

JAERI-M

6 9 8 2

再冠水シリーズ4 実験報告

1977年3月

村尾 良夫・井口 正・須藤 高史・数土 幸夫  
杉本 純・新妻 泰・深谷 好夫・平野 見明

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

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

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

再冠水シリーズ4実験報告

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

村尾良夫・井口 正・須藤高史・数土幸夫  
杉本 純・新妻 泰・深谷好夫・平野見明  
(1977年2月1日受理)

この報告書は、1976年6月から7月において行われたシリーズ4実験の結果をまとめたものである。

シリーズ4実験の目的は、(1)系圧力の影響、(2)1000°Cまでの実炉に近い熱容量の発熱体による実炉に近い一次ループ系流動抵抗でのシステム効果を調べることである。

実験の結果、次のことが明らかとなった。

- 1) 系圧力が高いと、炉心冠水速度が大で、クエンチが早く起る。
- 2) 炉心冷却が可能である領域を示す炉心差圧（炉心蓄水量）と炉心出力密度との関係が系圧力をパラメータとしてマップ上で表わされた。
- 3) 炉心出力密度一定の時に熱的な定常状態が存在することがわかった。

Report on Series 4 Reflood Experiment

Yoshio MURAO, Tadashi IGUCHI, Takashi SUDOH, Yukio SUDO,  
Jun SUGIMOTO, Yasushi NIITSUMA, Yoshio FUKAYA, Kenmei HIRANO

Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI

(Received February 1, 1977)

Series 4 reflood experiment was carried out from Jun to July 1976.

The purpose was to examine system-pressure effect and system effect with heater rods having about the same heat capacity as the real ones and flow resistance of the primary loop.

The results are :

- 1) The core flood velocity increases and the quench time decreases with system pressure.
- 2) The relation between core differential pressure (accumulation head of the core) and core power density, which indicates coolability of the core, is obtainable in map with the system pressure as a parameter.
- 3) The steady-state thermal condition occurs in the test section with constant power density.

## 目 次

第1章 序 .....	1
第2章 実験装置および実験方法 .....	2
2.1 実験装置の概略 .....	2
2.1.1 テスト部 .....	2
2.1.2 構成機器 .....	5
2.2 発生蒸気量の算出法および一次系ループの流動抵抗の評価 .....	8
2.2.1 発生蒸気量の算出法 .....	8
2.2.2 一次系流動抵抗の評価 .....	11
2.3 実験方法 .....	13
2.3.1 一定量注入実験（4 A 実験） .....	13
2.3.2 システム効果実験（4 B 実験） .....	13
2.3.3 データの集録、加熱電源の投入遮断 .....	14
2.4 実験条件 .....	15
2.5 測定項目および測定箇所 .....	15
2.6 データ処理法 .....	22
2.6.1 热伝達率の計算 .....	22
第3章 結果の検討 .....	28
3.1 典型的な実験結果の一例 .....	28
3.2 供給水速度の影響 .....	29
3.3 圧力の影響 .....	29
3.4 定常状態の存在 .....	30
3.5 定常状態におけるテスト部差圧と出力との関係 .....	31
3.6 定常状態における炉心冷却の可能性の限界 .....	32
第4章 結 論 .....	43

## 第 1 章 序

再冠水現象を理解するために、原研再冠水試験装置を用いて、シリーズ 1, 2, 3 実験が行われてきた。そして、その結果は次のレポートにまとめられた。

JAERI-M 6551<sup>(1)</sup>

JAERI-M 6787<sup>(2)</sup>

JAERI-M 6788<sup>(3)</sup>

JAERI-M 6981<sup>(4)</sup>

これらのレポートの他に、実験装置の概要、得られた実験データ等がまとめられている。<sup>(5),(6),(7),(8),(9)</sup>  
従来の実験に加えて、今回シリーズ 4 実験が行われた。

シリーズ 4 実験は次の特徴を持っている。

(1) 差圧測定の多点化

この結果、炉心出口蒸気量、炉心出口溢水量、炉心内差圧の測定が可能になり、出口クオリティ、炉心内ボイド率の評価が可能になった。

(2) 加圧実験が行われた。

(3) 流路壁の熱的影響が減少された。

シリーズ 3 の結果により、流路壁の初期設定温度は飽和温度 + 20°C に設定された。

(4) マグネシアが管状発熱体に封入され発熱体の熱容量が増加した。

(3), (4)により、システムの過渡的挙動は実炉に近くなることが期待される。

(5) 発熱体の高温化がなされた。

初期設定温度は、400°C を参考温度とし、上限温度は 1000°C まで上げられた。

(6) 一次系流動抵抗は、破断ループおよび健全 3 ループが有効と想定した値とした。

シリーズ 4 実験では、再冠水時の伝熱流動現象の理解の詳細化とともに、

(1) 圧力の影響

(2) 一次系流動抵抗が小さい時の再冠水現象

を検討することを目的とする。

## 第2章 実験装置および実験方法

### 2.1 装置の概略

再冠水試験装置のフローシートを Fig. 2.1 に示す。

#### 2.1.1 テスト部

テスト部の概略を Fig. 2.2 に示す。テスト部は  $4 \times 4$  正方格子配列の発熱体バンドルを二重円管状の流路外管に収納した構造となっている。

発熱体はステンレス製の中空円筒とその内部に封入した  $MgO$  から成っている。発熱方式は直流による直接通電加熱方式である。軸方向の発熱分布は、階段状コサイン分布である。半径方向の発熱分布は一様である。

発熱体表面温度が熱電対により計測された。熱電対は 0.5 mm 外径のシース型 CA 热電対で、図に示したように発熱体表面に取付けられている。熱電対は、検出端の取付け位置から  $90^\circ$  円周上を回転した後、下部に引き出されている。

発熱体は 600mm 間隔で取付けられたスペーサーグリッドにより正方格子形に配列、保持されている。

発熱体バンドルを収納した流路外管は、8 分割され、各々はフランジにより接続されている。流路外管にはヒータが取付けられ、またフランジ部も加熱用ヒータが取付けられ、任意の温度に設定することが可能である。

テスト部の上下には上部プレナムと下部プレナムとが付随している。

上部プレナムは、一次系出口側抵抗体模擬部を介して格納容器を模擬した定圧タンクに接続されている。また、発熱部から吹上げてくるキャリオーバー水を蒸気から分離する目的で、分離筒と反射板が設けられている。側面に取付けられている透明ガラス窓を通して、内部の流動状態の観察が可能である。

下部プレナムは、電極収納箱を兼ね、上部に流路外管と接続される角管が、下部に注水系と接続されるノズル 2 本がそれぞれ設けられている。内部には、各発熱体の熱膨張による伸びを考慮して、常に張力を付加するスプリングと、発熱体を加熱するための電気供給用平編導線が内蔵されている。さらに、テスト部注入水の温度を調節するための加熱ヒータと、温度測定用熱電対が取付けられている。下部プレナム内壁は、すべてテフロンシートで絶縁され、発熱体の温度測定用熱電対の取出しもテフロンチューブで保護され、下部プレナムの外に導かれている。

テスト部の電気絶縁には、各々の場所に適合した絶縁材が選ばれている。すなわち上部の電極には、気密性と耐熱性の優れたモンタニットが、スペーサーグリッドには絶縁性の優れた石英ガラスが、また下部プレナム等の比較的低温部には、加工性の良いテフロンがそれぞれ用いられている。

上部プレナムを除くテスト部は、組立および据付時の破損や変形の防止と実験時の熱膨張を考慮して、水平方向の変位を抑制した取付台に固定されている。またテスト部は、すべて保温され、さらに保温カバーで保護されている。

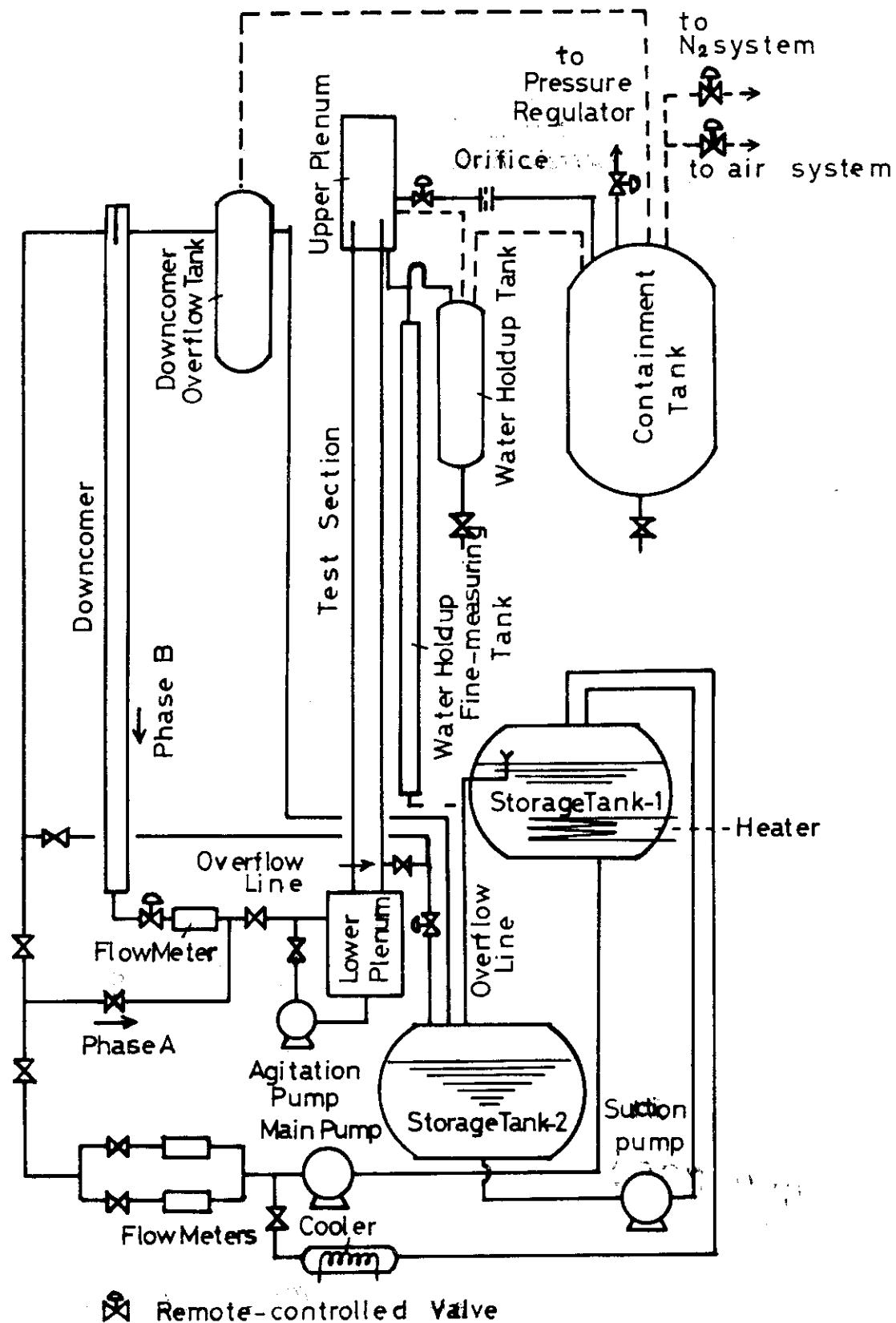


Fig. 2.1 Flow Sheet

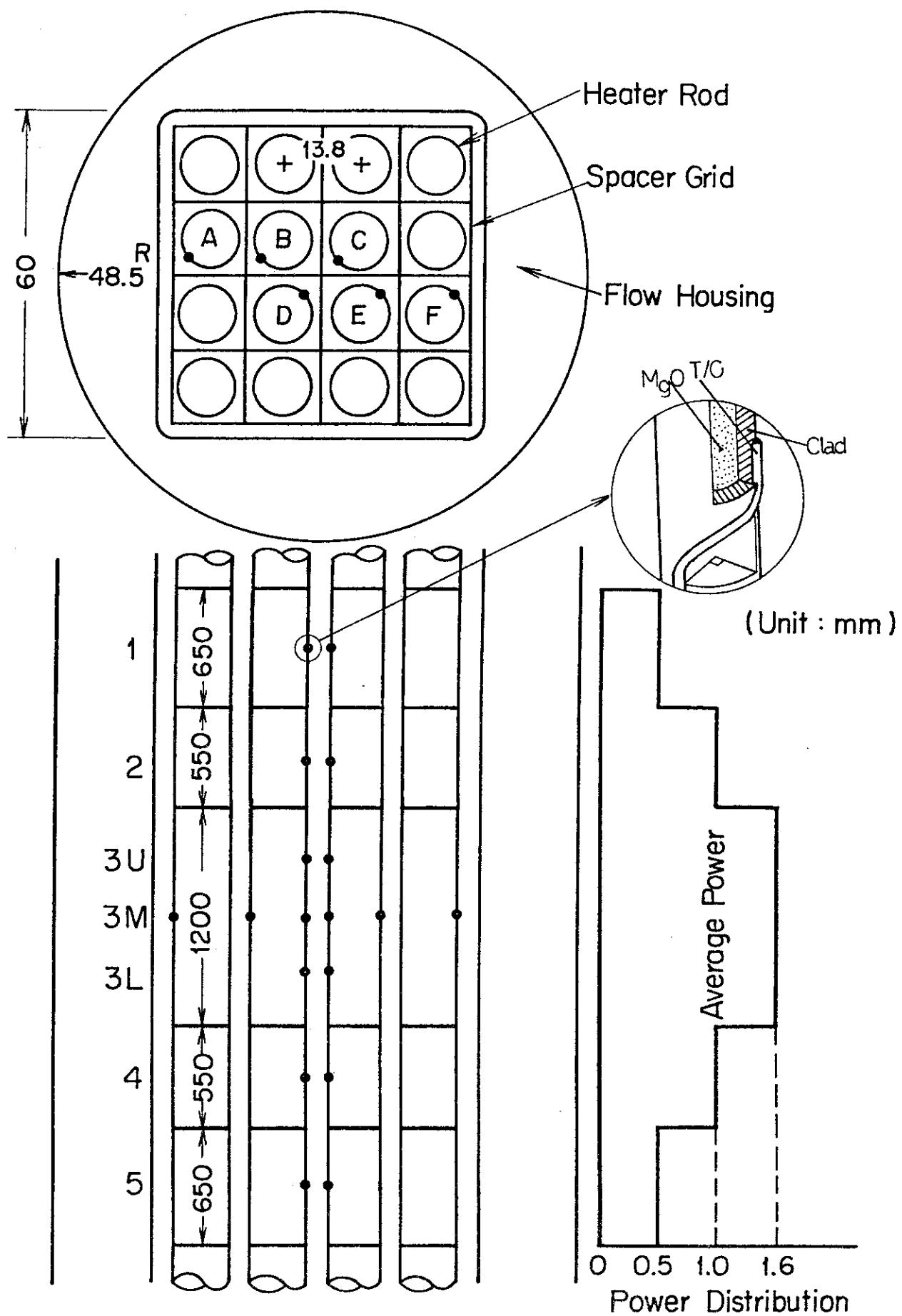


Fig. 2.2 Crosssection of Test Channel and Location of Thermocouples

テスト部は、上下プレナムを含めて全長約 6 mで、上端を架台に固定し、吊下げられている。

発熱体内部に充てんされた  $MgO$  の充てん率は、0.58であった。 $MgO$  封入により変化した発熱体の熱的特性を Table 2.1 に示す。ただし、これはステンレス、 $MgO$  とも同一温度で変化する（半径方向に温度分布がない）と考えて評価した結果で、概略の目やすを与えるものである。軸方向位置の違いによる温度上昇率の差異が小さくなり、実炉の温度上昇率分布に近くなるように改善された。

### 2.1.2 構成機器

再冠水試験装置における各構成機器の機能は次の通りである。

- (1) テスト部：実炉の炉心を模擬する。
- (2) 模擬抵抗部：上部プレナムから破断口までの流動抵抗を模擬する。
- (3) 定圧タンク：格納容器を模擬する。
- (4) 液滴ホールドタンク：キャリオーバー水を捕集し、キャリオーバー比の測定に用いる。
- (5) ダウンカマー部：ダウンカマー部を模擬する。

Table 2-2 に本装置の主要性能をそれぞれ示す。

ループ部は、上記構成機器の中で、テスト部を除いた諸機器とこれらを接続する配管、弁、ポンプ等で構成され、注水系とシステム効果模擬部とに分類できる。

注水系は、予熱器、循環ポンプ、流量計冷却器、弁等の機器からなっている。予熱タンク内に貯えられた冷却水は内装ヒーター（予熱器）により加熱される。冷却水は、循環ポンプでテスト部またはダウンカマー部に供給され、実験に供される。貯水タンクは、テスト部から戻る冷却水を貯えておくためのタンクである。

システム効果模擬部は、ダウンカマー部、下部プレナム部、テスト部、上部プレナム、模擬抵抗部、定圧タンクおよびダウンカマーオーバーフロータンク、液滴ホールドタンクからなる。

テスト部の上部プレナムは、液滴ホールドタンクと定圧タンクとに接続されており、上部プレナム内で分離された水と蒸気は、それぞれ液滴ホールドタンクと定圧タンクへ導かれる。なお定圧タンクへ至る配管には、原子炉の一次系を模擬した抵抗体が設けられている。定圧タンクには、圧力制御装置が付設されており、装置内を一定の圧力に保持できるように設計されている。またループのすべてのタンクには、液面計（定圧タンクを除く）、計装用熱電対、圧力計等が付加されている。ループ各部の各機器の高さは、テスト部を基準にして、それぞれの目的もよく模擬するように設定され、注水系はピット内に、上部プレナムとの接続機器は架台上にそれぞれ設置され、各タンク連通管により結ばれている。

テスト部と注水系配管との接続には、テスト部の比較的大きな伸縮（約 4 cm）を考慮してベローズが用いられている。またその他の配管には、ベンド部が適宜設けられ、熱応力の発生を避けている。その他、各タンクおよび主要配管には保温が施されている。模擬抵抗部の抵抗係数およびその実炉との対比については別項で述べる。

一次系抵抗部の形状、抵抗係数の評価と実炉との比較については、次節で述べる。

Table 2.1 Characteristics of Heater Rod Used (Series 4)

Flux Step	$\frac{P}{P_{ave}}$	Outer Radius (mm)	Inner Radius (mm)	Volume per Unit Length ( $\times 10^{-5} \text{m}^3/\text{m}$ )	Heat Capacity per Unit Volume (Kcal/ $\text{m}^3 \text{°C}$ )	Heat Capacity per Unit Length (Kcal/ $\text{m}^3 \text{°C}$ )	Temperature Rising Rate ( $^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ )
Heater Rod (Maximum)	1.6	10.5	9.3	[Stainless] 1.87	[MgO] 6.79	[Stainless] [MgO]	0.0611 12.5
Heater Rod (Average)	1.0	10.5	8.5	2.98	5.67	1047.5 611.1	0.0659 7.3
Heater Rod (Minimum)	0.5	10.5	5.9	5.93	2.73		0.0788 3.0
PWR Fuel Rod (Average)	1.0	10.72	9.48 (gap 0.12)	[Zircalloy-4] 1.96	[UO <sub>2</sub> ] 6.71	[Zircalloy-4] [UO <sub>2</sub> ] [Zircalloy-4] 800	0.065 7.4

Notes : 1) at a Temperature of  $\sim 400^{\circ}\text{C}$ 

2) Calculated with Average Lineare Power 2.0 kW/m

Table 2-2 Main Characteristic of Reflooding Test Rig

## Loop section

Max. pressure	5 atg.
Max. temperature	water : 150°C. vapor: 350°C
Water storage capacity	0.5m <sup>3</sup>
Vapor tank capacity	1.0m <sup>3</sup>
Main circulation pump	head : 50m, flow rate : 0.05m <sup>3</sup> /min. (>30cm/sec at test section) type : canned volute type
Heater capacity/cooler capacity	30 kW/5 kW
Material	AISI Type 304

## Test Section

Max. pressure/temperature	5 atg./1000°C
Heating rod	O.D : 10.5mm, Heater length : 3.6m type : D.C. direct heating, step cosine T/C : 0.5mm sheathed C-A
Outer channel box	Flow Area Geometry : 6cm×6cm square
Material	AISI Type 304
Spacer grid	4x4 square lattice of 13.8mm pitch Hastelloy metal egg crate

## 2.2 発生蒸気量の算出法および一次系ループの流動抵抗の評価

### 2.2.1 発生蒸気量の算出法

シリーズ 3 B 実験<sup>(4)</sup>では一次系ループの流動抵抗の模擬方法として、①蒸気発生器に対しては蒸気発生器模擬部の流動抵抗で、②一次系ループ内の循環ポンプに対してはオリフィスの流動抵抗で、③その他の配管に対しては全体としての流動抵抗として合せる、という考えに基づいていた。また全体としての流動抵抗が再冠水現象にどの様に影響を与えていたか、調べるためにオリフィスの口径を変えて全流動抵抗の与える影響について調べた。

その際に、蒸気発生器模擬部とポンプ模擬のオリフィス部との圧力損失の割合が理論予測値と異っていることが判明した。すなわち、オリフィス部での圧力損失の割合が予測値よりもかなり小さくなっていた。

オリフィスでの圧力損失の評価は、この圧力損失を用いて、①炉心内で発生する蒸気量の評価（この値は、熱バランス、質量バランスの整合性からも非常に重要である。）、②一次系ループの流動抵抗の調整を行っているので重要である。従って、オリフィスを用いた時のオリフィス前後の圧力差と蒸気流量との関係を明確にしておくことは重要である。

そこで、既知の蒸気流量を既知の形状のオリフィスに流し、その時の圧とオリフィス前後の差圧とから蒸気流量の算出法の基礎データを得た。

Fig. 2.3 に示すオリフィス形状に対し、オリフィスの前後の状態を各々添字 1, 2 を付して表わすこととする。一般にオリフィス前後の状態が、飽和蒸気状態に近い時の蒸気流量の算出は次の様にして求められる。

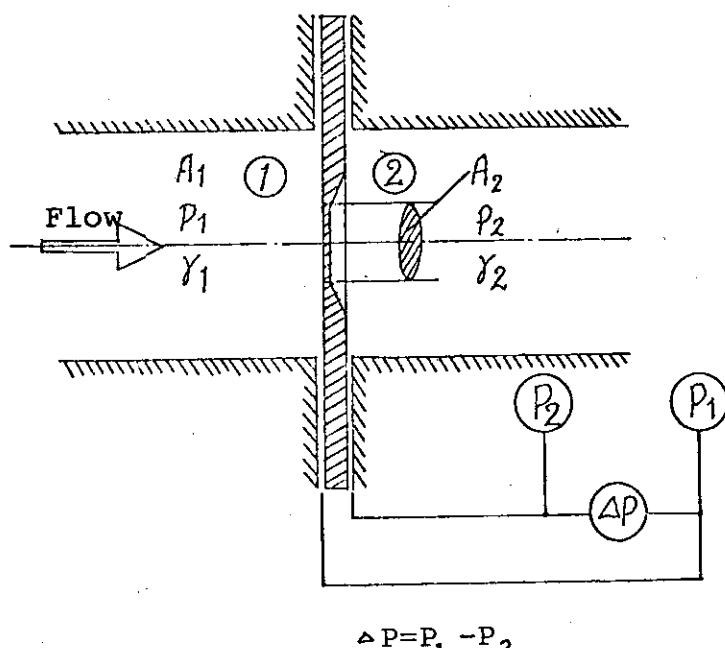


Fig. 2.3 Orifice Designation

$$W_g = C(Z) \cdot A_2 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{2g \gamma_1 (P_1 - P_2)} \quad (\text{kg/s}) \quad (1)$$

$$\text{ここで, } y = \frac{P_1 - P_2}{P_1}, \quad Z = \frac{P_2}{P_1} \quad (2)$$

$$\varepsilon = \left[ \frac{\kappa}{\kappa-1} \frac{1}{y} \left\{ (Z)^{\frac{2\kappa}{\kappa}} - (Z)^{\frac{(\kappa+1)\kappa}{\kappa}} \right\} \right]^{\frac{1}{2}} \quad (3)$$

であり,  $W_g$  ; 蒸気流量 ( $\text{kg/s}$ ),  $C(z)$  ; 縮流係数,  
 $A_2$  ; オリフィス口径面積 ( $\text{m}^2$ ),  
 $\varepsilon$  ; 膨脹係数,  $(P_1 - P_2)$  ; ( $\text{mm H}_2\text{O}$ )  
 $\gamma$  ; 比重量 ( $\text{kg/m}^3$ ),  $\kappa$  ; 断熱指數 ( $\kappa = 1.135$ )  
 $g$  ; 重力加速度 ( $9.8 \text{ m/sec}^2$ ),

ここで,  $C(z)$  は一般に配管とオリフィス口径の面積比と圧力比  $Z = P_2/P_1$  の函数であるので, 実験的に決定されるべきものである。ここではオリフィス口径 15 mm の  $C$  の結果を Fig. 2.4 に示す。

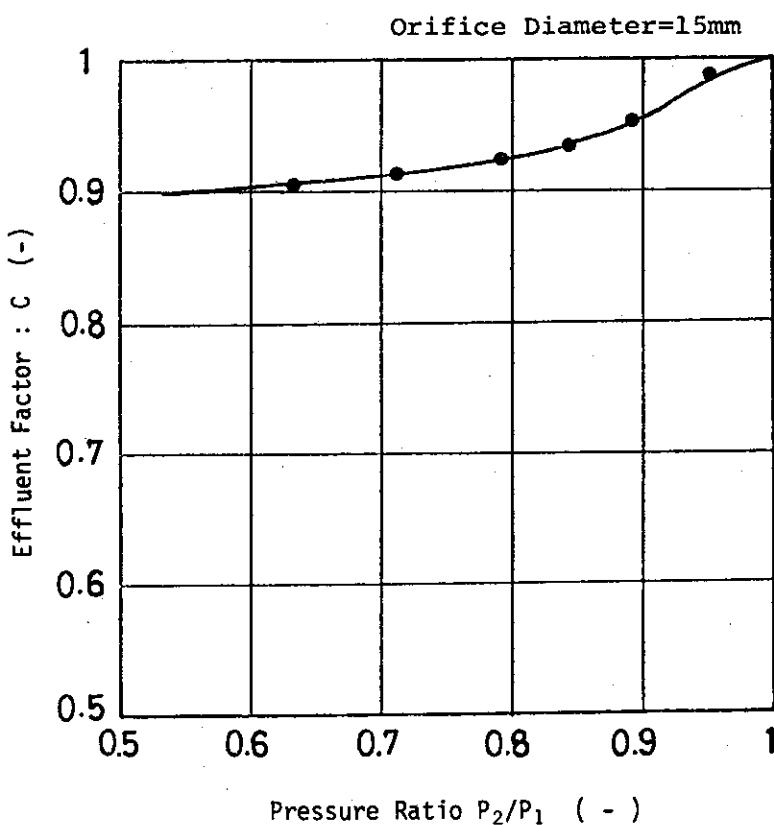


Fig. 2.4 Effluent Factor

オリフィス前後の差圧と蒸気流量の関係を Fig. 2.5 に示してある。Fig. 2.5 に示した  $P = 1 \text{ kg/cm}^2$  の関係は,  $P_2$  が  $1 \text{ kg/cm}^2$  の時の実験結果であり, この結果を基にして Fig. 2.5 が作成されている。 $P_2$  が任意の値の時のオリフィス前後の圧力差と蒸気流量との関係は, この計算された  $C(Z)$  を用いて求まる。Fig. 2.5 には  $P_2 = 2, 4 \text{ kg/cm}^2$  の時の計算値が示してある。

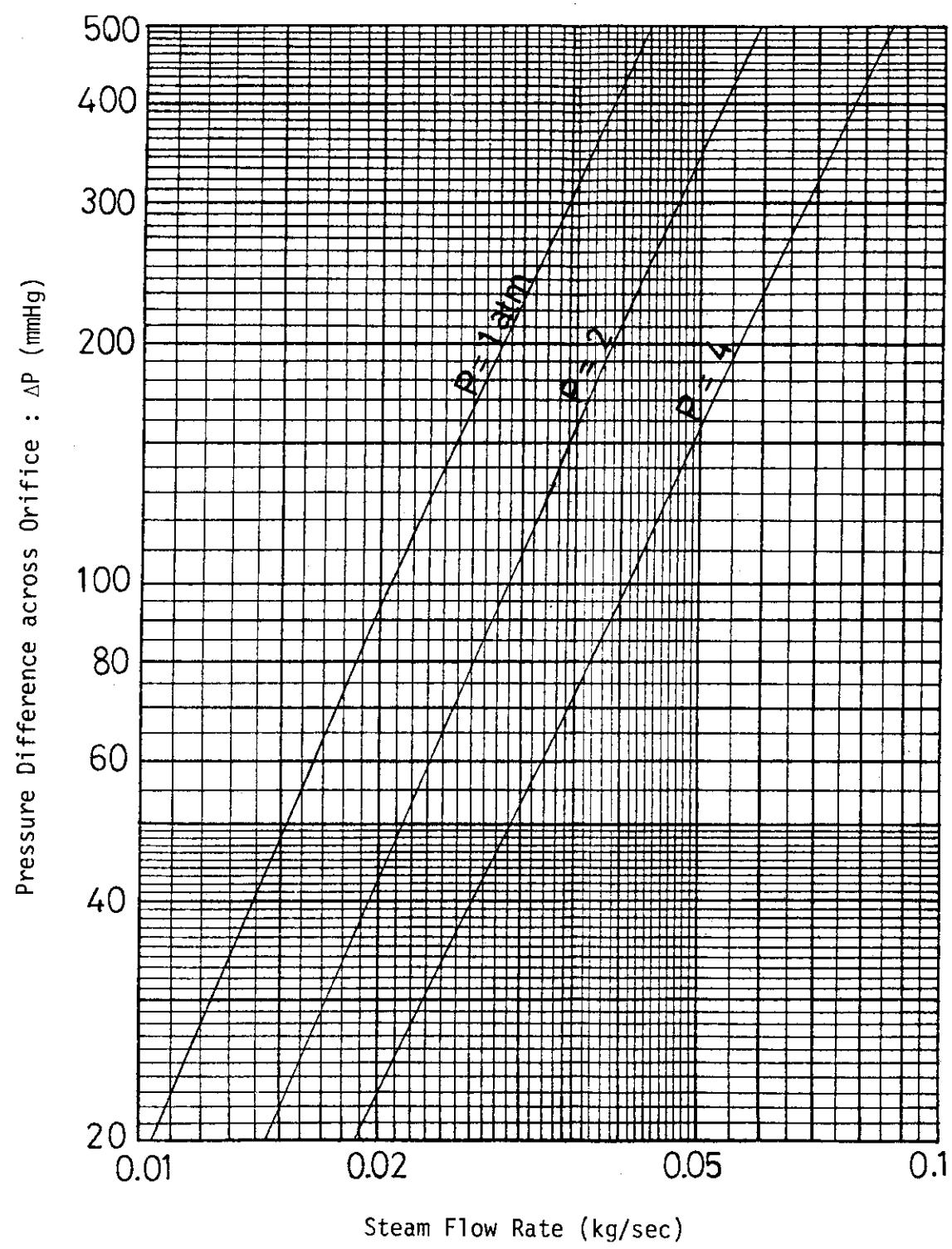


Fig. 2.5 Pressure Difference across Orifice vs  
Steam Flow Rate (15mm $\phi$  Orifice)

## 2.2.2 一次系ループの流動抵抗の評価

本実験装置の上部プレナムから定圧タンクへの配管系はFig. 2.6に示すようになっている。一次系ループの流動抵抗を全体としてオリフィス1個で模擬する考えで、オリフィス1個がとりつけてある。この時の流動抵抗のK-factorの値を評価しておく。

炉心で発生した蒸気流量をG、炉心出口での流速 $V_{core}$ 、炉心出口での密度 $\gamma_{core}$ を用いてK-factorを次のように定義する。

$$\begin{aligned} K_{t core} &= \Delta P / \left( \frac{1}{2} \frac{\gamma_{core}}{g_c} \cdot V_{core}^2 \right) \\ &= \Delta P / \left\{ \frac{1}{2} \frac{1}{g_c \gamma_{core}} \left( \frac{G}{A} \right)^2 \right\} \end{aligned}$$

ここで、 $\Delta P$ ：一次系ループ流動抵抗模擬部での圧力損の和、A：炉心流路面積である。

一次系ループ流動抵抗模擬部での各要素の全流動損失に占める割合は、シリーズ3実験報告<sup>(4)</sup>に述べてあるように大部分はオリフィス部である。一次系ループ流動抵抗とオリフィス部での抵抗との比は約1.2である。Fig. 2.7にその実測結果の例が示してある。

Fig. 2.8の縦軸は、K-factorの値を示し、横軸にはオリフィス前後の圧力差 $\Delta P$  (kg/cm<sup>2</sup>)を示し、パラメーターとして、オリフィス後流の圧力がとっている。この圧力は定圧タンクの圧力と考えてよい。太実線は一次系ループの全抵抗のK-factorを示し、細実線はオリフィスのK-factorを示す。

Fig. 2.8に示されたFLECHT-SET<sup>(10)</sup>のK-factorは、破断ループおよび健全ループ3ループが有効と想定した時の値である。本実験装置のK-factorは、その値より若干低めであった。

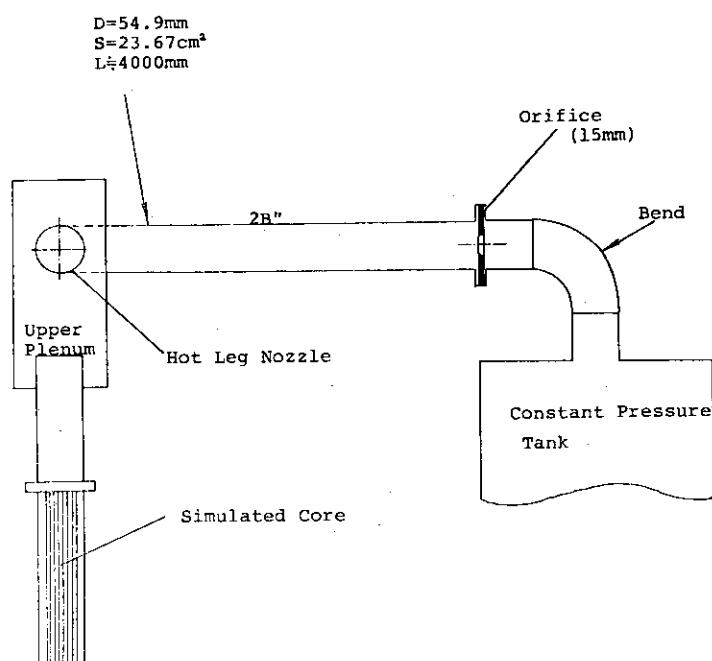


Fig. 2.6 Conceptual Configuration of Upper Plenum Extension

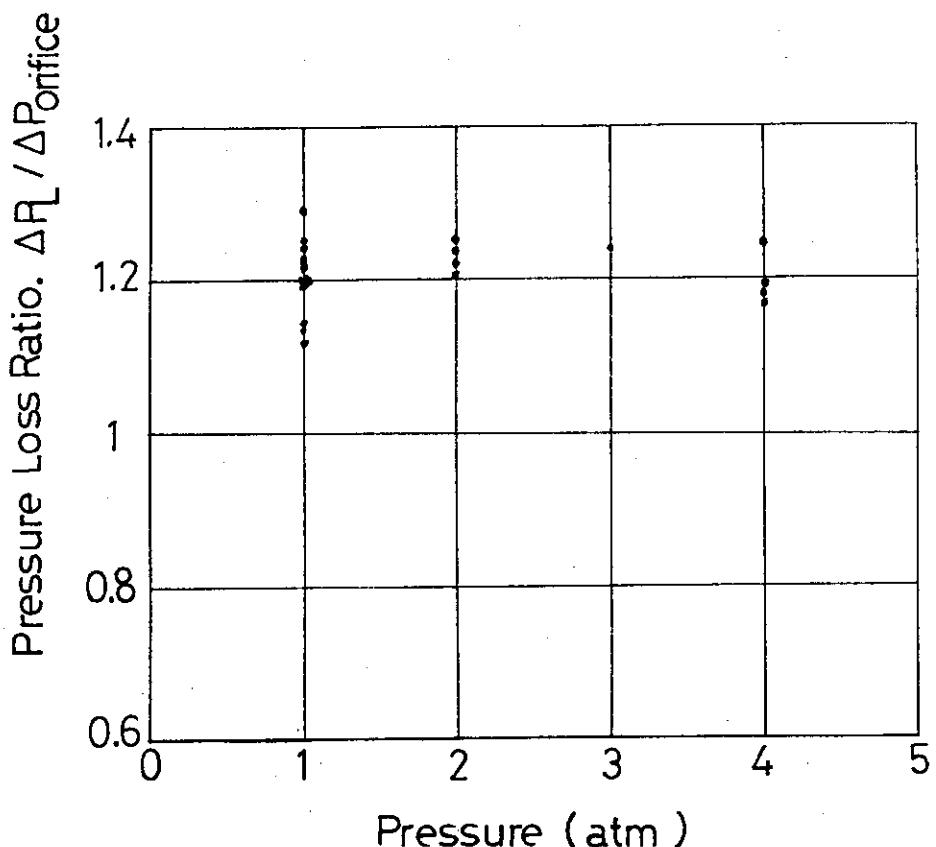


Fig. 2.7 Pressure Loss Ratio

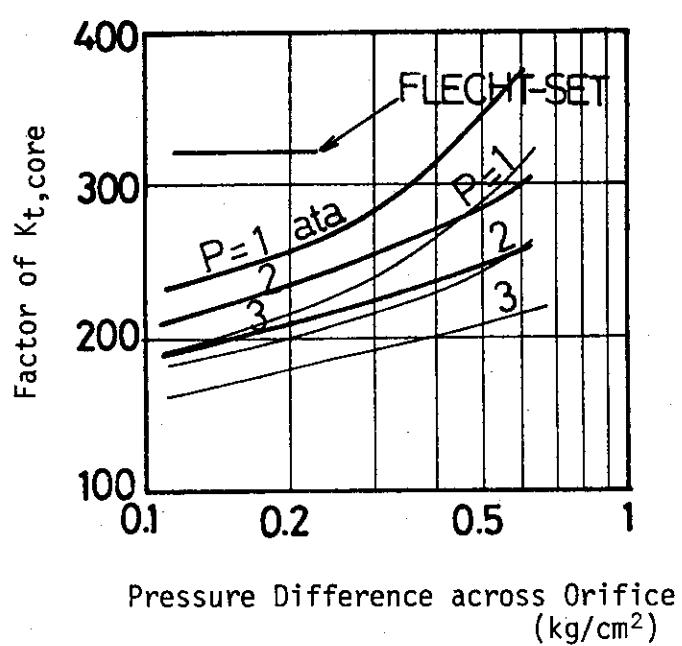


Fig. 2.8 K-Factor

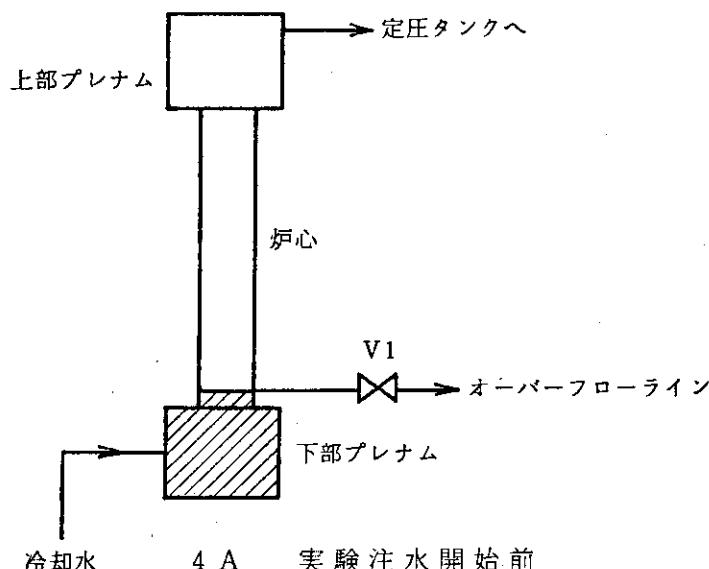
## 2.3 実験方法

実験方法には大別して、一定流量注入実験（略して4 A実験）と、システム効果実験（4 B実験）の2通りの実験モードがある。以下にそれぞれの実験方法の概略を述べる。

### 2.3.1 一定流量注入実験（4 A実験）

テスト部下部プレナムに直接一定流量の冷却水を注入する方式である。

図のオーバーフロー弁V1を閉じることにより注水は開始される。



### 2.3.2 システム効果実験（4 B実験）

ダウンカマーを経由して冷却水を下部プレナムに注入する方式であり、炉心への駆動力はダウンカマーの水頭である。ダウンカマーをオーバーフローした水は、オーバーフロータンクに集められる。

4 B実験には、次の3種の冷却水注入モードがある。

- ① モードB.1
- ② モードB.2
- ③ モードB.3

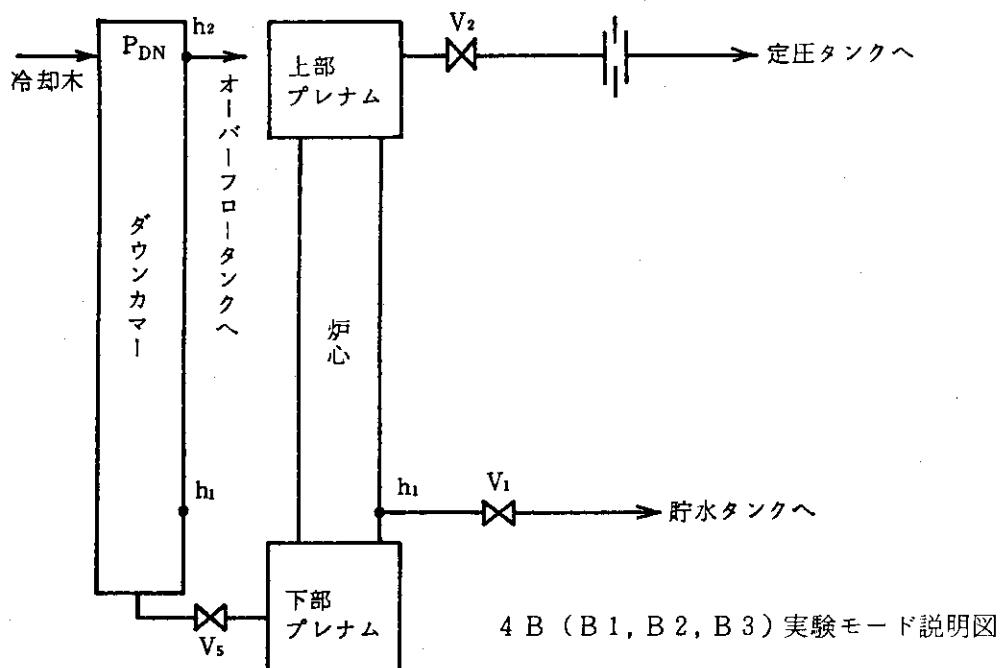
各モードは初期条件のみの違いである。次頁図を参照のこと。

モード	弁V1	弁V2	弁V5	初期ダウン カマー水位	初期炉 心水位	上部プレナム圧	注水 開始法
B.1	閉	開	閉	$h_2$	$h_1$	$= P_{DN}$	V5 開
B.2	開	開	開	$h_1$	$h_1$	$= P_{DN}$	V1 閉
B.3	閉	閉	閉	$h_2$	$h_1$	$= P_{DN} + \gamma(h_2 - h_1)$	V5 開 V2 閉

\*  $P_{DN}$  : ダウンカマー頂部圧力

\*  $\gamma$  : 冷却水密度

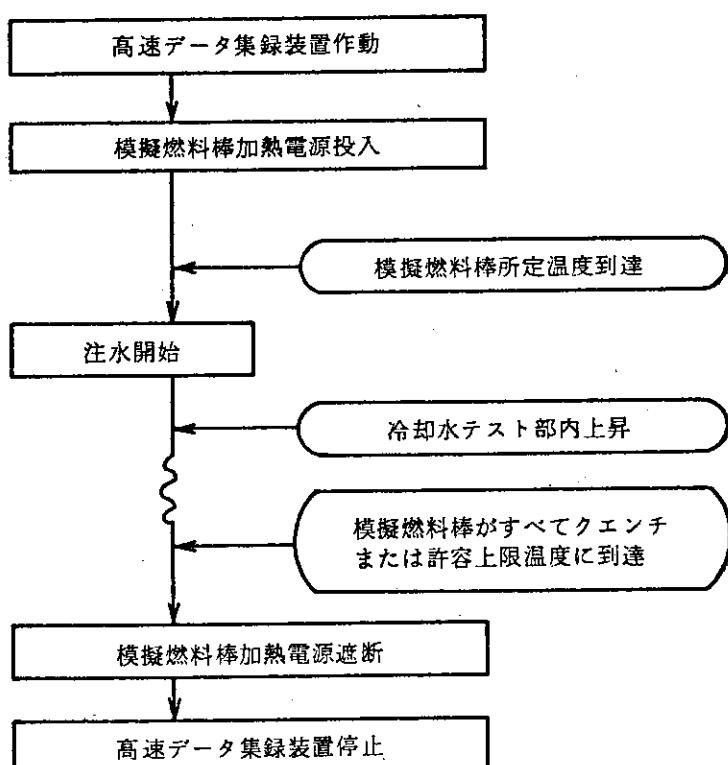
一例だけ初期に炉心を水で満たした状態から実験を行った。これは-B 2 モードと名づけた。



4 B (B 1, B 2, B 3) 実験モード説明図

### 2.3.3 データの集録、加熱電源の投入遮断

下図のように実験を進行させる。



模擬燃料棒の許容上限温度は、大部分の実験で800°Cに設定された。

なお上述の実験モードと、実炉における再冠水過程との詳しい比較については文献(3)を参照の

こと。

## 2.4 実験条件

シリーズ4実験の実験条件の概要をTable 2.3, Table 2.4に示す。

今までに行われて来たシリーズ1, 2, 3に比べ、次のような特徴がある。

- (1) 発熱体にMgOが封入されたことにより、発熱体の熱容量が大きくなつた。
  - (2) 流路壁の熱的影響を減少させるため、初期設定温度は飽和温度+20°Cをリファレンスとした。
  - (3) 加圧実験(1~4 kg/cm²a)が行われた。
  - (4) 発熱体の高温化がなされた。
    - ・ 初期設定温度は400°Cをリファレンスとした。
    - ・ 許容上限温度を1000°Cとした。
  - (5) 供給水速度は、従来に比べ低速化され、実炉で想定される値に近づけた。
  - (6) 一次系抵抗係数は、健全ループ3ループおよび破断ループが有効と想定した時の値を使用した。
  - (7) 既述のように冷却水注入法を変えた。(ただし、システム効果実験の時)
- 実験条件の詳細をTable 2.5, Table 2.6に示す。

## 2.5 測定項目および測定箇所

本実験で測定した項目をTable 2.7に、また測定箇所をFig. 2.9に示す。

発熱体表面温度測定用熱電対の取付け位置はFig. 2.2に示されている。

差圧、圧力の測定箇所の詳細をFig. 2.9に示す。使用した検出器をTable 2.8に示す。

その他の使用した検出器は文献(5)参照のこと。

測定されたデータは最終的に磁気テープに高速集録される。集録は0.1 kHzで行われた。

TABLE 2.3 SUMMARY OF CONSTANT INJECTION TEST RUN CONDITIONS

SERIES NUMBER	PRESSURE (Kg/cm <sup>2</sup> )	PEAK POWER (kW/m)	INITIAL HEATER ROD TEMPERATURE (°C)	INJECTION RATE (cm/s)	COOLANT TEMP. (°C)	AVERAGE HOUSING TEMP. (°C)
1	1	1.8~4	300	6~16	50~90	300
2A	1	1.8~2.8	300~500	4~12	50~90	150~400
3A	1	1.4~2.6	350~550	5~12	50~80	300~400
4A	1~4		300~400	2~10	50~100	120~400

TABLE 2.4 SUMMARY OF SYSTEM EFFECTS TEST RUN CONDITIONS

SERIES NUMBER	INJECTION MODE	PRESSURE (Kg/cm <sup>2</sup> )	PEAK POWER (kW/m)	HEATER ROD TEMPERATURE (°C)		INJECTION RATE(cm/s)	COOLANT TEMP.(°C)	AVERAGE HOUSING TEMP.(°C)	K-FACTOR RATIO(1)
				INITIAL	MAXIMUM				
2B	CONSTANT HEAD DOWNCOMER IS FULL, INITIALLY	1~1.5	0.34~1.60	295~400	600	13	50 70 80	300	1.25~1.70
3B	DITTO	1~2	0.40~1.90	300~550	800	5~10	50 80	120~300	2.4~7.4
4B	DOWNCOMER IS EMPTY INITIALLY	1~4.5	1.40~2.8	300~600	1000	5~10	50 80 90 100 120	120~160	0.7~0.9

(1) K-FACTOR RATIO is defined as follows; K-FACTOR of JAERI test rig/K-FACTOR of typical PWR

Table 2.5 Summary of 4A-Reflood Test Run Conditions

RUN NO.	PEAK POWER (KW/m)	INLET WATER TEMP. (°C)	INLET WATER VELOCITY (cm/s)	INITIAL ROD TEMP. (°C)	FLOW HOUSING TEMP. (°C)	SYSTEM PRESSURE (kg/cm <sup>2</sup> )	RUN DATE
4001	0	35	6	35	25	1	510608-1-6
4002	0	80	6	80	80	1	7
4003	0	80	6	120	120	1	8
4004	0	80	6	285	300	1	10
4005	0	80	6	120	120	1	510608-2-3
4006	2.2	80	6	100	100	1	5
4007	2.2	80	6	400	200	1	6
4008	2.2	80	6	400	280	1	510609-1-4
4009	2.2	80	6	400	400	1	5
4010	2.2	96	6	400	200	1	6
4011	2.2	80	6	400	300	1	7
4012	2.2	80	6	400	300	1	8
4013	0	20	6	20	20	1	510617-1-3
4014	0	20	6	20	20	1	4
4015	0	20	-	20	20	1	5
4016	0	20	-	20	20	1	6
4017	0	20	-	20	20	1	7
4018	0	20	-	20	20	1	8
4019	0	20	-	20	20	1	9
4020	0	20	-	20	20	1	10
4021	0	80	6	75	80	1	510617-2-3
4022	0	80	6	110	120	1	4
4023	2.2	80	6	400	120	1	5
4024	2.2	80	6	400	80	1	6

Table 2.5(cont) Summary of 4A-Reflood Test Run Conditions

RUN NO.	PEAK POWER (kW/m)	INLET WATER TEMP. (°C)	INLET WATER VELOCITY (cm/s)	INITIAL ROD TEMP. (°C)	FLOW HOUSING TEMP. (°C)	SYSTEM PRESSURE (kg/cm²)	RUN DATE
4201	0	30	10	30	30	1	510622-1-3
4202	0	35	2	30	30	1	510622-1-4
4203	0	80	8	100	100	1	510622-1-5
4204	0	60	6	120	120	1	510622-1-13
4205	0	50	6	80	80	4.5	510623-1-3
4206	1.7	54	8	400	120	1	510622-1-6
4207	1.7	80	8	400	120	1	510618-1-3
4208	1.7	56	6	400	120	1	510622-1-15
4209	1.7	54	6	400	120	1	510622-1-7
4210	1.7	80	6	400	120	1	510618-1-4
4211	1.7	50	4	400	120	1	510622-1-8
4212	1.7	80	4	400	120	1	510618-1-5
4213	1.7	80	2.5	400	120	1	510618-1-9
4214	1.7	80	2	400	120	1	510618-1-8
4215	2.2	53	8	400	120	1	510622-1-9
4216	2.2	80	8	400	120	1	510618-1-10
4217	2.8	50	6	400	120	1	510622-1-10
4218	2.2	80	6	400	120	1	510618-1-12
4219	2.2	53	4	400	120	1	510622-1-11
4220	2.2	80	4	400	120	1	510618-1-13
4221	2.2	56	2.5	400	120	1	510622-1-12
4222	2.2	80	2.5	400	120	1	510618-1-14
4223	2.2	80	6	400	130	2	510623-1-6
4224	2.2	80	6	400	130	4	510623-1-7
4225	2.2	93	6	400	130	2	510623-1-8
4226	2.2	102	6	400	160	4	510623-1-9

Table 2.6 Summary of 4B-Reflood Test Run Conditions

RUN NO.	PEAK POWER (KW/m)	INLET WATER TEMP. (°C)	SUPPLY WATER VELOCITY (cm/s)	INITIAL ROD TEMP. (°C)	FLOW HOUSING TEMP. (°C)	SYSTEM PRESSURE (kg/cm²)	RUN MODE	RUN DATE
4501	0	80	-	80	80	1		510628-1-12
4502	0	80	5	80	80	1	B1	510628-1-13
4503	0	80	5	60	60	1	B2	510714-1-3
4504	0	80	5	60	60	1	B2	510714-1-4
4505	1.4	80	5	400	120	1	B1	510628-1-15
4506	1.4	50	5	500	120	1	B2	510707-1-3
4507	1.4	50	5	600	120	1	B2	510707-1-4
4508	1.7	80	10	400	120	1	B2	510714-1-5
4509	1.7	50	5	400	120	1	B2	510706-1-17
4510	1.7	80	5	400	120	1	B2	510706-1-3
4511	1.7	90	5	400	120	1	B2	510707-1-11
4512	1.7	50	5	500	120	1	B2	510706-1-18
4513	1.7	80	5	500	120	1	B2	510628-1-22
4514	1.7	80	5	500	120	1	B2	510628-1-24
4515	1.7	90	5	500	120	1	B2	510707-1-12
4516	1.7	80	5	600	120	1	B2	510628-1-23
4517	1.9	80	5	300	120	1	B2	510706-1-14
4518	1.9	50	5	400	120	1	B2	510706-1-19
4519	1.9	80	5	400	120	1	B2	510706-1-13
4520	2.0	55	5	110	120	1	-B2	510707-1-9
4521	2.0	50	5	300	120	1	B2	510707-1-8
4522	2.0	95	5	400	120	1	B2	510707-1-10
4523	2.0	80	5	400	120	1	B2	510706-1-12
4524	2.2	80	10	400	120	1	B2	510714-1-6
4525	2.2	80	5	300	120	1	B2	510706-1-11
4526	2.2	80	5	350	120	1	B2	510706-1-10
4527	2.2	50	5	400	120	1	B2	510707-1-3
4528	2.2	80	5	400	120	1	B1	510628-1-16
4529	2.2	80	5	400	120	1	B1	510628-1-20
4530	2.2	80	5	400	120	1	B2	510628-1-19
4531	2.2	80	5	400	120	1	B2	510706-1-8
4532	2.5	50	5	300	120	1	B2	510707-1-7
4533	2.8	80	5	500	120	1	B3	510528-1-21
4534	1.7	80	5	400	140	2	B2	510714-1-7
4535	1.7	100	5	400	140	2	B2	510714-1-20
4536	1.7	100	5	400	140	4	B2	510714-1-22
4537	1.7	80	5	400	160	4	B2	510714-1-15
4538	1.7	120	5	400	160	4	B2	510714-1-23
4539	2.2	80	5	400	140	2	B2	510714-1-11
4540	2.2	80	5	400	140	4	B2	510714-1-14
4541	2.2	105	5	400	140	2	B2	510714-1-21
4542	2.2	120	5	400	160	4	B2	510714-1-24

Table 2.7 List of Measuring Points and Symbols (4B)

Ch. No.	Symbol	Item	Measuring Point
1	TC3U		
2	TC3M		
3	TC3L		
4	TC4		
5	TC5	Temperature	Heater Rod Surface
6	TD1		
7	TD2		
8	TD3M		
9	TD3L		
10	TF3M		
11	TCST		
12	TH3U		Flow Housing
13	TH4	Temperature	
14	TUG		Upper Plenum (Gas Phase)
15	TUL		Upper Plenum (Liquid Phase)
16	FMDN	Flow Rate	Core Injected Water
17	LDWN	Water Level	Downcomer Overflow Tank
18	PDWN		Bottom of Downcomer
19	PPT		Containment
20	PLP		Bottom of Heated Length
21	PUP		Upper Plenum
22	DPL		Loop Pressure Difference
23	DPDN	Differential Pressure	Downcomer Pressure Difference
24	DPTL		Midplane Core Pressure Difference
25	DPTS		Full Core Pressure Difference
26	DPHT		Hold Tank Pressure Difference
27	DPPM		Pump Section Pressure Difference
28	FM	Flow Rate	Supplied Water to Downcomer
29	E	Voltage	
30	I	Current	Supplied Power

Table 2.8 DESCRIPTION OF DETECTORS  
(PRESSURE, PRESSURE DIFFERENCE)

	TYPE	RANGE (kg/cm <sup>2</sup> a)	NOTES
PPT	BOURDON TUBE TYPE	0~10	
PDWN	STRAIN GAUGE TYPE	0~10	
PLP	STRAIN GAUGE TYPE	0~10	
PuP	STRAIN GAUGE TYPE	1~10	
DPDN	STRAIN GAUGE TYPE	0~1	
DPTS	STRAIN GAUGE TYPE	0~1	
DPTL	STRAIN GAUGE TYPE	0~1	
DPC	STRAIN GAUGE TYPE	0~0.5	
DPL	STRAIN GAUGE TYPE	0~1	
DPPM	STRAIN GAUGE TYPE	0~3	
DPHT	STRAIN GAUGE TYPE	0~1	

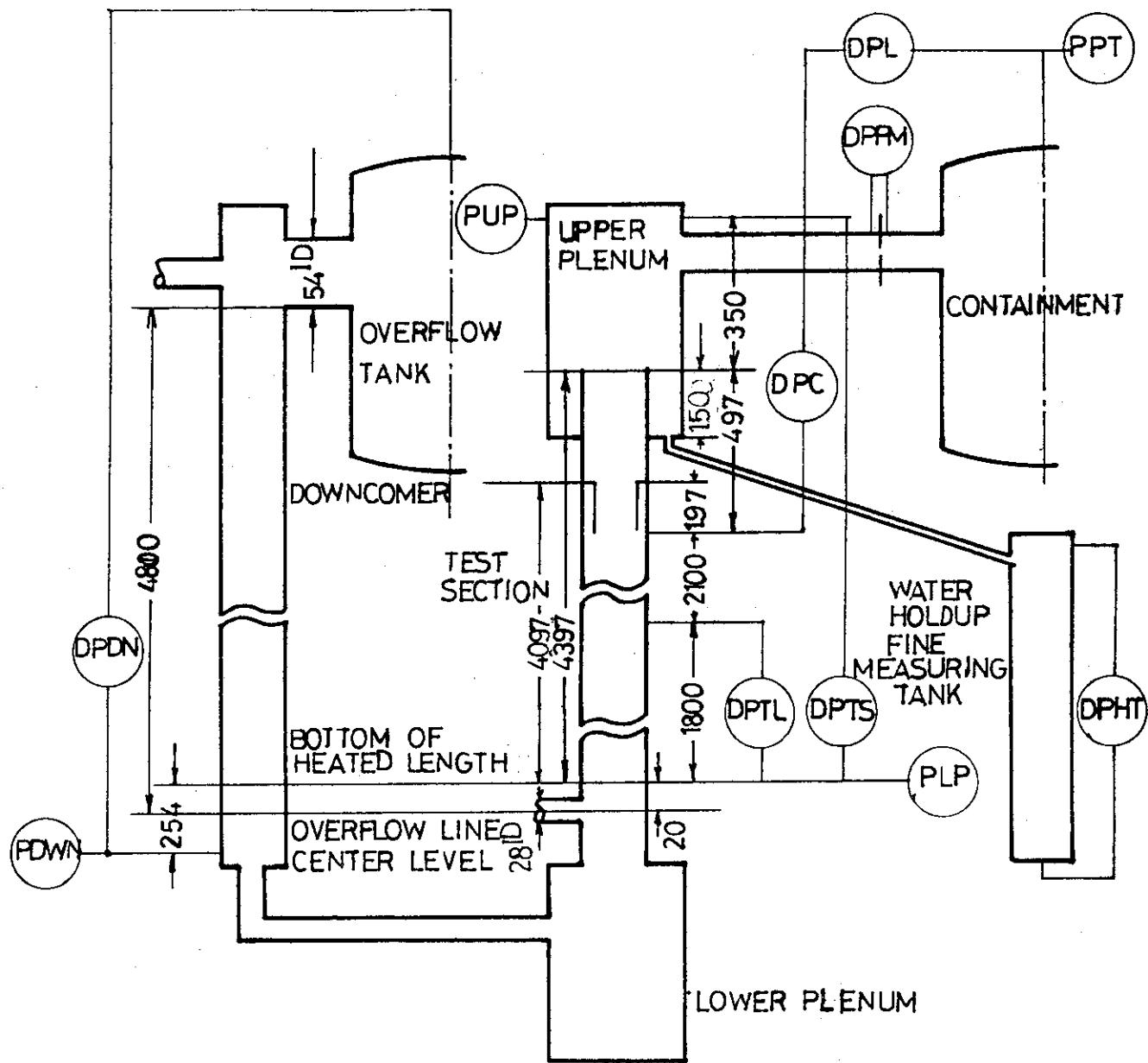


Fig. 2.9 Elevations of Instrumented Locations

## 2.6 データ処理法

磁気テープに集録されたデータは、計算機により数値化され、作図、作表される。詳細については文献(5)参照のこと。

シリーズ4で使用された発熱体は従来と異り、内部に  $MgO$  が封入されている。このため、発熱体の熱計算に使用されたコードが変更された。以下に熱伝達率の計算法について概略を述べる。

### 2.6.1 热伝達率の計算

模擬燃料棒（発熱体）の表面温度の計測結果から熱流束・熱伝達率を計算するにあたり、以下に示す方法を用いて計算を行った。

#### (1) 発熱体内の温度分布計算

##### a. 形状

本実験で用いた発熱体の形状を Fig. 2.10 に示す。SUS 製の Clad の外径は、10.5 mm、内径は 5.3 mm, 8.5 mm, 9.3 mm の 3 step がある。clad に直接電流を流すことにより発熱させ、肉厚の変化により軸方向に階段状コサイン分布がつくようになっている。

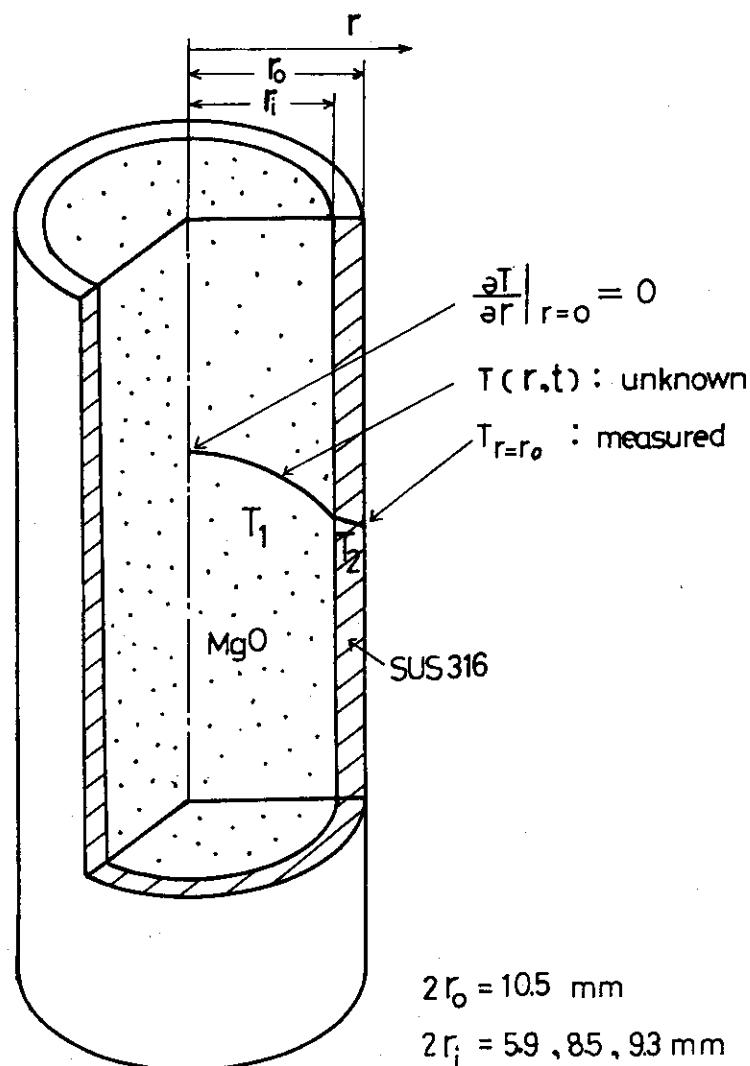


Fig. 2.10 Schematic of Rod and Temperature Profile

b. 計算の前提

発熱体の形状が軸対称であることや、clad 肉厚が小さいこと等の理由で、一般に周方向・軸方向の熱移動は、半径方向の熱移動に比し無視し得ると考えられる。したがって、温度分布関数  $T$  は、半径方向位置  $r$  と時間  $t$  の関数と考えてよい。すなわち、

$$T = T(r, t) \quad (1)$$

ただし、温度が急激に変化するクエンチ点の近傍では、軸方向の熱移動は無視できないと思われる所以、厳密には以下の議論はクエンチ点の近傍は除くものとする。

c. 一点近似の仮定

模擬燃料棒内部のマグネシアと外側の clad (SUS 316) との温度伝導率をそれぞれ  $a_M$ ,  $a_S$  すると、オーダー的には

$$\begin{aligned} a_M &\sim 7 \times 10^{-4} \text{ (m}^2/\text{h)} \\ a_S &\sim 1.7 \times 10^{-2} \text{ (m}^2/\text{h)} \end{aligned}$$

であり、clad の温度の伝わり方は内部のマグネシアに比べて、25倍も大きい。マグネシア内の温度分布を  $T_1(r, t)$ 、clad の温度分布を  $T_2(r, t)$  とすると、 $T_2$  内の温度差  $\Delta T_2$  は、 $T_1$  内での温度差  $\Delta T_1$  に比べて一般的に非常に小さいと言える。ここでは、簡単のため、クラッド内の温度分布  $T_2(r, t)$  が  $r$  によらないと仮定する。すなわち

$$\begin{aligned} T_2(r, t) &= T_2(t) \\ (r_i \leq r \leq r_o) \end{aligned} \quad (2)$$

$r_i$  : clad の内径

$r_o$  : clad の外径

d. 基礎方程式

マグネシア内での温度分布を  $T_1(r, t)$  と書くと、発熱部は clad であるので次の熱伝導方程式が成り立つ。

$$(C_P \rho)_1 \frac{\partial T_1}{\partial t} = \lambda_1 \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r \frac{\partial T_1}{\partial r}) \quad (3)$$

$$(C_P \rho)_2 V_2 \frac{d T_2}{d t} = -Q_1 S_1 + q'' V_2 - Q_2 S_2 \quad (4)$$

ただし、ここで添字 1 はマグネシアを、添字 2 は SUS の clad を示している。

$C_P$  : 定圧比熱,  $\rho$  : 密度

$\lambda$  : 热伝導率,  $V_2$  : clad 単位長さ当たりの体積,

$S_1$  : clad 単位長さ当たりの内表面積

$q''$  : clad の熱出力密度

$Q_1$  : clad 発熱部からマグネシアへの熱流束

$Q_2$  : clad " から外側への熱流束

$S_2$  : clad 単位長さ当たりの外表面積

e. 境界条件

(3), (4)式の  $T_1(r, t)$ ,  $Q$ ,  $T_2(t)$  の満たすべき境界条件は、体系の軸対称性から、

$$\frac{\partial T_1(r, t)}{\partial r} \Big|_{r=0} = 0 \quad (5)$$

熱流束の保存から、

$$Q_1 = \lambda_1 \frac{\partial T_1}{\partial r} \Big|_{r=r_i} \quad (6)$$

また、表面の温度は熱電対により計測されているので、

$$T_2(t) = f(t) : \text{given} \quad (7)$$

#### f. 初期条件

Fig. 2.11 に実験で得られた温度応答の一例を示す。図の A-B 間では充分な熱平衡に達している期間で、

$$q'' = 0, \quad Q_2 = 0, \quad T_1(r, t) = T_2(t) = \text{const} \quad (8)$$

が成立している。(もちろん  $Q_1 = 0$ )

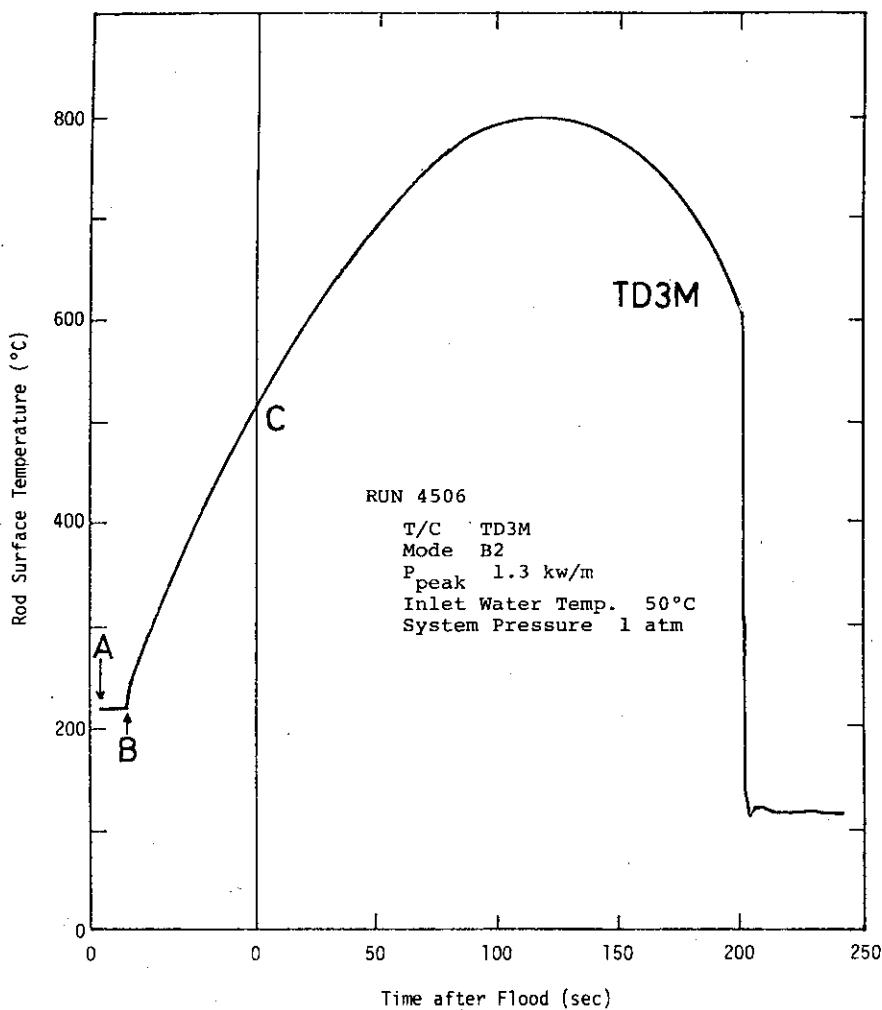


Fig. 2.11 Typical History of Rod Surface Temperature

B 点で発熱体に一定電源が供給され、発熱体は昇温し始める。B-C 間では冷却水は注入されていないので、clad 外側への熱の放出はほとんどないと考えられる。したがってここでは、

$$q'' = \text{const}, Q_2 = 0 \quad (9)$$

を仮定する。

C 点でテスト部に冷却水が注入され、発熱体の冷却が開始される。

## (2) 発熱量の算出

発熱体の出力  $q''$  を求めるに当たって、実測の電流値は精度が問題とされているので、それから直接計算せずに、以下に述べる手順により  $q''$  を求めている。

- 1) Fig. B-C 間で(9)式が成り立つとして、これと(3)～(7)式から B-C 間の平均の出力  $\bar{q}''$ 、平均電流  $\bar{I}$  を求める。
- 2) C 点以後の真の電流値  $I(t)$  を、実測電流  $I^*(t)$  と

$$I(t) = \bar{I} \cdot I^*(t) / I^*(0)$$

なる関係で近似する。

- 3) C 点以後の発熱部の電気比抵抗  $\rho(T)$  は、温度  $T_1$  での値  $\rho(T_1)$  で置き換える。
- 4) C 点以後の発熱量  $q''(t)$  は結局、

$$q''(t) = K \rho(T) I^2(t)$$

$$= K \rho(T_1) \bar{I}^2 \cdot \left( \frac{I^*(t)}{I^*(0)} \right)^2$$

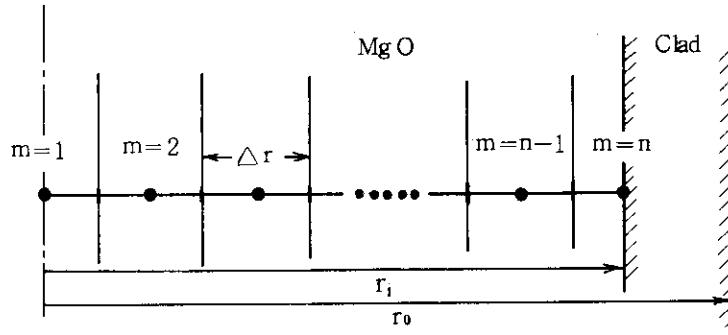
または、 $\bar{q}'' = K \rho(\bar{T}_2) \bar{I}^2$  を用いて、

$$q''(t) = \bar{q}'' \cdot \frac{\rho(T_1)}{\rho(\bar{T}_2)} \cdot \left( \frac{I^*(t)}{I^*(0)} \right)^2$$

により求める。(K : 比例定数)

## h. 計算手法

実際に、(3)～(7)式を未知数  $T_1$ ,  $Q_2$  に対して解く時、(3)式を差分法によって解いている。



マグネシアの部分を  $n$  個のメッシュに分割すると、

$$\Delta r = r_i / (n - 1)$$

中心から  $m$  番目のメッシュの中央の点までの距離  $r_m$  は、次式で表される。

$$r_m = (m - 1) \Delta r$$

$m = 1$  については次の差分方程式が得られる。

$$T_1^{i+1} = (1 - 4M) T_1^i + 4M T_2^i \quad (10)$$

ただし、添字  $i$  は、時刻を示す。また、

$$M = \frac{\Delta t}{(\Delta r)^2} \cdot \left( C_p \rho \right)_i \quad (11)$$

である。

$2 \leq m \leq n-1$  については、

$$\begin{aligned} T_m^{i+1} = M & \cdot \frac{2m-3}{2m-2} T_{m-1}^i + (1-2M) T_m^i \\ & + M \cdot \frac{2m-1}{2m-2} T_{m+1}^i \end{aligned} \quad (12)$$

$m=n$  については、 $Q_1$  をマグネシア部から clad への熱流束とすると、

$$\begin{aligned} Q_1 = \frac{(C_p \rho) \cdot \Delta r}{2 \Delta t} & \left[ - \left( 1 - \frac{\Delta r}{4r_i} \right) T_n^{i+1} + M \left( 2 - \frac{\Delta r}{r_i} \right) T_{n-1}^i \right. \\ & \left. + \left\{ 1 - \frac{\Delta r}{4r_i} - M \left( 2 - \frac{\Delta r}{r_i} \right) \right\} T_n^i \right] \end{aligned} \quad (13)$$

で与えられる。

ここで、 $T_n^i$  は実測の温度データである。

(13) 式と、(4)式とから熱流束  $Q_2$  が定まる。

熱伝達率  $h$  は

$$h = \frac{Q_2}{T_{n+1}^i - T_{sat}} \quad (14)$$

$T_{sat}$  : 水の飽和温度

で定義される。

なお、差分方程式の安定条件

$$M \leq \frac{1}{4} \quad (15)$$

を満足させるため、 $\Delta t = 0.25$  (sec) に対し  $n \sim 10$  程度を用いている。

### (3) 物性値

発熱部の材質は SUS 316 であり、その物性値は温度  $T$  の関数として以下のものを用いている。

$$(C_p \rho)_2 = (9.1 \times 10^{-11} T^3 - 1.31 \times 10^{-7} T^2 + 1.03 \times 10^{-4} T$$

$$+ 0.1079) \times 7820 \quad (\text{kcal}/\text{m}^3 \text{°C})$$

$$\lambda_2 = (1.0 \times 10^{-5} T^2 + 0.29 \times 10^{-2} T + 14.06) / 3600$$

(kcal/m°C sec)

$$\rho = \{ 4.1 \times 10^{-1} (T - 20) + 0.8 \} \times 10^{-6} (\Omega m)$$

発熱体内部のマグネシアの充てん密度は 0.58 であり、各物性値は以下の通りである。

$$(C_p \rho)_1 = (2.3 \times 10^{-10} T^3 - 4.57 \times 10^{-7} T^2 + 3.32 \times 10^{-4} T$$

$$+ 0.2142) \times 3650 \times 0.58 \quad (\text{kcal}/\text{m}^3 \text{ C})$$

$$\lambda_1 = (-2.6 \times 10^{-9} T^3 + 2.45 \times 10^{-6} T^2 + 7.703 \times 10^{-5} T$$

$$+ 0.3131) / 3600 \quad (\text{kcal}/\text{m} \text{ C sec})$$

## 第3章 結果の検討

### 3.1 典型的な実験結果の一例

Fig. 3.1に、モードB 2実験の結果の一例を示す。

#### (1) 領域 I

初期には炉心における蒸気発生は少ない。従ってダウンカマーに注入された水は、一部ダウンカマーの水位を上昇させる。残りの一部は炉心に注入され、炉心水位を上昇させる。図中の点線は、計算された cold fill level を意味する。ダウンカマー水位、炉心水位共に、ほど cold fill level に一致しており、上述の状況をうらづけている。

#### (2) 領域 II

炉心内の水位が上昇していくと、次第に炉心で発生する蒸気が増加する。発生蒸気は一次抵抗模擬部を通って定圧タンクに至る。この時一次系抵抗模擬部で圧損が生じ、上部プレナムの圧力が増加する。上部プレナム圧の上昇は、ダウンカマーから炉心への冠水駆動力を減少させることになり、従って、冠水速度は次第に減少する。これは、ダウンカマー水位上昇の加速と炉心水位上昇の減速をもたらす。Fig. 3.1の領域IIでダウンカマー水位が cold fill level より高くなり、炉心水位が cold fill level より低くなっているのは以上の理由による。時間の経過につれて、炉心水位はゆるやかに上昇する。発生蒸気も次第に増加している。本実験結果で、領域Iと領域IIが比較的明確に区分されているが、これは発熱体の熱出力のコサイン分布階段状近似をしたことにより生じた発熱量の段差による可能性がある。実炉においては、領域I・IIの区分は本質的なものではない。

#### (3) 領域III

領域IIでダウンカマー水位は次第に上昇するが、やがて一定値になり、領域IIIとなる。この時、次のマスバランスが成立している。炉心蓄水は非常に小さいので無視すれば、

$$m_{inj} - m_{of} \cong m_g + m_e$$

ここで

$m_{inj}$  (kg/S) : 供給水重量速度

$m_{of}$  (kg/S) : ダウンカマー溢水重量速度

$m_g$  (kg/S) : 発生蒸気重量速度

$m_e$  (kg/S) : キャリーオーバー重量速度

次の2つの場合がありうる。

$$\textcircled{1} \quad m_{of} \neq 0, m_e \neq 0 \text{ または } m_e = 0$$

供給水はダウンカマーオーバーフローライン（炉心底部から 4.8 m）から溢水し、ダウンカマー水位はダウンカマーオーバーフローレベルに維持される。

$$\textcircled{2} \quad m_{of} = 0, m_e \neq 0 \text{ または } m_e = 0$$

供給水は、全量炉心に供給され、炉心で蒸気ないしキャリーオーバー水になる。このためダウンカマーにおける蓄水の増加がなくなり、ダウンカマー水位は一定になる。

①か②かは、オーバーフロー量、キャリーオーバ量の測定から判定できる。本例では、オーバーフロー量の増加が認められ、①のダウンカマー満水の状態になったことを示している。

### 3.2 供給水速度の影響

Fig. 3.2 はダウンカマー供給水速度  $u_{sup}$  のクエンチエンベロープに及ぼす影響をみたものである。4508, 4524 は  $u_{sup} = 10 \text{ cm/s}$  (炉心換算), 4510, 4531 は  $u_{sup} = 5 \text{ cm/s}$  の時の結果である。図から明らかなように  $u_{sup}$  のクエンチエンベロープに及ぼす影響は非常に大きい。 $u_{sup}$  が大きい程、クエンチは早く起っている。ターンアラウンドエンベロープにも同様の著しい差があることがみられる。二重印は、最も高温が計測された位置および時刻、すなわち最高温度ターンアラウンド点を示す。最高温度ターンアラウンド位置はいずれも 2.1 m 高さで一致している。最高温度ターンアラウンド時刻は、ピーク出力  $1.76 \text{ kW/m}$ ,  $u_{sup} = 10 \text{ cm/s}$  で  $26 \text{ sec}$ , ピーク出力  $1.76 \text{ kW/m}$   $u_{sup} = 5 \text{ cm/s}$  で  $80 \text{ sec}$  で、3 倍の違いがある。このように供給水速度は、炉心冷却に大きな影響を与えていている。

Fig. 3.3 は、4508, 4510 のダウンカマー水位、炉心内蓄水位、炉心溢水量を示したものである。ところで、冠水速度は(下部プレナム圧 - 上部プレナム圧) = 炉心内蓄水位を駆動力として決定される。初期特に  $0 \sim 40 \text{ sec}$  の期間の炉心内蓄水位の変化は、4508, 4510 で大きな差があり、供給水速度が大きい程早く炉心内に水が蓄積される。

供給水速度が大きい程早く炉心内に水が蓄積される原因として、ダウンカマー水位が早く上昇し冠水駆動力を増していることのほかに、もう一つの理由がある。それは Fig. 3.6 に示されているように、時刻 0 におけるダウンカマー水位が、供給水速度の大きい時程高くなることである。この現象は、ダウンカマーから下部プレナムに至る配管の抵抗による圧力損失に基づき実験装置固有の問題である。このように以上の結果は、ダウンカマー初期液位の違い、供給水速度の違いの 2 つの影響を含めたものである。

### 3.3 圧力の影響

Fig. 3.4 にシステム効果実験の時のクエンチエンベロープを示す。圧力が高い程クエンチは早い傾向がみられる。しかし、その差は供給水速度の影響に比べては小さい。高さ 2.1 m におけるクエンチ時刻は、 $P = 1 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$  では  $100 \text{ sec}$ ,  $P = 4 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$  では  $80 \text{ sec}$  でその差は 20 % である。高さ 2.1 m 以下では、クエンチ時刻の差は、高さ 2.1 m の場合と同じかそれ以下で、やはり小さい。これに対し、高さ 2.675 m では大きな差が示されている。

Fig. 3.5 は発熱体各点のターンアラウンド温度を示したものである。ほど、高圧程ターンアラウンド温度が低い傾向がみられる。特に発熱体中央部に関してその傾向が明確である。発熱体下部では、高圧程ターンアラウンド温度が低い傾向が逆転しているが、これは初期設定温度が高圧程高かったためである。発熱体上部に関しても、初期設定温度が高圧程高かった効果があると思われる。

Fig. 3.6 にダウンカマー水位、炉心蓄水位、炉心溢水量の履歴を示す。ダウンカマー水位の上昇は高圧程遅い。本 3 例では、供給水速度は一定 ( $5 \text{ cm/s}$ ) であるので、高圧程冠水速度が大きいことになる。概算では、 $P = 4 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$  では  $P = 1 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$  の約 1.5 倍の冠水速度であった。Fig. 3.4, Fig. 3.5 の結果は、圧力の効果と冠水速度の差異に基く効果の混合された結果である。

Fig. 3.6 に圧力の違いによる再冠水現象の重要な影響が示されている。Fig. 3.6 の↑は、発熱体が全長にわたってクエンチした時刻を意味する。図で明らかなように、その時点におけるダウンカマーワーク位は、 $P = 1 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$ ,  $2 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$ ,  $4 \text{ kg/cm}^2 \text{ a}$  で各々  $4.65 \text{ m}$ ,  $4.05 \text{ m}$ ,  $3.10 \text{ m}$  で、圧力が高い程低い。ダウンカマーオーバーフロー水位までの差は、発熱体全長がクエンチした後の冠水駆動力の余裕と考えられる。すなわち、高圧程発熱体を冷却する能力が大きいと予想できる。Fig. 3.7 は、それを確認するための図で圧力と冷却可能な発熱体出力との関係を示したものである。斜線部分は、発熱体のいずれかの地点が上限温度を超えて、加熱電力遮断に至った領域である。この領域は炉心冷却不能の領域を意味する。斜線部分以外の領域は、定常状態を達成しうる領域である。従って、実炉の燃料体の崩壊熱が時間とともに減少することを考慮すれば最終的には炉心冷却可能の領域と考えてよい。図に示されるように圧力が高い程大きい出力でも冷却可能である。

### 3.4 定常状態の存在

シリーズ4では、炉心出力は崩壊熱変化を模擬されず、時間的に一定に保たれた条件で実験された。従って、冠水開始後充分時間経過した後では、炉心内は定常状態となる。実炉では、出力が変化するため定常状態はありえない。しかしながら、再冠水開始後充分時間経過した後では、出力変化は小さく出力一定の条件に近くなり、定常状態と殆んど変わらない状況になる。定常状態としてどのような状況があるか、定常状態ではどのような伝熱流動特性であるか探ることは、一つには実炉において充分生じうる状況の理解に、他の一つには再冠水現象において最も重要な、定常状態に至るまでの過程の理解に役立つものと思われる。以下に、定常状態が存在することを明らかにしておく。

#### 定常状態の例

一例として4213をFig. 3.8に示す。注水開始後  $200 \text{ sec}$  以後では、装置各部の圧力が一定になっている。すなわち炉心注入水量、炉心内蓄水量、炉心出口蒸気量、炉心出口水量が一定になっている。一方、発熱体表面温度も全て飽和温度に維持されており、熱的にも炉心内の状況が定常状態になっていることを示している。このように、注水開始後充分時間が経過すれば、炉心内伝熱流動状況は定常化される。定常化達成以前は、なんらかの意味で過渡状態である。上述の区分では発熱体のクエンチは過渡期に起ることになり、再冠水現象に本質的に重要な期間は過渡期である。

#### 定常状態の達成不能の例

定常状態に到達しえない場合がある。それは過渡期に発熱体温度が上限温度を超えた場合である。Fig. 3.9に示された4222がその一例である。このRUNではTC 3M, TD 3Mが発熱体の上限温度を超えたため、発熱体加熱用電力を投入した状態での定常化は不可能になっている。このため  $90 \text{ sec}$  で加熱用電力は遮断されている。

Fig. 3.10, 11はシステム効果実験の時の定常状態達成の例および定常状態達成不能の例である。

#### 部分的にクエンチしない例

以上の例では、発熱体各部表面温度は飽和温度に維持され、完全にクエンチしている。これに対し、Fig. 3.12は発熱体表面の一部がクエンチしないまま定常化した例である。実際 TC 3U, TD 2, TD 1 は、飽和温度より相当高温でありクエンチしていないことを示している。そして、装置各部の圧力および発熱体各部表面温度は一定値を維持している。このように条件によっては、発熱体の一部が部分的にクエンチしないまま定常化されることがある。Fig. 3.13はその時の発熱体表面温度の軸方向分

布を示す。発熱体表面温度は、発熱体下端から  $Z = 1.8$  mまでは飽和温度でクエンチされているが、 $Z = 2.1$  mより上方では高温でクエンチしていない。このように、クエンチフロントが一点に固定され、その上方では高温のまゝ定常化する場合がある。

Fig. 3.14 は部分的にクエンチしていない場合の冠水速度とピーク出力の関係をみたものである。同図中の丸印は発熱体全長でクエンチし得たデータである。冠水速度が小さくピーク出力が大きい場合発熱体全長でのクエンチが不可能になっている。図中の実線は冠水速度と出力から定常状態を仮定して計算された出口クオリティを示す。出口クオリティが約 0.7 以下では、全長でのクエンチは不可能であるが、出口クオリティが 0.7 以上では、発熱体の下流側ではクエンチできていない。このように、部分的クエンチは、クオリティが高く液体が欠乏している時に起る。

### 3.5 定常状態に於けるテスト部差圧と出力との関係

ダウンカマーを通して、冷却水をテスト部に注入したシリーズ 4 B 実験で、クエンチが全熱電対で検知された実験では、ダウンカマーでは遂に冷却水がオーバーフローして一定水頭を示し、炉心内テスト部差圧、オリフィスの前後差圧、上下部プレナム内圧力はほゝ一定となり定常的な状態が出現する。

この時には、Fig. 3.15 に示した体系において、炉心注入量  $W_L$  はダウンカマーの水頭  $H_d$  と炉心内で発生した蒸気量  $W_V$  の一次系ループ抵抗部でもたらす圧力損失  $\Delta P_L$  との差によって決る。キャリーオーバー水がなく炉心に注入された注入量 が全て炉心熱出力によって蒸気になるとすると注入量は  $W_V$  に等しいことになる。

従ってこの定常状態における、テスト部差圧と出力との関係は容易に求まることになる。

定常状態での運動方程式は次のように書くことができる。

ここで、 $x$  は炉心液位（これは炉心内差圧に等しい）、 $M$  は体系内の水の量、 $S_d$ 、 $S_c$ 、 $S_p$  は各々ダウンカマー、炉心及びその連結管の流路面積、 $P$  は圧力、 $\gamma_L$  は水の密度、 $\ell_o$  は連結管の長さである。

$$\begin{aligned} \frac{M}{g_c} \ddot{x} &= S_d H_d \gamma_L - S_c x \gamma_L + S_d P_d - S_c P_i \\ &- \left( \frac{8\pi}{g_c} \nu \ell_o \frac{S_d}{S_p} \gamma_L \dot{x} + \frac{13.5}{2g} \frac{S_d^2}{S_p} \gamma_L \dot{x}^2 + 77.1 S_p \gamma_L \dot{x}^{1.756} \right) \\ &- \frac{W_V^2}{S_p \gamma_V g_c} - \frac{W_L^2}{S_p \gamma_L g_c} = 0 \end{aligned}$$

また次の関係がある。

$$S_i \gamma_L \dot{x} = W_V + W_L$$

$$Q = W_V \cdot h_{fg} + S_i \gamma_L \dot{x} \Delta T C_p \quad \text{ここで } Q : \text{炉心出力}$$

$$\text{ここで, } \frac{W_L}{W_V + W_L} = \xi \text{ とおくと}$$

$$\dot{x} = \frac{Q}{S_1 \gamma_L \{ (1-\xi) h_g + C_p \Delta T \}}$$

$$W_V = (1-\xi) S_1 \gamma_L \dot{x} = \frac{(1-\xi)}{(1-\xi) h_{fg} + C_p \Delta T} \cdot Q$$

今  $\xi = 0$ ,  $\Delta T = 0$  の場合を考えると,

$$4.8 - x = \frac{\{ 0.03062 \dot{x} + 6.876 \dot{x}^2 + 170.8 \dot{x}^{1.756} \} + 2.214 \Delta P}{2.214}$$

但し,  $\Delta P : (P_1 - P_d)$  水頭 (m)

となり, 炉心液位 (テスト部差圧) と出力との関係が求まる。その結果を Fig. 3.16 に示す。

図中にはまた, 実験結果もプロットしてある。定圧タンクの圧力が 1 atm の時の結果は非常によく合っていることがわかる。これは, 1 atm の  $\Delta P$  のみが実測値であることによる。

### 3.6 定常状態における炉心冷却の可能性の限界

4 B 実験では, 炉心冠水速度は一次系抵抗部に生ずる圧損によって抑制される。一方, 炉心が完全に冷却されるためには, 炉心内に充分な水が供給されかつ充分な水が蓄積されている必要がある。こうして, 任意の炉心出力に対応して, 炉心冷却に必要な炉心蓄水位が決まる。

Fig. 3.17 は, 炉心出力と炉心蓄水位との関係を示したものである。丸印は, 発熱体全長でクエンチして定常状態になったもの, 三角印は部分的にクエンチして定常状態になったもの, 四角印は定常状態に至らず加熱電力遮断に至ったものを示す。

三角印と四角印の境界は, 炉心が冷却され得るか否かの境界を意味し, 大概図中の点線のように描ける。図中の斜線部分は, シリーズ 2 B, 3 B の結果を示したものである。

図から明らかなように, 炉心蓄水位が少ない場合全長クエンチが不可能になる。炉心蓄水位が 1 m 以下では, 全長クエンチが不可能になっている。

最終的な定常状態を仮定し, さらに出口蒸気は飽和温度であると仮定すれば, 炉心内蓄水位がダウンカマー駆動水頭 - ループ部圧力損失として計算できる。(Fig. 3.16 参照) Fig. 3.18 は, 我々の実験装置および実炉想定値を示したものである。実炉想定値は, 100 万 kW 級 4 ループ PWR を想定値し,  $K_L = 321$  として計算してある。本図は, ダウンカマー水位が 4.8 m であるとして計算してある。低出力ではダウンカマー水位が 4.8 m に達する以前に, 炉心を水が溢れしダウンカマー水位の上昇を抑えるか上部プレナムにおける圧損を増加させることにより炉心蓄水位が増加できなくなることが考えられる。従って, 本図の低出力側では  $\Delta T_{TS}$  はもっと低くなる可能性がある。

系圧が高い程炉心冷却が容易で,  $P = 4 \text{ kg/cm}^2 a$  では,  $q_p = 2.45 \text{ kW/m}$  (スクラム後約 8.0 sec) 以下で冷却しうる。

以上の議論により実炉の再冠水時の有効なダウンカマー駆動水頭 (肉厚の炉容器の蓄熱の放出によりダウンカマー内部に蒸気が生じ駆動水頭を減少させる可能性がある。) とループ部圧力損失 (実際は, ループ部に炉心からキャリオーバされた液滴が入り, 圧力損失を増加させる可能性がある。) を詳しく評価し, 又, 炉心内蓄水位 (炉心差圧) をより詳細に把握する必要があることがわかる。

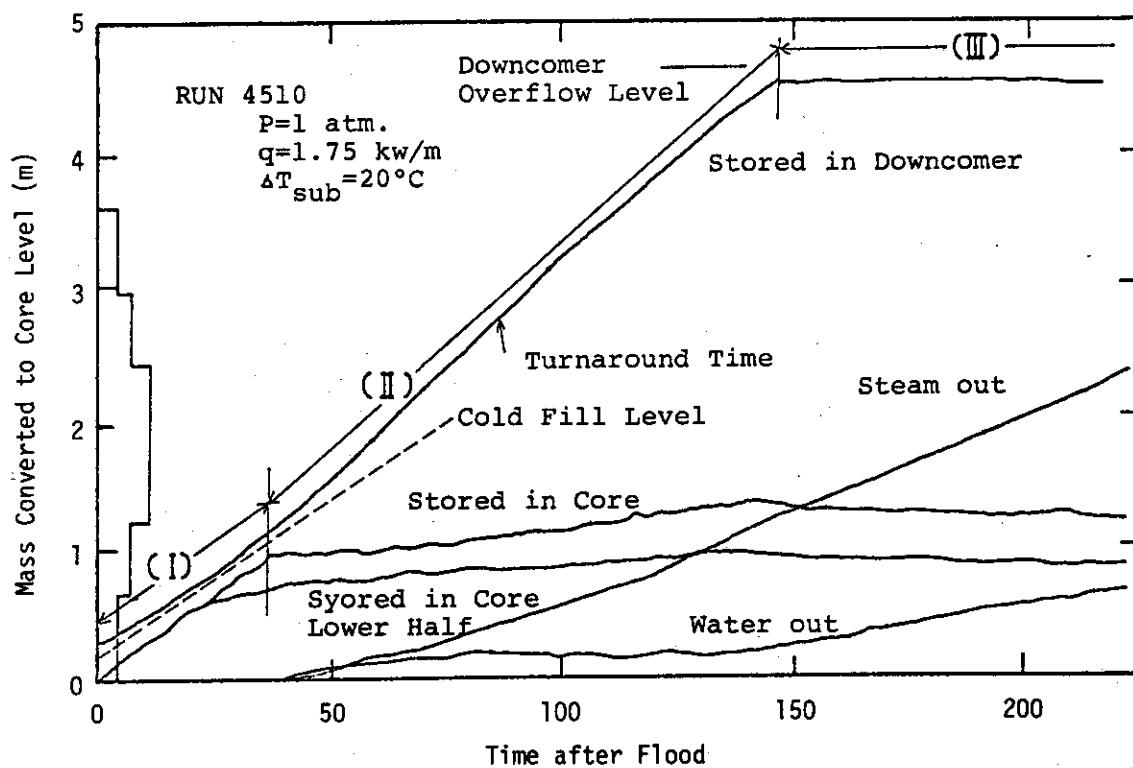


Fig. 3.1 Typical Coolant Behavior (Phase B2)

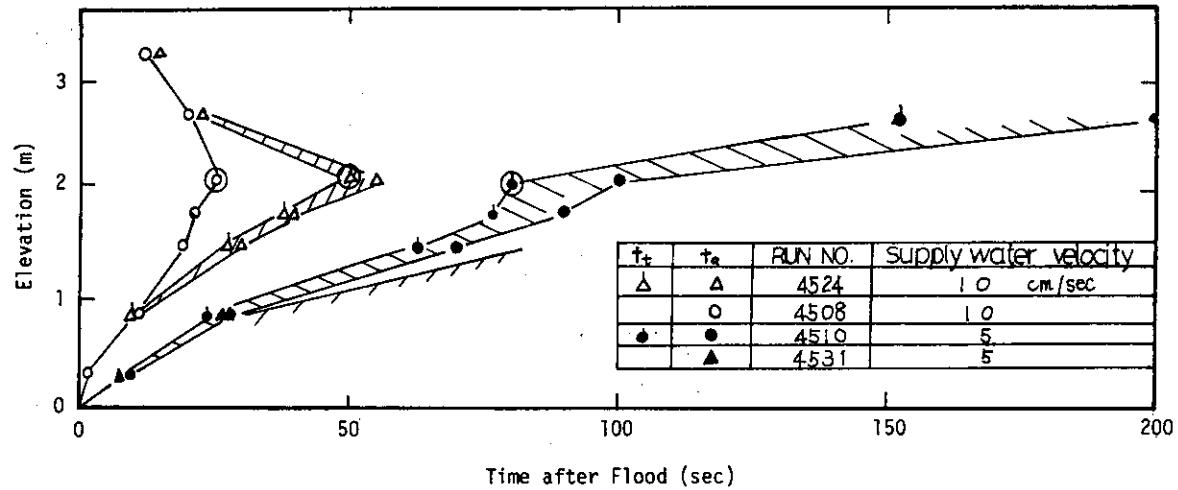


Fig. 3.2 Quench Envelope and Turnaround Envelope  
(Phase B2)  
Effect of Supply Water Velocity

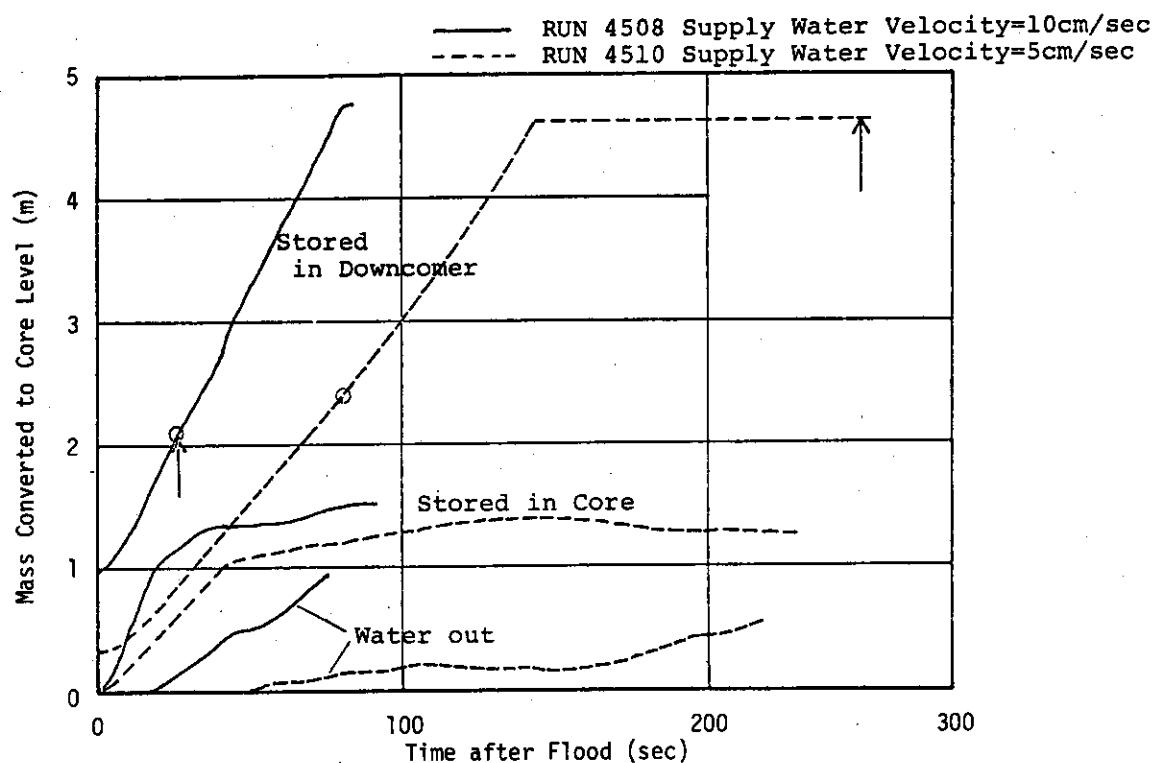


Fig. 3.3 Effect of Supply Water Velocity

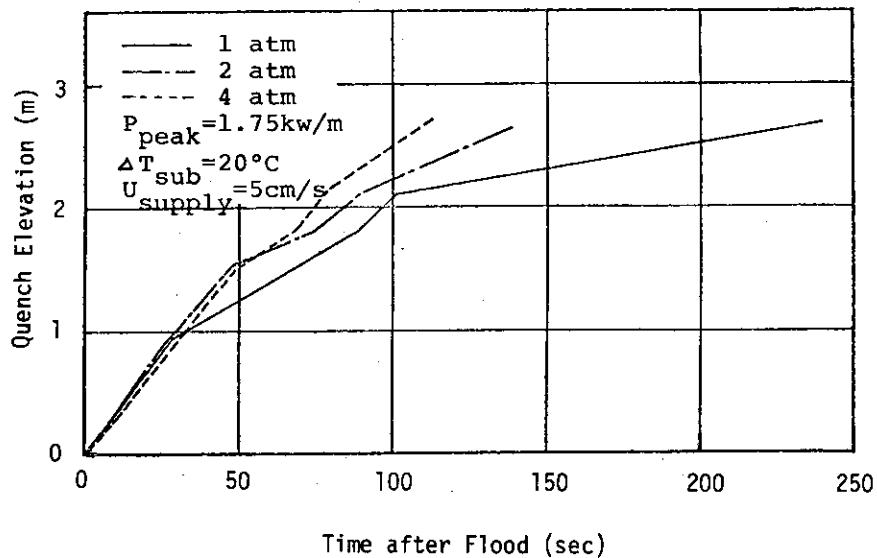


Fig. 3.4 Effect of Pressure on Quench Envelope  
(Phase B2)

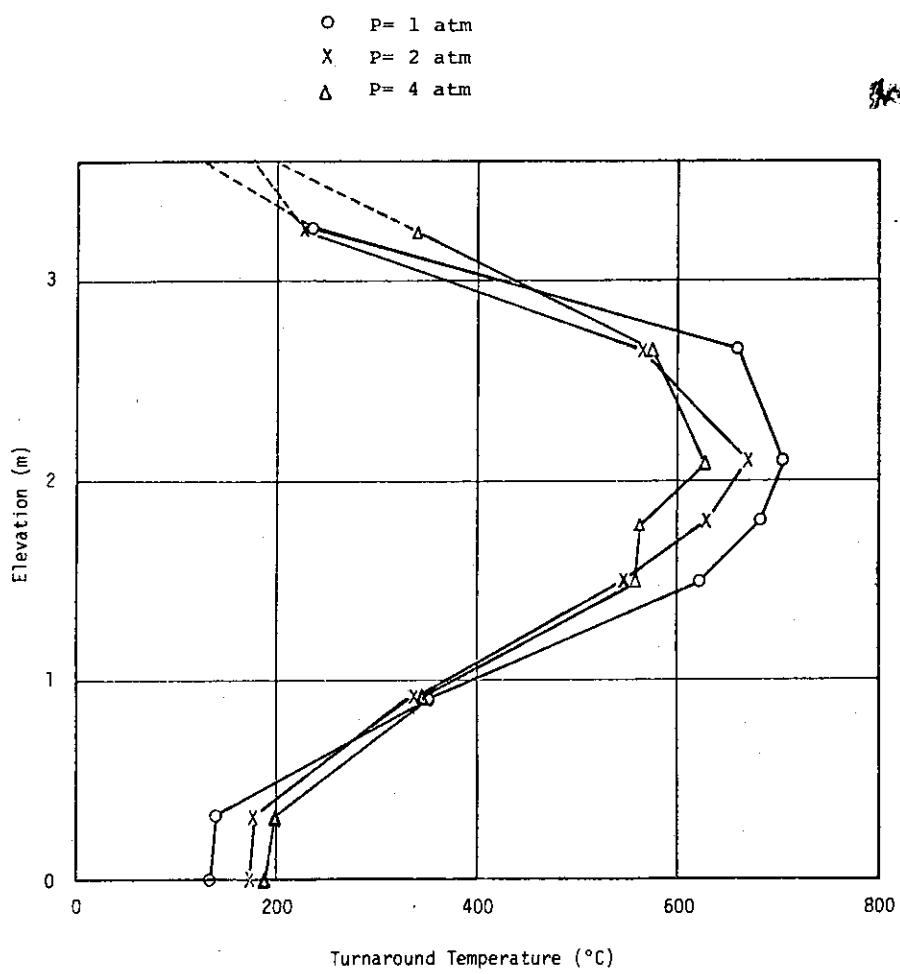


Fig. 3.5 Effect of Pressure on Turnaround Profile  
(Phase B2)

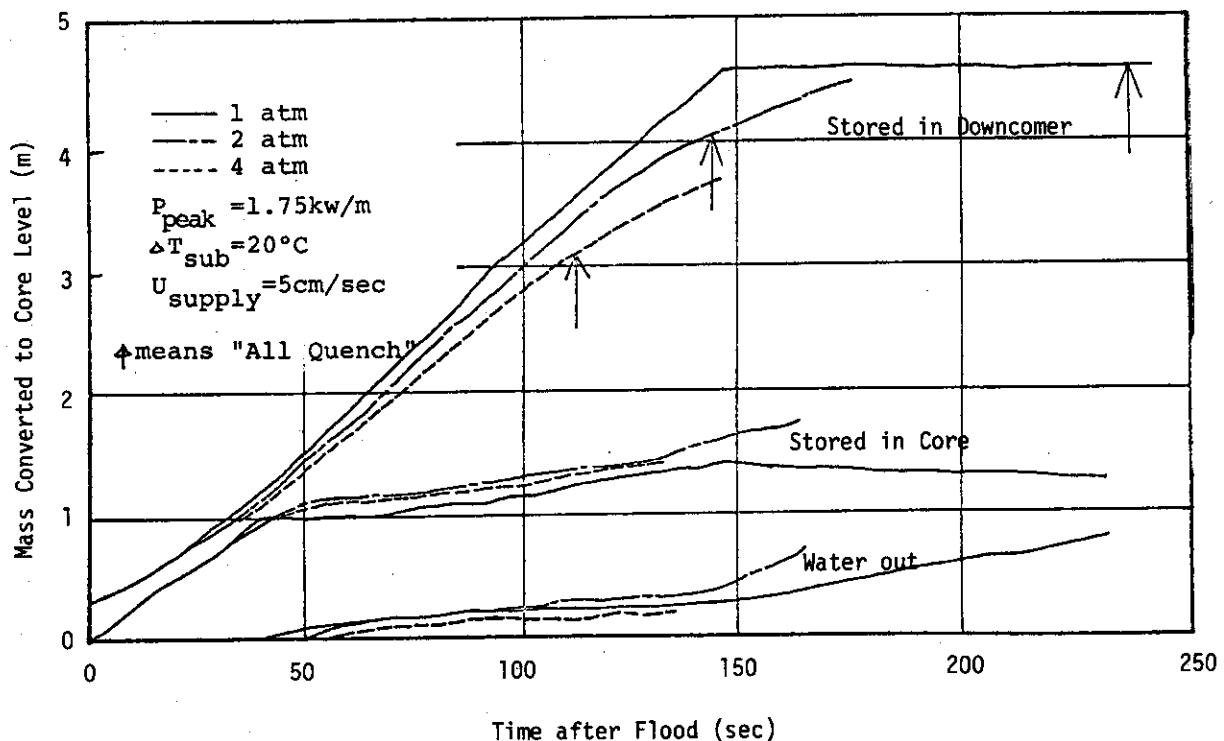


Fig. 3.6 Effect of Pressure (Phase B2)

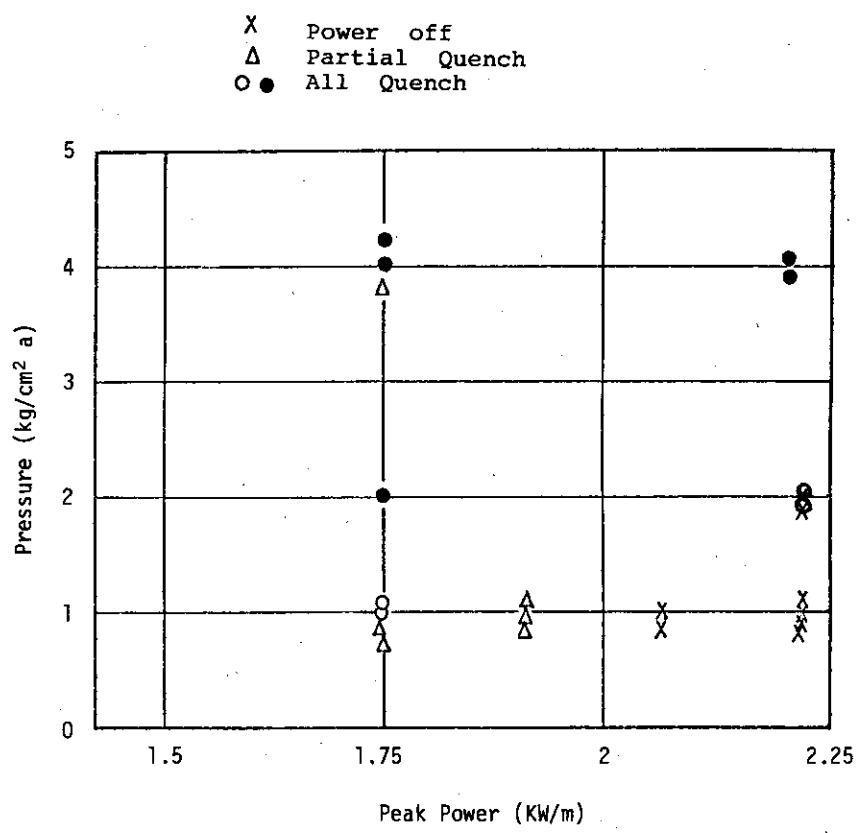


Fig. 3.7 Quench Map (Phase B2)

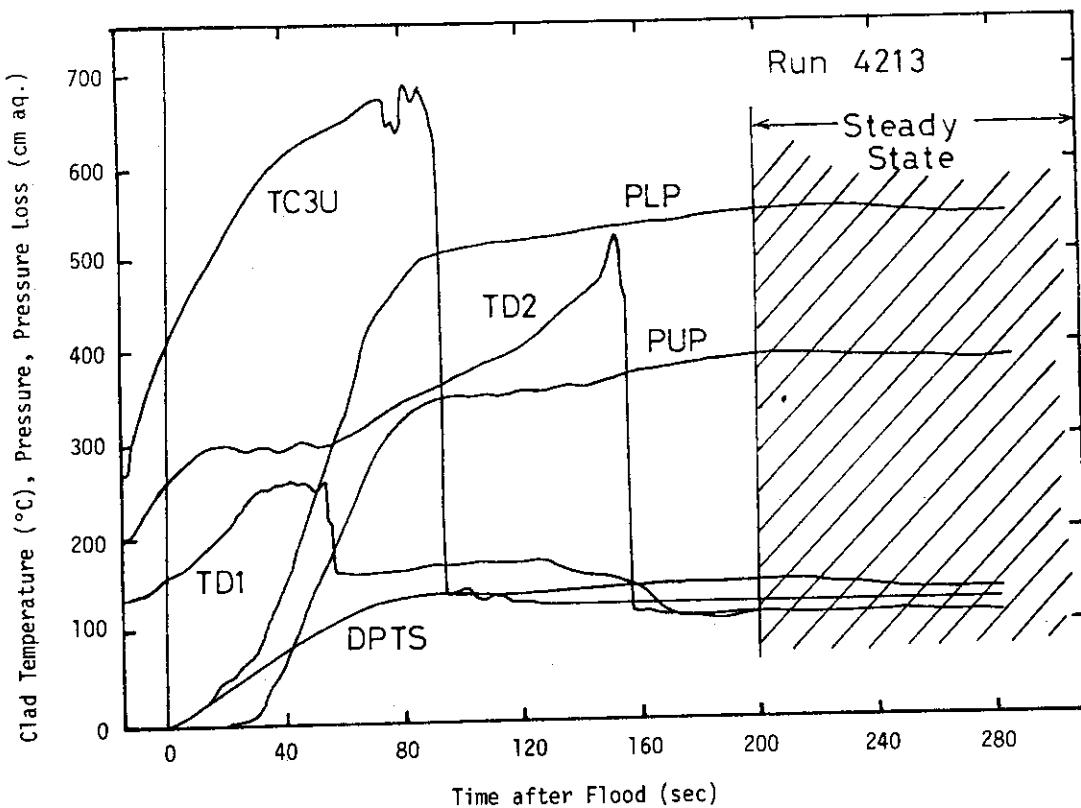


Fig. 3.8 Example of Phase A Experiments  
(Equilibrium State is established)

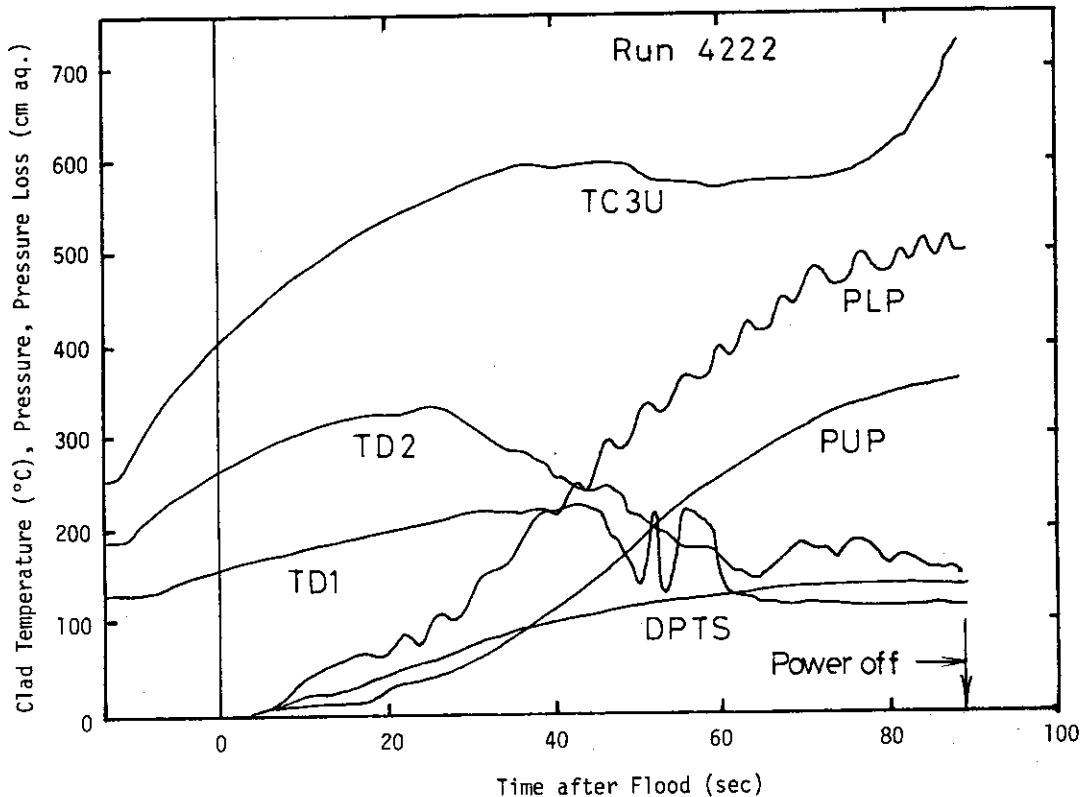


Fig. 3.9 Example of Phase A Experiments  
(Equilibrium State is not established)

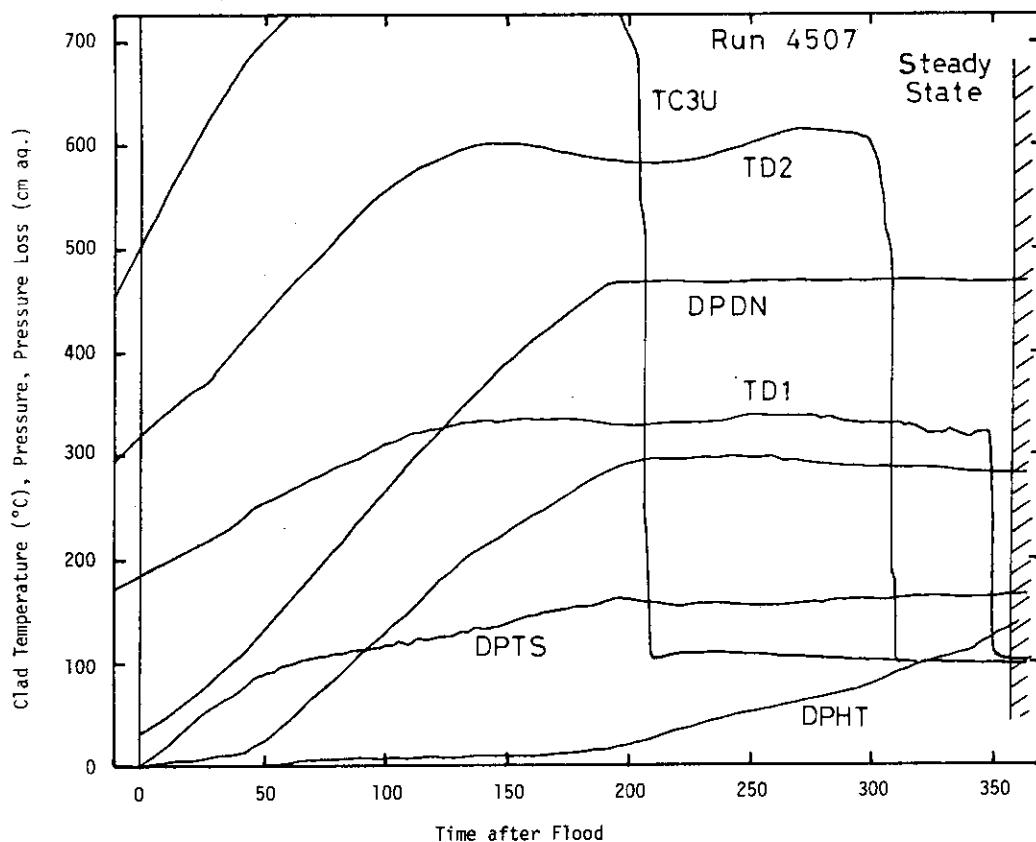


Fig. 3.10 Establishment of Equilibrium State  
(Example from Phase B2)

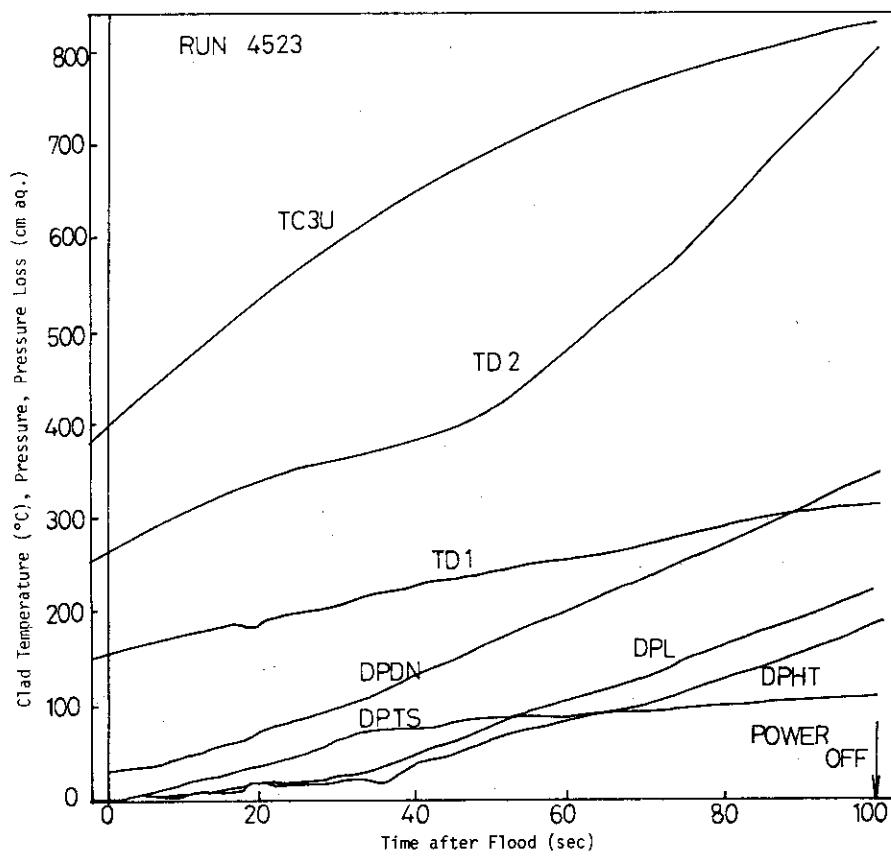


Fig. 3.11 Example of Phase B2 Experiments  
(Equilibrium State is not Established)

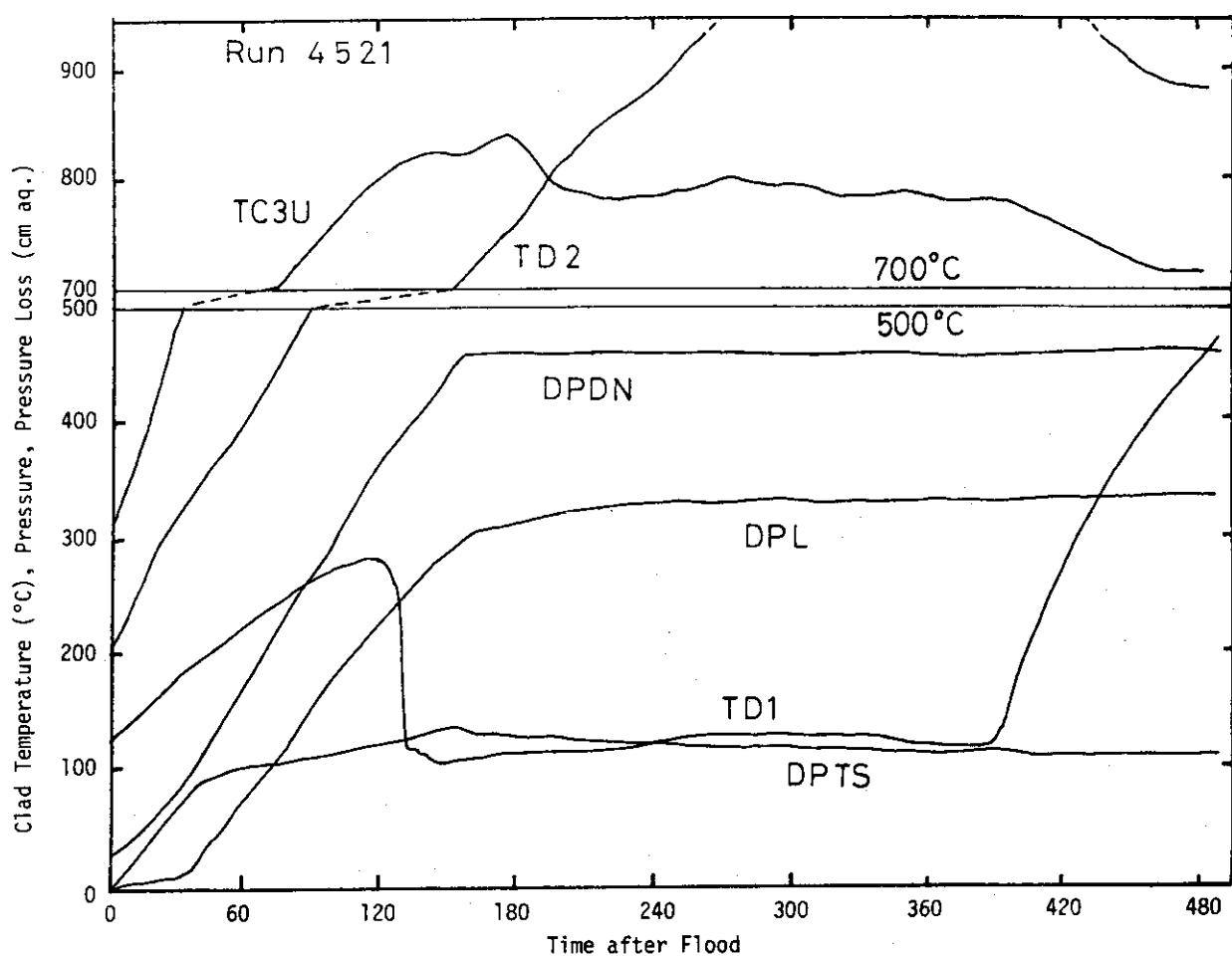


Fig. 3.12 Establishment of Equilibrium State  
(Example from Phase B2)

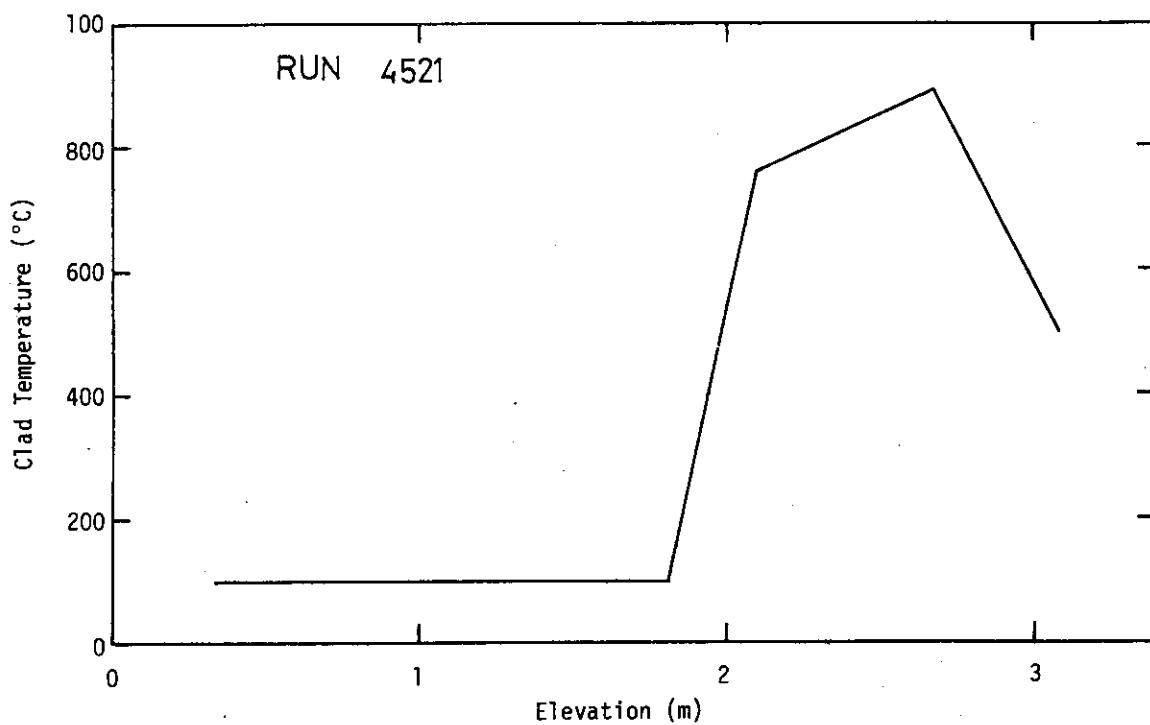


Fig. 3.13 Axial Clad Temperature Profile

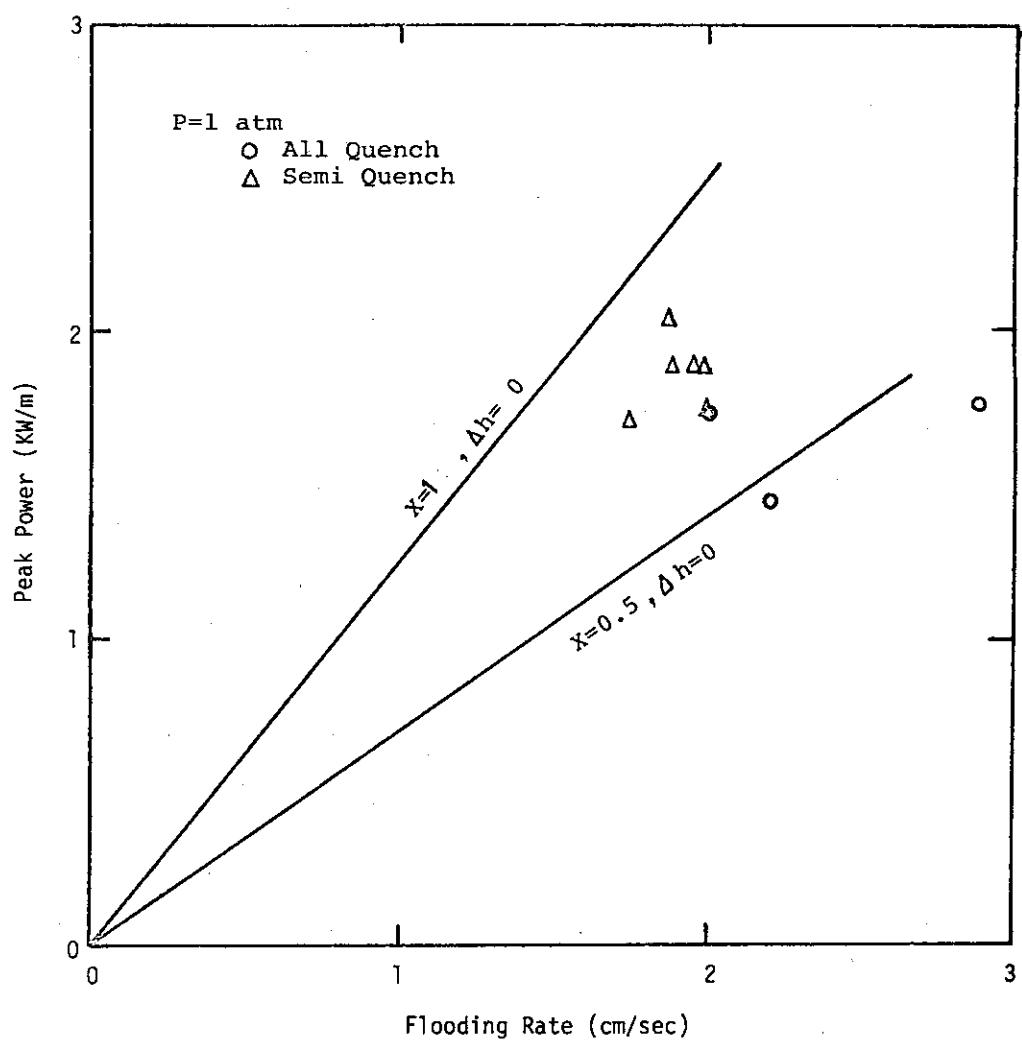


Fig. 3.14 Quench Map on the Relation between Peak Power and Flooding Rate

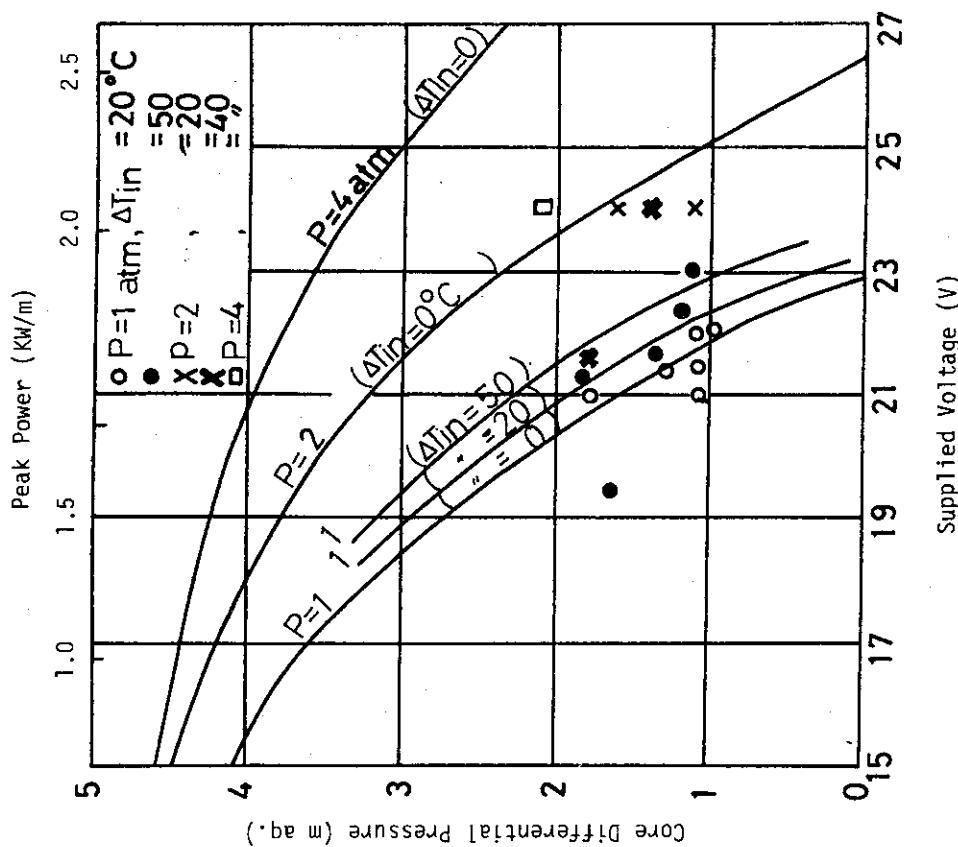


Fig. 3.15 Schematic Diagram of the System of This Apparatus for Deriving the Equation of Motion

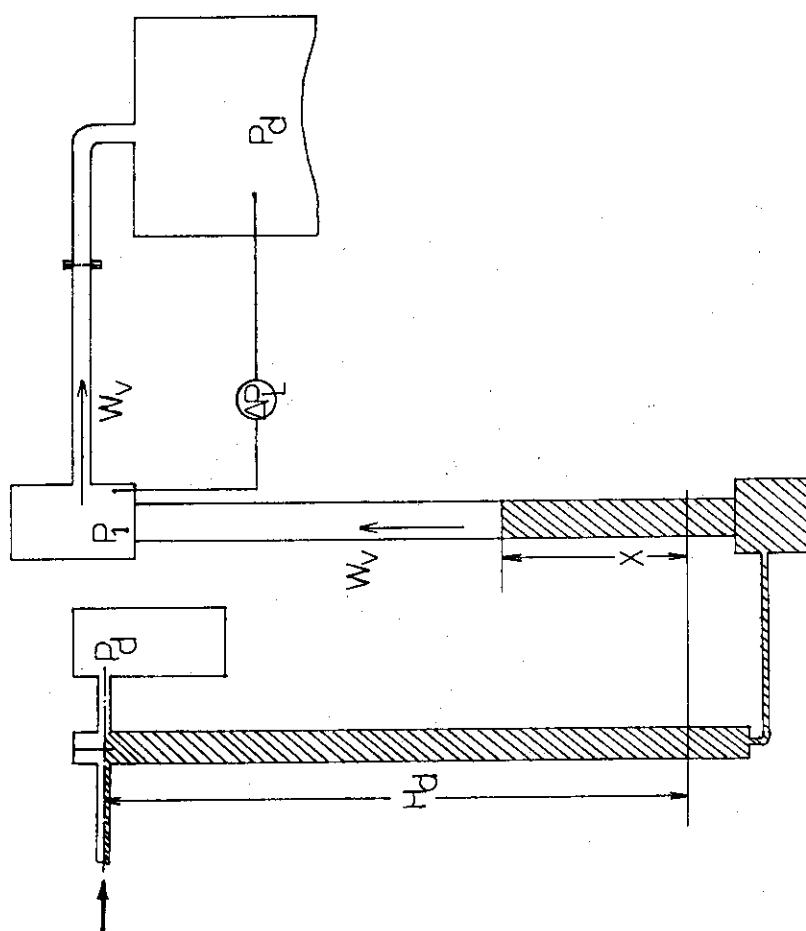


Fig. 3.16 Core Differential Pressure VS Supplied Voltage Under Equilibrium State Condition

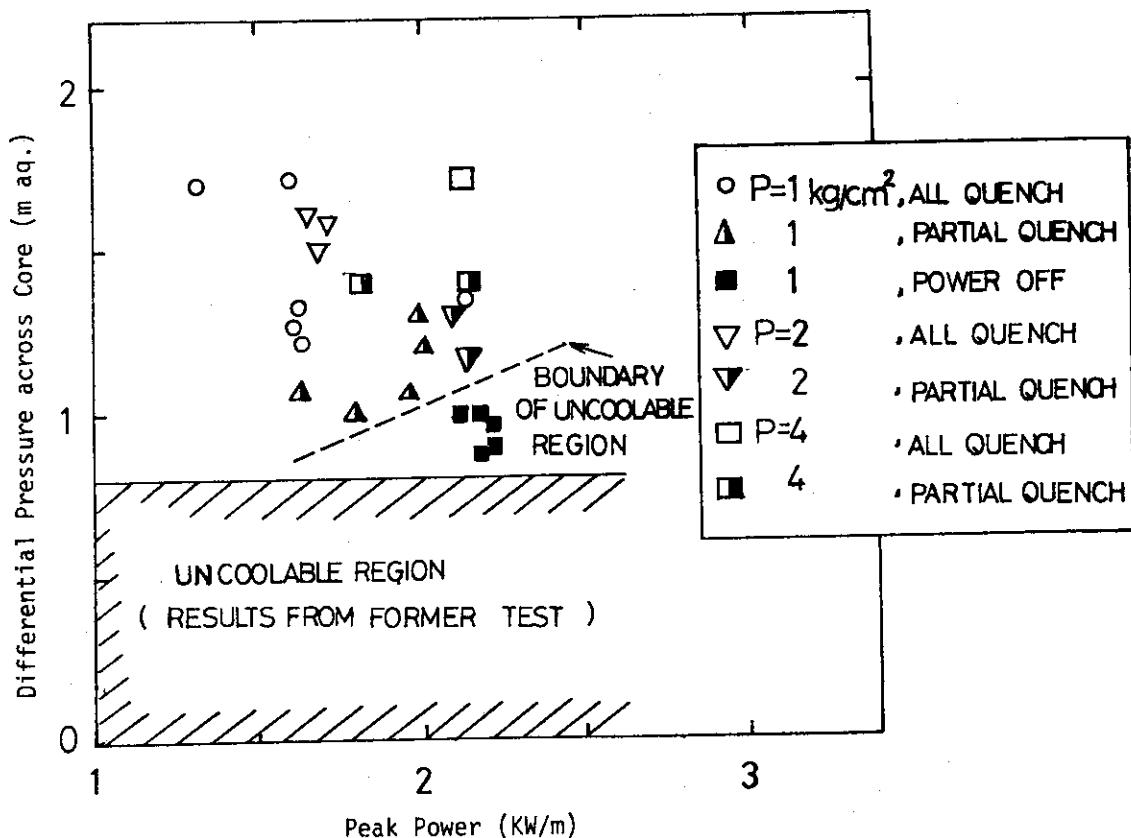


Fig. 3.17 Measured Differential Pressure of Core  
VS Peak Power

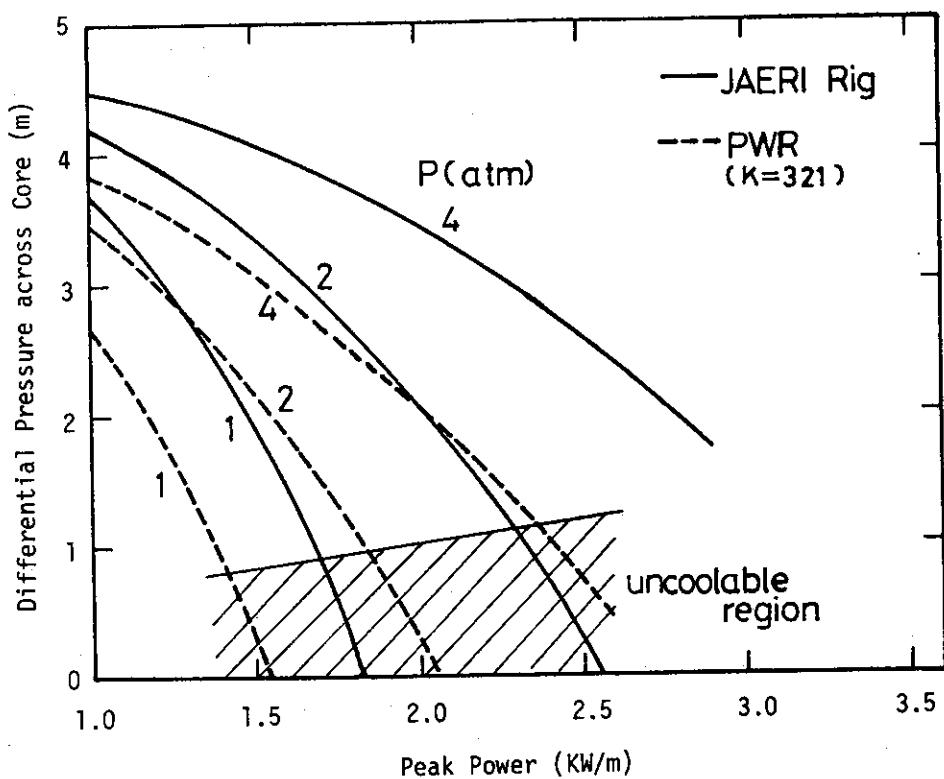


Fig. 3.18 Core Differential Pressure VS Peak Power

## 第 4 章 結 論

- (1) ダウンカマーの蓄水位の変化、炉心内蓄水位の変化、一次系統流動抵抗部の圧力損失の変化が計測され、それらが再冠水過程で次第に増加していく様子が実測された。
- (2) ダウンカマーを空にした状態から出発する Phase B 2 実験では、ダウンカマーへの冷却水の供給速度が、再冠水現象を支配する大きな要因であることがわかった。
- (3) 系圧が高い場合
  - ① クエンチが早く起る。
  - ② 炉心冠水速度が大きくなる。(これは、主としてループ抵抗の減少の効果によるものと思われる。)  
従って再冠水過程では、高圧程炉心冷却に有効であることがわかった。
- (4) 炉心出力が一定の場合、定常状態に達することがわかった。この時の冠水速度は、炉心換算で  $1.5 \sim 3 \text{ cm/s}$  程度であった。(ただし、系圧  $1 \text{ kg/cm}^2\text{a}$  で一次系流動抵抗係数が実炉との比が  $0.7 \sim 0.9$  の時)
- (5) 炉心上半部でクエンチフロントの進行が停止し、クエンチしないまま定常状態になることがあることがわかった。この時炉心上半部では、高クオリティで液体欠乏状態であった。
- (6) 定常状態における炉心冷却の可能性が検討された。その結果、炉心内蓄水位(ないし炉心差圧)が  $1 \text{ m}$  未満では、発熱体全長でクエンチすることが困難であるという結果が得られた。  
実炉で想定される炉心内蓄水位が評価され、前項の結果と比較することにより、炉心冷却の可能の限界の出力が予測された。又、ダウンカマー駆動水頭、ループ部圧力損失の詳しい評価が必要なことがわかった。

## 謝 辞

本実験を遂行するに当り、安全工学部村主進部長、能沢正雄次長、山崎弥三郎主任研究員ならびに安全工学第1研究室長斯波正誼室長から、適切かつ懇切な助言、御指導を受けた。

ここに深謝の意を表する。

## 参考文献

- (1) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K. "Report on Reflood Series 1 Experiment," JAERI-M6551, (June, 1976.)
- (2) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K. "Report on Series 2A Reflood Experiment," JERI-M6787, (November, 1976)
- (3) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K. "Report on Series 2B Reflood Experiment," JAERI-M6788, (December, 1976)
- (4) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K. "Report on Series 3 Reflood Experiment," JAERI-M6981, (March, 1977)
- (5) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K. "Reflooding Experimental Program and Summary of Series 1 Experiments" (March, 1975)
- (6) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K. "Reflooding Test Data Report-I (Series 2A)," (November, 1975)
- (7) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K. "Reflooding Test Data Report-II (Series 2B)," (November, 1975)
- (8) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K., "Reflooding Test Data Report (Heat Flux and Heat Transfer Coefficient)," (March, 1976)
- (9) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K., "Reflooding Test Data Report (Series 1)," (March, 1976)
- (10) Waring, J.P., et al. "PWR FLECHT-SET Phase B1 Evaluation Report," WCAP-8583, August, 1975