fig.6-9 Change of Excess reactivity at R2-51-05 cycle

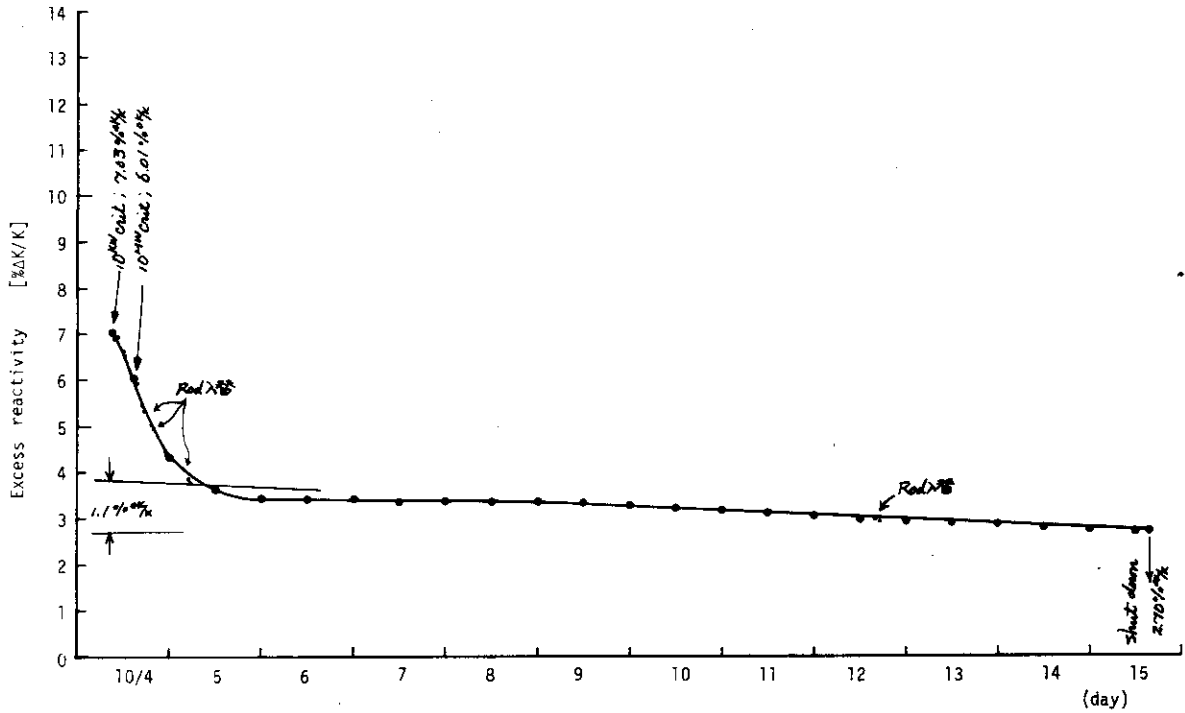


Fig. 6-10 Change of Excess reactivity at R2-S1-06 cycle

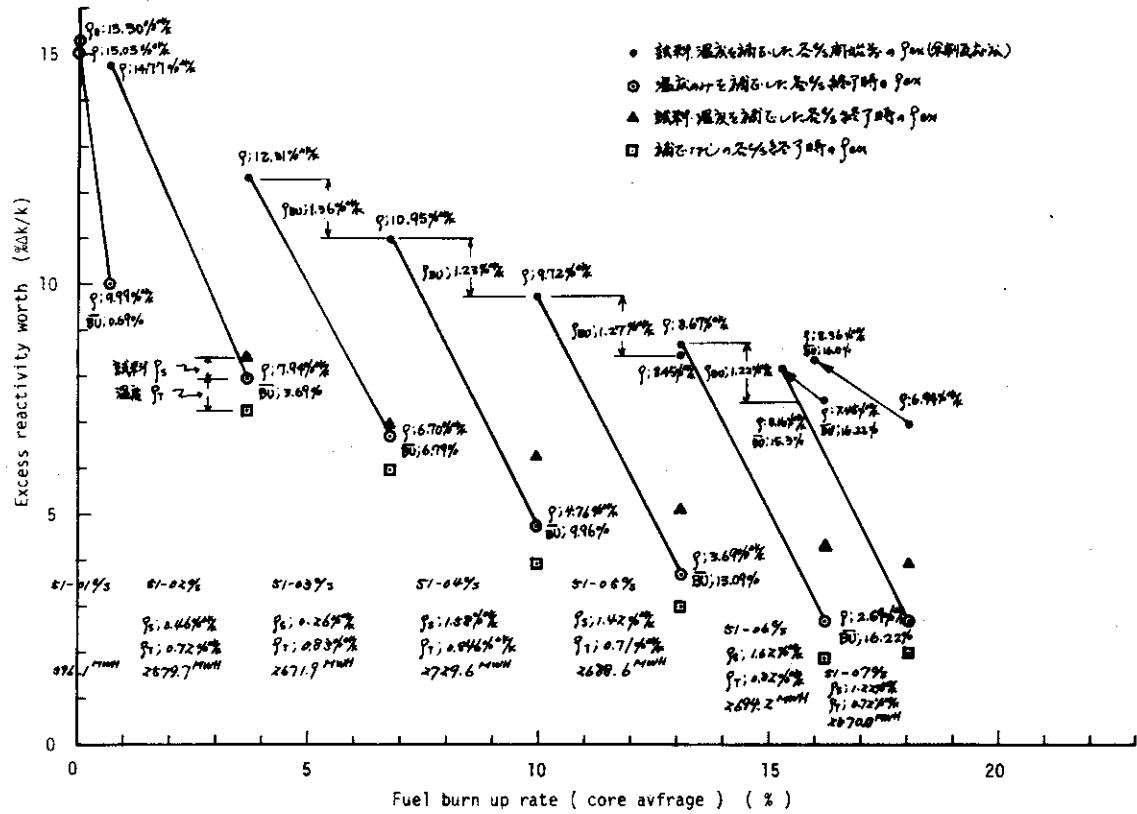


Fig. 6-11 Excess reactivity worth vs. fuel burn up rate

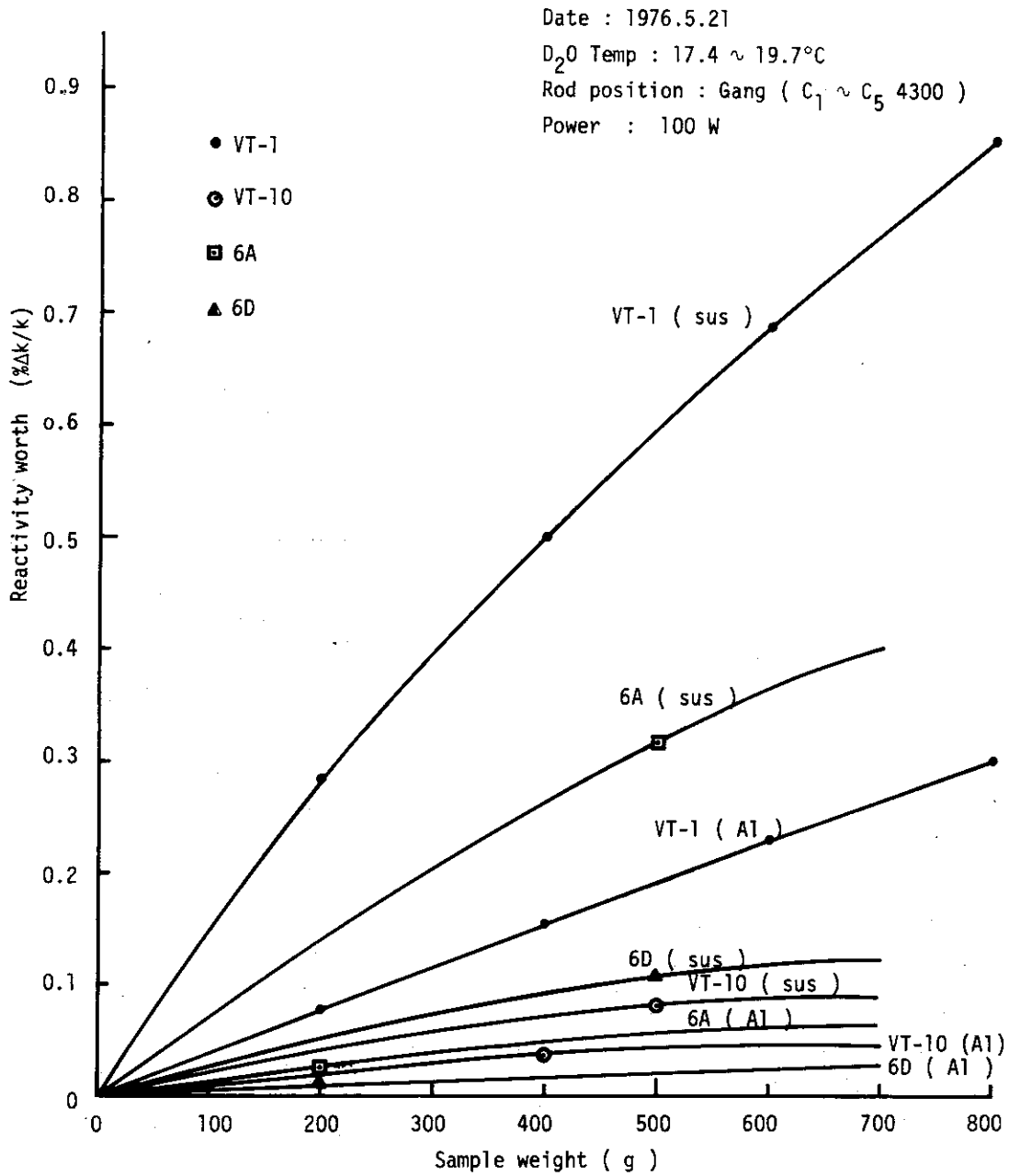


Fig.6-12 Reactivity worth vs. sample weight at VT-1 , VT-10 , 6A , 6D

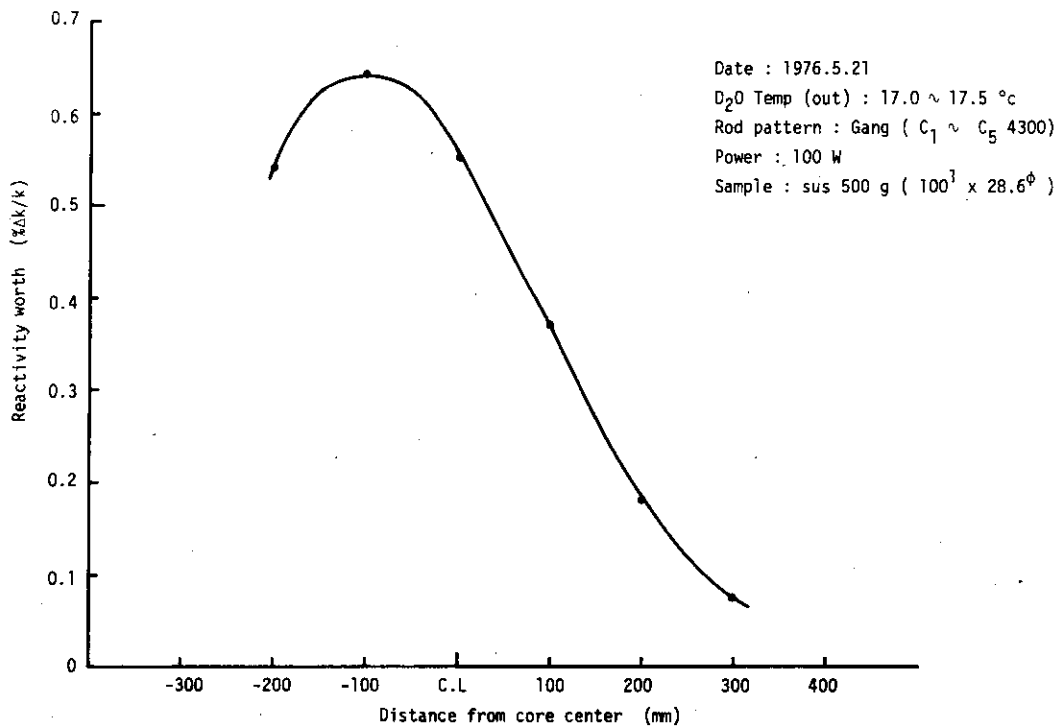


Fig.6-13 Reactivity worth of the sample (sus) vs. axial position at VT-1

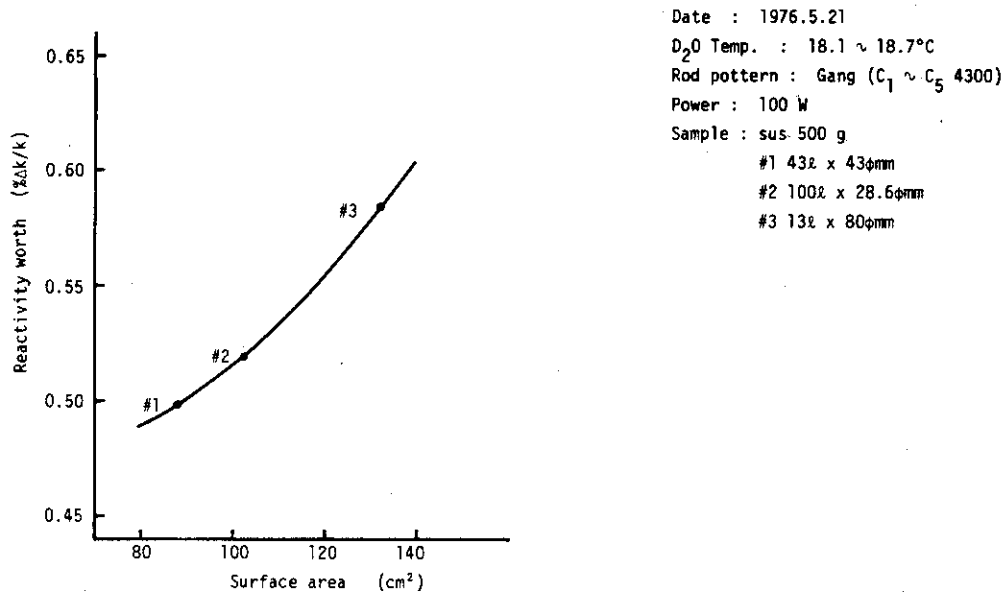


Fig.6-14 Reactivity worth of the sample (sus) vs. sample surface area

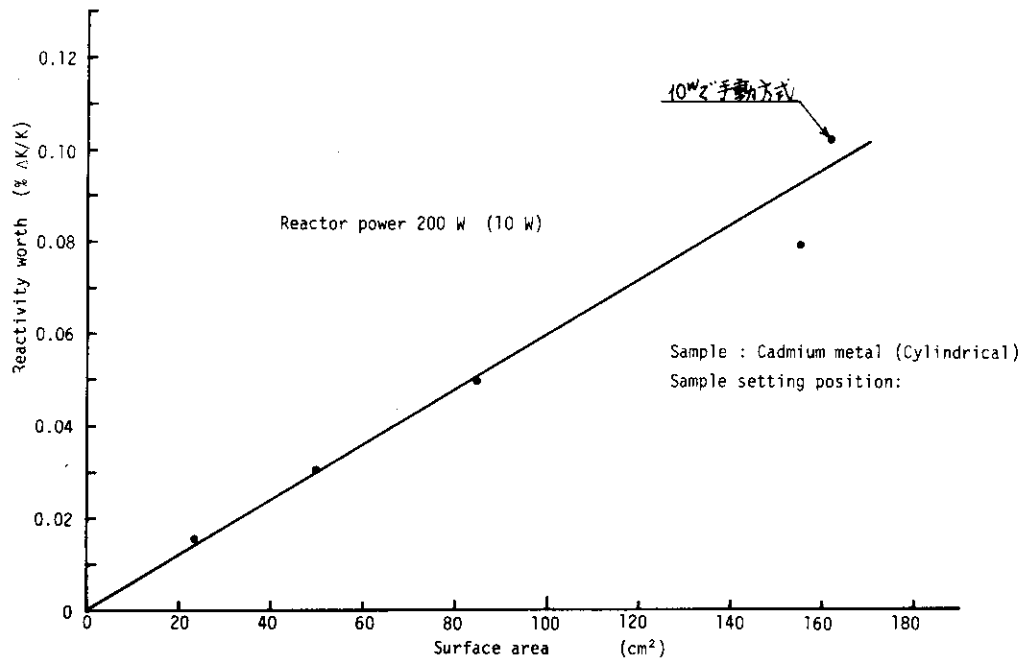


Fig.6-15 Reactivity worth of the sample (Cd) vs. sample surface area at 2<sup>B</sup> pneumatic tube

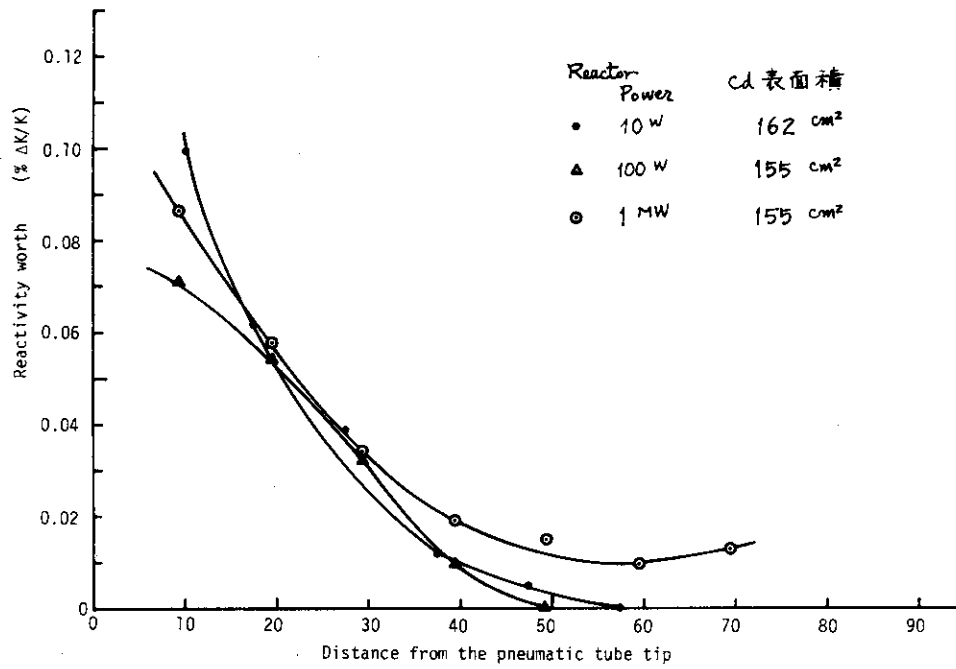


Fig.6-16 Reactivity worth of Cdium vs. position at 2<sup>B</sup> pneumatic tube

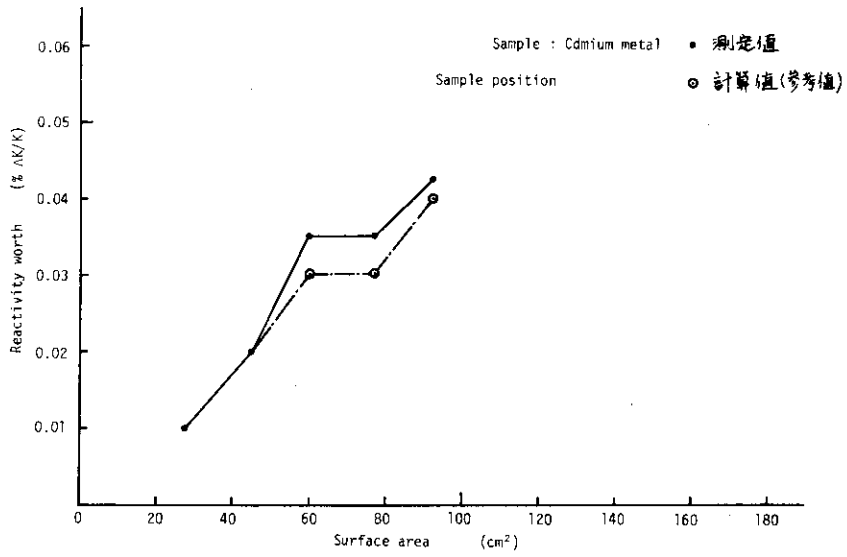


Fig.6-17 Reactivity worth of the sample (Cd) vs. sample surface area at 2<sup>B</sup> tube (Time irradiation hole)

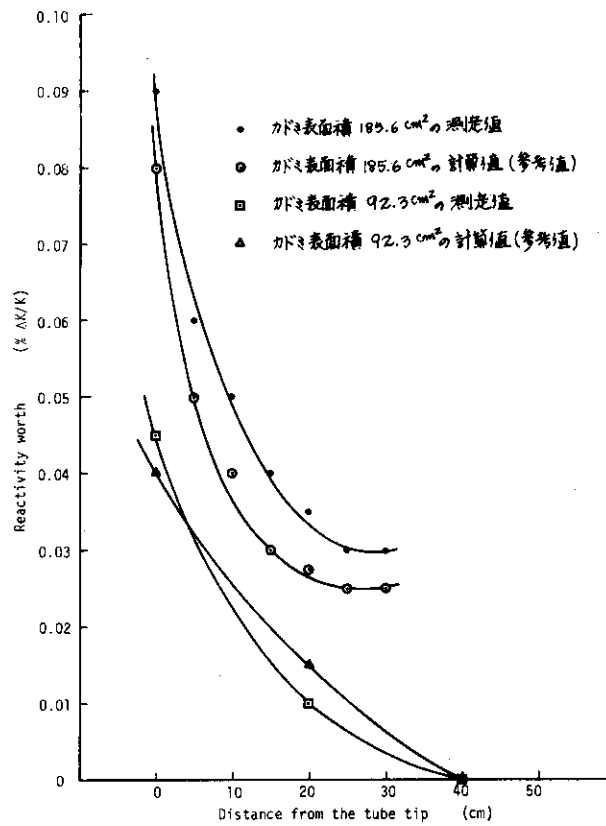


Fig.6-18 Reactivity worth of Cdium vs. position at 2<sup>B</sup> tube (Time irradiation hole)

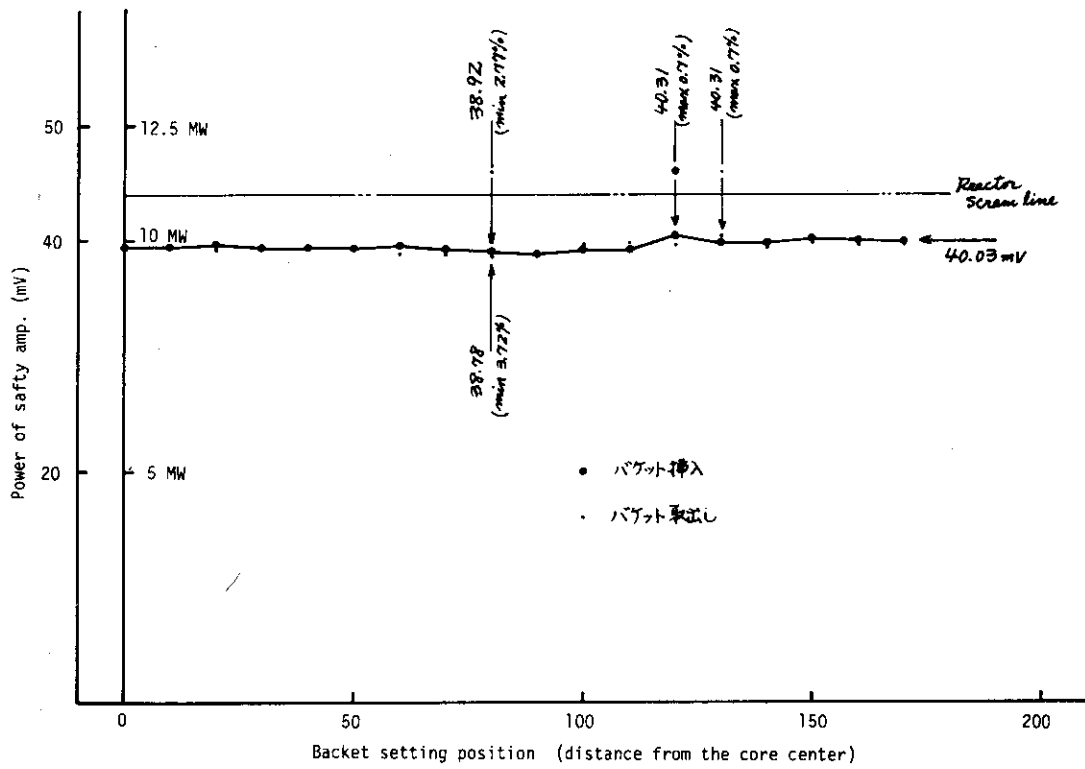


Fig.6-19 Power of safty amp. NO.2 vs. two-buckets setting position at 2<sup>B</sup> tube (Time irradiation hole)

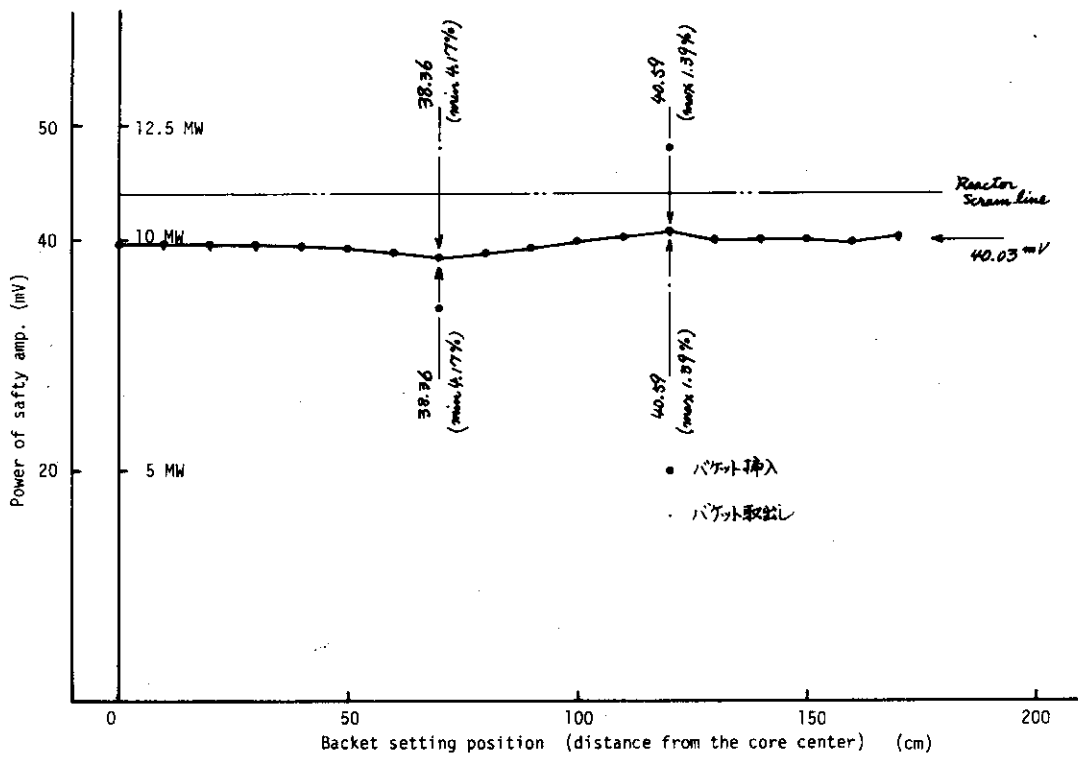


Fig.6-20 Power of safty amp. NO.2 vs. Two-buckets (2 capsules) setting position at 2<sup>B</sup> tube (Time irradiation hole).

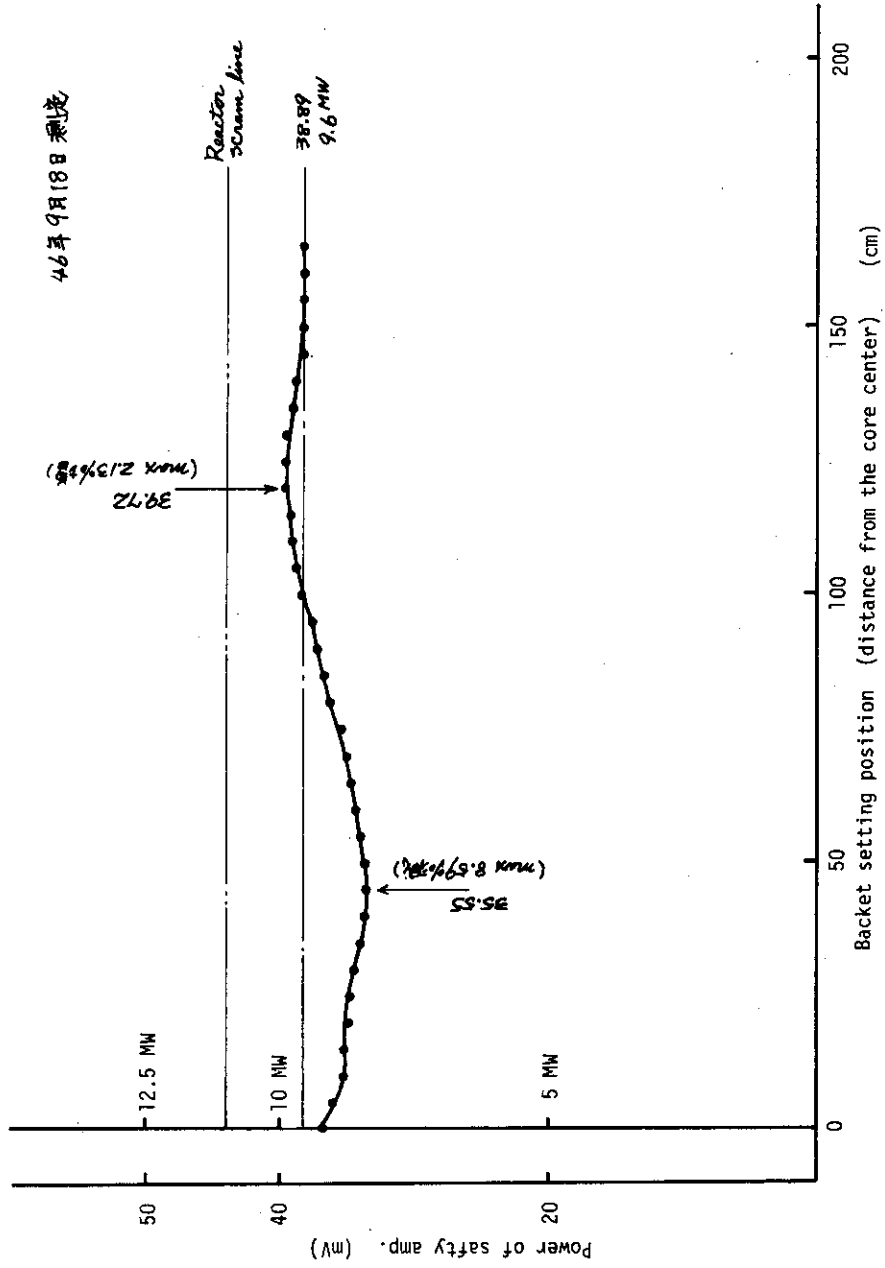


Fig.6-21 Power of safety amp. NO.2 vs. Three-buckets setting position at 2<sup>B</sup> tube  
(Time irradiation hole)



## 7. 出力較正

### 7.1 概要

出力較正は、原子炉の安全運転に欠くことのできない特性試験の一つである。JRR-2の出力制御は計測孔に設置してある中性子検出器(CIC)で検出し、これを線型出力計(Lin-N)に記録している。したがって、原子炉の熱出力を直接制御していないので、中性子検出器の検出電流と炉熱出力との対応をつけなければならない。

JRR-2の中性子検出器はLin-N用のCICの他に対数型出力計(Log-N)用のCIC及び安全系の2チャンネルのUICがある。これらの検出器は、放射線損傷などによる劣化が生じたのでケーブル、コネクタを含め、全数の検出器を改修工事期間中に交換した。

低出力での出力基準は、改修工事前にサーマルコラムに仮設し較正したモニタ・チャンネル(CIC)で行った。その後の出力較正は400KW、5MW及び10MWでの試験運転で熱出力を求め、中性子検出器の位置又は各出力でのアンプ利得を調整した。

### 7.2 出力較正の方法及びその結果

JRR-2改修工事後の出力較正は、次の3ステップで行ない、Table 7-1の出力較正係数を得た。

Table 7-1 Power Calibration factor

期 間	Lin-N μA/10 MW	Lin-N (KW)	熱 出 力		熱出力 Lin-N	Power cal. factor
			(KW)	補正後(KW)		
臨界以後 5/13 まで	70	400	233	256 (1.098)	0.64	1.56
5/14	140 (CIC 100 mm 移動含む)	400	386	424 (1.098)	1.06	0.94
5/28		5000	5250		1.05	
			5300		1.06*	
			5400		1.08	
5/30 (6/1)	120	10000	9127** (9085)		0.9127	1.09
"			9213		0.9213	
"			9277		0.9277	
2)			9302		0.9302	

#### (1) 初期設定

改修工事期間中に取出した旧中性子検出器は米国のW.H社のCIC(型式WL-6377)及びUIC(型式WL-6937)で昭和35年10月から48年12月まで使用した。検出器近辺の熱中性子及び

$\gamma$ 線による吸収線量は積算で約  $7.8 \times 10^8$  Radに達し、特に、ケーブルに放射線損傷が見られた。これが、これまでのペリオド計へのノイズ要因の一つと考えられる。また、旧中性子検出器は、カドミニウム板で中性子感受部の一部を包み熱中性子感度を調整していた。

新しい中性子検出器にはカドミニウム板を巻かなくてもよいようにし、中性子検出感度が旧検出器の $\frac{1}{2}$ 以下である、W・H社のWL-23196型のCICを採用した。この検出器の中性子感度はJRR-2の計測孔に挿入前に、JRR-4のリドタンク実験孔で測定した結果約  $184 \times 10^{-14}$  A/n/cm<sup>2</sup>・secであった。また、プラトー特性、直線性、 $\gamma$ 補償特性などを測定し、検出器の性能に問題がないことを確認した。

各出力計の中性子検出器はFig 7-1に示すように計測孔の中心部に挿入した。この部分には、炉心からの $\gamma$ 線を防ぐために約10cm厚さの鉛で遮蔽がしてある。

改修後の初期運転時のLin-N出力計アンプ利得は第1ステップとして  $70 \mu\text{A}/10\text{MW}$  に仮設定し、初期運転はサーマルコラムに仮設したモニタ・チャンネル(CIC)を用い、Fig 7-2を基準に行った。

次に、原子炉出力をLin-N出力指示で400KWまで出力上昇し、重水ポンプDP-4を運転し熱出力を求めた。このときの熱出力は約233KWであった。DP-4による流量はFig 7-3の性能曲線から読みとると  $47.4 \text{ m}^3/\text{h}$ である。

### (2) 粗調整

中性子検出器の位置と出力電流の関係、及び第1ステップでの熱出力測定値に基づいて、第2ステップでは、Lin-Nの検出器(CIC)を計測孔の中心になるよう、100mm深く挿入し、アンプ利得を  $70 \mu\text{A}/10\text{MW}$  から  $140 \mu\text{A}/10\text{MW}$  に調整した。

この調整後の5MWの出力上昇試験運転で熱出力は約6% Lin-N出力指示より高く、次の微調整を行った。

### (3) 微調整

10MW連続試験運転に当たって、Lin-Nのアンプ利得は粗調整のまゝだと熱出力が10MWを超加するので  $140 \mu\text{A}/10\text{MW}$  から  $120 \mu\text{A}/10\text{MW}$  に再調整した。この値は、燃焼度が上がっていくと、熱出力が10%以上高くなることを予想して、当面、Lin-N出力計の指示値に対し熱出力が90%になるよう算出した。

調整するLin-Nアンプ利得の値 = x

粗調整におけるLin-N出力計指示に対する熱出力比 = 1.06

$$x = \frac{0.9 \times 140}{1.06} = 118.9 = 120 \mu\text{A}/10\text{MW}$$

調整後の高出力試験運転でLin-N出力指示(10MW)に対して熱出力は約9MWであった。(Fig 7-4参照)

その後の高出力連続運転でのLin-N出力計指示と熱出力の関係はTable 7-2-(1)~7-2-(5)、Fig 7-4に示す。高出力運転再開後約300時間で熱出力は10.5MWを超えたので、熱出力を基準に運転している。

安全系のアンプ利得は、高出力運転開始時に以下の値に設定した。

Log-N アンプ利得	150 $\mu$ A/10MW
Safety #1 " (安全出力計)	70 $\mu$ A/10MW
Safety #2 " ( " )	70 $\mu$ A/10MW

中性子検出器の位置での中性子束は燃焼度等によって変動する。従って、最高出力10MWで運転する場合、安全出力計 (Safety #1, #2) は炉の安全上、常に熱出力と一致するように Gain調整した。

### 7.3 熱出力の評価

改修工事後の運転実績に基づいて Lin-N出力指示と熱出力の関係を整理すると Fig 7-4 のようになる。10MWの出力上昇試験から R2-51-3 までに Lin-Nと比較して熱出力が約17%相対的に上昇している。その後、さらに変化し30~40%上昇で平衡に達している。これは燃料の燃焼度が進み、また、Sm等の毒物効果及び照射試料によって余剰反応が減少し制御棒の吸収体位置が高くなり炉心中性子束が平坦化したためである。

炉心で発生した熱の大部分は一次系の重水及び熱遮蔽軽水系で外部に取出されている。この熱遮蔽軽水系での熱除去量は Fig 7-5 によると全体の2.5~2.65%である。

なお、熱出力の算出に当っては次式により求めた。

$$P = 1.268 \times \Delta T_{D_2O} \times F_{D_2O} + 1.14 \times \Delta T_{H_2O} \times F_{H_2O} \quad (\text{一次側})$$

$\Delta T_{D_2O}$  : 重水系の温度差 ( $^{\circ}$ C) ( $\Delta T$ 記録計又はTX-1, 2, 3より)

$F_{D_2O}$  : 重水系の流量 ( $m^3/hr$ )

$\Delta T_{H_2O}$  : 熱遮蔽軽水の温度差 ( $^{\circ}$ C) TX-5, 6より

$F_{H_2O}$  : " の流量 ( $m^3/h$ )

係数 (1.268) : 重水の出力換算係数

" (1.14) : 軽水の "

$$P_{2ry} = 1.153 \times \Delta T_{2ry} \times F_{2ry} \quad (\text{二次側})$$

$\Delta T_{2ry}$  : 2次冷却水の温度差 ( $^{\circ}$ C)

$F_{2ry}$  : " の流量 ( $m^3/h$ )

Table 7-2-(1) Reactor thermal power VS. Lin-N, Log-N Safety # 1, Safety # 2

項目 日時	公称出力 Lin-N	Reactor thermal power (MW)		Log-N		Safety # 1		Safety # 2	
		ΔT	熱出力 Lin-N	出力値	Log-N Lin-N	出力値	出力値 Lin-N	出力値	出力値 Lin-N
10MW出力上昇試験運転									
R2-51-02									
1976 6/1	10MW	9.127MW	0.9127	855MW	0.855	82	0.82	90	0.90
"	"	9.213	0.9213	862	0.862				
"	"	9.277	0.9277	841	0.841				
2	"	9.302	0.9302	844	0.844				
R2-51-03									
6/8	10MW	9.657	0.9657	881	0.881	85	0.85	90	0.90
9	"	9.718	0.9718	878	0.878	86	0.86	90	0.90
10	"	9.929	0.9929	888	0.888				
11	"	9.963	0.9963	887	0.887	88	0.88	90	0.90
12	"	10.193	1.0193	900	0.900				
13	"	10.306	1.0306	903	0.903				
14	"	10.379	1.0379	903	0.903				
15	"	10.470	1.0470	904	0.904				
16	9.5	10.028	1.0556	842	0.886				
17	"	10.073	1.0603	845	0.889				
18	"	10.139	1.0673	876	0.922				
R2-51-03									
6/29	9.25 MW	9.757	1.0548	781	0.844	78	0.843	83	0.897
30	"	9.906	1.0709	783	0.846	78	0.843	83	0.897
7/1	"	9.955	1.0762	791	0.855				
2	"	10.002	1.0812	787	0.851				
3	"	10.023	1.0835	783	0.846				
4	"	10.023	1.0878	794	0.858	78	0.843	83	0.897
5	"	10.065	1.0881	786	0.849	79	0.854	83	0.897
6	"	10.061	1.0876	783	0.846				
7	"	10.095	1.0913	788	0.852	78	0.843	83	0.897
8	"	10.118	1.0938	788	0.852	79	0.854	83	0.897
9	"	10.144	1.0966	790	0.854				

Table 7-2-(2) Reactor thermal power VS. Lin-N, Log-N, Safety #1, Safety #2

項目 日時	公称出力 Lin - N	Reactor thermal power (MW)		Log - N		Safety # 1		Safety # 2	
		$\Delta T$	$\frac{\text{熱出力}}{\text{Lin-N}}$	出力値	$\frac{\text{Log-N}}{\text{Lin-N}}$	出力値	$\frac{\text{出力値}}{\text{Lin-N}}$	出力値	$\frac{\text{出力値}}{\text{Lin-N}}$
8/23	1000 MW 925	10904 10316	1.0904 1.1152	7.83 7.00	0.783 0.757	7.9	0.790	9.0	0.900
24	8925 8625	10242 10125	1.1476 1.1739	6.91 6.76	0.774 0.784	7.0	0.812	8.1	0.939
25	"	10151	1.1769	6.71	0.778	6.8	0.788	7.9	0.916
26	"	10200	1.1826	6.62	0.768	6.8	0.788	7.9	0.916
27	8.50	10131	1.1919	6.53	0.768	6.8	0.800	7.8	0.918
28	"	10128	1.1915	6.62	0.779	6.8	0.800	7.8	0.918
29	"	10141	1.1931	6.65	0.782	6.7	0.788	7.8	0.918
29	"	10258	1.2068	6.60	0.776				
29	8.25	9975	1.2098	6.47	0.784	6.6	0.800	7.5	0.909
30	"	10022	1.2148	6.35	0.770	6.6	0.800	7.5	0.909
31	"	10055	1.2188	6.55	0.794	6.7	0.812	7.6	0.921
9/1	"	10052	1.2184	6.13	0.743	6.7	0.812	7.6	0.921
2	"	10074	1.2211	6.45	0.782	6.7	0.812	7.6	0.921
3	"	10095	1.2236	6.46	0.783				

R 2 - 51 - 04

Table 7-2-(3) Reactor thermal power VS. Lin-N, Log-N, Safety # 1, Safety # 2

項目 日時	公称出力 Lin-N	Reactor thermal power (MW)		Log - N		Safety # 1		Safety # 2	
		ΔT	熱出力 Lin-N	出力値	$\frac{\text{Log-N}}{\text{Lin-N}}$	出力値	$\frac{\text{出力値}}{\text{Lin-N}}$	出力値	$\frac{\text{出力値}}{\text{Lin-N}}$
9/13	825	9746	1.1835	6.18	0.749	6.5	0.788	7.5	0.909
14	"	10047	1.2178	6.20	0.752	6.7	0.812	7.6	0.912
15	"	10168	1.2325	6.18	0.749				
	800	9914	1.2393	6.05	0.756				
16	"	9957	1.2446	6.11	0.764	6.5	0.813	7.4	0.925
17	"	10046	1.2558	6.09	0.761	6.5		7.4	0.925
	7925	10058	1.2698						
18	"	10028	1.2654	6.08	0.767	6.5	0.820	7.3	0.921
19	7825	9919	1.2676	6.07	0.776				
20	"	9919	1.2676	6.00	0.767	6.4	0.818	7.2	0.920
	7925	9986	1.2601	6.09	0.768	6.4	0.808	7.3	0.921
21	"	10060	1.2694	6.12	0.772	6.5	0.820	7.3	0.921
22	"	10139	1.2794	6.05	0.764	6.5	0.820	7.3	0.921
23	775	10037	1.2951	6.01	0.775				
24	"	10442	1.2957	6.02	0.777	6.3	0.813	7.1	0.916

R 2-51-05

Table 7-2-(4) Reactor thermal power VS. Lin-N, Log-N, Safety # 1, Safety # 2

項目 日時	公称出力 Lin-N	Reactor thermal power(MW)		Log-N		Safety # 1		Safety # 2	
		ΔT	熱出力 Lin-N	出力値	Log-N Lin-N	出力値	出力値 Lin-N	出力値	出力値 Lin-N
10/4	8.00	10.096	1.2620	6.10	0.763	6.5	0.813	7.3	0.913
5	7.75	10.197	1.3157	6.00	0.774	6.4	0.826	7.1	0.916
6	7.50	9.977	1.3303	5.95	0.793				
7	"	10.045	1.3393	5.93	0.791	6.2	0.827	6.8	0.907
8	"	10.011	1.3348	5.98	0.797	6.2	0.827	6.8	0.907
9	"	9.972	1.3296	5.95	0.793	6.2	0.827	6.8	0.907
10	"	9.945	1.3260	5.92	0.789	6.25	0.833	6.8	0.907
11	"	9.969	1.3292	5.95	0.793	6.2	0.827	6.8	0.907
12	"	10.134	1.3512	5.95	0.793	6.2	0.827	6.8	0.907
13	"	10.164	1.3552	5.99	0.799	6.2	0.827	6.8	0.907
14	"	10.124	1.3499				0.827		
15	"	10.050	1.3400	6.00	0.800	6.25	0.833	6.8	0.907
	"	10.038	1.3384	5.99	0.799	6.2	0.827	6.8	0.907

R 2 - 51 - 06

Table 7-2-(5) Reactor thermal power VS. Lin-N, Log - N, Safety #1, Safety #2

項目 日時	公称出力 Lin-N	Reactor thermal power (MW)		Log - N		Safety # 1		Safety # 2	
		$\Delta T$	$\frac{\text{熱出力}}{\text{Lin-N}}$	出力値	$\frac{\text{出力値}}{\text{Lin-N}}$	出力値	$\frac{\text{出力値}}{\text{Lin-N}}$	出力値	$\frac{\text{出力値}}{\text{Lin-N}}$
10/25	7.500	9.913	1.3217	5.88	0.784	6.8	0.905	6.8	0.905
	7.255	9.907	1.3655	5.87	0.809				
26	"	9.977	1.3752	5.85	0.806	6.1	0.841	6.5	0.896
	7.125	9.866	1.3847	5.68	0.797				
27	"	9.875	1.3860	5.78	0.811	6.0	0.842	6.5	0.912
	"	9.844	1.3816	5.80	0.814				
28	7.275	9.905	1.3615	5.80	0.797				
29	7.125	9.809	1.3767	5.33	0.748				
	7.250	9.930	1.3697	5.85	0.807				
30	7.125	9.735	1.3663	5.73	0.804	5.9	0.828	6.4	0.898
	7.1875	9.833	1.3681	5.74	0.799				
	7.250	9.898	1.3652	5.70	0.786				
31	"	9.949	1.3723	5.73	0.790				
	7.125	9.910	1.3909	5.60	0.786				
	"	9.967	1.3989	5.66	0.794	5.9	0.828	6.4	0.898
11/1	7.000	9.873	1.4104	5.80	0.829				
2	"	9.832	1.4046	5.70	0.814	5.9	0.843	6.3	0.900
	7.0625	9.874	1.3981	5.70	0.807				
3	"	9.865	1.3962	5.62	0.796				
	7.125	9.876	1.3846	5.60	0.786				
4	"	9.916	1.3861	5.57	0.782	5.9	0.828	6.4	0.898
5	"		1.3917	5.52	0.775	6.0	0.848	6.4	0.898

R 2 - 51 - 07



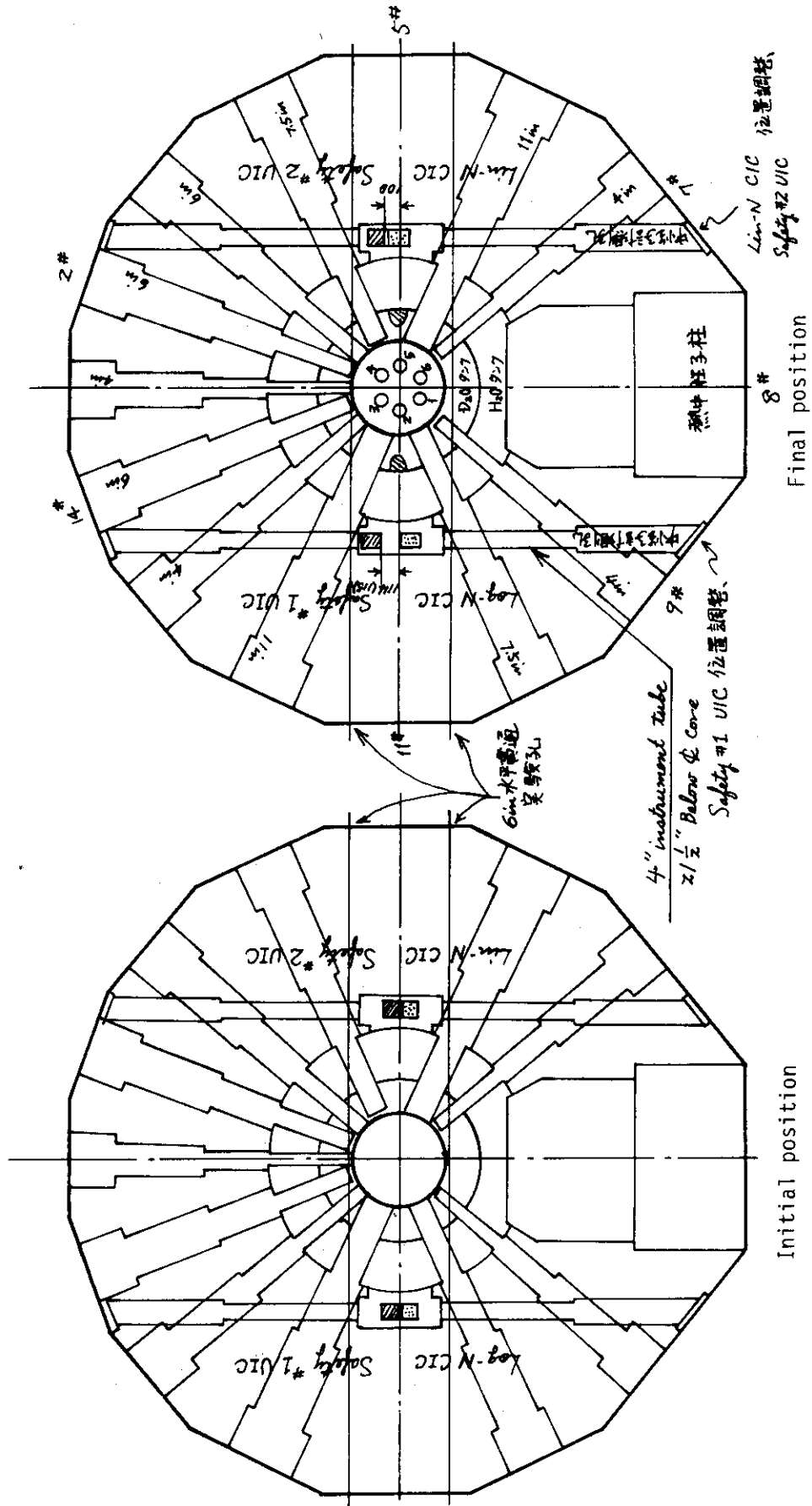
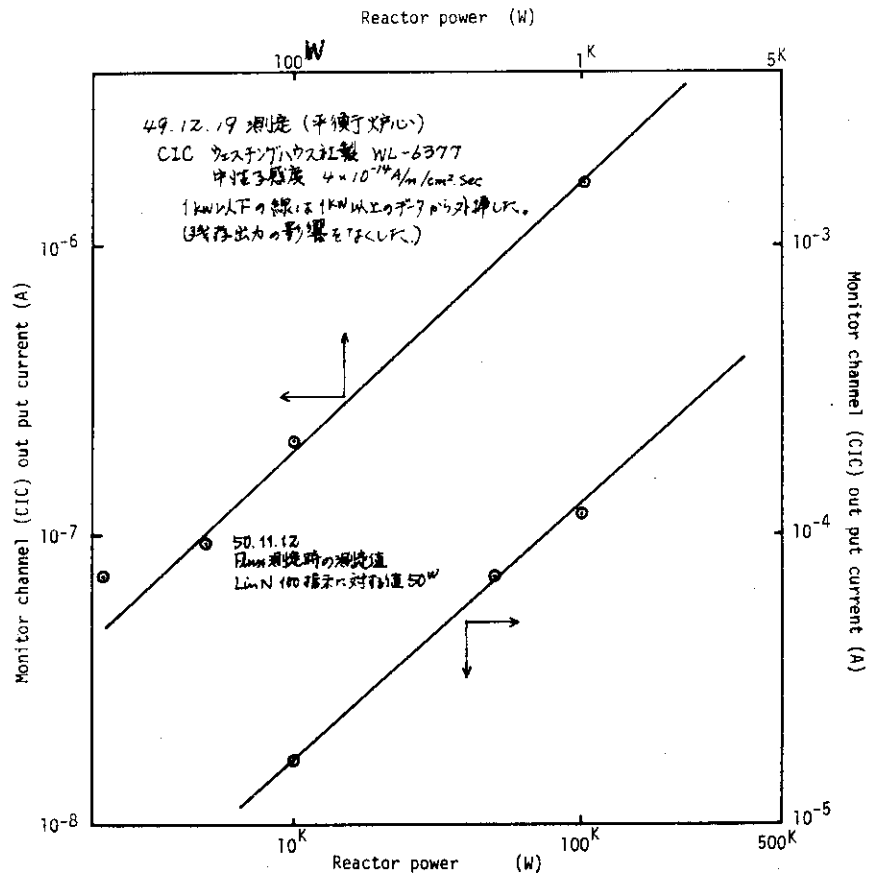


Fig.7-1 Nuclear channel instruments position



(モニタチャンネル(CIC)出力電流と原子炉出力)

Fig.7-2 Monitor channel (CIC) out put current vs. reactor power

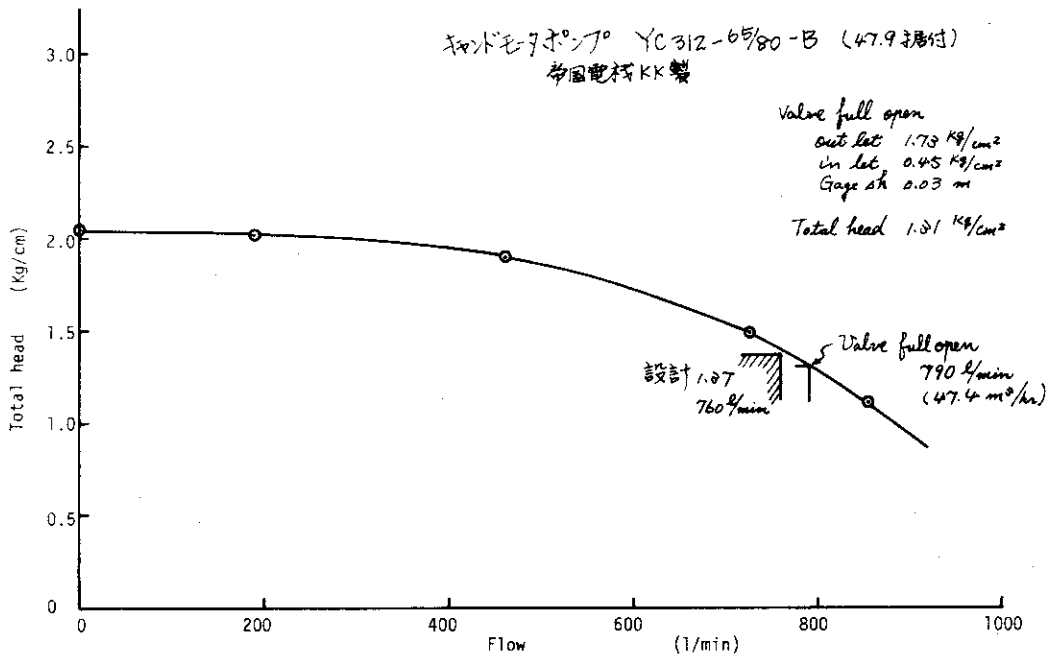


Fig.7-3 DP-4 Performance curve

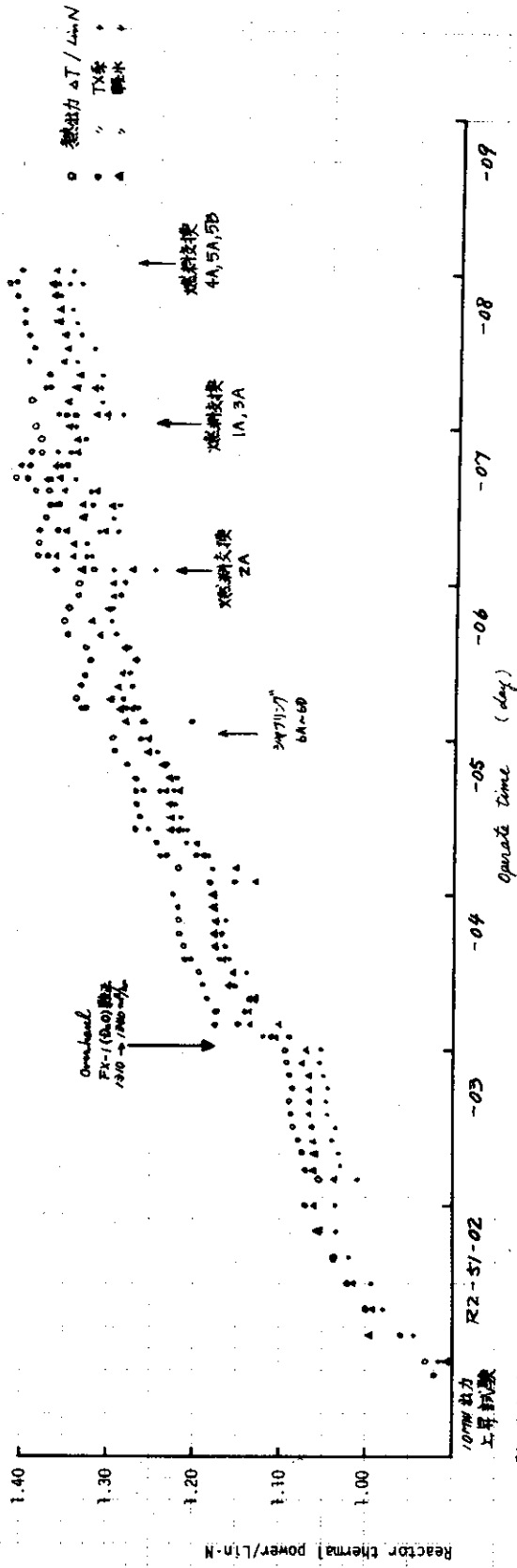


Fig. 7-4 Reactor thermal power/Lin N rate after power calibration

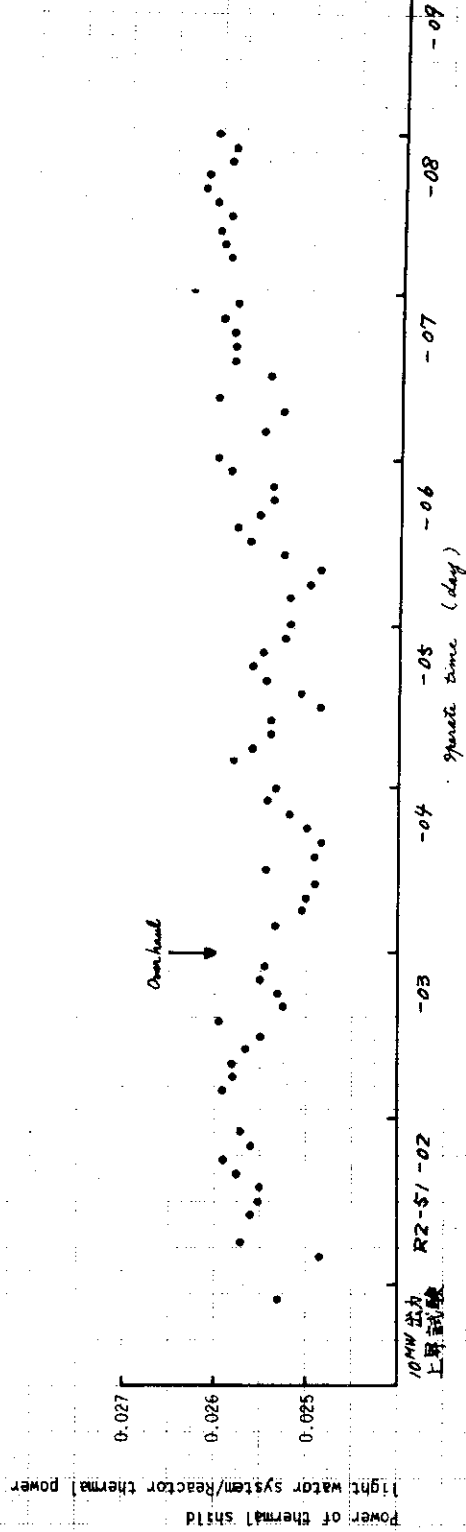


Fig. 7-5 Power rate of the thermal shield light water systems after power calibration

## 8. 炉心内の流水分布試験及び温度測定

### 8.1 概要

JRR-2の炉心はFig 1-1及びFig 1-6に示すように、重水を満した重水タンクの中に燃料要素を垂直に立て、その間に6本の制御棒を上から挿入することによって構成している。燃料要素は6A、6B、6C、6Dに円筒B型燃料、他の20本をJRR-2 B型燃料(角型)で構成している。冷却材としての重水が各燃料要素の中をどのような配分で流れるかは、おもに燃料板のhot channel factorに影響し、燃料の冷却の面で重要なことである。今回、円筒B型燃料を新たに4本使用するに当たって、炉心内の流れ分布を確認するため、各燃料要素を通る流量を測定した。その結果、流量分布は平均流量の92.5%~117.8%の範囲にある。また、大部分の燃料は平均値の5%以内であって、ほぼ均一に流れていることを示している。

また、改修工事に伴って、燃料案内管の構造をスカート方式にしたので、この案内管の重水盛り量がどのようになるか、測定した。この結果は炉外試験とよく一致し、JRR-2 B型燃料で10~13 cm、円筒B型燃料で7~10 cmの範囲である。

炉内の温度測定は炉を熱出力約250 KWで運転し、補助ポンプ(DP-4)で冷却した状態で燃料要素出口の重水温度を計測した。この結果、円筒B型燃料の熱出力は、B型燃料に比較し14%~25%高い。各リング毎にみた熱出力バランスは、Aリングの燃料が12%高く、Bリングの燃料は、ほぼ平均値、C・Dリングは6%低くなっている。同一リング内に於けるB型燃料の熱出力差が最大30%にも達するものもあるが、これはflux測定の結果との比較からも、測定誤差の積みあげが原因と思われる。

### 8.2 炉心内の流水分布試験

#### (1) 測定方法

炉心内の各燃料毎の流量分布は、各燃料プラグにある内径10mmの重水サンプル孔に、直径8mmのアルミパイプの先端に取付けた流速計を燃料要素頭部まで挿入して測定した。このときの流量換算は炉外試験で求めた校正曲線を採用した。校正曲線をFig 8-1に示す。

測定に使用した流速計は熱線型の乱流計であるため、ポンプ操作によって重水温度変化を0.5°C以内に保って実験を行った。

この流速計を採用した理由は、重水中に $^3\text{H}$ があっても放射線管理が容易である、測定孔が10mmである、測定位置が約3.5mと深い、及び計測時間が短いことにあった。この測定方法は温度補償機構やセンサーの取扱いの上で、もっと簡単になれば炉内流速の測定に有効な方法となる。また、センサーに気泡が付着すると、測定値に大きく影響するので計測時に注意しなければならない。

#### (2) 試験結果

流量測定時の温度変化が少なかったので、校正カーブは同一温度測定のものを使用した。

DP1・2運転時の流量は、各燃料孔ともにほぼ均一に流れている( $55.5 \text{ m}^3/\text{hr} \sim 59 \text{ m}^3/\text{hr}$ (B

Table 8 - 1 Distribution of Cooling flow rate in fuel channel

燃料孔	燃料番号	DP-1, 2 OPE			DP-4 OPE		
		出力電圧	流量(m <sup>3</sup> /h)	水面盛上り(cm)	出力電圧	流量(m <sup>3</sup> /h)	水面盛上り
1 A	NB 500	4.8 <sup>(v)</sup>	55.50	13	2.1 <sup>(v)</sup>	2.2	0
2	501	5.0	57.86	12	1.9	2.0	0
3	502	4.9	56.68	13	2.2	2.32	0
4	503	4.9	56.68	12	2.0	2.1	0
5	504	5.1	59.04	12	1.7	1.8	0
6	* TNB 31	* 4.8	* 69.67	* 10	1.3	2.32	0
1 B	NB 505	5.1	59.04	12	1.9	2.0	0
2	506	5.0	57.86	11	2.0	2.1	0
3	507	5.0	57.86	12	2.2	2.32	0
4	508	4.9	56.68	12	2.2	2.32	0
5	509	5.0	57.86	12	2.13	2.24	0
6	* TNB 32	* 4.7	* 67.90	* 9	1.5	2.68	0
1 C	NB 510	(5.0)	(57.86)		1.55	1.64	0
2	511	5.0	57.86	10	2.18	2.28	0
3	512	5.0	57.86	10	2.1	2.2	0
4	513	5.1	57.04	11	2.15	2.26	0
5	514	4.8	59.50	9	1.5	1.64	0
6	* TNB 33	* 4.7	* 65.90	* 6.5	1.6	2.78	0
1 D	NB 515	4.9	56.68	9	2.0	2.1	0
2	516	5.0	57.86	10	2.1	2.26	0
3	517	(5.1)	(59.04)		2.1	2.2	0
4	MB 483	5.2	70.70	10	2.1	2.24	0
5	484	5.1	59.04	12	2.2	2.36	0
6	* TNB 34	* 4.7	* 67.90	* 7	1.1	1.96	0

(注) \*印は円筒B型燃料のデータを示す。

型), 67.9 ~ 69.7 m<sup>3</sup>/h (円筒) ) ことがわかった。結果をTable 8-1に示す。

### 8.3 炉内温度測定及びホット・チャンネルファクタ

#### (1) 温度測定及びその結果

炉内温度測定は、各燃料の重水出口温度を流量測定と同様に燃料孔プラグの重水サンプリング孔に直径1mmのシース型熱電対を付けたアルミニウムパイプを挿入して測定した。このときの、原子炉の運転条件は、熱出力233KW(重水系221KW), 冷却流量47.4m<sup>3</sup>/h(DP-4運転のみ), 制御棒位置C<sub>1</sub>~C<sub>5</sub>45%, C<sub>6</sub>26%である。

温度測定結果はTable 8-2に示すように、かなり一定温度に近くなっている。また、各燃料の出力及び総出力を各燃料の流量測定値より求めた。

Table 8-2 Thermal power of fuel

fuel position	D <sub>2</sub> O fuel out let Temp		D <sub>2</sub> O In-let Temp t <sub>i</sub>	ΔT(°C)	Flow Ratio Q(m <sup>3</sup> /h)	fuel power P(KW)	Ave fuel power (KW)
	T. C (mV)	t <sub>o</sub> (°C)					
1A	0.83	20.7	18.2°C	3.9	2.20	1088	6202/6 =1033
2A	0.82	20.4	"	3.6	2.00	913	
3A	0.82	20.4	"	3.6	2.32	1059	
4A	0.84	21.0	"	4.2	2.10	11.18	
5A	0.80	20.0	"	3.2	1.80	730	
6A	0.85	21.2	"	4.4	2.32	1294	
1B	0.81	20.2	"	3.4	2.0	862	5548/6 =925
2B	0.79	19.8	"	3.0	2.1	799	
3B	0.80	20.0	"	3.2	2.32	941	
4B	0.81	20.2	"	3.4	2.1	905	
5B	0.82	20.4	"	3.6	2.24	1022	
6B	0.72	19.8	"	3.0	2.68	1019	
1C	0.81	20.2	"	3.4	1.64	707	10369/12 =864
2C	0.79	19.8	"	3.0	2.28	867	
3C	0.80	20.0	"	3.2	2.2	893	
4C	0.80	20.0	"	3.2	2.26	917	
5C	0.80	20.0	"	3.2	1.64	665	
6C	0.80	20.0	"	3.2	2.78	1128	
1D	0.81	20.2	"	3.4	2.1	905	
2D	0.81	20.2	"	3.4	2.26	974	
3D	0.80	20.0	"	3.2	2.2	893	
4D	0.78	19.5	"	2.7	2.24	767	
5D	0.78	19.5	"	2.7	2.36	808	
6D	0.81	20.2	"	3.4	1.96	845	
Ave		20.15		3.35	2.18	92	
Total					5232	2212	

## (2) channel factor

各燃料の出力及び総出力の値を用いて求めたchannel factor はTable 8-3, Fig 8-2に示す。各リングの平均のchannel factor はAring 1.12, Bring 1.01, C・Dring 0.94である。また, JRR-2 円筒B型燃料要素は6 Aで1.41, 6 Bで1.1, 6 C・6 Dの平均で1.07である。従って, JRR-2 B型燃料(角型)より約10~25%出力が大きいことになる。この値は熱中性子測定結果の値とほぼ一致<sup>しい</sup>である。なお, 円筒B型燃料は角型より流量が約10% (炉外流水試験結果) 多くなるよう設計されている。

Table 8-3 Channel factor of fuel

Ring Ave	JRR-2B Type	JRR-2 Cylindrical B Type
Aring 1.12	Aring (MAX, 4 A) 1.22	6 A 1.41
Bring 1.01	Bring (MAX, 5 B) 1.11	6 B 1.11
C, Dring 0.94	C, Dring (MAX, 2 D) 1.06	( <sup>6C</sup> / <sub>6D</sub> ) 1.07

(注) 1.  $P = 1.268 \times \Delta T \times Q$

2.  $\Delta T$ は燃料出口温度を炉計装用温度計で補正した値より求めた。

$$(t_o + 1.4 - t_i = \Delta T)$$

(炉心出口温度 21.55°Cに対して燃料の出口平均温度 20.15°C)

(抵抗温度計)

(サーモカップル)

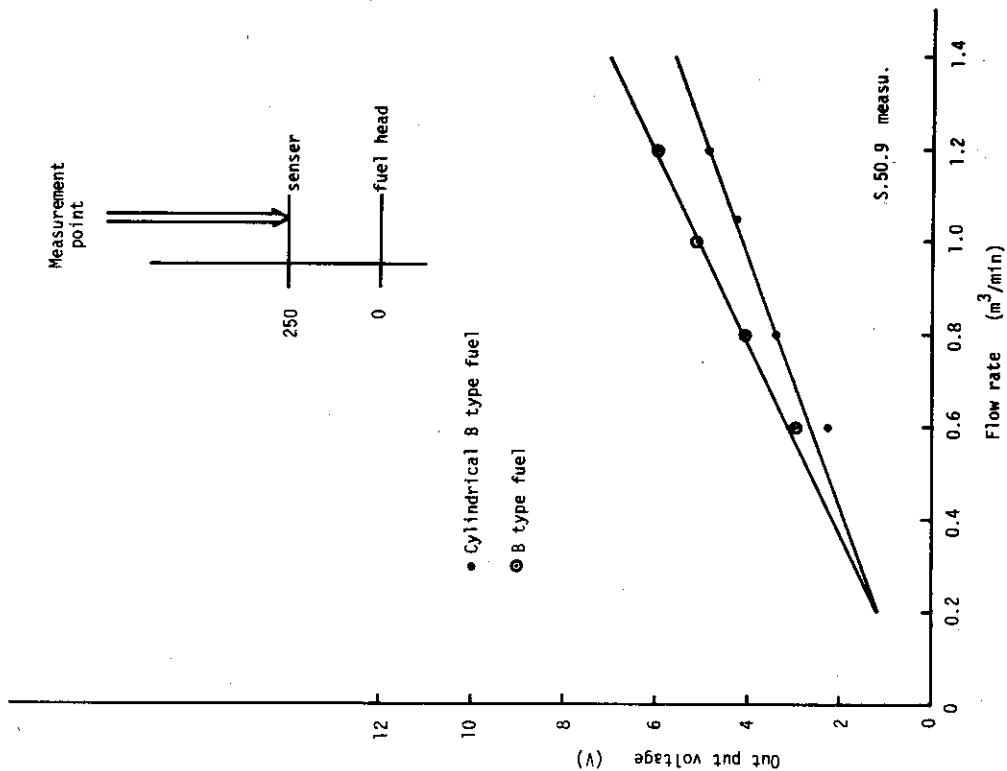


Fig. 8-1 Flow calibration curve

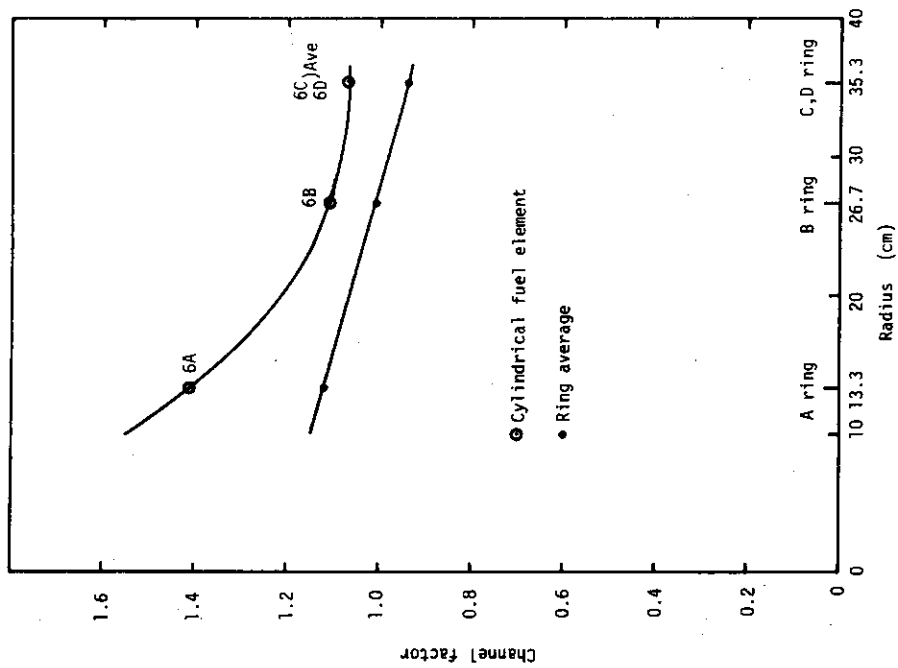


Fig. 8-2 Channel factor of fuel



## 9. 重水系・ヘリウム系・及び熱遮蔽軽水系の諸特性

### 9.1 概要

今回の改修工事で、重水タンク支持リング部での重水洩れは、立上りシール溶接で完全に防ぐことができた。

また、炉心上部遮蔽体の改修に伴って、重水上面のヘリウム層を、重水及びヘリウム損失を防ぐため、燃料孔の各案内管などにスカート方式を採用し、スカート内Aゾーン、スカートの外側Bゾーンと2分割にした。これらの改修によって、重水系及びヘリウム系の諸特性がどのようになったか、調べることは、重水漏洩監視、水質管理・ヘリウム管理などの面から重要である。

高出力連続運転中の諸特性として重水中の放射能、重水分解量、重水濃度変化、ヘリウム中の放射能、ヘリウム漏洩率、及び熱遮蔽軽水中の放射能を測定した。

この結果を総括して述べると、①重水中及びヘリウム中の放射能には、燃料破損もなく、特に異状が認められない。②重水分解量は立上りシール、案内管のスカート方式の採用で重水の水質管理がよく、約  $2 \text{ g D}_2\text{O}/\text{MWh}$  と改修前の  $\frac{1}{6}$  以下となっている。③重水濃度は改修後、半年間運転しても濃度変化が認められない。④ヘリウム漏洩率は炉体の気密がよく、約  $2 \text{ l/h}$  となっている。⑤熱遮蔽軽水中のトリチウム濃度の測定によって、重水の洩れていないことを確認した。また、熱遮蔽軽水中の主要核種は  $\text{Na-24}$  で Gross  $\beta \cdot \gamma$  で約  $5 \times 10^4 \text{ } \mu\text{Ci/cc}$  であった。

以上の諸データの値を総合すると改修前と比較して、JRR-2の諸系統の運転状況は良好である。

### 9.2 燃料破損検出器による燃料の監視

#### (1) 燃料の監視

JRR-2の燃料破損検出器 (FFD) には、重水系の  $\text{BF}_3$ 、ヘリウム系の  $\text{NaI}$  検出器があり、常時監視している。

また、10MW連続サイクル中、週に1回の割合で、サンプリングし、 $\text{Ge (Li)}\gamma$  線検出器でスペクトルを測定している。JRR-2改修後の10MW連続試験運転中に、これらの測定を行い、通常のバックグラウンド以下であることを確認した。

#### (2) 燃料破損検出器によるF.P核種の測定方法

重水系の  $\text{BF}_3$  検出器は  $^{137}\text{I}$  (半減期 24 sec),  $^{87}\text{Br}$  (55sec) の遅発中性子を測定するように、FFD系流量を約  $3 \text{ l/min}$  に設定している。この流量は  $\text{BF}_3$  のバックグラウンドとなる  $^{16}\text{N}$ ,  $^{17}\text{N}$  による光中性子の影響を考慮して決めた。

ヘリウム系の  $\text{NaI}$  検出器による監視はF.P核種のうちの希ガス成分中に高いエネルギーの  $\gamma$  線を放出する核種があり、これに注目する方法である。また、バックグラウンドとなる  $^{41}\text{Ar}$  の影響を避けるよう設定されている。

#### (3) $\text{BF}_3$ 検出器の計数率の測定

改修後の最初の10MW連続試験運転が終了する少し前に、FFD系の流量を徐々に変えて計数

率を測定した。

この測定結果はFig 9-1に示すように、1973年2月の測定データと同じであった。

- (i) 短半減期グループ ( $^{17}\text{N}$ ,  $^{16}\text{N}$  実効半減期 6 sec)
- (ii) 中 " " ( $^{137}\text{I}$ ,  $^{87}\text{Br}$  " 27 sec)
- (iii) 長 " " ( $^{56}\text{Mn}$ -T $_{1/2}$ : 2.58hr  $^{24}\text{Na}$ -T $_{1/2}$ : 15 hr)

ただし、(iii)の長半減期グループに $^{56}\text{Mn}$ と $^{24}\text{Na}$ があるが炉停止後の数時間の計数率は $^{56}\text{Mn}$ が支配的であった。

流量が3ℓ/minのとき検出器までの到達時間は約60secであり、この流量に設定すると短半減期グループの計数率を全体の10%以下にすることができる。また、このときのF.P核種によるバックグラウンドは全計数率約1000cpmのうち約400cpmである。

#### (4) 10MW連続運転中の燃料監視

重水系の $\text{BF}_3$ 検出器及びヘリウム系のNaI検出器による計数率の測定結果はTable 9-1に運転サイクル(R2-51-02)のデータを示す。これによると、 $\text{BF}_3$ は1000~1500cpm、NaIは1200~1500cpmの範囲にあって、ほぼ一定の値を示しており、過去の運転データ記録と比較しても、燃料に異常は認められない。

また、重水及びヘリウムのサンプリングによる放射性核種分析を行った。この結果、重水の $\gamma$ スペクトルはFig 9-2, 9-3に示すが、 $^{24}\text{Na}$ ,  $^{41}\text{Ar}$ ,  $^{56}\text{Mn}$ のピークがあるが、F.P核種によるピークは認められない。ヘリウムガス中の $\gamma$ スペクトルはFig 9-4のように $^{41}\text{Ar}$ の他に $^{85}\text{Kr}$ ,  $^{87}\text{Kr}$ ,  $^{88}\text{Kr}$ ,  $^{132}\text{Cs}$ ,  $^{135}\text{Xe}$ のピークが認められる。これは、燃料の表面汚染等によるバックグラウンドのF.P核種と推定され、過去のデータにも常に認められている。

### 9.3 重水分解量

改修後の高出力運転時の重水分解量は改修前の $\frac{1}{6}$ 以下に減少している。この原因は、重水立上りシールの採用、炉心上部遮蔽体の交換、及び重水タンク上面のスカート方式によってA、Bゾーンに分割したことが影響しているものと推定される。以下これらの点について検討した。

ヘリウム循環系の一部に重水素再結合器が設けられており、重水分解によって重水素ガスは、ヘリウムガスと共に再結合器を通り、このとき重水素ガスは酸素と再結合によって重水となる。この再結合器はJRR-2初期臨界以来使用しているもので、内径15cm、高さ42cmの円筒型で中にアルミニウム-パラジウム触媒( $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Pd)がつめてある。この触媒のパラジウム含有量は0.5wt%で、形はペレット状になっている。

ヘリウム系の分析は、再結合器の入口側及出口側からサンプリングし、ヘリウム、重水系、酸素、および窒素について、毎日1回の割合で運転中に実施している。この分析によって、ヘリウム系に空気の混入がないかどうか、炉心での重水素生成割合が正常であるか、再結合器が正常に働いているか調べている。

重水素及び酸素の分析結果を代表例としてFig 9-5, 9-6, 9-7に示す。

改修後の重水分解量は約2g  $\text{D}_2\text{O}$ /MWhである。この値はJRR-2の運転実績昭和40年の3~6g  $\text{D}_2\text{O}$ /MWh、46年の16~22g  $\text{D}_2\text{O}$ /MWh、48年の12g  $\text{D}_2\text{O}$ /MWhと比較しても最も少ない。また、炉型は異なるが、出力が10MWの重水炉であるJRR-3の場合、0.17g  $\text{D}_2\text{O}$ /MWh

と報告されている。

改修後の重水分解量が少ないことは、再結合器の温度測定値にも影響している。再結合器での温度は、改修前 60℃以上であったものが、改修後約 45℃となっている。

重水の放射線分解に影響する一般的因子は、原子炉の放射線レベル（出力）、温度、pH、電気伝導度、不純物、溶存酸素、圧力等が影響するが、各因子の分解に寄与する傾向は明確でない。しかし、ここで、これまでの運転経験及び改修内容から、重水分解量が減少した主因は次の3つの理由による高純度での水質保持と考えられる。その第1は、スカート方式で炉頂開放時の空気接触面を $\frac{1}{20}$ に減じたこと、第2には重水タンク支持リング上面が立上りシールによって重水と接触（オバフロー）しない構造となった。第3には炉心上部遮蔽体の交換である。この第2、第3のことは、アルミニウムの腐食生成物などの供給源を取除く結果となった。このことは改修工事前後の運転中の電気伝導度の値からある程度説明できる。

改修前には、原子炉起動時に電気伝導度が $1\ \mu\text{U}/\text{cm}$ 以上に上昇することを、しばしば経験した。また、定常運転中でも $0.3\sim 0.4\ \mu\text{U}/\text{cm}$ であった。これに対して、改修後の重水の水質は常に良く、電気伝導度が常に $0.2\ \mu\text{U}/\text{cm}$ 以下に保たれている。

これまでのデータによると重水分解量と電気伝導度の関係は比例していることが多いが、 $0.3\ \mu\text{U}/\text{cm}$ 以下では、重水分解量に大きな差がある。

#### 9.4 重水濃度変化の経過

一次重水系の重水濃度は、昭和51年9月現在96.6 mol%である。改修工事後の6サイクル運転でも濃度低下は認められていない。また、この間の重水補給は行っていない。

これに対して、改修前の5年間（44～48年）に重水濃度は、97.75 mol%から96.6 mol%に低下し、平均低下率 $0.23\ \text{mol}\%/\text{年}$ である。しかし、この間の重水補給量は重水漏洩などのために補給量が多く、重水濃度99.75 mol%以上のもの約3900 Kg（年間平均約780 Kg）である。この補給効果を入れて過去の濃度低下率を求めると、約 $0.46\ \text{mol}\%/\text{年}$ となる。

改修後、重水の濃度が低下しないように管理できたのはヘリウム層がスカート方式になって、炉頂開放時の重水と空気との接触面が $\frac{1}{20}$ に減少したこと、及び原子炉起動前のヘリウム置換量がAゾーン側のみ（全体の約5%）になった効果によるものと判断できる。この効果は、今後、長期間のデータを蓄積するとさらに明確になる。（Table 9-2 及び Fig 9-8～9 参照）

#### 9.5 ヘリウム漏洩率

改修後の運転中のヘリウム漏洩率は Fig 9-10、9-11に示すように、R2-51-03、04サイクルの場合、約 $2\ \text{l}/\text{hr}$ である。また、改修直後の機能試験における空気による気密試験によると、炉頂部の気密性は約 $130\ \text{mmAq}$ （通常の2倍の加圧）で約 $0.5\ \text{l}/\text{h}$ 、ヘリウム系全体で約 $1\ \text{l}/\text{h}$ であった。このようにヘリウム漏洩率が減少したのは、重水立上りシールによって熱遮蔽軽水系への重水とヘリウムの漏洩が防止できたことにある。この他に炉心上部遮蔽体の改修によって炉頂部の気密が上ったこと及びポンプ室内のヘリウム系配管の一部変更工事に伴って、気密性が改善されたことである。

改修前の通常時の漏洩率は、炉停止中で $10\ \text{l}/\text{h}\sim 25\ \text{l}/\text{h}$ 、運転中で $3\ \text{l}/\text{h}\sim 10\ \text{l}/\text{h}$ の範囲

であった。また、熱遮蔽軽水系の重水の漏洩量が増大してからは、原子炉停止時に炉心冷却効果によってヘリウム漏洩量が急増するのが特長であった。

## 9.6 熱遮蔽軽水中の放射能

### (1) 熱遮蔽軽水中のトリチウム濃度

JRR-2 改修工事（重水タンク立上りシール）によって、一次重水系の密封構造が完全になり熱遮蔽軽水系への重水漏洩は完全になくなった。

熱遮蔽軽水中のトリチウム濃度は、R2-51-04サイクル完了時点で約  $8 \times 10^{-2} \mu\text{Ci}/\text{ml}$  である。これは、改修工事前の漏洩重水による残留トリチウムである。今後、熱遮蔽軽水系への重水漏洩の監視は、この熱遮蔽軽水中のトリチウム濃度の測定（運転サイクル当り3回）によって行う。一次系重水中のトリチウム濃度は昭和51年9月4日の値で  $790 \mu\text{Ci}/\text{ml}$  である。したがって、約1ℓの重水が熱遮蔽軽水中に洩れた場合、9トンの熱遮蔽軽水中に均一に拡散したとして、約  $9 \times 10^{-2} \mu\text{Ci}/\text{ml}$  の濃度上昇となる。

試験運転以後の熱遮蔽軽水中のトリチウム濃度の測定結果は Table 9-3 に示す。

### (2) 熱遮蔽軽水中の放射性核種

JRR-2 のポンプ室に熱遮蔽軽水漏洩が昭和50年11月21日に生じた。この漏洩箇所は重水ダンプ管に沿った熱遮蔽軽水管であった。その後、この部分の補修を行ない、利用運転に入った。このような軽水漏洩が10MW運転中に万一発生したとき、その処置の上で、熱遮蔽軽水中の放射性核種を知っておくことは重要なことである。

10MW連続運転中（R2-51-03）に軽水をサンプリングし、放射性核種分析した結果は、次の通りである。

熱遮蔽軽水中の放射性核種はCu-64, Mn-56, Na-24の3核種である。このうちNa-24の濃度は  $43 \times 10^{-4} \mu\text{Ci}/\text{ml}$  である。また、1時間後のGross  $\beta$  Activityは  $5.3 \times 10^{-4} \mu\text{Ci}/\text{ml}$  であった。なお、半減期の長い放射性核種Co-60, Fe-59などは検出されなかった。

熱遮蔽軽水中の主要核種であるNa-24は、熱遮蔽軽水タンク及び重水タンクの構造材がアルミニウム合金であるため、このアルミニウムが速中性子束で照射され、 $^{27}\text{Al}(n, \alpha)^{24}\text{Na}$  の反応をする。この $^{24}\text{Na}$ の一部は接液表面から反跳効果で溶出する。

Table 9 - 1 Counting rate of BF<sub>3</sub> and NaI  
(R2-51-02 cycle)判定基準 BF<sub>3</sub>:  $1 \times 10^4$  cpm以下NaI:  $1 \times 10^4$  cpm以下

日付	時刻	BF <sub>3</sub> ( $\times 10^3$ cpm)	NaI( $\times 10^3$ cpm)	結果	
1976 6/7	24	0.62	0.85	OK	
8	12	1.30	1.50	OK	
	24	1.05	1.20	OK	
9	12	1.20	1.32	OK	
	24	0.90	1.39	OK	
10	12	1.00	1.40	OK	
	24	1.05	1.20	OK	
11	12	1.15	1.40	OK	
	24	1.25	1.45	OK	
12	12	1.03	1.38	OK	
	24	1.20	1.45	OK	
13	12	1.25	1.35	OK	
	24	1.20	1.35	OK	
14	12	1.25	1.35	OK	
	24	1.25	1.45	OK	
15	12	1.38	1.42	OK	
	24	1.35	1.40	OK	
16	12	1.22	1.45	OK	
	24	1.22	1.35	OK	
17	12	1.13	1.38	OK	重水アスペクトル 測定 Fig 9-2
	24	1.45	1.45	OK	
18	12	1.20	1.40	OK	
	15	1.20	1.35	OK	

Table 9-2 D<sub>2</sub>O concentrations of the JRR-2  
(Jun. 1974 to Oct. 1976)

年月日	一次重水中の重水 濃度 mol %	備 考
'74. 1. 28	96.40	
2. 12	96.60	
3. 8	96.57	4/7 <sup>3</sup> H 770 μCi/ml
4. 17	96.60	
5. 16	96.63	
6. 17	96.57	
7. 31	96.45	
8. 31	96.55	
9. 25	96.69	
10. 16	96.75	
11. 27	96.48	11/25~27 重水検量線作成
12. 19	96.45	
'75 8. 29	96.52	9月 DD-1.2 交換
10. 17	96.55	
'76 4. 7	96.55	
4. 17	96.55	
5. 21	96.62	
5. 25	"	
5. 31	"	
6. 1	"	
6. 2	96.64	
6. 8	"	
6. 14	"	
6. 18	"	
6. 28	"	
7. 5	"	
7. 9	"	
8. 25	"	
8. 30	96.68	
9. 2	"	9/4 <sup>3</sup> H 790 μCi/ml
9. 24	96.73	
10. 4	96.6	JRR-3 赤外分光器使用

Fig 9 - 3 Tritium concentrations in the thermal shield cooling light water after the modification

年月日	熱遮蔽系軽水中のトリチウム濃度	一次重水中のトリチウム濃度	一次系重水中の重水濃度	備考
'76. 5. 6	$7.4 \times 10^{-2} \mu\text{Ci/ml}$		96.62 mol %	
5. 14	$7.7 \times 10^{-2}$		—	
5. 21	$7.4 \times 10^{-2}$		96.62	
5. 22	—		—	H <sub>2</sub> O 1 m <sup>3</sup> 補給
5. 25	$6.8 \times 10^{-2}$		96.62	
5. 29	—		—	H <sub>2</sub> O 0.3 m <sup>3</sup> 補給
5. 31	$6.7 \times 10^{-2}$		96.62	
6. 1	$6.9 \times 10^{-2}$		"	
6. 2	$7.0 \times 10^{-2}$		96.64	
6. 8	$6.9 \times 10^{-2}$		"	
6. 14	$7.2 \times 10^{-2}$		"	
6. 18	$6.9 \times 10^{-2}$		"	
6. 24	$6.7 \times 10^{-2}$		—	
6. 28	$6.5 \times 10^{-2}$		96.64	
7. 5	$6.7 \times 10^{-2}$		"	
7. 9	$7.6 \times 10^{-2}$		"	
8. 25	$7.8 \times 10^{-2}$		"	
8. 30	$7.7 \times 10^{-2}$		96.68	
9. 2	$7.9 \times 10^{-2}$		96.68	
9. 4	—	790 $\mu\text{Ci/ml}$		
9. 24	$7.8 \times 10^{-2}$			
10. 4	$7.9 \times 10^{-2}$			

注1. 重水中のトリチウム濃度 51.4.7 770  $\mu\text{Ci/ml}$

2. D<sub>2</sub>O 100 ml 漏洩したときのトリチウム濃度変化

$$\frac{770 \mu\text{Ci/ml} \times 100 \text{ ml}}{9 \times 10^7 \text{ ml}} = 8.5 \times 10^{-3} \mu\text{Ci/ml}$$

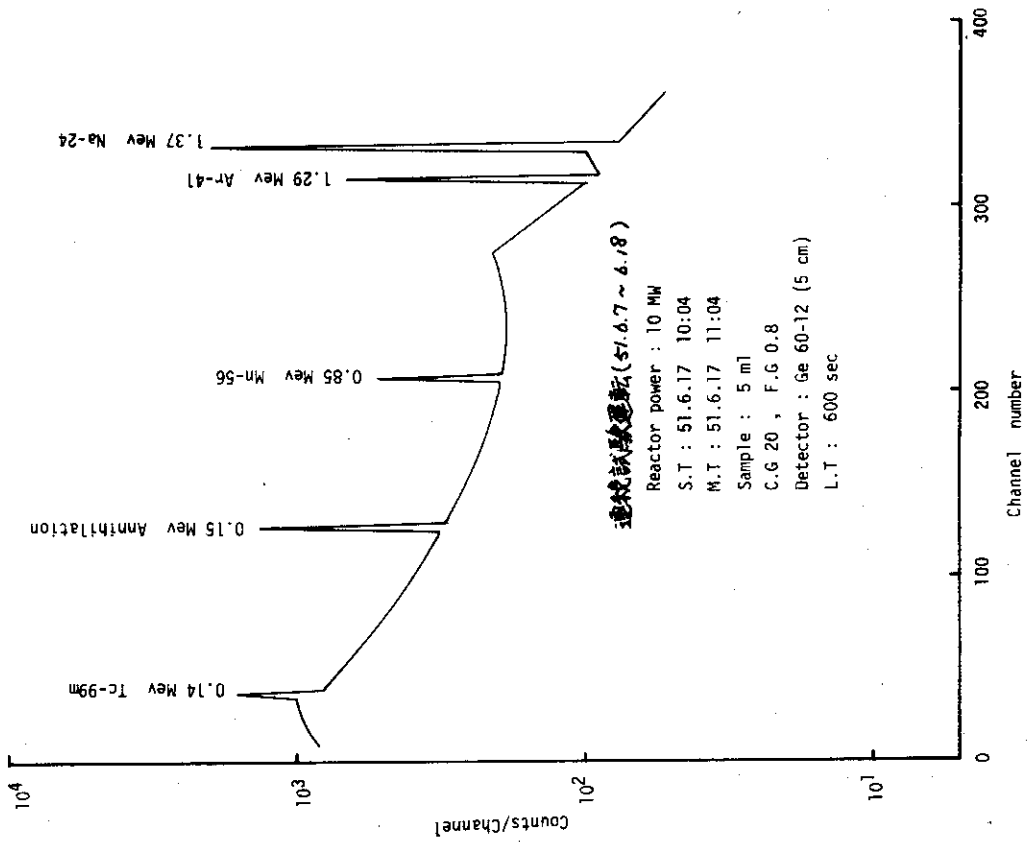


Fig.9-2 Gamma ray spectrum in the main heavy water circulating line

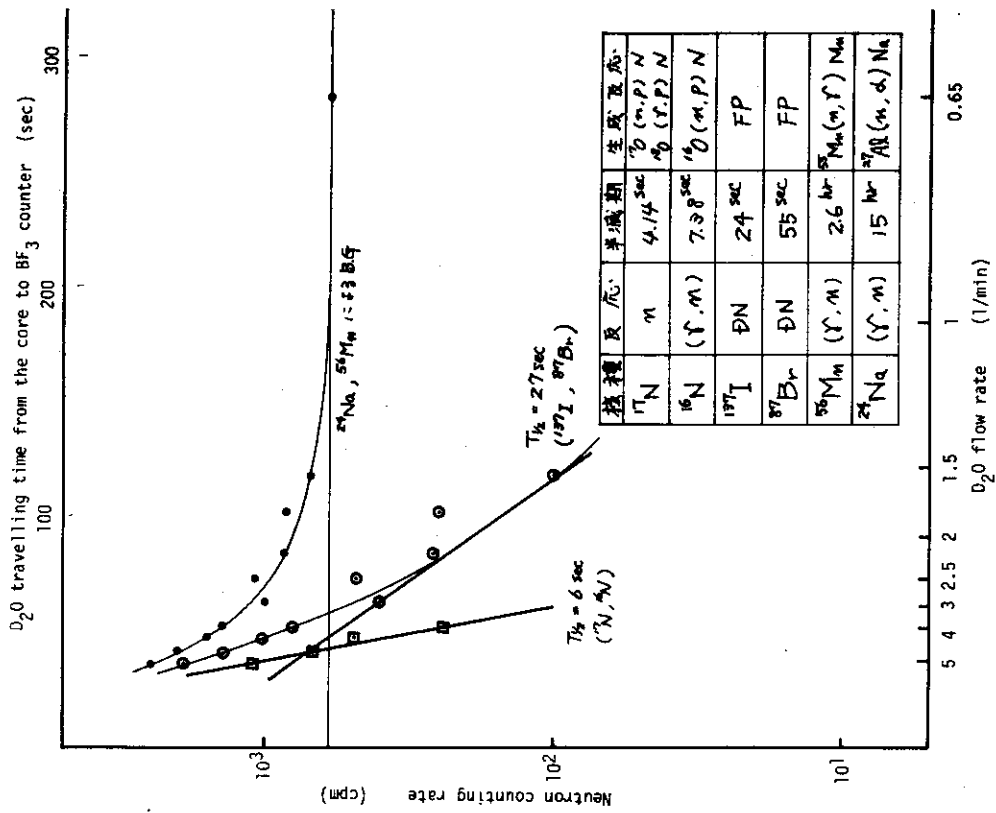


Fig.9-1 Neutron counting rate of  $\text{BF}_3$  vs.  $\text{D}_2\text{O}$  flow rate



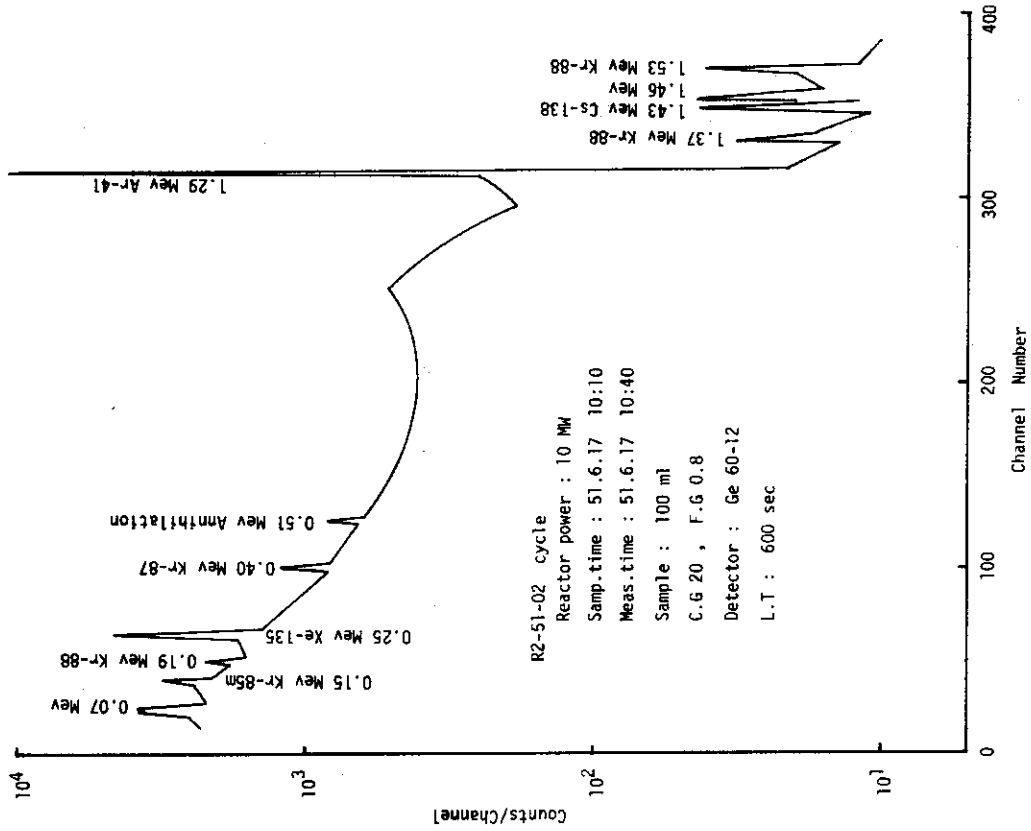


Fig.9-4 Gamma ray spectrum in the Helium circulating line

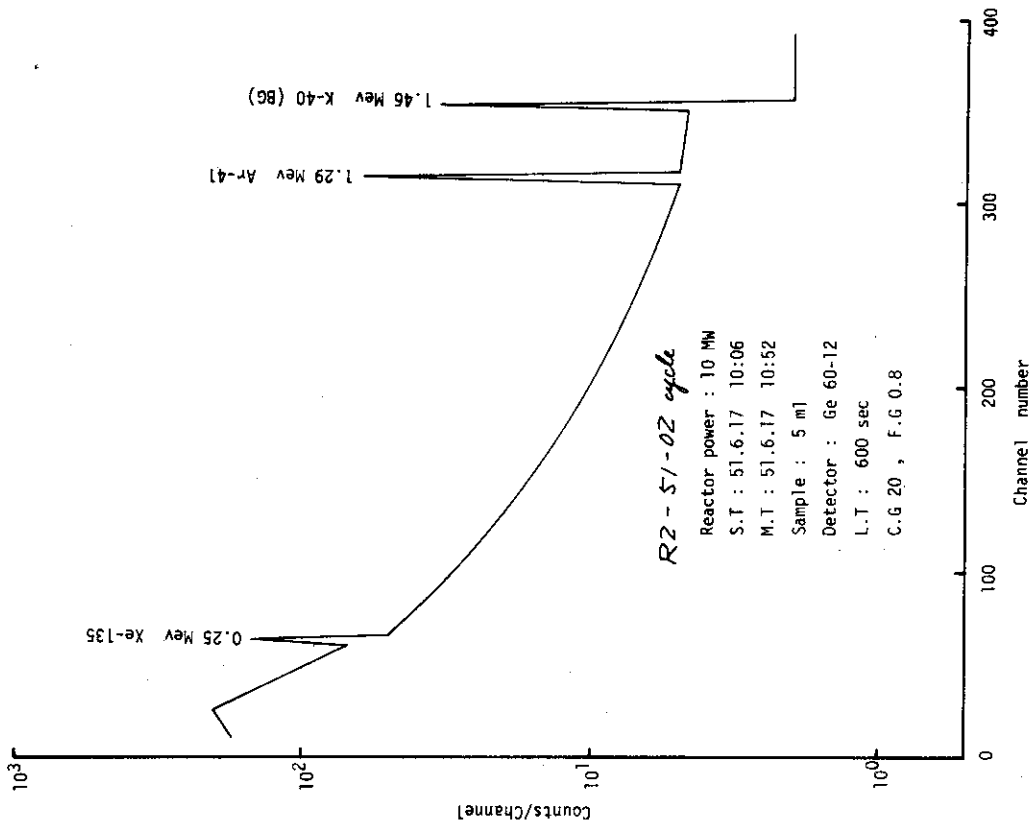
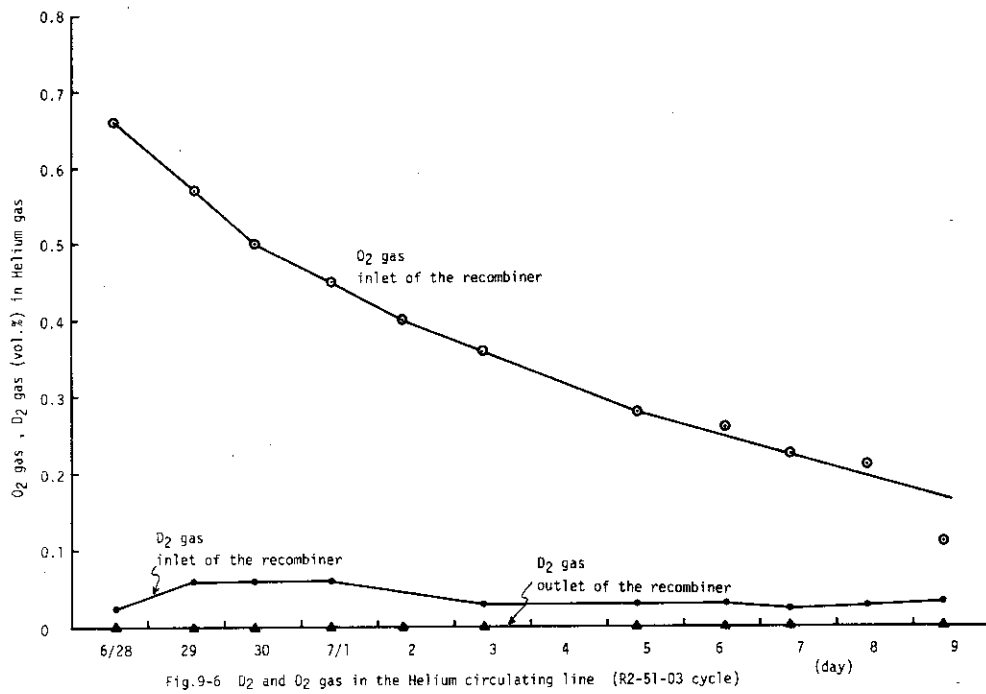
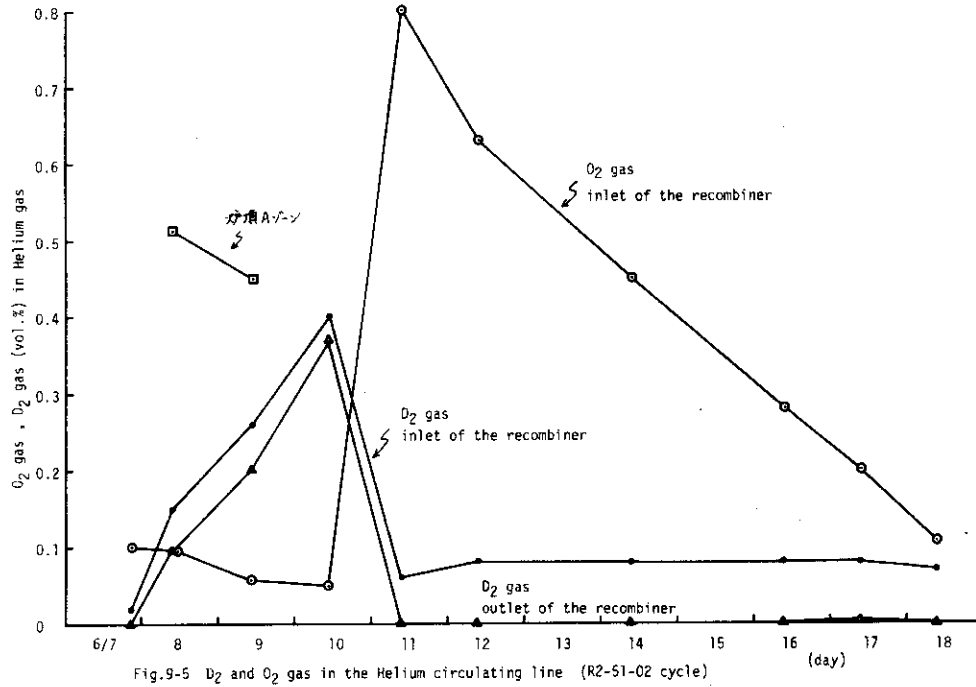


Fig.9-3 Gamma ray spectrum of the heavy water purificating line



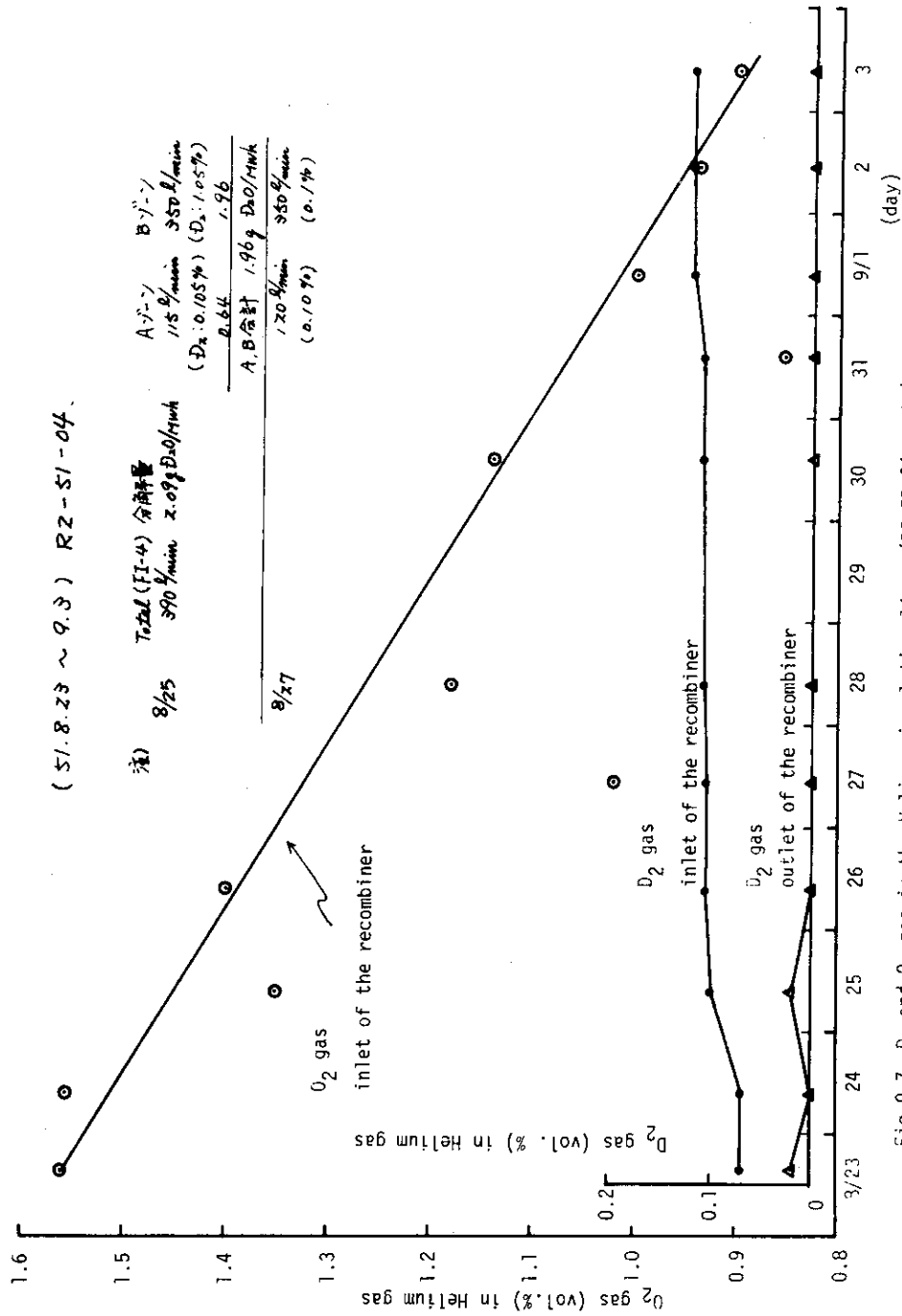


Fig.9-7 D<sub>2</sub> and O<sub>2</sub> gas in the Helium circulating line (RZ-51-04 cycle)

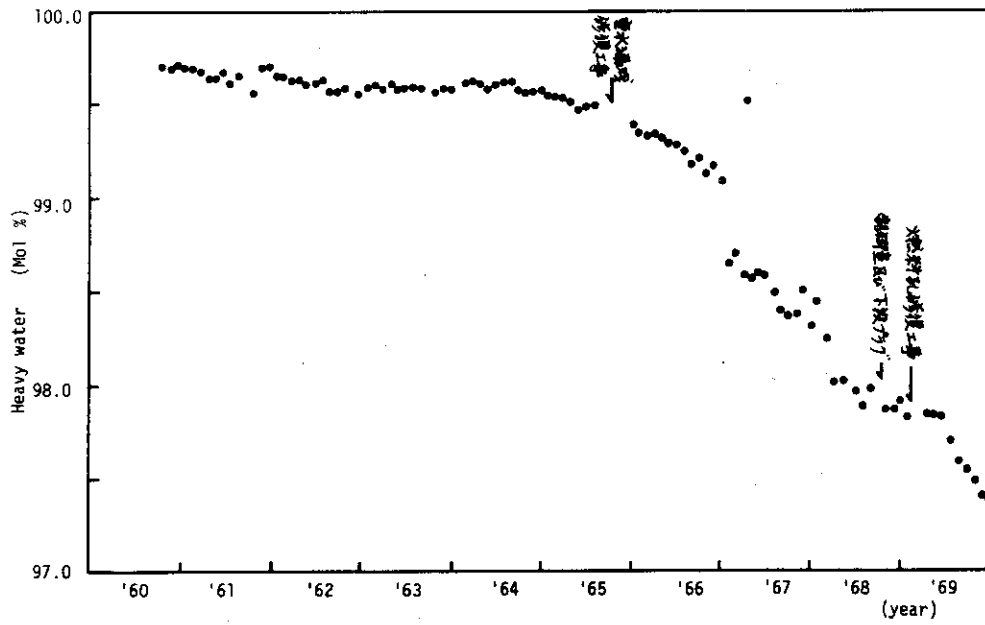


Fig.9-8 D<sub>2</sub>O concentration of the JRR-2 from 1960 to 1969

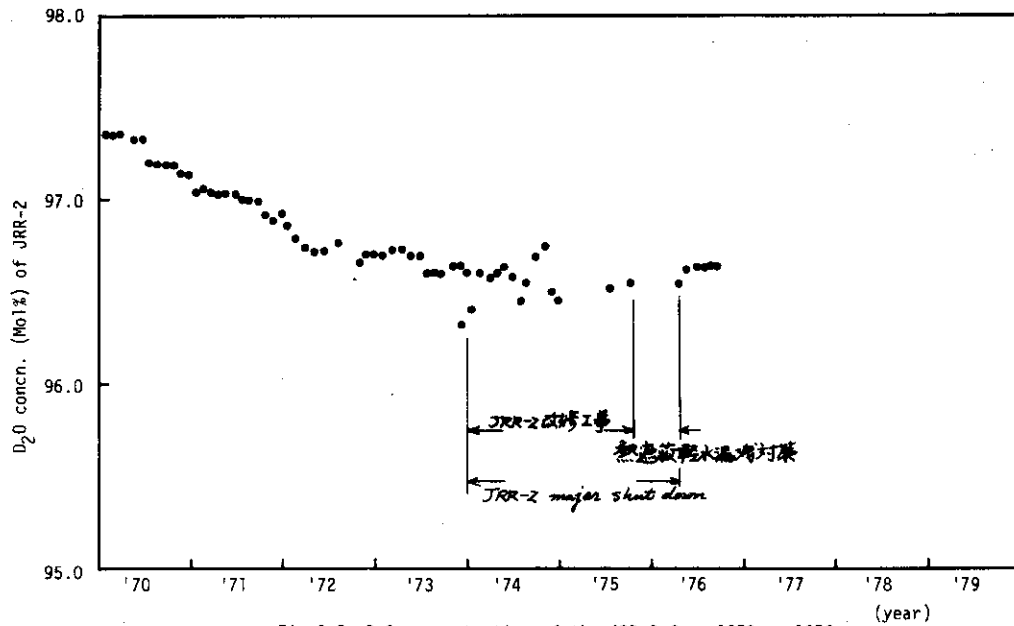


Fig.9-9 D<sub>2</sub>O concentration of the JRR-2 from 1970 to 1976

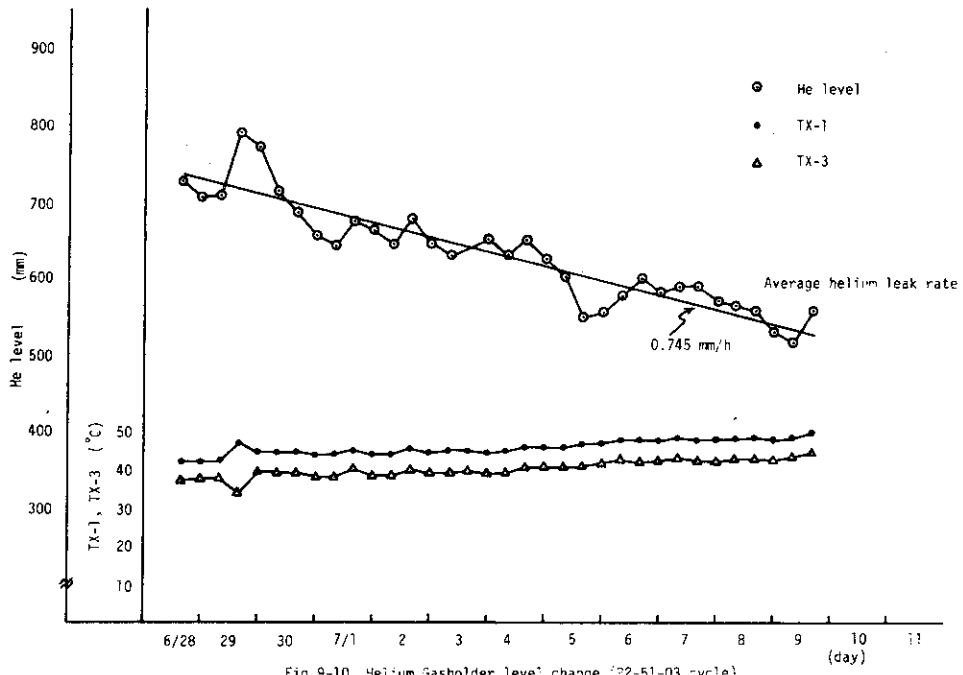


Fig.9-10 Helium Gas holder level change (R2-51-03 cycle)

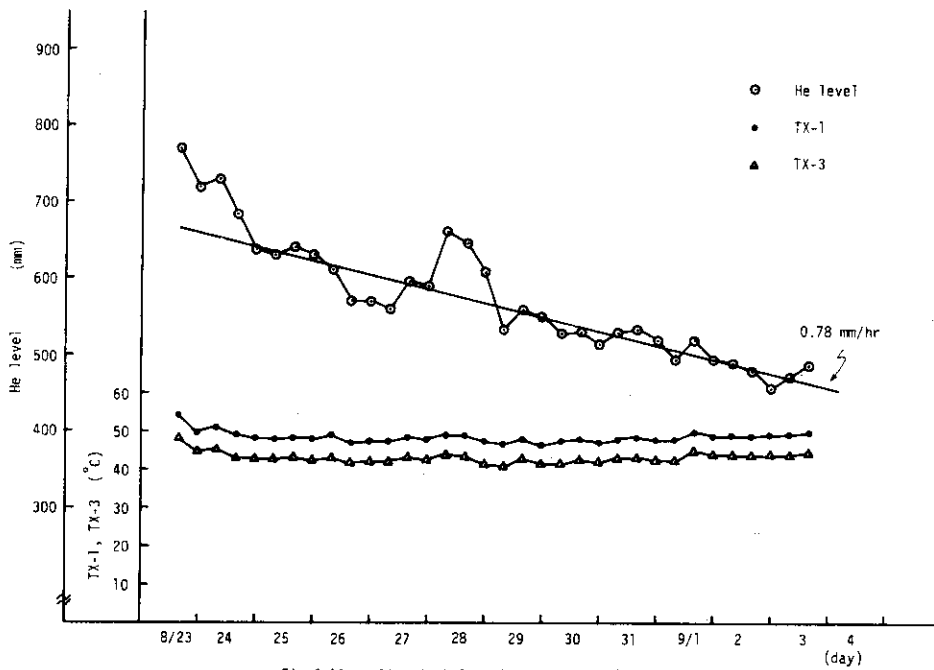


Fig.9-11 Helium Gas holder level change (R2-51-04 cycle)

## 10. $^{41}\text{Ar}$ 等の放射性廃棄物の放出率

### 10.1 概要

JRR-2 原子炉の運転に伴って生ずる廃棄物は、気体、液体、固体の3種に分けられるが、これらの放射性廃棄物の周辺環境への放出はできる限り低くなるように、重水漏洩防止工事 ( $^3\text{H}$  放出低減) 及び  $^{41}\text{Ar}$  低減工事を行った。気体廃棄物としては、実験孔など原子炉内の空間部に存在する空気と中性子との反応で生ずる  $^{41}\text{Ar}$  等の放射性ガス及び炉心内の重水の放射化による  $^3\text{H}$  等がある。これらの放射性廃棄物は、排出塵埃 (長半減期核種、短半減期核種) 及び排出ガス ( $^{41}\text{Ar}$ ,  $^3\text{H}$ ) とに区別して管理している。

$^{41}\text{Ar}$  低減対策は、周辺環境での被曝線量への寄与率で  $^{41}\text{Ar}$  が最も大きいので新たに気体廃棄物設備 (被照射空気系) に  $^{41}\text{Ar}$  減衰ダクトを設ける等の処置を行った。この結果、R2-51-01~06~~96~~<sup>96</sup>までの運転実績によると、気体廃棄物の管理目標値、1日平均当り 0.8 Ci/h の約  $\frac{1}{2}$  以下である。この値は、低減対策前の放出率 3.2 Ci/h と比べると約  $\frac{1}{10}$  である。なお、管理目標値で放出される場合、周辺監視区域外における最大被曝線量が 0.65 mrem/h である。

液体廃棄物としては炉室等管理区域内の排水、使用済燃料貯蔵プール、熱遮蔽軽水の排水などがある。これらの廃液はすべて廃液貯槽に集め放射性物質の濃度を測定した後、放射能レベルの低いものと一緒一般排水溝に排水している。この際の廃液管理は、 $^3\text{H}$  と全  $\beta$  放射能に区別している。

改修工事によって重水の熱遮蔽軽水系の漏洩がなくなったので、改修前には最大  $1.1 \times 10^8 \mu\text{Ci}/\text{month}$  (48年6月) あったものが、51年6月以後、最大  $7.1 \times 10^4 \mu\text{Ci}/\text{month}$  になった。

以上の気体及び廃液の放出量は改修前 (47, 48年) 改修中 (49, 50年) 及び改修後 (51年) の月毎の値を Table 10-1 に示す。

この章では  $^{41}\text{Ar}$  低減対策の結果について以下の通り詳細に述べる。

### 10.2 排気筒からの $^{41}\text{Ar}$ 放出率

JRR-2 気体廃棄物の監視は、 $^{41}\text{Ar}$  減衰ダクトの出口、被照射空気系排風機の出口、及び排気筒に取付けた放射線モニタによって行っている。 $^{41}\text{Ar}$  の放出率は水<sup>平</sup>実験孔系及び排気筒に風量計があるので連続測定することができる。

$^{41}\text{Ar}$  低減対策後サイクルの平均値の  $^{41}\text{Ar}$  放出率は R2-51-06 サイクルまでの測定値によると、1日平均 0.20~0.44 Ci/h である。 $^{41}\text{Ar}$  放出率と減衰ダクト流量との関係は Fig 10-1 に示すように、水平実験孔系の流量を下げると減衰ダクトでの減衰効果が大きく、6 l/min で約 0.25 Ci/hr となる。また、水平実験孔以外からの放出率は、R2-51-03 サイクルの測定では 0.13 Ci/hr である。

### 10.3 減衰ダクトの減衰効果と表面線量率

$^{41}\text{Ar}$  減衰ダクトの減衰効果は Fig 10-2 に示す。ここで、減衰ダクト出口と入口の濃度比は次式とよい一致を示す。

$$I/I_0 = e^{-\lambda t}$$

$t$  :  $^{41}\text{Ar}$  減衰ダクトの遅延時間 (  $\frac{V_0}{F}$  )

$V_0$  : 減衰ダクトの体積 (  $2.4 \text{ m}^3$  )

$F$  : 水平実験孔系の排気風量 (  $\text{m}^3/\text{min}$  )

$\lambda$  :  $^{41}\text{Ar}$  の崩壊定数  $0.00636 \text{ min}^{-1}$

減衰ダクト表面線量率は Fig10-3 のように、10MW 運転中、約 9 R/hr となっている。大部分は炉心の線源によるもので減衰ダクト内の  $^{41}\text{Ar}$  による寄与は、16 R/hr である。炉停止後の減衰曲線は、 $^{41}\text{Ar}$  の減衰に一致し、約 2.5 時間後に  $^{41}\text{Ar}$  の体積線源が徐々に小さくなる効果が表われ、4 時間後に約 100 mR/h となる。

Table 10-1 Radioactivity exhausted from the JRR-2

年	月											
	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
長半減期核種の排出量 ( $\mu\text{Ci}$ )	47	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	48	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	49	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	51	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
短半減期核種の排出量 ( $\mu\text{Ci}$ )	47	$1.0 \times 10^4$	$1.1 \times 10^4$	—	$1.4 \times 10^4$	$1.3 \times 10^4$	$2.7 \times 10^4$	$2.9 \times 10^4$	—	$9.5 \times 10^3$	$2.3 \times 10^4$	$7.6 \times 10^3$
	48	$1.1 \times 10^4$	$1.1 \times 10^4$	$2.5 \times 10^4$	$1.4 \times 10^4$	$1.9 \times 10^4$	$1.0 \times 10^4$	$1.5 \times 10^4$	0	$3.9 \times 10^4$	$1.8 \times 10^3$	$1.0 \times 10^3$
	49	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	51	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
排放射能主要核種 ( $^{41}\text{Ar}$ ) (Ci)	47	$8.4 \times 10^2$	$8.9 \times 10^2$	0	$9.3 \times 10^2$	$9.7 \times 10^2$	$1.6 \times 10^3$	$9.8 \times 10^2$	0	0	$7.7 \times 10^2$	$1.1 \times 10^3$
	48	$7.6 \times 10^2$	$6.4 \times 10^2$	$1.4 \times 10^3$	$7.3 \times 10^2$	$8.8 \times 10^2$	$9.4 \times 10^2$	$4.8 \times 10^2$	$5.7 \times 10^2$	1.9	$9.6 \times 10^2$	$7.7 \times 10^2$
	49	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	51	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
排放射能核種 ( $^3\text{H}$ ) (Ci)	47	8.9	3.1	2.4	2.1	1.3	9.6	4.3	1.1	2.2	1.2	3.0
	48	1.5	$4.7 \times 10^{-1}$	$2.3 \times 10^{-1}$	$2.3 \times 10^{-1}$	$2.3 \times 10^{-1}$	2.9	2.3	3.0	1.6	1.8	1.8
	49	7.5	$6.6 \times 10^{-1}$	$9.7 \times 10^{-1}$	$5.7 \times 10^{-1}$	$1.3 \times 10^{-1}$	$2.4 \times 10^{-1}$	$3.2 \times 10^{-1}$	1.9	2.8	2.0	1.2
	50	1.8	$1.8 \times 10^{-1}$	$1.3$	$4.4 \times 10^{-1}$	2.9	2.3	1.3	$3.2 \times 10^{-1}$	$1.5 \times 10^{-1}$	4.3	3.2
	51	5.4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
排放射能 ( $^3\text{H}$ を除く) ( $\mu\text{Ci}$ )	47	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	48	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	49	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	50	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
	51	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
排放射能 $^3\text{H}$ ( $\mu\text{Ci}$ )	47	$2.3 \times 10^7$	0	$1.7 \times 10^5$	0	0	$4.3 \times 10^6$	0	$3.6 \times 10^6$	$3.1 \times 10^7$	$4.5 \times 10^4$	$2.0 \times 10^6$
	48	$6.1 \times 10^4$	$8.0 \times 10^7$	$4.2 \times 10^3$	$4 \times 10^4$	$8.5 \times 10^7$	$1.1 \times 10^8$	0	0	$7.1 \times 10^6$	$4.9 \times 10^5$	$3.0 \times 10^7$
	49	0	$4.4 \times 10^3$	0	$3.8 \times 10^7$	$6.8 \times 10^5$	$1.8 \times 10^5$	$3.2 \times 10^4$	$3.5 \times 10^5$	$4.6 \times 10^5$	$2.6 \times 10^5$	$5.9 \times 10^3$
	50	0	$9.7 \times 10^3$	$1.6 \times 10^2$	$1.3 \times 10^4$	$2.6 \times 10^7$	$4.2 \times 10^4$	$3.1 \times 10^5$	$5.2 \times 10^4$	$9.6 \times 10^4$	$1.2 \times 10^5$	$8.9 \times 10^5$
	51	$2.0 \times 10^4$	$7.3 \times 10^3$	$2.0 \times 10^5$	$6.8 \times 10^4$	$2.7 \times 10^3$	$7.1 \times 10^4$	$2.3 \times 10^4$	$2.8 \times 10^3$	0	0	0



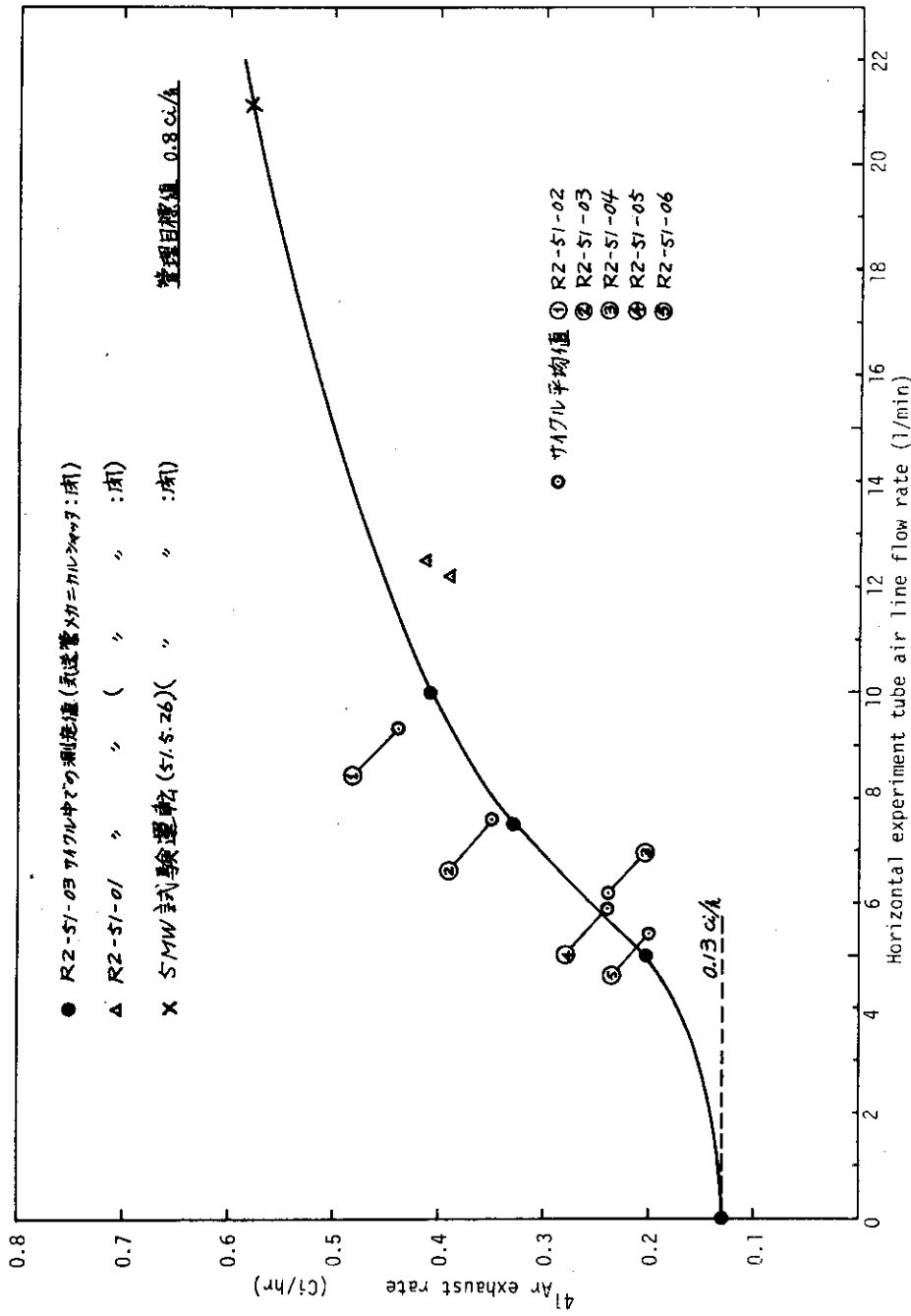


Fig.10-1 Radioactive argon (<sup>41</sup>Ar) gas exhausted from the JRR-2 stack

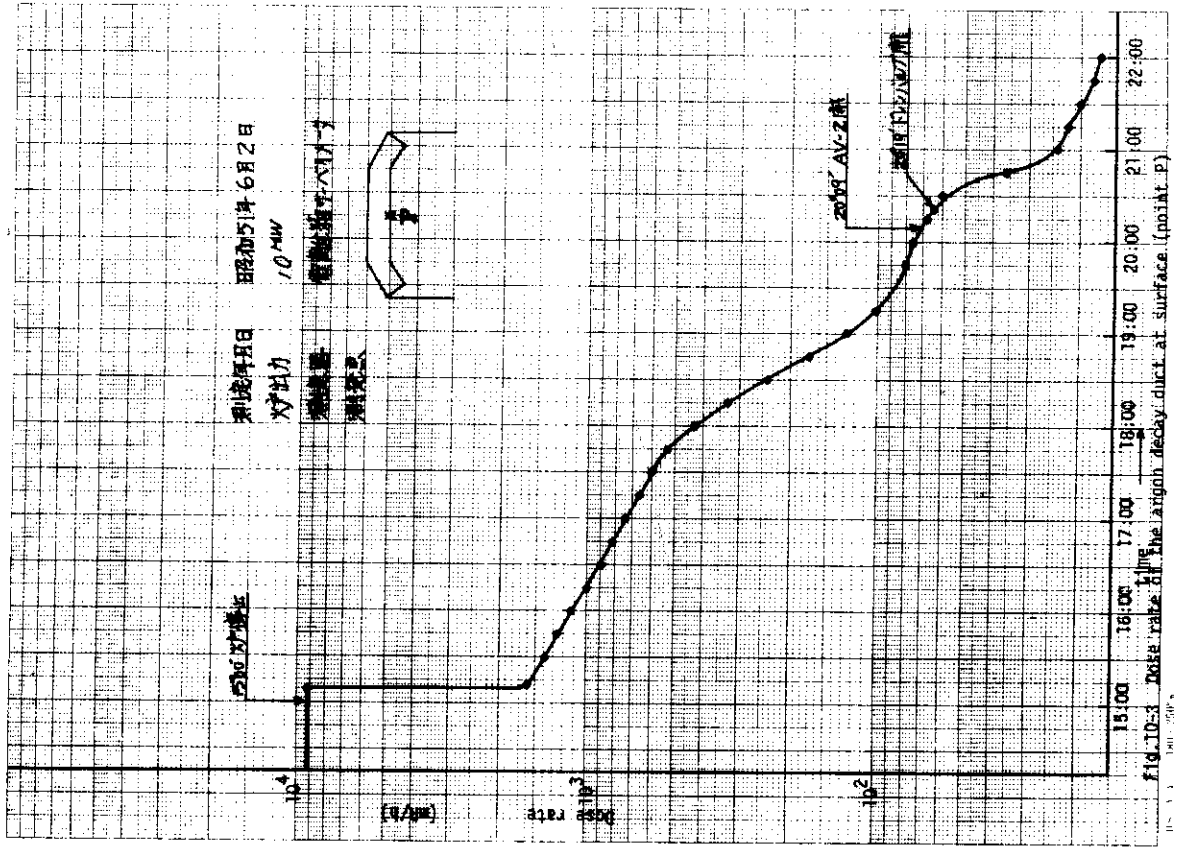


Fig.10-3 Decay rate of the argon decay duct at surface (point P)

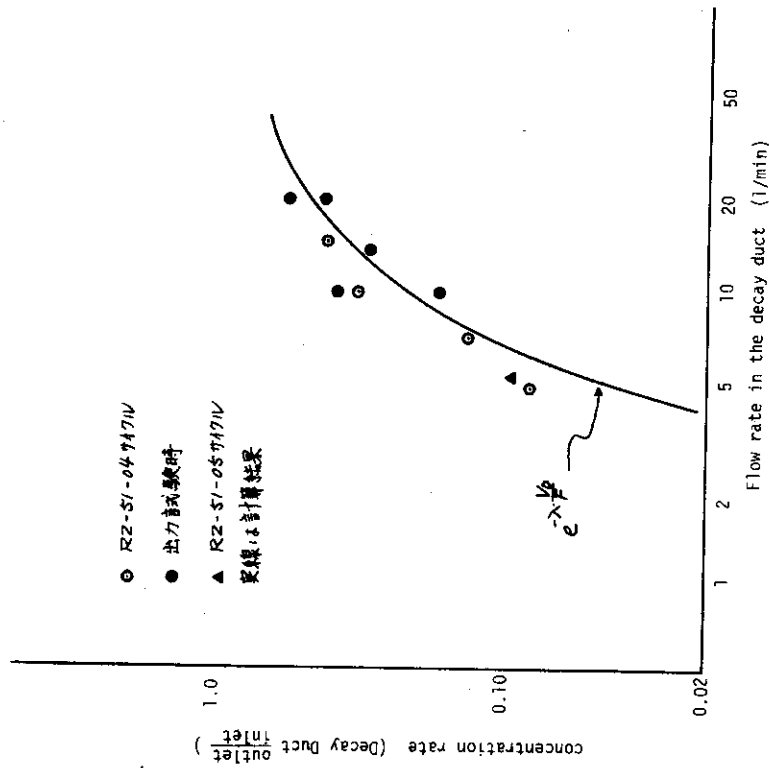


Fig.10-2 Decay effects of the argon decay duct

$$I = I_0 e^{-\lambda t}$$

$$\lambda_0' = \frac{V_0}{F} \quad (\text{Ar 濃度の減少時間})$$

$$V_0 = 2.4 \text{ m}^3$$

$$F = \text{排気流量 (m}^3/\text{min)}$$

$$\lambda = 0.00696 \text{ min}^{-1} \quad (\text{Ar の崩壊定数})$$

## 11. 炉室及び炉頂の空間線量

### 11.1 概要

JRR-2 改修工事後の炉室内及び炉頂の空間線量率は炉心上部遮蔽体の改修，及び水平中性子ビーム実験孔の各装置の遮蔽体の改良によって，低減された。

炉頂表面の空間線量率は10MW運転中，大部分の領域で1 mrem/h 以下であるが，局部的に約10mrem/h となっている。この値は改修前の $\frac{1}{10}$ 以下の値になっている。

炉室一階の空間線量は水平中性子ビーム実験装置の使用の有無によって常時立入り制限境界線が変っている。通常の作業及び立入り領域での線量は常に0.5 mrem/h 以下に管理されている。

### 11.2 炉頂の空間線量率

炉頂の空間線量率の測定結果は，Table 11-1 に示すように10MW出力上昇試験時に，回転盤上面の表面で最大0.3mrem/h，外周部（上段遮蔽体と炉体コンティメントの環状ギャップからのスリット）で約5 mrem/h となっている。この外周部分は，旧遮蔽体の場合，1 rem/h 以上の洩れがあって，約15 cmの鉄製の遮蔽体（通称，土俵）で補強しても全周で10mrem/h以上の洩れがあった。この土俵は，燃料交換作業時に取外す必要があるなど炉頂作業上，不便であった。この部分の遮蔽対策としては，改修工事の際に下段環状遮蔽体と炉体コンティメントの間に高さ40 cmのステンレス鋼を全周に，現場合せで挿入した。この効果で，外周部の大部分の表面での線量率が2 mrem/h となった。また外周部を利用運転に入ってから詳細にサーベイしたところ，Table 11-2 のように局部的に約5～12 mrem/hの線量率で洩れていることが分った。

なお，炉頂は10MW運転中，通常立入り制限区域として管理している。

### 11.3 炉室内の空間線量

炉室内の空間線量率分布を代表例として，水平実験孔の鉛シャッターが閉ている場合と，実験が行なわれている場合の記録をそれぞれFig 11-1, Fig 11-2に示す。また，エリアモニタの指示値は，Table 11-3に示す。改修前に比較して $\gamma$ 線及び中性子ともに低減している。

### 11.4 炉頂面漏洩放射線のスペクトル

#### (1) 速中性子スペクトル

炉頂の漏洩中性子のスペクトルは，厚さの違う2個のParaffin ModeratorをBF<sub>3</sub>管に被せて測定する多検出器法を適用した。

未知の中性子場のエネルギースペクトル $\phi(E)$ は，2個のBF<sub>3</sub>管を使った場合，次式で求められる。

$$\phi(E) = A_1 \cdot \psi_1(E) + A_2 \cdot \psi_2(E) \quad \dots\dots\dots(1)$$

$\psi_1(E)$ ,  $\psi_2(E)$  : 基礎になるエネルギースペクトル。Fig 11-3

$A_1$ ,  $A_2$  : 以下のようにして決定する。

今、2個の検出器として4.5cmと8.5cmのParaffin Moderatorで被ったBF<sub>3</sub>管を使用し、それぞれの計数値をN<sub>4.5</sub>、N<sub>8.5</sub>とすると、これらは次式で表わされる。

$$\begin{aligned}
 N_{4.5} &= \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} g_{4.5}(E) \cdot \phi(E) dE \\
 &= A_1 \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} \psi_1(E) \cdot g_{4.5}(E) dE + A_2 \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} \psi_2(E) \cdot g_{4.5}(E) dE \\
 &= A_1 B_{11} + A_2 B_{12} \dots\dots\dots(2)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 N_{8.5} &= \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} g_{8.5}(E) \cdot \phi(E) dE \\
 &= A_1 \cdot B_{21} + A_2 B_{22} \dots\dots\dots(3)
 \end{aligned}$$

ここに

$g_{4.5}(E), g_{8.5}(E)$ : BF<sub>3</sub>管を4.5cm, 8.5cmのParaffin Moderatorで被った時のResponse関数。

エネルギー範囲0.6eV~10MeV

$$B_{1i} = \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} \psi_i(E) \cdot g_{4.5}(E) dE, \quad B_{2i} = \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} \psi_i(E) \cdot g_{8.5}(E) dE \quad (i=1, 2)$$

(2)式と(3)式からA<sub>1</sub>、A<sub>2</sub>について連立方程式を解くとφ(E)が求まる。また、線量当量率D<sub>f</sub> [mrem/hr]は次式のようになる。

$$\begin{aligned}
 D_f &= \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} h(E) \cdot \phi(E) dE \\
 &= A_1 \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} h(E) \psi_1(E) dE + A_2 \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} h(E) \psi_2(E) dE \\
 &= A_1 d_1 + A_2 d_2 \dots\dots\dots(4)
 \end{aligned}$$

ここに

$h(E)$ : 「中性子束密度-線量当量率」変換係数。

ICRP Publication 21 p12 Fig11-5

$$d_i = \int_{0.6\text{eV}}^{10\text{MeV}} h(E) \cdot \psi_i(E) dE \quad (i=1, 2)$$

以上の関係式から求めた、速中性子エネルギー Spektral は Fig 11-4 に示す。  
 速中性子 Spektral は、炉心真上 (Pcen) で若干、硬化しているのは、~~Blank~~<sup>Bulk</sup> の洩れが低いところに、ストリーミングによる速中性子が相対的に高く出ているためである。これに対して、

炉心上部遮蔽体外周部 (P<sub>0</sub>, P<sub>270</sub>) の漏洩中性子線は、炉心位置からずれ、また、重水及び遮蔽体の通過による散乱でエネルギーが軟化したものが相対的に高いためである。

速中性子による線量当量率はTable 11-4 に示すように 0.1 mrem/h 以下である。中性子エネルギー全領域の線量当量率は熱中性子について、原研の線量計測課で所有している Thermal Pile で校正したBF<sub>3</sub>管で測定した値を加えると 0.2 mrem/h 以下となる。(Table 11-5 参照)

## (2) $\gamma$ 線のスペクトル

炉頂の漏洩 $\gamma$ 線のスペクトルはFig 11-6 に示す。漏洩線量率に寄与する核種は、構造から発生する捕獲 $\gamma$ 線 (Al, Cr, Ni, Mn), He ガス中の<sup>41</sup>Ar 及び炉心からの $\gamma$ 線である。また、炉頂のヘリウム配管の表面近くで 5~7 mR/h であり、その主要核種は<sup>41</sup>Ar であった。

炉心上部遮蔽体外周部の炉停止時の減衰曲線 (Fig 11-7) で1分以内に1桁以上も減少するのは、炉心からの $\gamma$ 線と温度変化等に伴う<sup>41</sup>Ar の移動効果と推定される。次に捕獲 $\gamma$ 線の<sup>28</sup>Alが減衰に寄与している。

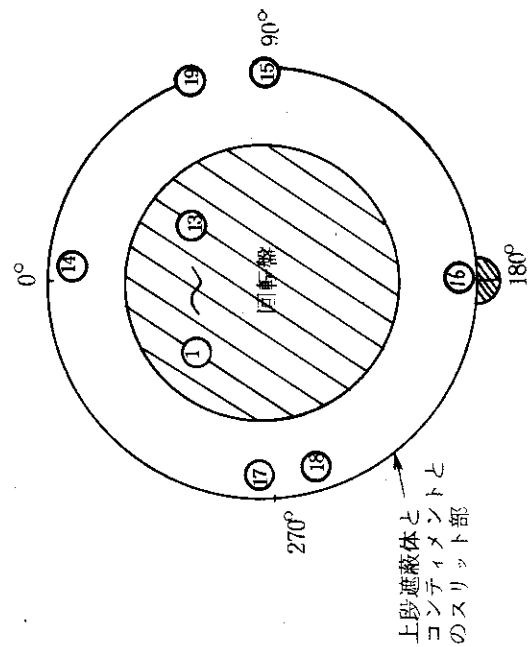
Table 11-1 Dose rate of the JRR-2 Reactor top at 10 MW (改修後)

測定日 S 51年6月1日

No	位 置 注1)	r 線量率		速中性子		熱中性子		合 計	備 考
		mrem/h	cpm	mrem/h	cpm	計測値	線量率		
①	実験孔 VT-1	0.15	60	0.01	140	0.05	0.21	0.21	注 上段 at 1 m 下段 表面  He 系の純度 He 98.47% D <sub>2</sub> 0.04% O <sub>2</sub> 0.20% N <sub>2</sub> 1.29%
②	"	0.08	200	0.03	100	0.04	0.15	0.15	
③	"	0.22	100	0.02	80	0.03	0.27	0.27	
④	"	0.15	120	0.02	160	0.06	0.23	0.23	
⑤	"	0.25	60	0.01	120	0.05	0.26	0.26	
⑥	"	0.18	80	0.01	150	0.06	0.25	0.25	
⑦	"	0.08	100	0.02	80	0.03	0.13	0.13	
⑧	燃料孔 1 A	0.08	100	0.02	100	0.04	0.14	0.14	
⑨	"	0.07	120	0.02	100	0.04	0.13	0.13	
⑩	"	0.08	200	0.03	100	0.04	0.15	0.15	
⑪	"	0.08	300	0.05	100	0.04	0.17	0.17	
⑫	"	0.06	60	0.01	100	0.04	0.11	0.11	
⑬	"	0.08	100	0.02	100	0.04	0.12	0.12	
⑭	"	0.09	350	0.06	100	0.04	0.19	0.19	
⑮	制御棒孔 CR-2	0.12	100	0.02	120	0.05	0.17	0.17	
⑯	"	0.10	120	0.02	80	0.03	0.15	0.15	
⑰	上段遮蔽体のスリット 0°	0.35	200	0.03	150	0.06	0.44	0.44	
⑱		0.53	350	0.06	550	0.21	0.80	0.80	

No	位置	γ線量率 mrem/h	速中性子		熱中性子		合計	備考
			計測値 cpm	線量率 mrem/h	計測値 cpm	線量率 mrem/h		
⑬	上段遮蔽体のスリット 90°	0.35 0.75	150 100	0.03 0.02	150 320	0.06 0.12	0.44 0.89	* 1976. 6. 17 フィルムによる測定 上段遮蔽体とコンテイメントの ギャップからの最大スリット線 量率 γ線 12 mR/h
⑭	"	0.55 0.75	80 100	0.01 0.02	150 240	0.06 0.09	0.62 0.81	
⑰	"	5.20 1.90	220 200	0.04 0.03	200 350	0.08 0.13	5.32 2.06	
⑱	"	4.50	300	0.05	500	0.19	4.74	
⑲	"	2.50	200	0.03	2500	0.95	3.48	

注 (1) 炉頂測定位置



注 (2) 測定器

GM サーベイメータ (G-199)  
BF<sub>3</sub> サーベイメータ (NFT-43)

Table 11-2 Gam-ray and neutron streaming at between the reactor containment and the top shield

		$r$ (mR/h), $\phi_f$ (cpm), $\phi_{fh}$ (cpm)				
測定位置		R 2 - 51 - 04		R 2 - 51 - 05		R2-51-07
		51. 8. 24	51. 9. 3	51. 9. 16	51. 9. 20	51. 10. 26
1 (0°)	$r$	5.2	5.4	40	5.7	56
	$\phi_f$	450	400	400	350	400
	$\phi_{fh}$	4500	3200	5500	4500	6000
2 (80°)	$r$	6.0	/	6.5	6.4	8.2
	$\phi_f$	400		600	250	400
	$\phi_{fh}$	400	5000	750	5200	
3 (150°)	$r$	6.5	9.0	8.5	8.8	8.0
	$\phi_f$	350	300	350	250	300
	$\phi_{fh}$	300	200	200	200	170
4 (200°)	$r$	6.6	7.2	8.0	7.7	7.6
	$\phi_f$	300	300	300	200	300
	$\phi_{fh}$	250	200	200	200	200
5 (230°)	$r$	12	12	12	12	10
	$\phi_f$	300	300	400	500	350
	$\phi_{fh}$	400	350	1300	2000	3000
6 (340°)	$r$	6.5	9.8	9.2	9.2	10
	$\phi_f$	600	400	450	400	300
	$\phi_{fh}$	700	700	800	3000	7500
備 考	(He 純度)	運転開始 2 日目		運転開始 4 日目		
	He 濃度	91.71	92.38	94.08	93.92	
	D <sub>2</sub> "	0.07	0.12	0.11	0.11	
	O <sub>2</sub> "	1.56	0.90	0.88	0.69	
	N <sub>2</sub> "	6.66	6.60	4.93	5.28	
	炉出力	10MW	10MW	10MW	10MW	
制御棒位置		C <sub>1</sub> ~C <sub>5</sub>	C <sub>1</sub> ~C <sub>5</sub>	C <sub>1</sub> ~C <sub>5</sub>	C <sub>1</sub> ~C <sub>5</sub>	C <sub>1</sub> ~C <sub>5</sub>
		66%	68.50%	69%	71%	73%
		C <sub>6</sub>	C <sub>6</sub>	C <sub>6</sub>	C <sub>6</sub>	C <sub>6</sub>
		67.50%	80%	82%	80%	83%



Table 11-3 Radiation dose rate in the JRR-2 reactor room with area monitor

運転サイクル		R2-48-10	* R2-51-01	** R2-51-02	** R2-51-03	** R2-51-04	** R2-51-05
測定日		12/15/9	6/1/11	6/8/17	6/30/19	9/14/17	9/14/17
γ エリア モニタ	No. 1	0.26 <sup>mR/h</sup>	0.045 <sup>mR/h</sup>	0.1 <sup>mR/h</sup>	0.1 <sup>mR/h</sup>	0.2 <sup>mR/h</sup>	0.2 <sup>mR/h</sup>
	No. 2	0.46	0.020	0.25	0.14	0.3	0.4
	No. 3	0.16	0.06	0.07	0.08	0.13	0.1
	No. 4	5.0	0.55	0.45	0.9	1.5	1.7
	ホットケーブル	0.05	0.03	0.026	0.022	0.03	0.04
	ポンプフレーム	190	310	320	350	350	350
NT エリア モニタ	No. 1	5 cps	2.0 cps	3.5 cps	3.2 cps	6.0 cps	3.0 cps
	No. 2	8	3.0	4.5	2.7	3.4	3.0
	No. 3	3.5	4.0	4.1	4.0	3.5	2.0
	No. 4	4.2	4.5	3.6	3.8	6.0	3.3

\* 水平実験孔のビーム装置未使用（鉛シャッター閉）

\*\* R2-51-02~05 サイクル運転開始後第2日のデータ  
R2-48-10 改修工事前のデータ

Table 11-4 Fast neutron dose equivalent rate

位置	N 45	N 85	$\frac{N 85}{N 45}$	Ro	AKo	Df [mrem/h]
PCEN	1806 c/m	894 c/m	0.495	0.475	$4.17 \times 10^{-4}$	$7.53 \times 10^{-2}$
P O	1908	883	0.463	0.444	$3.07 \times 10^{-4}$	$5.85 \times 10^{-2}$
P270	2825	1039	0.368	0.352	$1.57 \times 10^{-4}$	$4.43 \times 10^{-2}$

(注) A = 0.73 B = 0.96

別添参照

$$Ro = B \frac{N 85}{N 45}$$

\* エネルギー指標Roが大だと、高いエネルギーがある。

$$Df = AKo \cdot N 45$$

(注) 中性子エネルギースペクトルは0.6 eVから10 MeVの広範囲になるので、エネルギー軸はLethargy  $u = \ln(10/E [\text{MeV}])$  を使用して、スペクトルを書いた。

Table 11-5 Neutron (thermal and fast) dose equivalent rate

位置	Nbore (cpm)	$\phi_{th}$ (n/cm <sup>2</sup> sec)	D <sub>th</sub> (mrem/hr)	D <sub>f</sub> (mrem/hr)	D total (mrem/hr)
PCEN	142.2	9.869	$3.799 \times 10^{-2}$	$7.53 \times 10^{-2}$	$1.13 \times 10^{-1}$
P 0	520.9	36.15	$1.392 \times 10^{-1}$	$5.85 \times 10^{-2}$	$1.98 \times 10^{-1}$
P 45	316.6	21.97	$8.459 \times 10^{-2}$		
P 90	323.0	22.42	$8.630 \times 10^{-2}$		
P 135	281.1	19.51	$7.511 \times 10^{-2}$		
P 180	202.7	14.07	$5.416 \times 10^{-2}$		
P 225	189.8	13.17	$5.071 \times 10^{-2}$		
P 270	339.8	23.58	$9.079 \times 10^{-2}$	$4.42 \times 10^{-2}$	$1.34 \times 10^{-1}$
P 335	337.8	23.44	$9.026 \times 10^{-2}$		

$$\phi_{th} = K_{th} \cdot N_{bare}, D_{th} = \phi_{th} \cdot h(E)$$

JRR-2 炉室一階放射線量測定記録簿

51年6月/日11時  
 炉出力 10 MW  
 測定者

測定値 × 印  
 単位  $\left\{ \begin{array}{l} \text{mR/h} \\ \text{mrem/h} \text{ (71/cm}^2\text{/sec)} \\ \text{mrad/h} \text{ (71/cm}^2\text{/sec)} \end{array} \right.$   
 測定器 ( : 9M 標準-N-FT-9  
 9-136  
 M4 : 3-F-03 標準-N-FT-9  
 M4 : N-FT-93

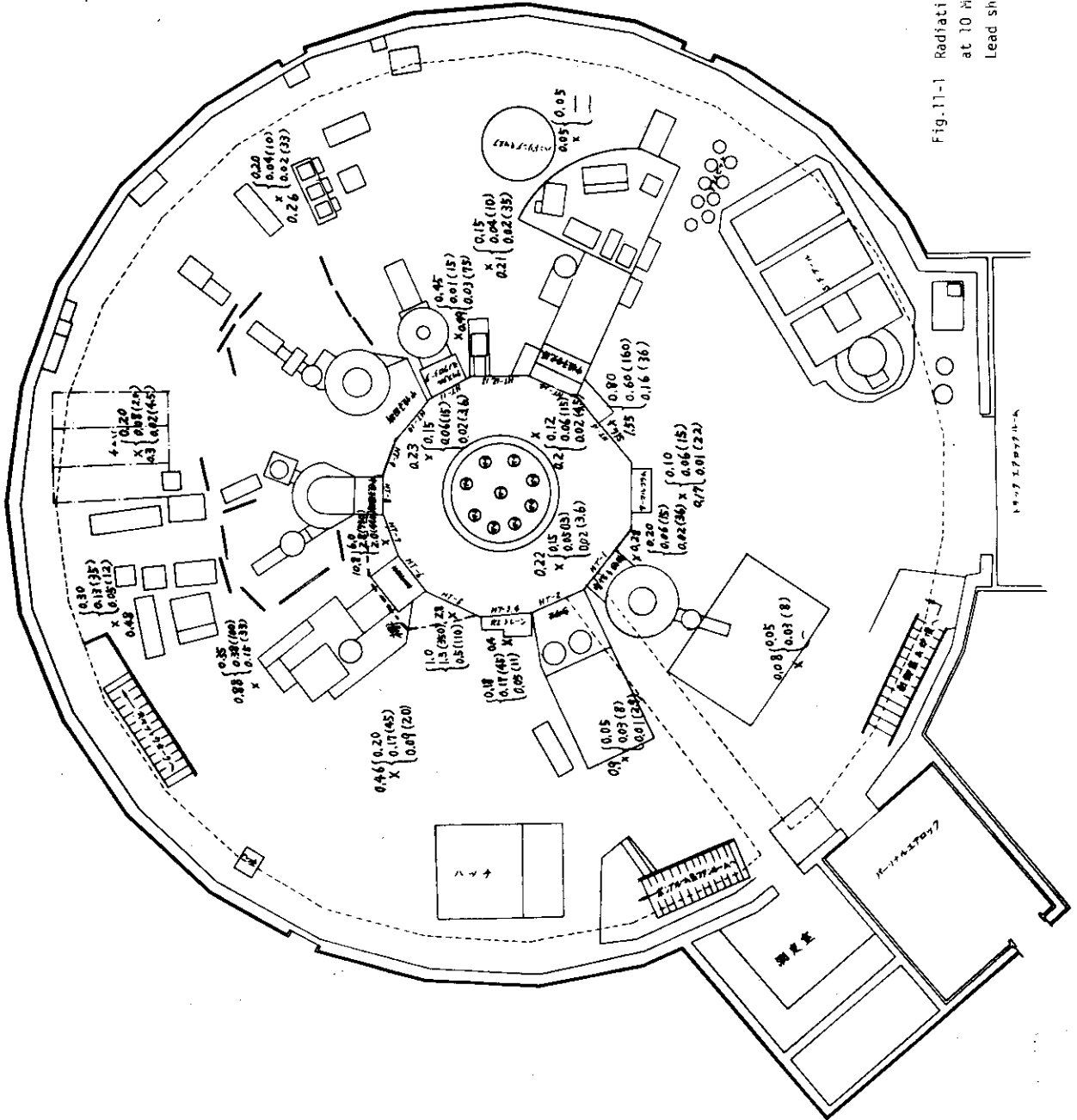


Fig.11-1 Radiation dose rate in the JRR-2 reactor room at 10 MW ( Jun 1, 1976 )  
 Lead shutter of Horizontal Beam tube : Close

JRR-2 2号室一箇 放射線量測定記録

5/年 9月 14日 10時 10分  
 測定者 伊藤 孝一 (94172)  
 測定室 伊藤 孝一 (94172)  
 測定者 X  
 測定者 Y  
 測定者 Z  
 測定者 W  
 測定者 V  
 測定者 U  
 測定者 T  
 測定者 S  
 測定者 R  
 測定者 Q  
 測定者 P  
 測定者 O  
 測定者 N  
 測定者 M  
 測定者 L  
 測定者 K  
 測定者 J  
 測定者 I  
 測定者 H  
 測定者 G  
 測定者 F  
 測定者 E  
 測定者 D  
 測定者 C  
 測定者 B  
 測定者 A

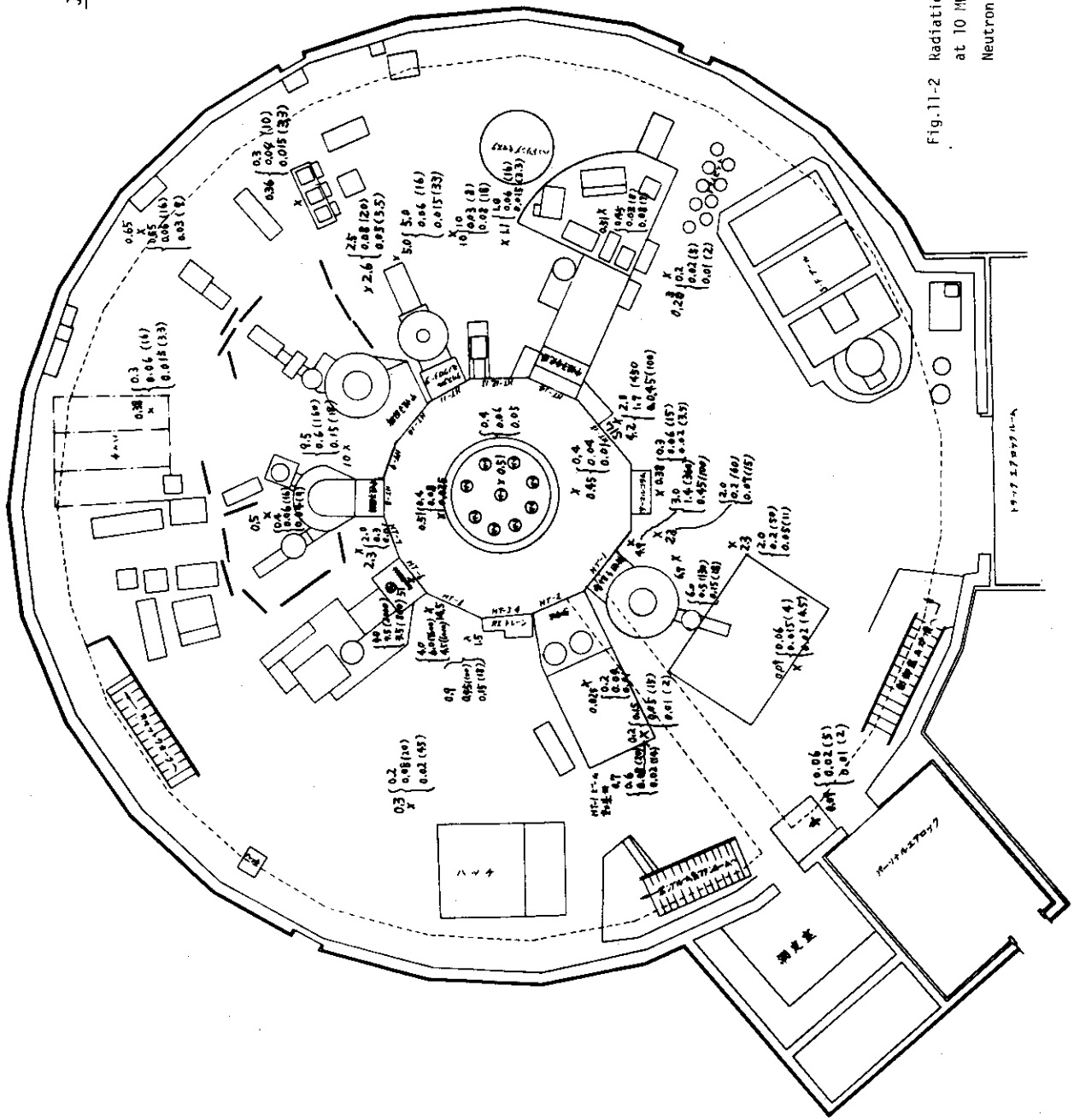


Fig.11-2 Radiation dose rate in the JRR-2 reactor room at 10 MW ( Sept 14 , 1976 )  
 Neutron beam facility : operation ( beam on )

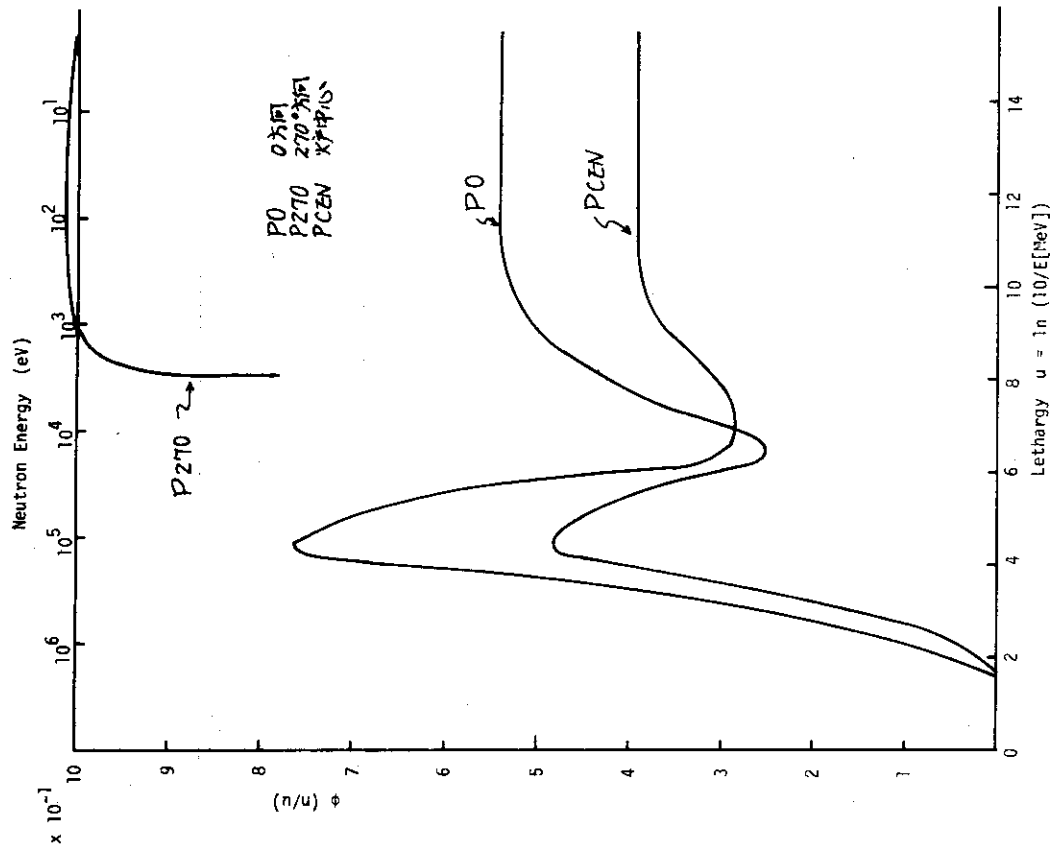


Fig.11-4 Neutron spectrum on the JRR-2 Reactor top

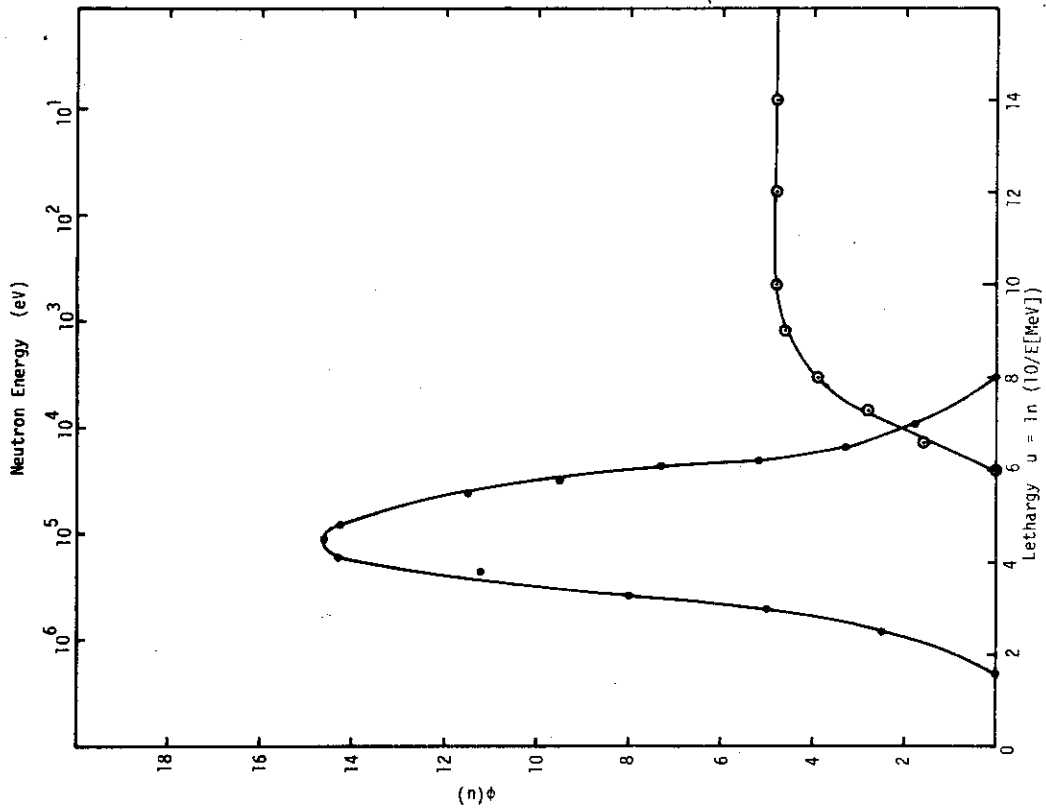


Fig.11-3 Base neutron spectrum for calculation

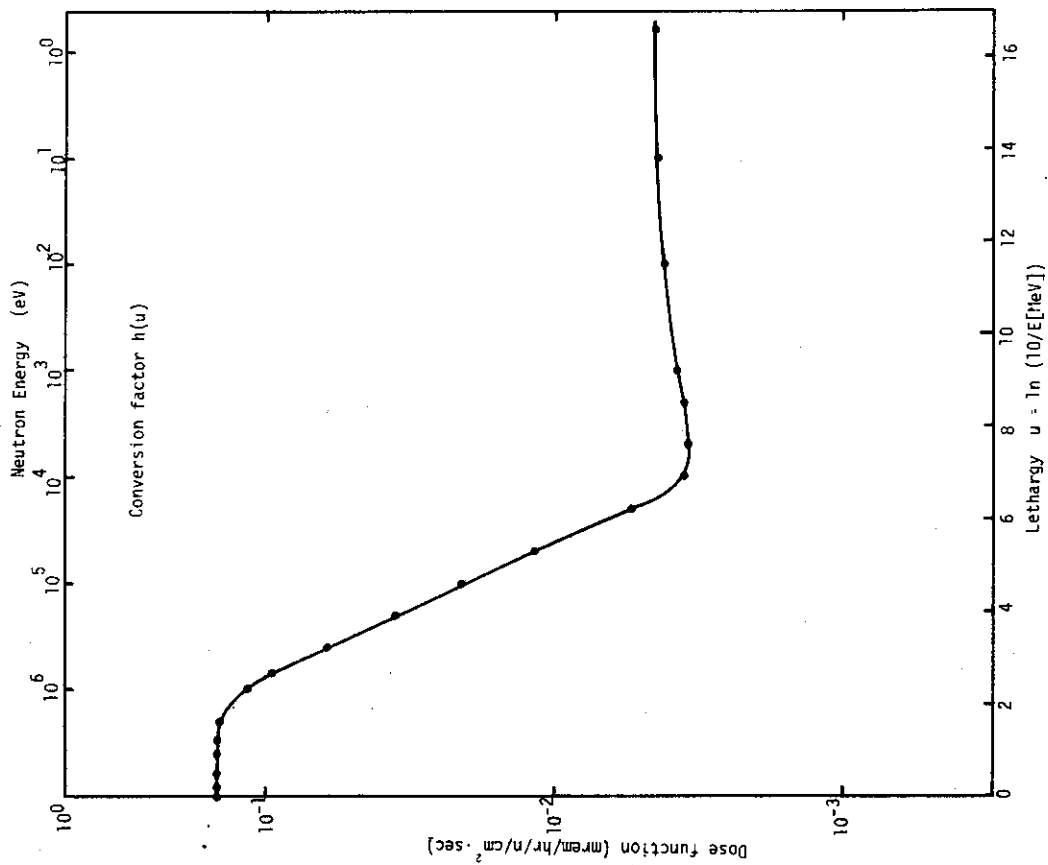


Fig. 11-5 Conversion factors for neutrons

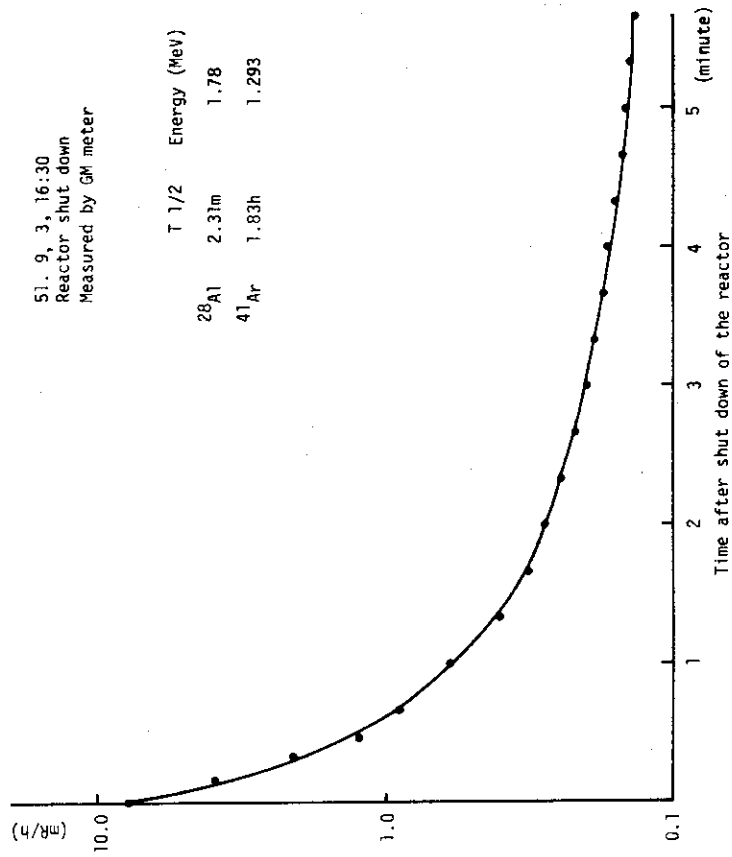


Fig. 11-7 Decay curve of radiation at reactor top surface

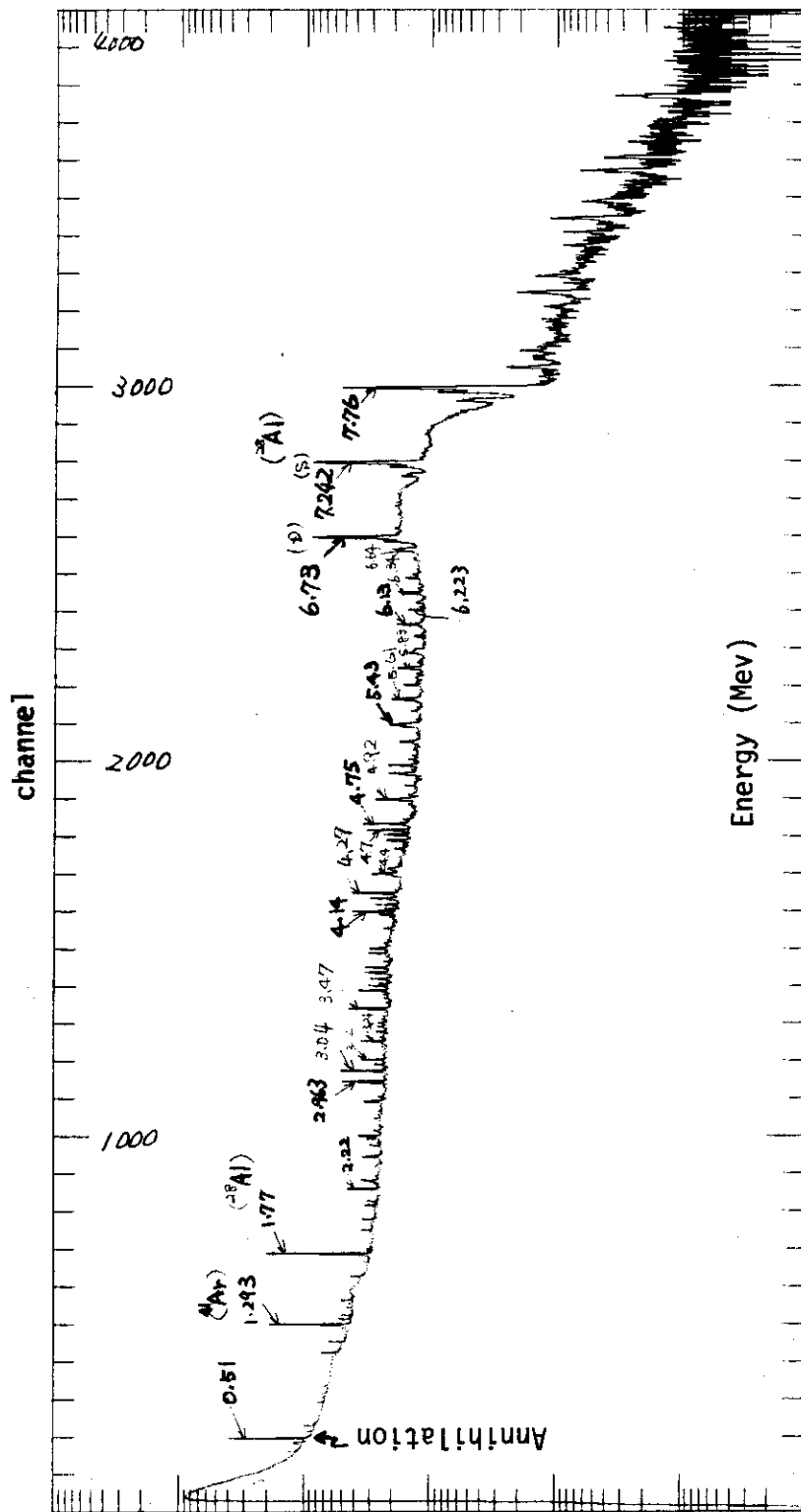


Fig.11-6 Gamma-ray spectrum on the JRR-2 reactor top surface

## 12. 生体遮蔽体領域の線量測定

### 12.1 概要

生体遮蔽体の線量測定は、過去において余り実施したことがなかった。今回、測定した場所は、生体遮蔽領域で、燃料孔（1 A, 1 B）、垂直孔（VT-2）及び重水出口管まわりである。測定には、TLD素子を用い、熱中性子束と $\gamma$ 線量率を求めた。

この他に垂直孔（VT-2）の回転プラグ内のインナープラグを運転中に抜いたときの、炉頂での線量率をキューティパイ電離箱で測定した。この孔は、 $^{99}\text{Mo}$ 生産専用孔を予定しているので、炉体改修の機会に運転中に試料取出しが出来る装置を付加した。この回転プラグの遮蔽効果を調べ、操作が可能であることを確認した。

なお、TLD素子の校正には $\gamma$ 線にセシウム線源、また、熱中性子束にJRR-2ダブルモノクロ装置でのビーム線源及びAm-Be線源を用いた。

### 12.2 燃料プラグのストリーミング測定結果（1 A 孔）

燃料孔（1 A）の実験は、スリーブと燃料プラグとの間隙のストリーミングをプラグにTLD素子を貼り付けて測定した。下段遮蔽体下面での熱中性子束及び $\gamma$ 線量率は、それぞれ10MW換算で、 $2.5 \times 10^{11} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ 、 $5 \times 10^6 \text{ R/h}$ である。また、下段遮蔽体上面までのストリーミングの減衰は熱中性子束で約4桁、 $\gamma$ 線で約3桁である。これらの結果はFig 12-1, 12-2に示す。

### 12.3 制御棒模擬プラグの線量測定（1 B 孔）

燃料孔（1 B）での実験は、制御棒の電磁石等の照射量を評価するために、1 B燃料孔に模擬プラグをセットして線量測定を行った。制御棒孔で直接測定できないので、この孔を利用した。新しい制御棒に取付けた下部遮蔽体はFig 12-3 ~ 12-7に示す測定値から $\gamma$ 線に対して約1桁熱中性子束で約2桁の減衰効果がある。従って、新制御棒の電磁石、リード線等の放射線照射量は運転時間が同じであれば従来の $\frac{1}{10}$ 以下になることを示す。実際の電磁石の炉内位置は制御棒吸収体が70%以上であるため、 $\gamma$ 線量率は約 $10^4 \text{ R/h}$ 以下と推定される。なお、燃料孔の $\gamma$ 線は制御棒孔より約1桁高いことが、前回のVT-1測定値との比較で分った。

### 12.4 重水出口管まわりの線量測定

熱遮蔽軽水管の軽水洩れ部分（重水ダンプ管に沿った所）について、樹脂充填による補修を昭和51年3月に行った。この場所は、炉心下部生体遮蔽体内の軽水タンクとの接続部である。補修箇所の $\gamma$ 線の線量率は計算で $4.5 \times 10^4 \text{ R/h}$ であった。これに対して、重水出口管での線量率は、Fig 12-8に示すように $4.5 \times 10^4 \text{ R/h}$ であり、樹脂の照射寿命の評価が、妥当であることを確認した。線量率の測定に、重水出口管を選んだのは、ダンプ管より作業性がよく、試料（TLD）のセットが容易であり、かつ、出口管の方が位置的に線量が高いと推定できるためである。



補修箇所での樹脂（エピコート828）の照射効果は、 $\gamma$ 線が主体と考えられるが、中性子束の影響を知るために、熱中性子束をTLD素子で、速中性子束をニッケルワイヤの放射化法で測定した。熱中性子束の測定結果はFig 12-9に示す。また、速中性子束は約  $1.2 \times 10^6 \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$  であった。このレベルでは中性子の影響はあまり問題にならない。

使用樹脂の照射寿命は  $5 \times 10^9 \sim 10^{10} \text{ Rad}$  と予想するので、年間運転時間を3500時間とすると約5～10年となる。

## 12.5 垂直孔（VT-2）における線量測定

垂直孔（VT-2）は $^{99}\text{Mo}$ 生産専用孔として、回転プラグを取付けた。試料の取出しは、サイクルの途中で取り出す、いわゆるON POWER LOADINGが要求されている。この回転プラグは2本のインナープラグがあり、運転中に炉心の直接線源を見ないように回転操作で合せ、試料とインナープラグを同時に抜くようになっている。このため、インナープラグの遮蔽効果及びインナープラグを抜いたときの線量測定を行った。

### (1) インナープラグの遮蔽効果測定

試料照射中の遮蔽は、インナープラグと炉頂の回転盤で行う。このときの、遮蔽が十分か検討するため、インナープラグ下面及びインナープラグとスリーブとの間隙のストリーミングをプラグにTLD素子を貼り付けて測定した。この結果は、熱中性子束をFig 12-10、 $\gamma$ 線をFig 12-11に示す。インナープラグの下面の線量は、上段遮蔽体の下面とほぼ一致する高さであるが、炉心の線源を直接受け、10MW換算で、 $\gamma$ 線が約  $6 \times 10^2 \text{ R/h}$ 、熱中性子束が  $6.5 \times 10^7 \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$  である。また、炉頂のVT-2表面での線量は、10MW運転中のサーベイで  $1 \text{ mrem/h}$  以下である。このことは、インナープラグが短くても遮蔽能力が十分であることを示す。

### (2) インナープラグを抜いた状態での線量測定

回転プラグで直接炉心線源を見ない状態で、インナープラグを抜き、出力を徐々に400KWまで上げ、炉頂での表面線量率を測定した。この結果はFig 12-12に示す。この測定値より10MWでの炉頂表面線量率を推定すると、 $\gamma$ 線で約  $100 \text{ mR/h}$ 、速中性子束で約  $120 \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$ 、熱中性子束で  $250 \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$  である。この結果実際の試料交換の場合、試料交換キャスクを据付けた状態で操作するので、運転中の試料取出し作業を安全に実施できる見通しを得た。

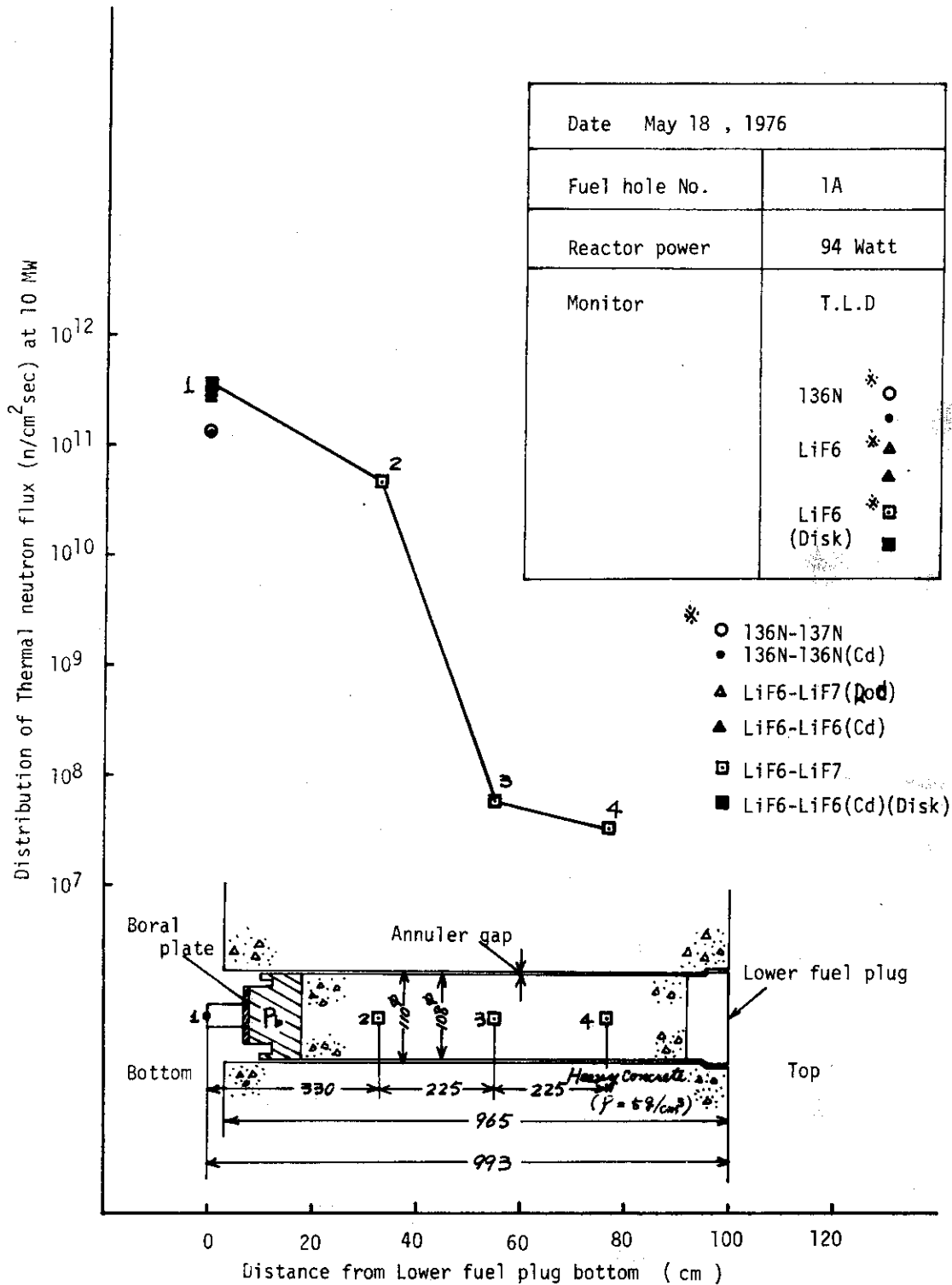


Fig.12-1 Distribution of Thermal neutron flux in annular duct (1A)

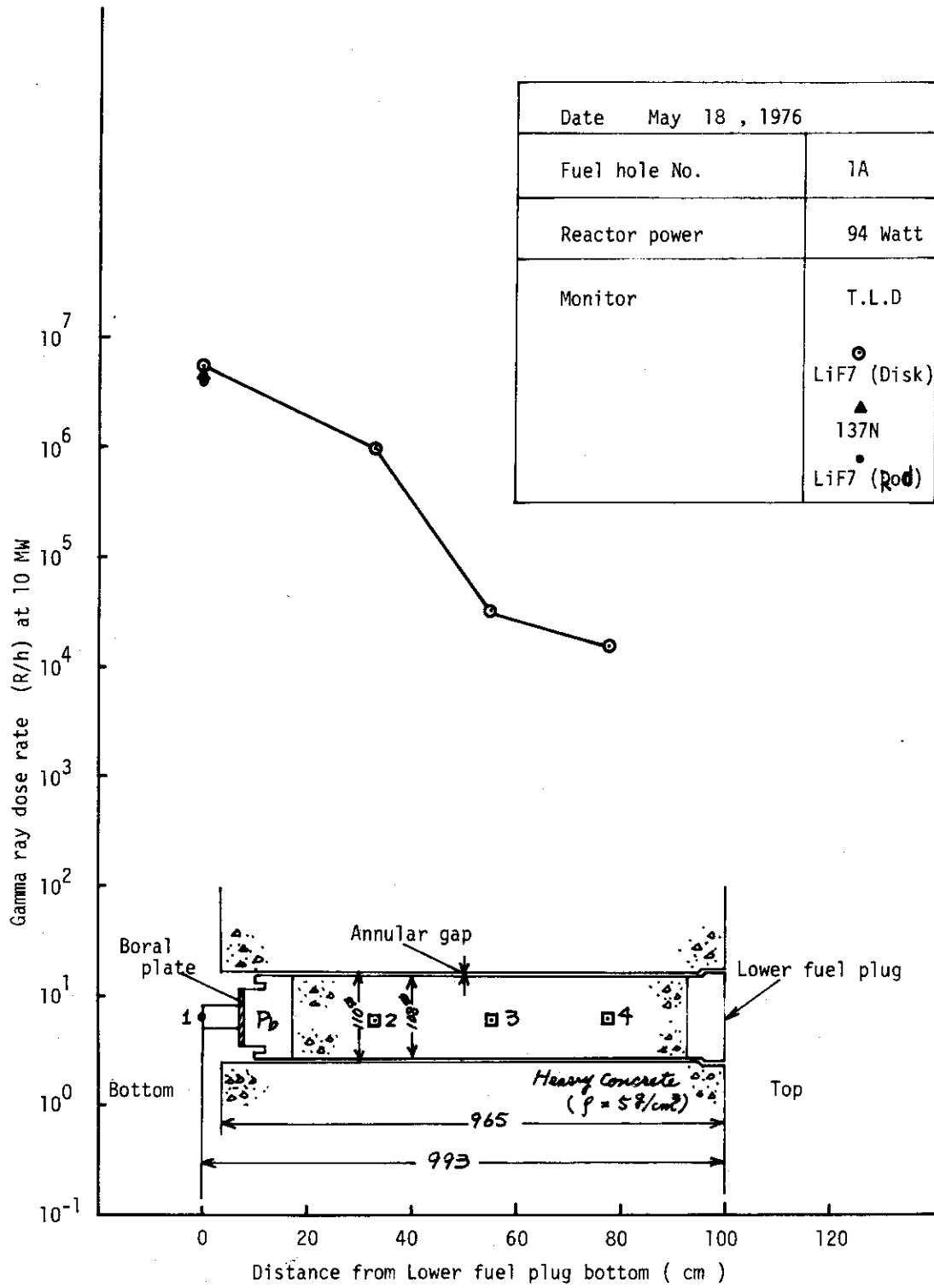


Fig.12-2 Distribution of Gamma dose rate in annular duct (1A)

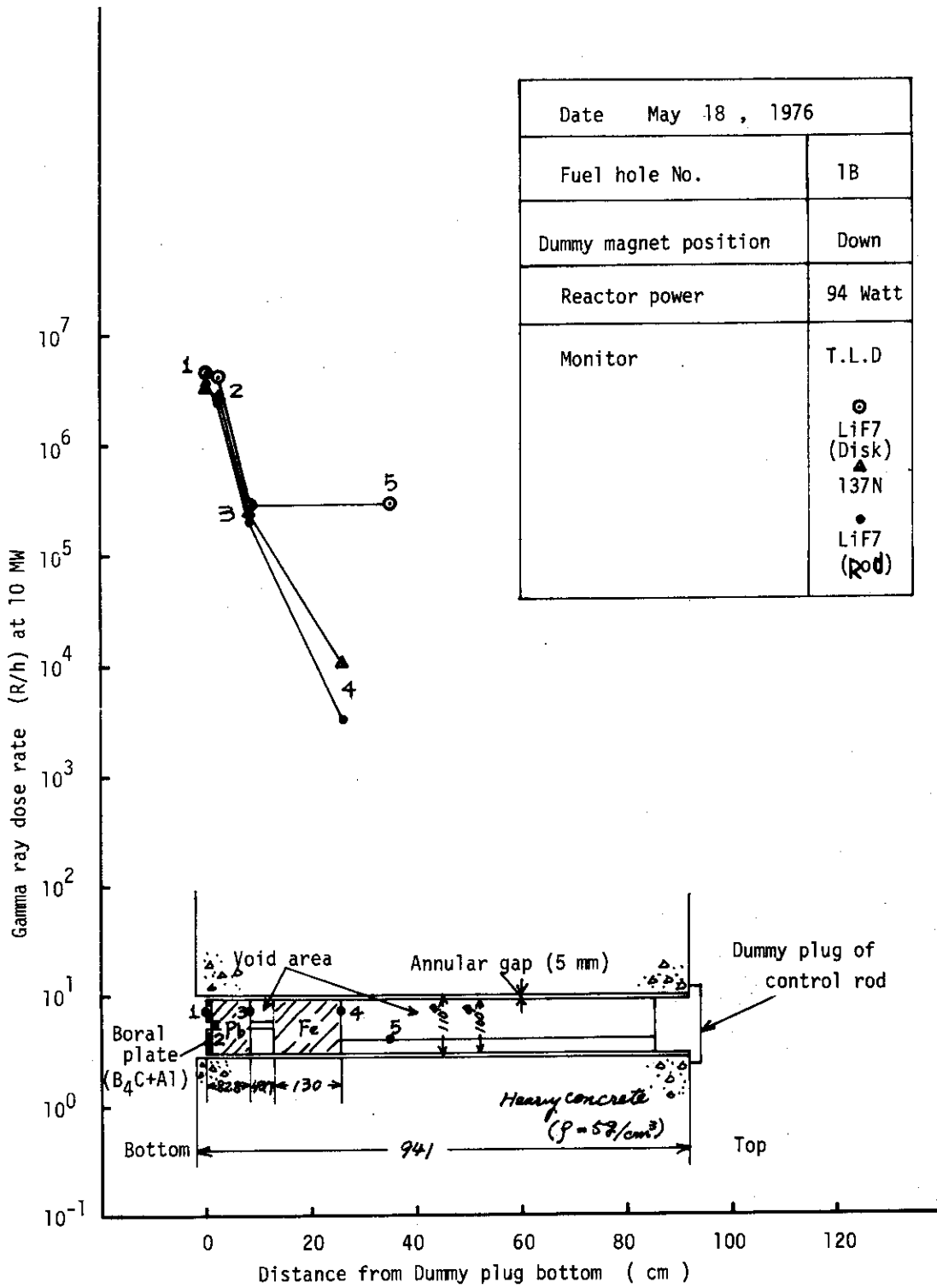


Fig.12-3 Distribution of Gamma ray dose rate in fuel plug hole (1B)

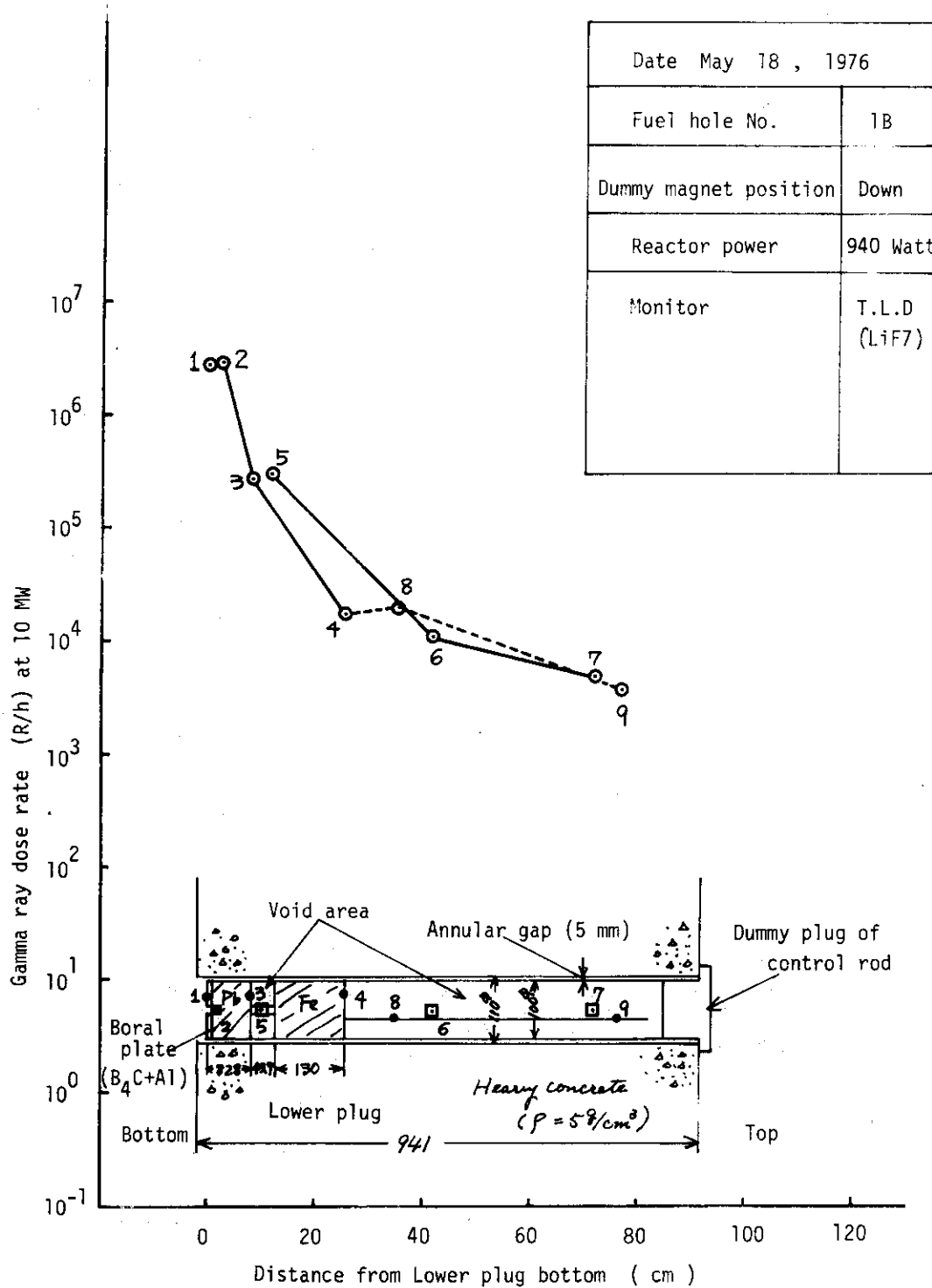


Fig.12-4 Distribution of Gamma dose rate in fuel plug hole (1B)

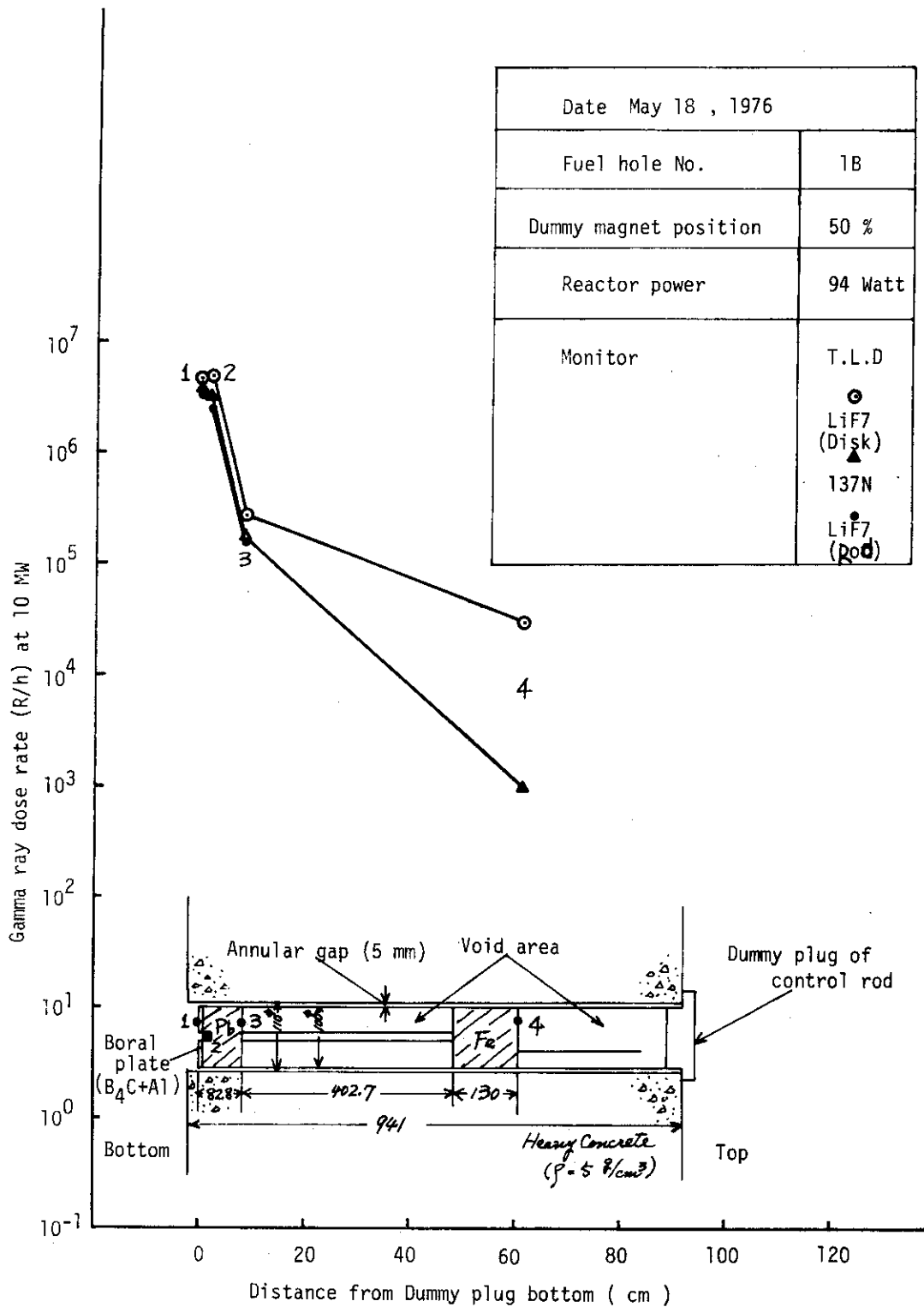


Fig.12-5 Distribution of Gamma ray dose rate in fuel plug hole (1B)

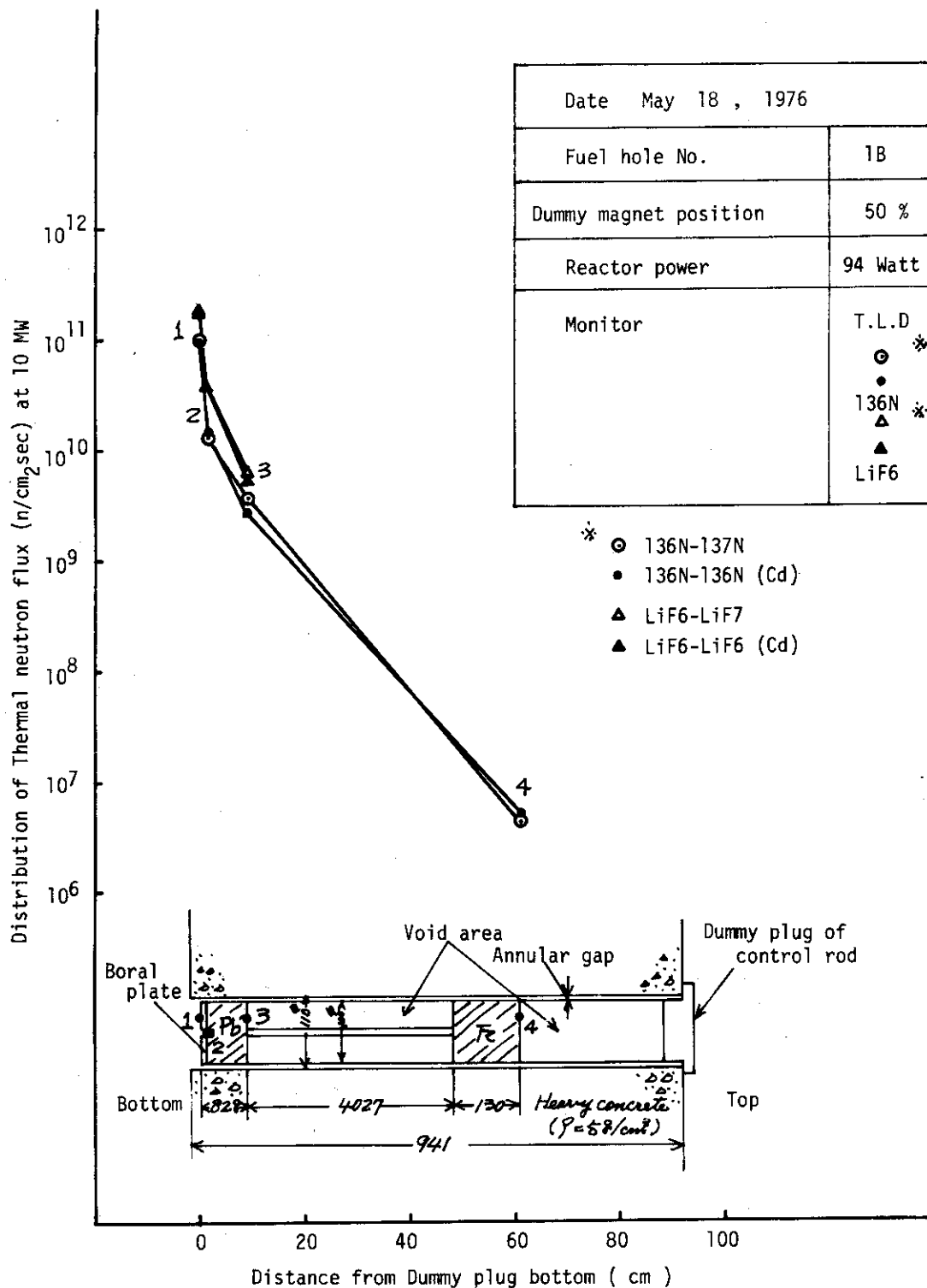


Fig.12-6 Distribution of Thermal neutron flux in fuel plug hole (1B)

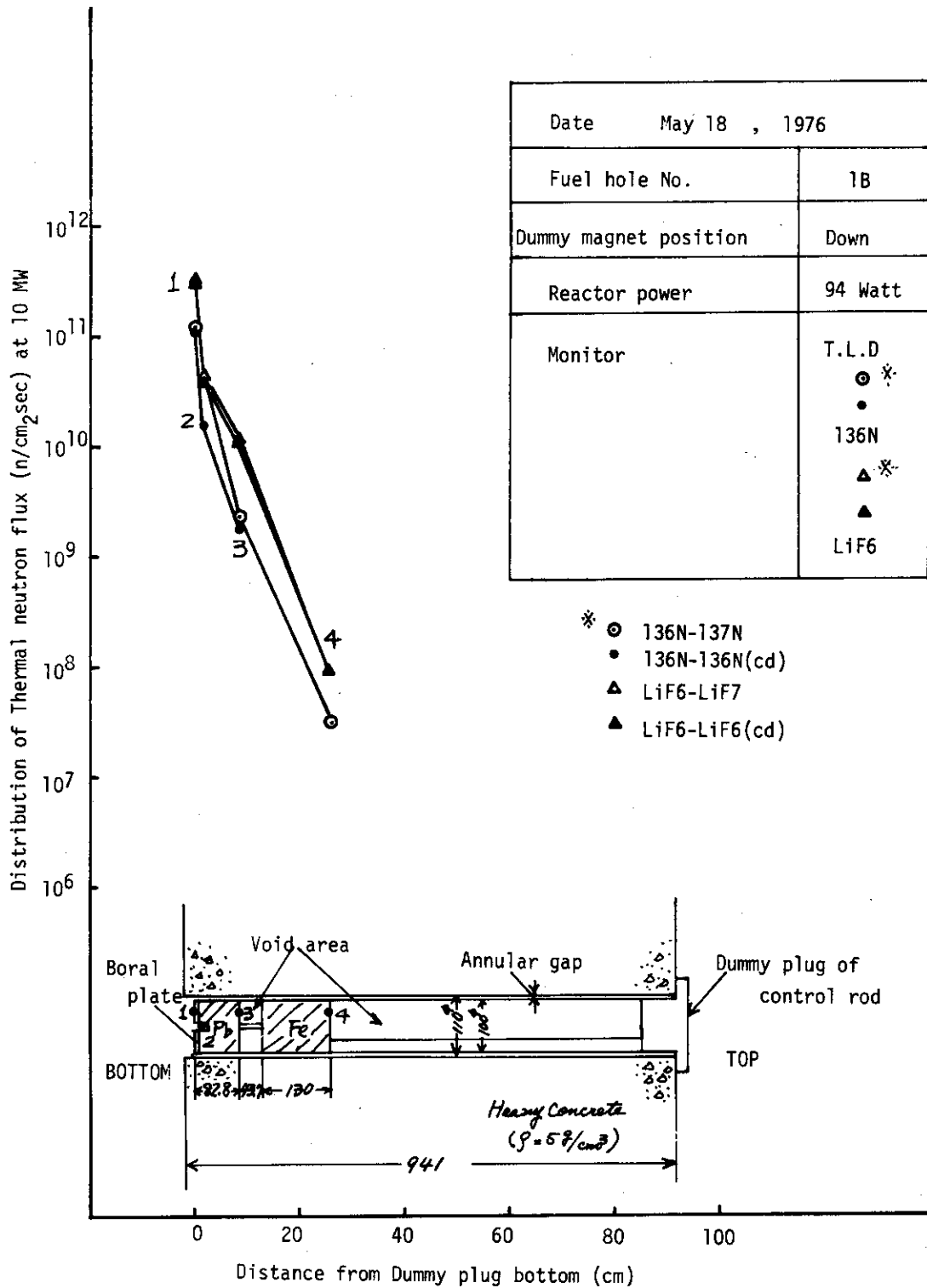


Fig.12-7 Distribution of Thermal neutron flux in fuel plug hole (1B)



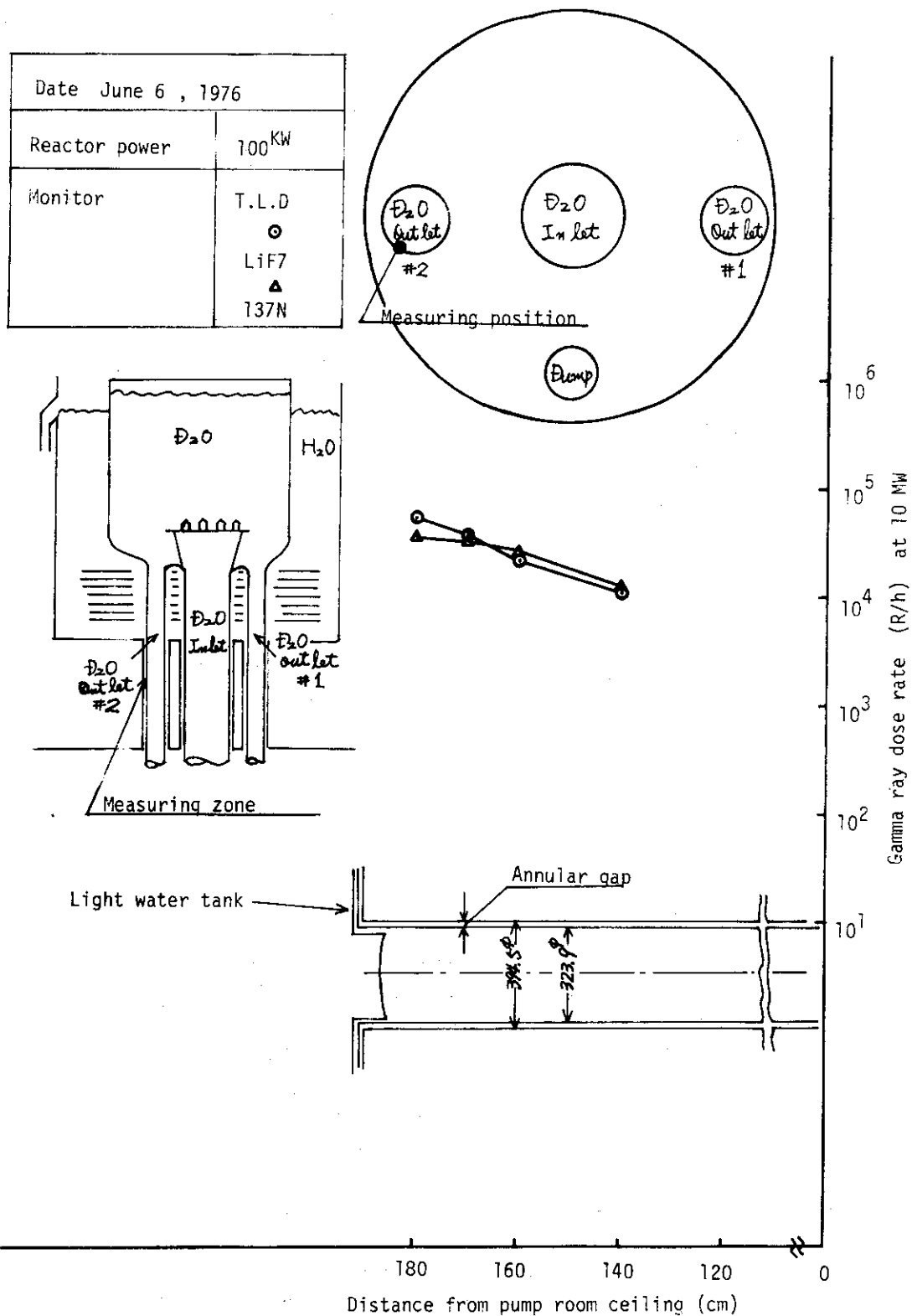


Fig.12-8 Distribution of Gamma ray dose rate in  $D_2O$  stand pipe annular duct

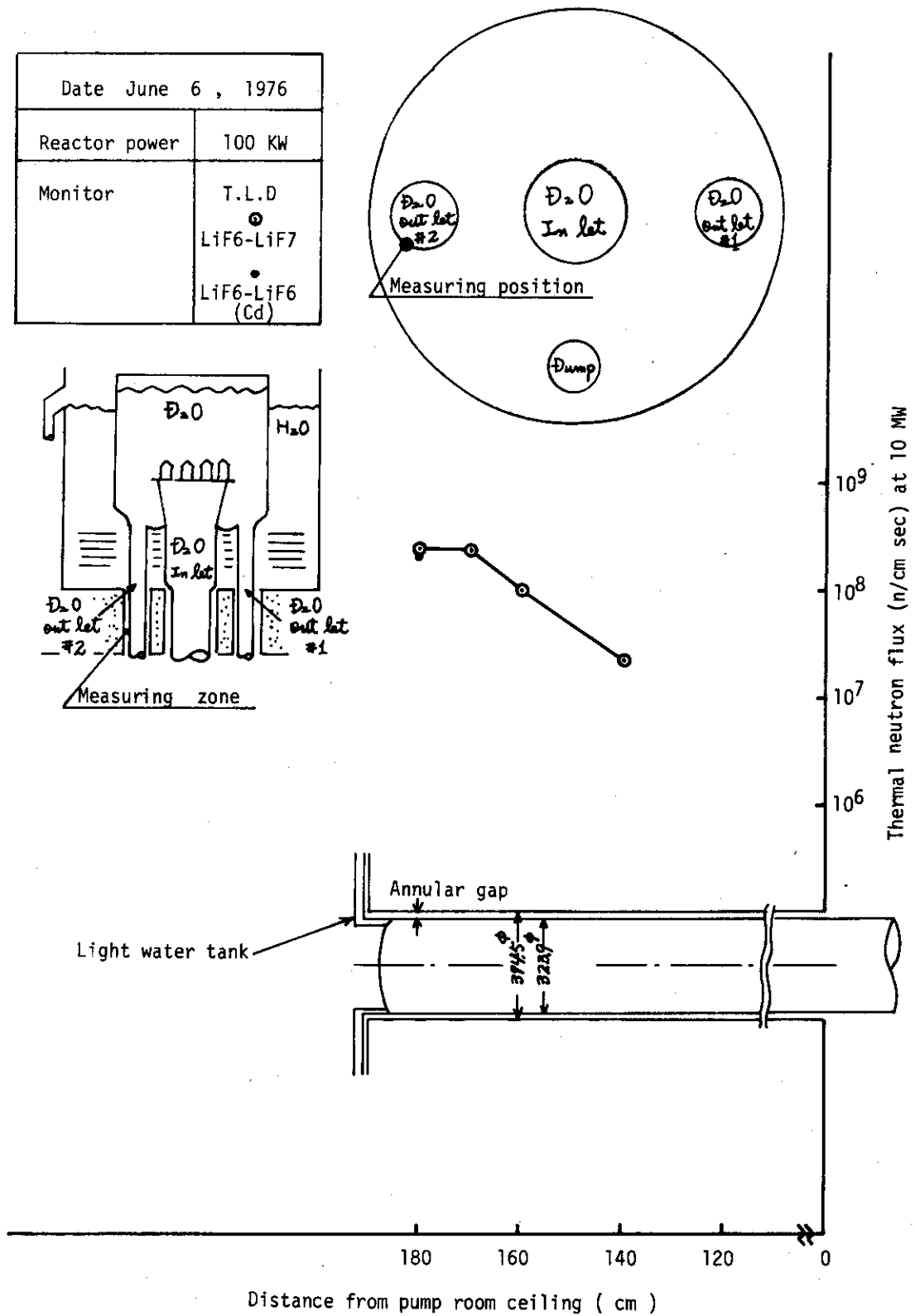


Fig.12-9 Distribution of Thermal neutron flux in D<sub>2</sub>O stand pipe annular duct

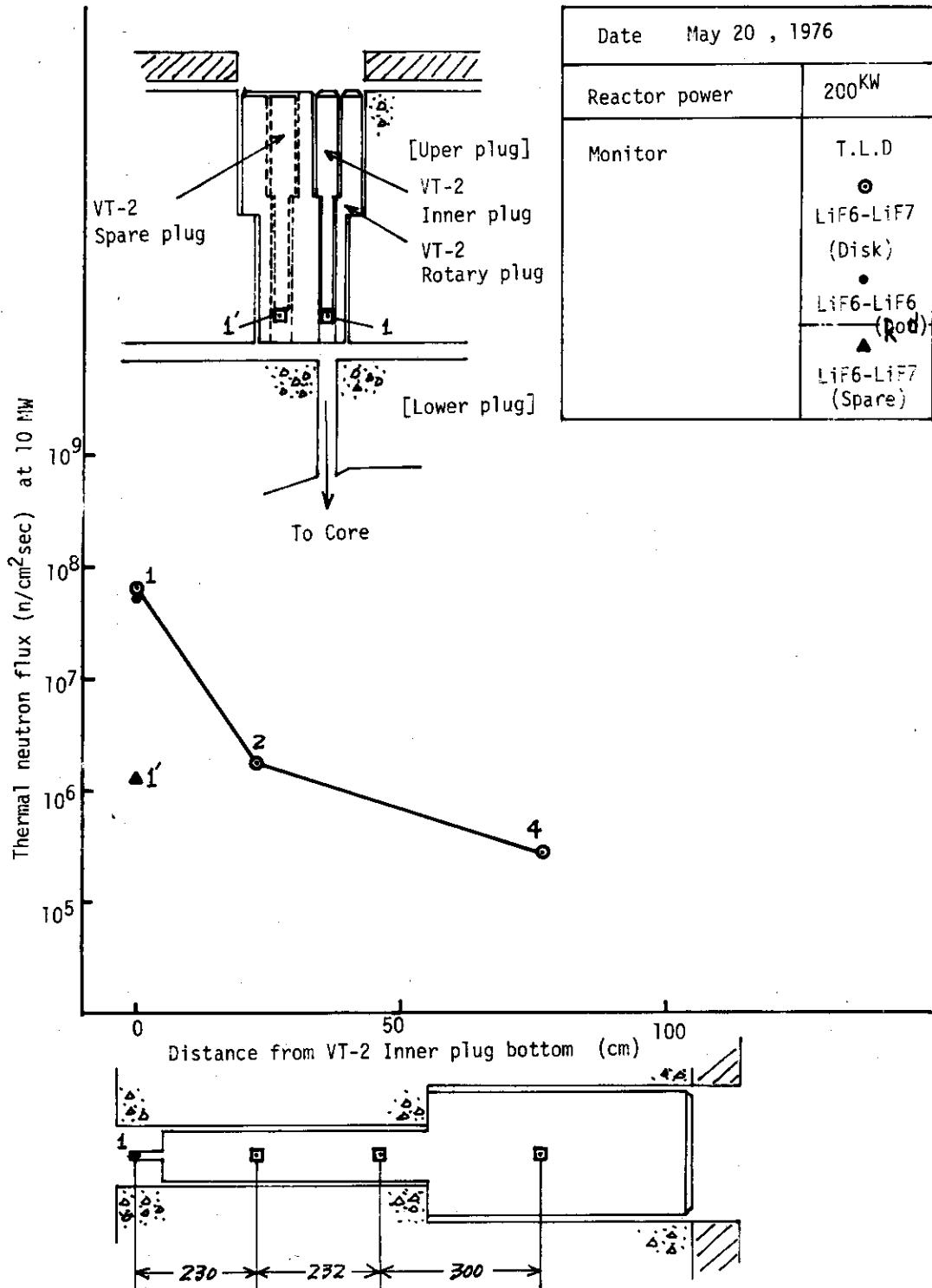


Fig.12-10 Distribution of Thermal neutron flux in VT-2 Inner plug

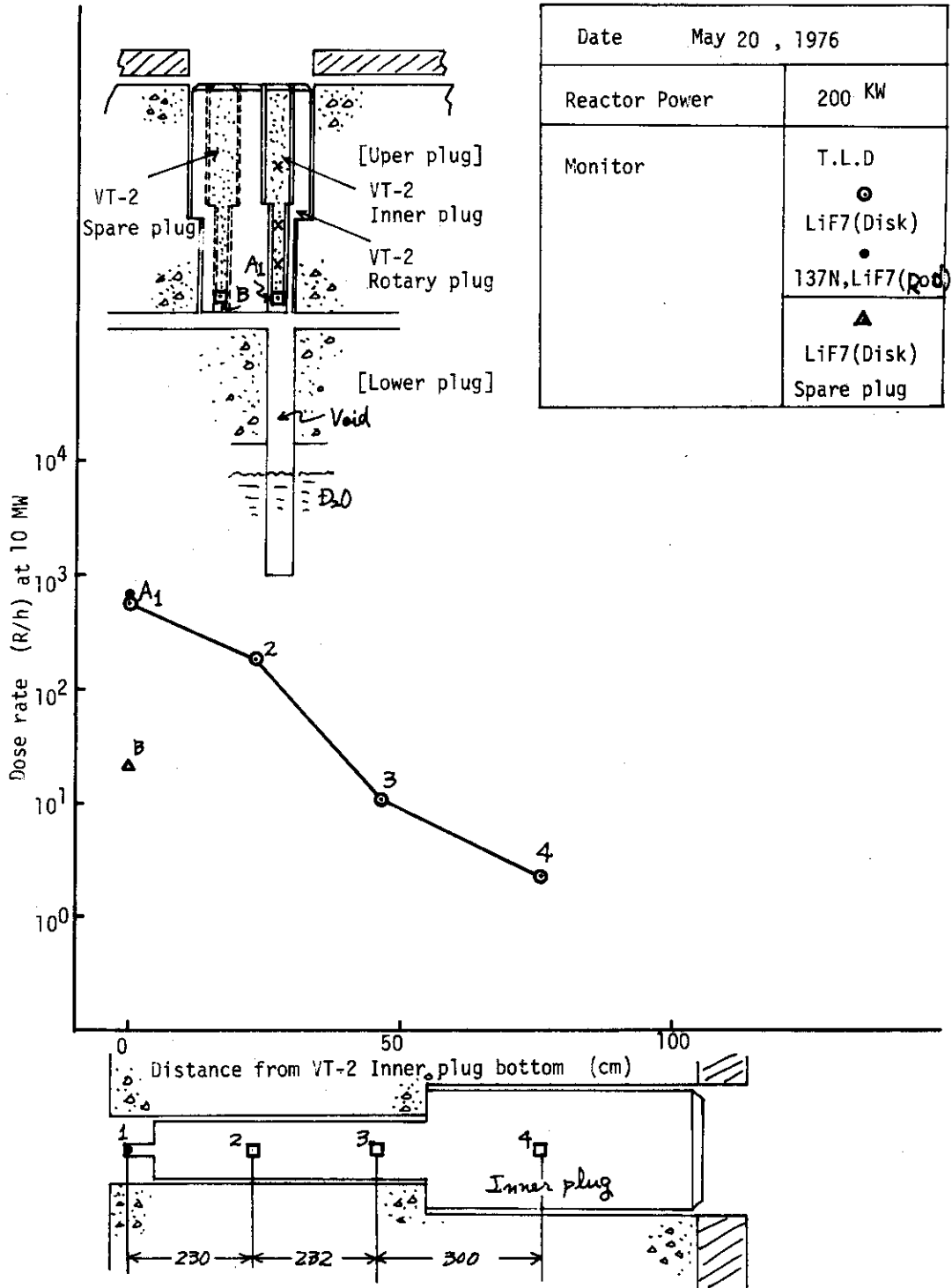


Fig.12-11 Distribution of Gamma ray dose rate in VT-2 Inner plug

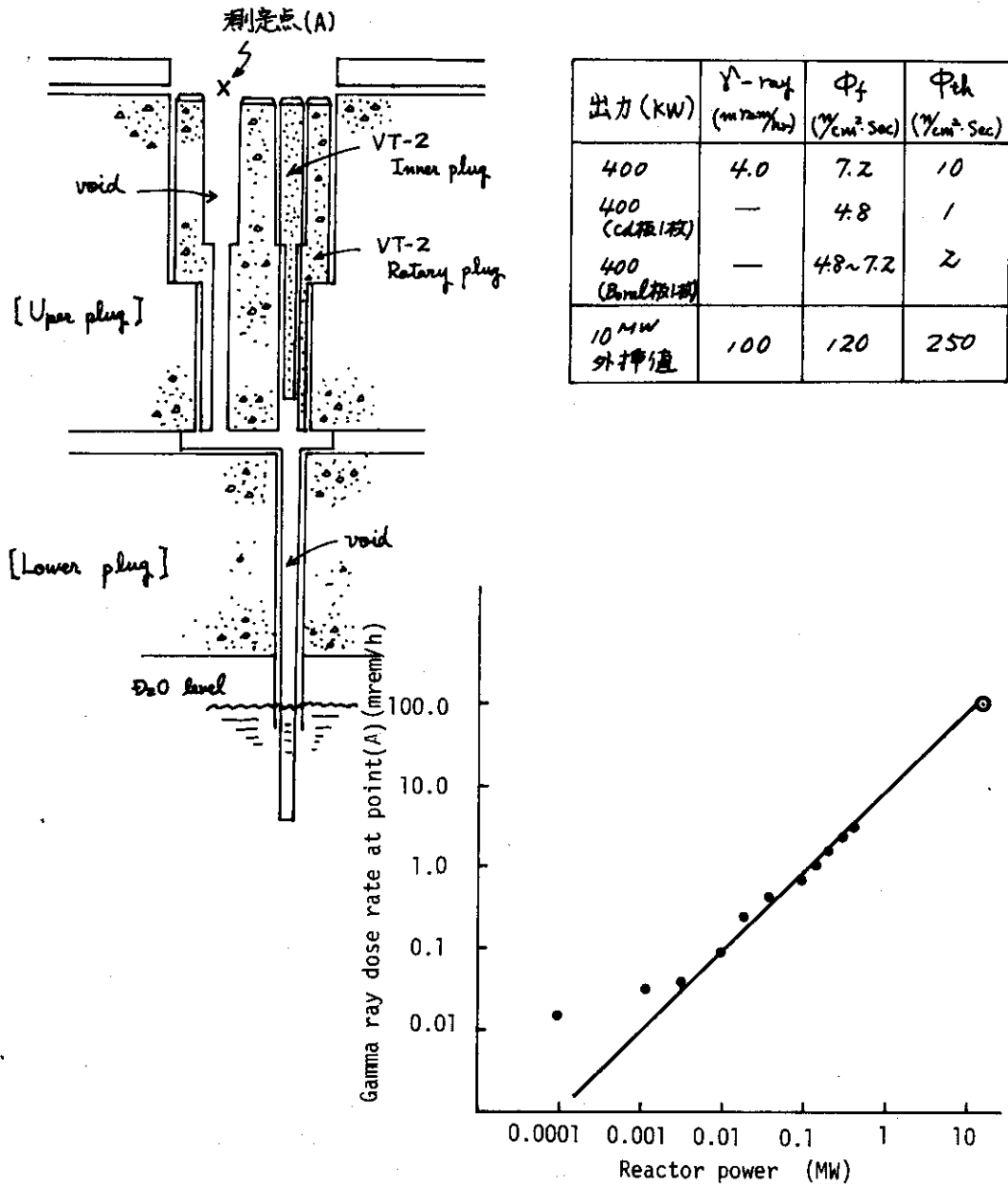


Fig.12-12 Gamma-ray streaming through an offset duct (VT-2)

## あとがき

改修後の利用運転を早く開始するため、低出力での特性試験の期間が短く、運転・利用上の必要測定項目を十分に満すことはできなかった。改修工事と関連する諸特性は、高出力利用運転データから得られるので、主に第6サイクルまでのデータが本報に含まれている。

本報のまとめを終るに当たって、次に述べるように改修工事がきわめて良い結果であったことを追記する。

JRR-2 改修工事後の利用運転は、すでに8サイクル（運転時間で2000時間）を終了し、現在、第9サイクルに入っている。この間の運転実績によると、過去の運転と比較して、最も安定した運転を続けている。これは、改修工事によって、重水が洩れない、各種の放射性物質の放出率が低減された、制御棒装置が調子がよく不要なスクラムがない、また、炉心上部遮蔽体及び燃料交換キャスクなどが更新され、操作性、安全性ともに向上した等による。

これらのうちで、重水洩れ防止の効果は、単に重水損失・トリチウム放出の低減のみでなく、重水の水質がよくなり、これが重水樹脂・重水フィルタの交換~~頻度~~<sup>頻度</sup>を下げるなどの結果を生んでいる。

一方、利用面での改善も行なわれた。特に、新たに増設した垂直実験孔のVT-10, 11, 12 はいずれも最高熱中性子束 $10^{14} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{sec}$  以上ある。また、インコア6A, 6B<sup>が</sup>追加されたので熱中性子及び速中性子照射の両面で今後、多くの照射が期待できる。

最後に、JRR-2 原子炉は他部間の利用者が多く、原子炉の安定運転と照射利用の拡大・新技術の開発が望まれているので、今後とも一層の安定運転等に努力したい。

なお、平衡炉心での特性測定についても今後計画を立て、データを集積して報告したい。

## 謝 辞

本資料はJRR-2改修の要点と特性測定の結果をまとめたものである。改修工事の立案、準備、工事実施、特性測定<sup>定</sup>、そして今日の利用運転に入るまでには、多くの方々の協力に負うところが大きい。本報をまとめるに当たって、これらの関係者に厚く謝意を表する次第である。

改修工事、特性測定試験に当たっては、動力試験炉部の日高丘平部長、研究炉管理部の深沢邦武部長の御指導を仰いだ。ここに、深くお礼を申し上げる次第である。

## 参考資料

- 1) JAERI-memo 4141 (公開), JRR-2 第3次特性試験 (1970)
- 2) JAERI 1025, JRR-2 の臨界実験と特性測定 (1962)
- 3) JAERI-M 6766, 研究炉・ホットラボの運転と技術管理 (1976) (p 45 ~ p 69)

APPENDIX-I Xe-135及びSm-149の反応度効果の計算

1 概要

昭和51年6月7日 JRR-2は、炉体改修を終え、R2-51-02サイクルとして10MW利用運転を再開した。

すべてが新燃料であり、ほぼcold clean炉心（400 MWH程度）からの運転なので、その反応度変化は、計算値とよく合致することが予想され、炉心定数等を再確認するためにも運転サイクルに即した計算を行った。この際に、Sm-149の毒性効果も無視できないので、Xe-135の効果と合せて計算した。なお、計算にはアナログ計算機及びデジタル計算機、両方を用いた。

2 デジタル計算機による計算

2-1 計算方法

デジタル計算機のプログラムに用いたXe, Sm計算フローチャートをFig A-1に、また、計算式に用いた符号及び定数は表A-①に示す。

2-2 Sm-149の計算式

運転中のSm-149は核分裂生成物であるPm-149の崩壊による増加と、中性子吸収による減少によってその変化率は決定される。今回の場合、その式に初期値SmO, PmOを加え計算式とした。

運転中のPm-149及びSm-149の生成は次式で表される。

$$Pm(t) = \frac{\gamma_p \cdot \Sigma_f \cdot \phi}{\lambda_p} (1 - e^{-\lambda_p \cdot t}) + PmO \cdot e^{-\lambda_p \cdot t} \dots\dots\dots(1)$$

$$Sm(t) = \frac{\gamma_s \cdot \Sigma_f}{\sigma_s} + (SmO - \frac{\gamma_s \cdot \Sigma_f}{\sigma_s} - \frac{\lambda_p \cdot PmO - \gamma_p \cdot \Sigma_f \cdot \phi}{\sigma_s \cdot \phi - \lambda_p}) \cdot e^{-\sigma_s \cdot \phi \cdot t} + (\frac{\lambda_p \cdot PmO - \gamma_p \cdot \Sigma_f \cdot \phi}{\sigma_s \cdot \phi - \lambda_p}) e^{-\lambda_p \cdot t} \dots\dots\dots(2)$$

停止後はPmの崩壊による変化のみである。よって次式のようなになる。

$$Pm(t) = PmO \cdot e^{-\lambda_p \cdot t} \dots\dots\dots(3)$$

$$Sm(t) = PmO (1 - e^{-\lambda_p \cdot t}) + SmO \dots\dots\dots(4)$$

2-3 Xe-135の計算式

Xe-135の場合、I-135の崩壊による生成と直接核分裂による生成がある。Xe-135は中性子吸収により減少し、自らの崩壊により減少する。したがって、原子炉運転中のXe-135の生成は、次式で表わされる。

$$I(t) = \frac{r_I \cdot \Sigma_f \cdot \phi}{\lambda_I} (1 - e^{-\lambda_I \cdot t}) + IO \cdot e^{-\lambda_I \cdot t} \quad \dots\dots\dots(5)$$

$$X(t) = \frac{(r_I + r_x) \cdot \Sigma_f \cdot \phi}{\lambda_x + \sigma_x \cdot \phi} \cdot \left\{ 1 + \frac{1}{r_I + r_x} \cdot \left( \frac{r_I \cdot \lambda_I}{\lambda_x - \lambda_I + \sigma_x \cdot \phi} - r_x \right) \right. \\ \cdot e^{-(\lambda_x + \sigma_x \cdot \phi) \cdot t} - \frac{r_I}{r_I + r_x} \cdot \left( \frac{\lambda_x + \sigma_x \cdot \phi}{\lambda_x - \lambda_I + \sigma_x \cdot \phi} \right) \\ \cdot e^{-\lambda_I \cdot t} \left. \right\} + XO \cdot e^{-(\lambda_x + \sigma_x \cdot \phi) \cdot t} + \frac{\lambda_I \cdot IO}{\lambda_x - \lambda_I + \sigma_x \cdot \phi} \\ \cdot (e^{-\lambda_I \cdot t} - e^{-(\lambda_x + \sigma_x \cdot \phi) \cdot t}) \quad \dots\dots\dots(6)$$

また停止中のXe-135の生成は、上式のφが零となり次式で表される。

$$I(t) = IO \cdot e^{-\lambda_I \cdot t} \quad \dots\dots\dots(7)$$

$$X(t) = XO \cdot e^{-\lambda_x \cdot t} + \frac{\lambda_I \cdot IO}{\lambda_x - \lambda_I} \cdot (e^{-\lambda_I \cdot t} - e^{-\lambda_x \cdot t}) \quad \dots\dots\dots(8)$$

2-4 反応度の計算

以上求めたものは燃料物質1 cm<sup>3</sup>当りのSm-149, Xe-135の生成量(n/cm<sup>3</sup>)であるため、これを反応度に変換する。  
変換には以下の式を用いる。

$$\rho_s = \frac{S \cdot \sigma_s}{\Sigma \mu} \cdot f \cdot 100 (\%) \quad \dots\dots\dots(9)$$

$$\rho_x = \frac{X \cdot \sigma_x}{\Sigma \mu} \cdot f \cdot 100 (\%) \quad \dots\dots\dots(10)$$

3 アナログ計算機による計算

3-1 計算方法

アナログ計算機による計算は、JAERI-memo 4141「JRR-2 第3次特性試験」Xenon蓄積測定にしたがって行った。なおXe-135, Sm-149の生成過程を示す微分方程式は次の通りである。

$$\frac{dI}{dt} = \Sigma_f \cdot r_I \cdot \phi - \lambda_I \cdot I \quad \dots\dots\dots(11)$$



$$\frac{dx}{dt} = \Sigma_f \cdot r_x \cdot \phi + \lambda_I \cdot I - \lambda_x X - \alpha_x \cdot X \cdot \phi \quad \dots\dots\dots(12)$$

$$\frac{dP_m}{dt} = r_p \cdot \Sigma_f \cdot \phi - \lambda_p \cdot P_m \quad \dots\dots\dots(13)$$

$$\frac{dS_m}{dt} = \lambda_p \cdot P_m - \sigma_s \cdot \phi \cdot S_m \quad \dots\dots\dots(14)$$

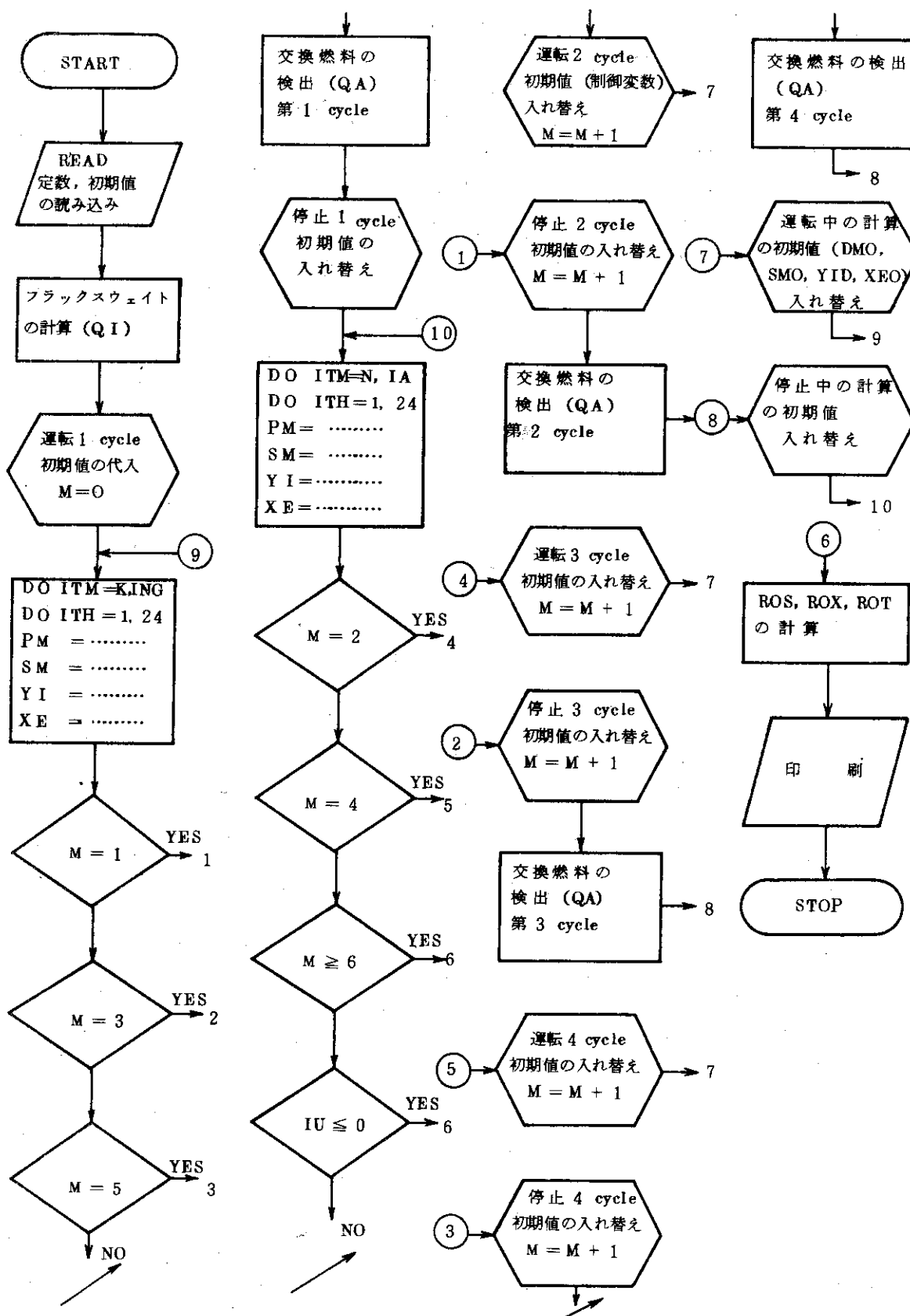
以上は運転中の生成の計算式であるが、停止後は $\phi$ を零と置いて計算をすればよく、アナログ計算機の操作としては、 $\phi$ の入力を切ることによって停止となる。

#### 4 計算結果

Xe, Sm反応度効果の計算結果は、R2-51-02~05サイクルについて、デジタル計算機の結果をグラフにまとめ、FigA-2, 3に示す。また、Xe, Smの飽和値の計算をアナログ計算機を用いて行い、運転時間と反応度の関係をFigA-4, 5にまとめた。

表A-① Constants for Xe,Sm reactivity calculation

名 称	計算式 符 号	定 数	単 位
沃素 (I-135) の崩壊定数	$\lambda_i$	$2.89 \times 10^{-5}$	sec <sup>-1</sup>
キセノン (Xe-135) の崩壊定数	$\lambda_x$	$2.11 \times 10^{-5}$	sec <sup>-1</sup>
沃素の濃度	I		n/cm <sup>3</sup>
キセノンの濃度	X		n/cm <sup>3</sup>
沃素の核分裂収量	$\tau_i$	0.059	fisson <sup>-1</sup>
キセノンの核分裂収量	$\tau_x$	0.003	fisson <sup>-1</sup>
燃料の巨視的核分裂断面積	$\Sigma_f$	0.789	cm <sup>-1</sup>
キセノンの熱中性子吸収断面積	$\sigma_x$	$2.87 \times 10^{-18}$	cm <sup>-2</sup>
燃料領域での平均中性子速	$\phi$	$5.30 \times 10^{13}$	n/cm <sup>2</sup> ·sec
燃料の熱中性子吸収断面積	$\Sigma_u$	0.922	cm <sup>2</sup>
原子炉の熱中性子利用率	f	0.933	
プロメチウム (Pm-149) の崩壊定数	$\lambda_p$	$3.56 \times 10^{-6}$	sec <sup>-1</sup>
サマリウム (Sm-149) の濃度	S		n/cm <sup>3</sup>
プロメチウムの濃度	Pm		n/cm <sup>3</sup>
プロメチウムの核分裂収量	$\tau_p$	0.013	fisson <sup>-1</sup>
サマリウムの中性子吸収断面積	$\sigma_s$	$5.80 \times 10^{-20}$	cm <sup>2</sup>
沃素の初期値	I <sub>0</sub>		n/cm <sup>3</sup>
キセノンの初期値	X <sub>0</sub>		n/cm <sup>3</sup>
プロメチウムの初期値	Pm <sub>0</sub>		n/cm <sup>3</sup>
サマリウムの初期値	Sm <sub>0</sub>		n/cm <sup>3</sup>
時 間	t		sec
燃料の巨視的中性子吸収断面積	$\Sigma_u$	0.9216	cm <sup>-1</sup>
原子炉の熱中性子利用率	f	0.9331	
キセノンの反応度	$\rho_x$		%
サマリウムの反応度	$\rho_s$		%



FigA-1 Flow chart for Xe, Sm reactivity calculation

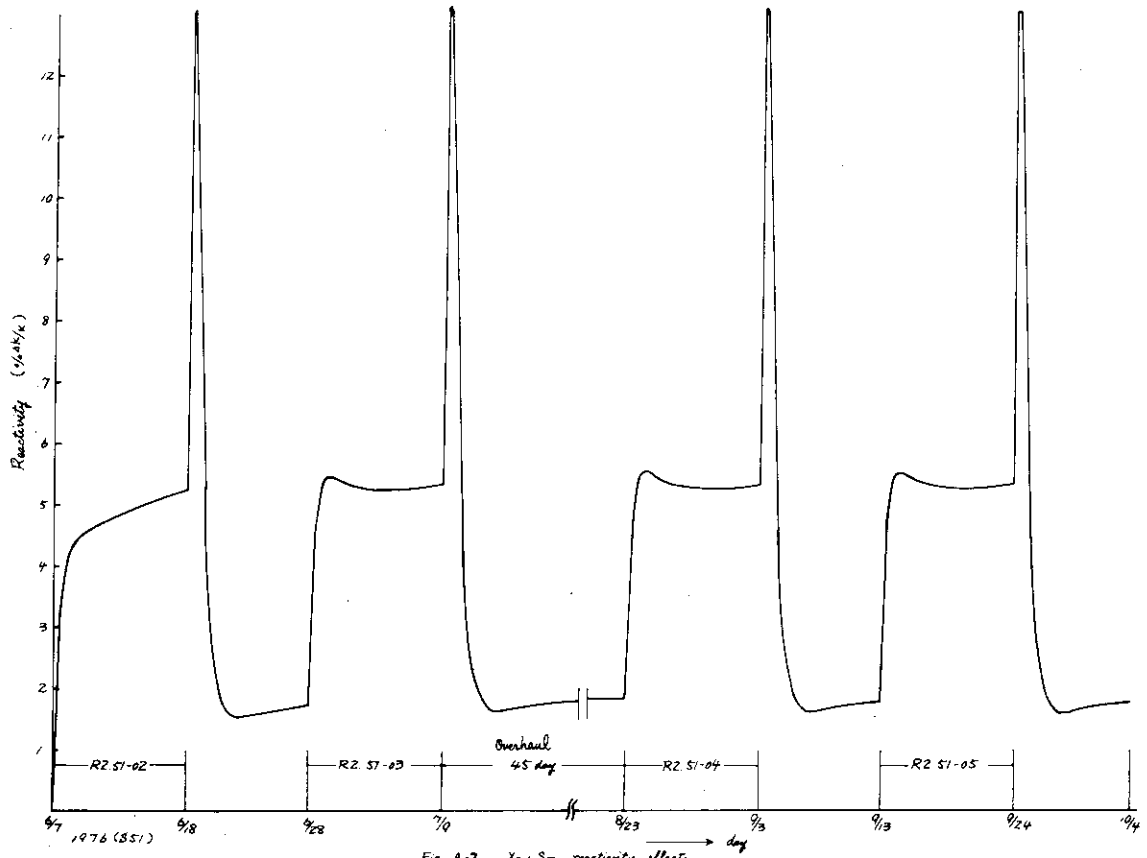


Fig. A-2 Xe-135 reactivity effects

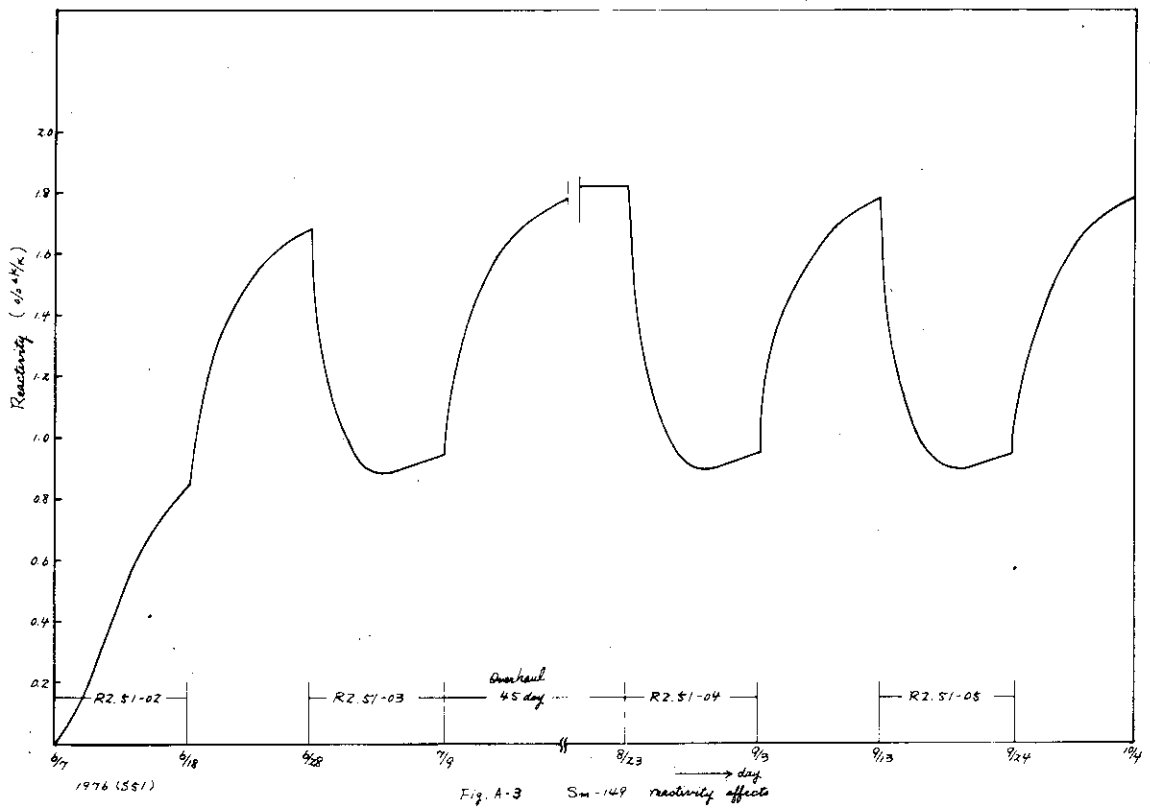


Fig. A-3 Sm-149 reactivity effects

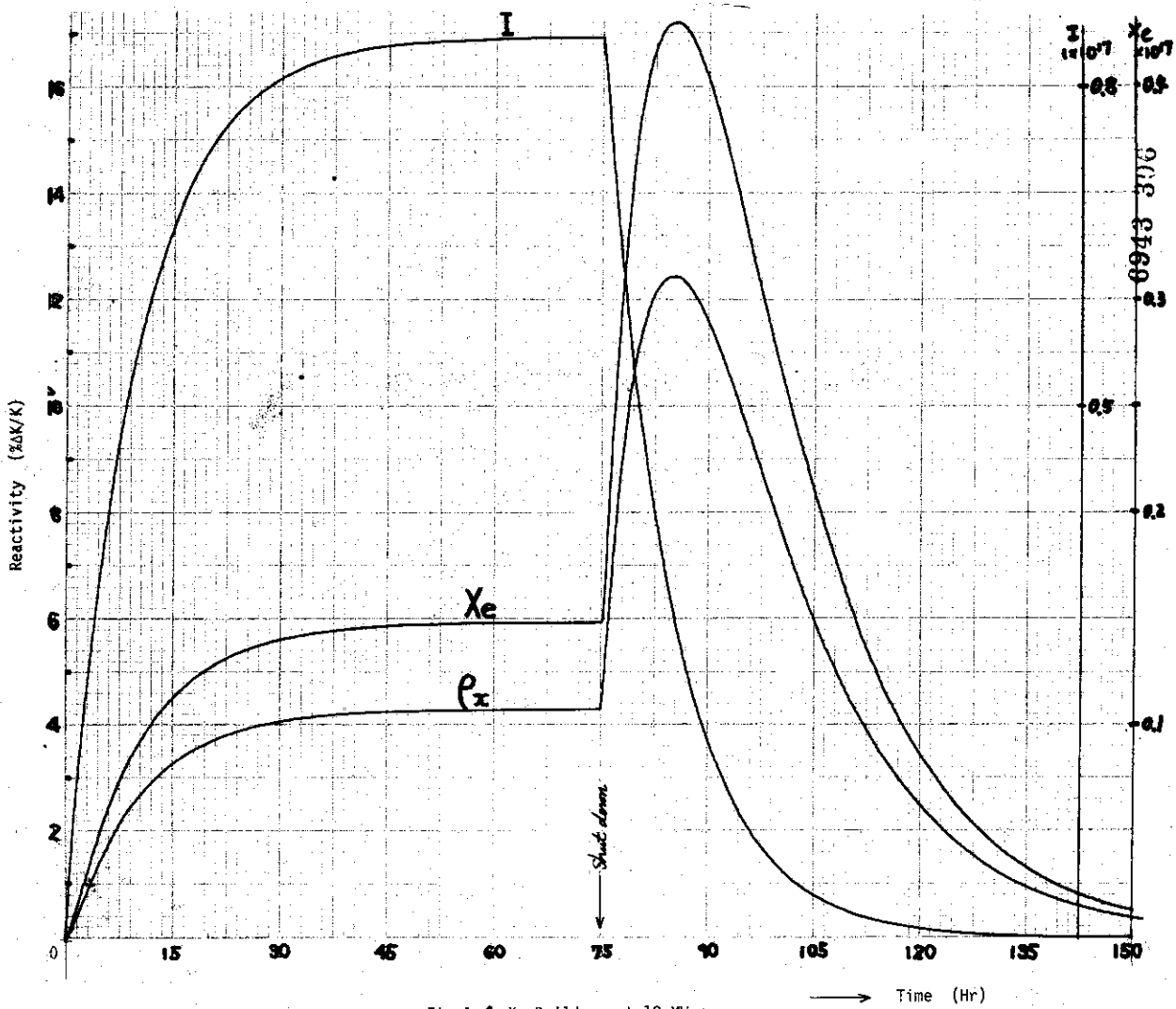


Fig.A-4 Xe Build up at 10 MW

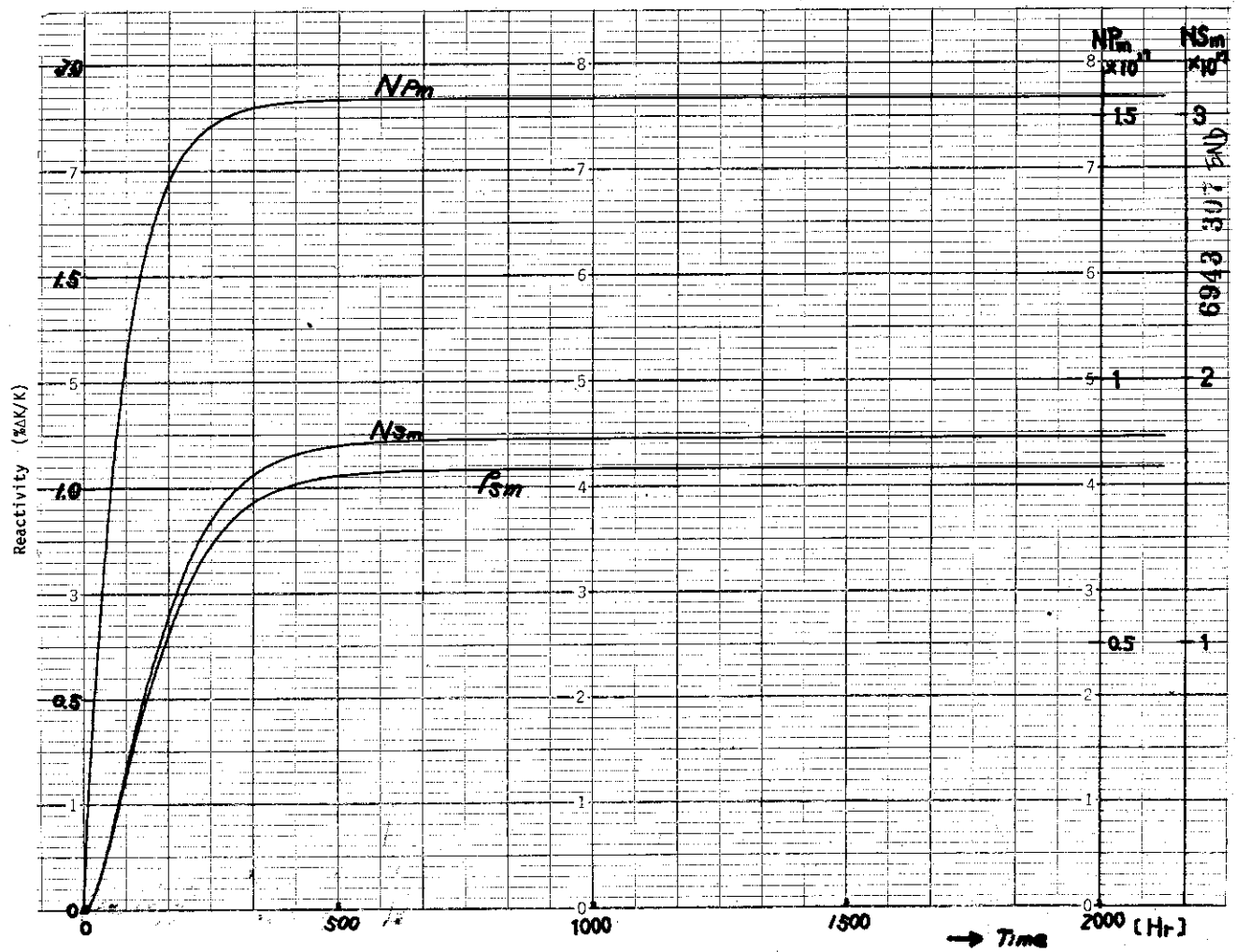


Fig.A-5 Sm-149 Build up at 10 MW