

JAERI-M

6 7 8 8

再冠水シリーズ 2 B 実験報告

1976年12月

村尾 良夫・井口 正・須藤 高史・數土 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2B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

(1976年10月23日 受理)

この実験報告書は、1975年4月から5月にかけて行われたシリーズ2B実験の結果をまとめたものである。

シリーズ2B実験は、一次系流動抵抗模擬部を有する再冠水テスト部へ、冷却水をダウンカマーラインより一定水頭で注入する実験であり、系圧力は大気圧、発熱体出力は実験中一定、最高発熱体許容温度600°Cの条件下で行われたものである。本実験の目的は、システム効果の定性的把握と、再冠水実験装置のシステム効果試験装置としての確認試験を行うことである。

実験の結果、ダウンカマー一定水頭注入法の効果、振動現象相互間の対応、炉心内伝熱流動特性の概要を把握することが出来、実験装置上の問題点が明らかとなった。

Report on Series 2B 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 October 23, 1976)

Series 2B reflood experiment was carried out from April to May 1975, as follows:

- 1) injection of coolant water from the downcomer at a constant head into the test section having a flow resistance simulator of the primary loop,
- 2) under an atmospheric pressure,
- 3) in constant power density,
- 4) with heater rod temperature up to 600°C.

The objectives are to examine quantitatively system effect and to check performance of the reflood test rig.

The effect of the coolant injection mode, relation between oscillatory phenomena and core thermo-hydrodynamics, and technological problems of the test rig were observed.

目 次

第1章 序論	1
1.1 実験の目的	1
1.2 実験装置の設計方針	3
1.3 実験方法についての考え方	3
1.4 各シリーズ実験の内容	4
第2章 実験装置および実験方法	7
2.1 実験装置の概要	7
2.1.1 テスト部	7
2.1.2 構成機器	7
2.1.3 計装	12
2.2 実験装置の特徴および実炉との対比	13
2.3 実験方法	25
2.4 測定項目および測定箇所	25
2.5 データ処理方法	25
2.6 実験条件	28
第3章 実験結果	30
3.1 序	30
3.2 RUN №2508の結果	30
3.2.1 冠水速度	30
3.2.2 各部圧力	31
3.2.3 各部差圧	34
3.2.4 注入水の出入	37
3.2.5 発熱量	38
3.2.6 ダウンカマ分離タンク液位LDWN	38
3.2.7 各部流体温度	39
3.2.8 発熱体表面温度、流路外管温度	39
第4章 実験結果の検討	45
4.1 炉心内伝熱流動特性	45
4.1.1 発熱体温度応答	45
4.1.2 クエンチ時間	47
4.1.3 热伝達率	49
4.2 圧力損失特性	52
4.3 流路外管の影響	57

4.4 振動現象特性	61
第5章 実験上の問題とその検討	74
5.1 実験方法上の問題点	74
5.2 実験装置の問題点	74
5.3 流量計についての検討	77
5.4 発熱体ピーク出力についての検討	78
第6章 結論	82
謝辞	82
引用文献	83

第1章 序論

1.1 実験の目的

シリーズ2B実験は、次の基本条件で行われた。

- 1) システム効果を模擬した体系における一定ダウンカマ水頭での実験
- 2) 発熱体出力一定
- 3) 大気圧下の実験

本実験の目的は、次の二項目である。

(1) システム効果の定性的把握

現実の原子炉での再冠水現象を明らかにするためには、炉心内の伝熱流動現象のみではなく、原子炉に付加された一次系等の影響を考えねばならない。

PWR型原子炉の冷却材喪失事故時における再冠水過程を考えてみると、炉容器内圧力、炉容器内残存水量、燃料被覆管温度は、Fig. 1-1のように模式的に表わされる。

すなわち、

- ① 炉容器内の冷却水は、配管破断により減圧され、沸騰を起し、発生した蒸気により徐々に炉容器外に放出される。同時に炉心内の蒸気相の増加により反応度が減少し、炉心出力は減少する。
- ② 緊急冷却系(ECCS)が作動を開始するが、初期段階においては、環状のダウンカマ部をバイパスして炉容器内で発生した蒸気とともに格納容器内で発生した蒸気とともに格納容器内に放出される。
- ③ 炉容器内の発生蒸気量の減少とともに、蒸気の冷却水吹上げ力が減少し、炉容器内に冷却水が蓄積され始める。プローダウン過程終了、リフィル過程開始。

なお、安全解析では、保守的に考えるため、炉容器内の水は全て放出されたものと仮定している。

- ④ 蒸気の冷却水吹上げ力に応じて、冷却水は、下部プレナムを満し、炉心下端に到達する。リフィル過程終了、再冠水過程開始。

なお、リフィル過程の終了までに、格納容器内圧力は、最高4～5気圧程度に上昇する。

- ⑤ 再冠水過程になり、炉心に冷却水が注入されはじめると、炉心で発生する蒸気は、蒸気発生器、ポンプ等を有するループ部の流動抵抗のため、炉容器外への放出を抑制され、炉容器上部プレナムの圧力が増加し、炉心への冷却水注入を抑制する。そのため、炉心注水速度(炉心冠水速度)は減少し、炉容器に注入された水の大部分は、ダウンカマの水位上昇に費され、炉心への冷却材注入駆動力を増加させ、したがって炉心注水速度を増加させる。最終的には、ダウンカマ水位は、配管ノズル位置まで到達し、破断ループからオーバーフローするので、ほぼ一定水位となる。よって、炉心注水速度は、最終的に準定的な値となる。

このように炉心全体の冷却は、ダウンカマ部の有効駆動水頭、ループ部の流動抵抗、蓄熱量、炉心部出力密度にもとづく最終的な平衡炉心注水速度に依存するはずである。しかし、炉心内流動が振動的である場合、静的な再冠水現象と異なる可能性があり、特にクエンチ特性、熱伝達特性について、システム効果付加による影響を把握する必要がある。

シリーズ2B実験においては、第一段階として、システム効果の定性的な把握を行うものとする。

(2) 再冠水実験装置のシステム効果試験装置としての確証試験

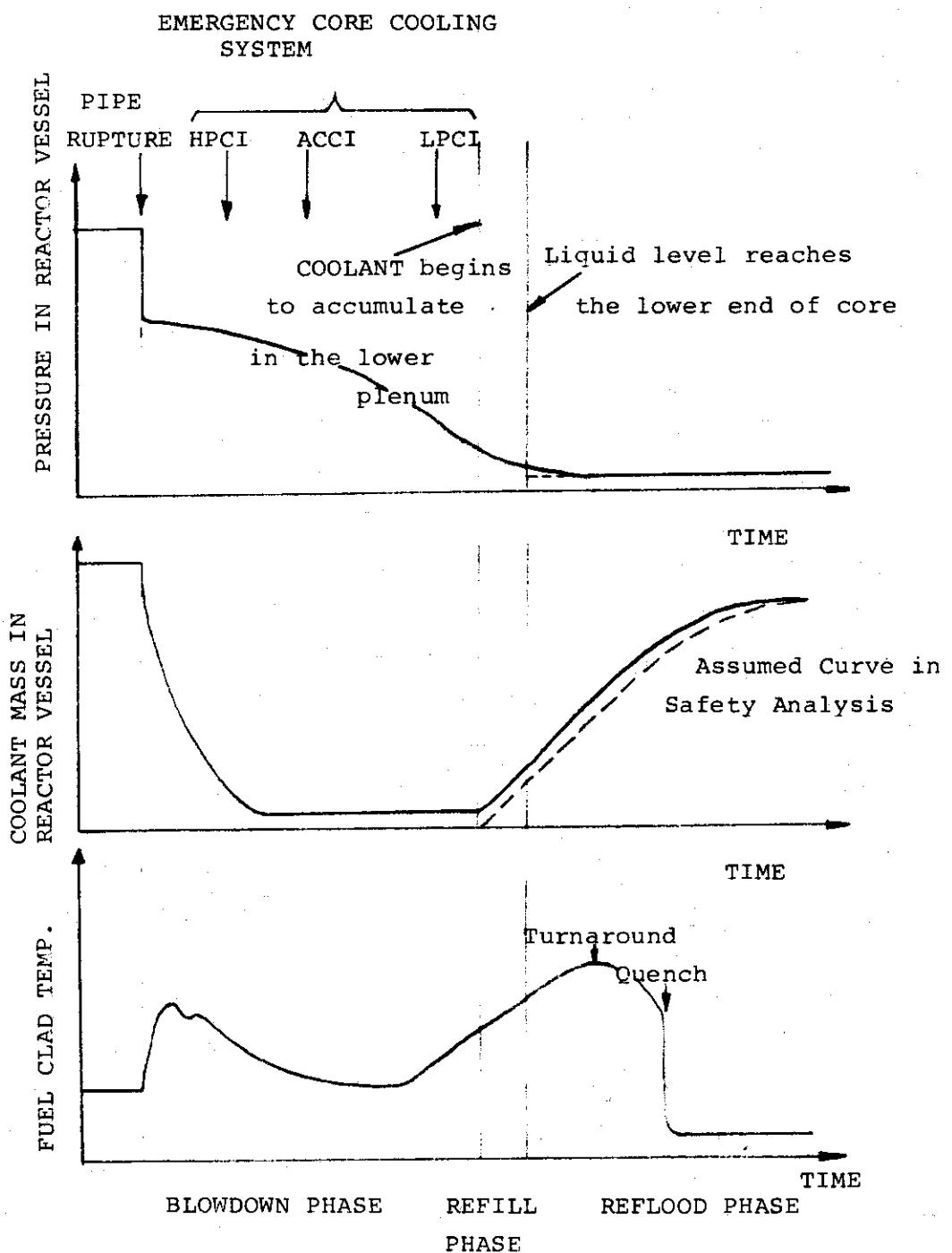


Fig. 1-1 Conceptional Diagram of Loss of Coolant Accident

システム効果試験装置としての最初の運転であり、設計通りの性能があるか否か、操作性のチェック、計装系の作動状況の確認を行う。

1.2 実験装置の設計方針

このような目的のために、本装置は、次のような考え方で設計された。

- ① 実験装置は、原子炉を一次元的に模擬したものとする。
- ② ダウンカマ、蒸気発生器は、純水力学的に考え、構造材又は二次系から冷却材への入熱を無視する。
- ③ 上部プレナムの体積は、原子炉の上部プレナムの体積に比例し、その比は、炉心内流路断面積の比に合せる。
- ④ 長手方向の寸法は、実長とする。
- ⑤ 健全ループと破断ループとはまとめて1ループで模擬する。
- ⑥ 格納容器は、圧力調整器を有するタンクで模擬し、タンクの圧力を一定に保つようとする。圧力は、大気圧から5気圧まで調整できるようにする。
- ⑦ 注水ポンプの容量は、原子炉の低圧注水系（LPCI）の2台分の容量に比例した容量以上とする。ただし、その比は、炉心内流路断面積の比に合せる。

システムの効果を含む実験としては、ウエスティングハウス社のPWR-FLECHT実験があるが、これは、再冠水解析の確証試験を行うことを目的としており、原子炉を出来るだけ模擬するように考えられている。⁽¹⁾

それに対して本実験は、定性的に現象を把握することを第一義と考え、実験体系はできるだけ単純なものとした。

1.3 実験方法についての考え方

1.1 で述べたように、最終的に炉心がある温度以上に温度上昇せずに冷却されるためには、ダウンカマ部の有効水頭 ΔP_D 、ループ部の流動抵抗にもとづく圧力損失 ΔP_L 、炉心部出力密度（蓄熱量の放出も考慮する）Q、時間tの間にある関係が成立しなければならないはずである。

すなわち、最終的な平衡炉心速度U_∞は、次の関数で表わされるはずである。

$$U_{\infty} = f(\Delta P, Q, t) \quad (1-1)$$

ここで $\Delta P = \Delta P_D - \Delta P_L$ （これは、炉心部差圧に相当する。）

一定流量炉心注水実験から、燃料最高温度T_{MAX}は、炉心注水速度U_∞、注水温度T_{LIN}、最高炉心部出力密度（蓄熱量の放出も考慮）Q'_{MAX}、燃料体初期温度T_{WIN}、系圧力Pの関数で表わされる。

すなわち、

$$T_{MAX} = g(U_{\infty}, T_{LIN}, Q'^{MAX}, T_{WIN}, P) \quad (1-2)$$

十分時間が経過した後を考えると、蓄熱量はほとんど放出され、流動状態もほぼ定常的になると考えられるので、蓄熱量を無視した最高炉心出力密度をQ_{MAX}とし、炉心注水速度が時間に依存しないことを考えて、(1), (2)式から、U_∞, t を消去すると次の関係が成立することがわかる。

$$Q_{MAX} = h (\Delta P, T_{MAX}, T_{LIN}, T_{WIN}, P) \quad (1-3)$$

したがって、 T_{MAX} , T_{LIN} , T_{WIN} , P をパラメータとして ΔP と Q_{MAX} との関係を実験的に調べると、任意のダウンカマ有効水頭に対する炉心最高出力密度が決定できるはずである。

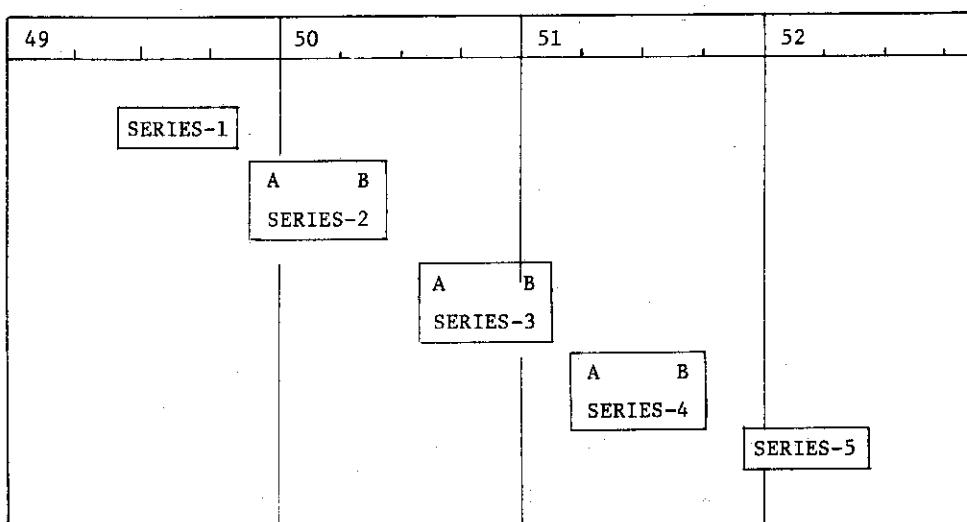
本実験においては、蓄熱量を少とし、ダウンカマ水頭を実験開始から一定水頭とし（後で述べるよ
うに PWR-FLECHT-SET では、ダウンカマ水頭は、0 から徐々に増加させる方式をとっている）
できるだけ早く準定常状態に致達するようにし、 ΔP と Q_{MAX} との関係を把握できるかどうか調べた。

本実験の目的の一つである炉心内流動に振動があるか否か、又、それからの熱水力学的影響を調べることについては、一般的には、実際の原子炉より実験開始直後に大きな過渡圧力変化を与えることになるが、定性的な現象の把握のためには問題はないと考えられる。

1.4 各シリーズ実験の内容

本再冠水装置は昭和 49 年度に完成し、実験が開始された。Table 1-1 に、これまでに行なわれた実験および今後予定されている実験の計画を示す。

Table 1-1 Reflood Test Program



各シリーズ毎に模擬発熱体が製作され、その発熱体温度測定用熱電対の取付けに関しては、種々の方法を別の装置により比較し、改善がなされている。また、再冠水装置においても、運転経験より、改造され、機能の向上が図られている。

各シリーズ実験の主な内容を以下に述べる。

(2) シリーズ 1 実験

本装置における最初の実験であり、一定流量注入実験を行い、①再冠水現象の定性的把握、②装置の確認、③データ処理の確立を目的とした。

実験条件を以下に示す。

注入法

一定注入

系圧力	大気圧
注入速度	8 ~ 16 cm/sec
注入水温	50, 80, 90 °C
発熱体初期温度	300 °C
発熱体上限温度	600 °C
発熱体供給電圧	20~30V

このようにシリーズ1実験では、一定注入実験で、比較的に高出力、注入速度大の条件で45回行なわれ、この結果、炉心内伝熱特性、流動棒式等の把握がなされた。また、炉心内の飛散液滴の存在と、それが発熱体温度応答に影響を与えていたことがわかった。

(3), (4) ② シリーズ2A実験

シリーズ1実験と同様に、大気圧下での一定注入実験を64回行なった。シリーズ1実験条件と比較して、注入速度を低くして、一定注入実験範囲を拡くした。

注入速度	4 ~ 12 cm/sec
発熱体供給電圧	20~25V
発熱体初期温度	300~450 °C
流路外管温度	200~400 °C

他はシリーズ1と同様の条件である。

この実験により、シリーズ1に加えて、より広い範囲での炉心内伝熱、流動様式の概観把握が行なわれ、発熱体表面熱伝達率との対応がなされた。また、圧力振動の存在とその影響、キャリオーバ水の存在が認識された。流路外観の熱容量が、発熱体出力や熱容量と比べて、無視できない量であり、炉心内伝熱流動現象に影響を与えていることがわかった。

(3) シリーズ2B実験

システム効果実験の予備実験として行なった。

(4) シリーズ3実験

厚肉の流路外管をもつテスト部で、一定注入実験とシステム効果実験を行なった。発熱体温度測定用熱電対は、管壁に半埋込みされている。発熱体初期温度を高くし、発熱体上限温度も一部高くする。

発熱体初期温度	300~550 °C
発熱体上限温度	~600 °C

この実験により、高温での炉心内伝熱流動現象の把握を行う。

またシリーズ3実験後半では一次系流動抵抗を変化させ、その影響を調べ、システム効果実験における炉心内伝熱流動現象の把握を行うとともに、炉心出口での流動状況の情報を得る。

(5) シリーズ4実験

発熱体は従来中空円管を用いていたが、シリーズ4ではその中空部にMgO(マグネシア)をつめて、発熱体の熱容量の増加を図る。また、系を加圧し、また発熱体上限温度を1000°Cとする。

注入法	一定注入、ダウンカマ注入
系圧力	1 ~ 4 kg/cm ² a
発熱体初期温度	~600 °C
発熱体上限温度	~1000 °C

この実験では、炉心内、1次系等の差圧、流量の測定精度の向上を図り、炉心内ボイド率、キャリオーバ水量の定量的評価を行い、系圧力の影響等を把握する。

⑥ それ以降の計画

昭和 51 年度後半に、発熱体材質を SUS 316 から、ハステロイに変更し、発熱体上限温度を 1200°C とし、高温のデータを得る。更に 52 年度は、発熱体方式を直接通電発熱から間接発熱型に変更し、その影響を調べるとともに、発熱体を 6 × 6 本バンドルとし、流路閉塞時の再冠水現象の情報を得る。

第2章 実験装置および実験方法

2.1 実験装置の概要

2.1.1 テスト部

テスト部の概略をFig. 2-1に示す。

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。

上部プレナムの下に発熱体集合体およびそれを収納している流路外観が設置されている。発熱体集合体は、 $4 \times 4 = 16$ 本の直接通電型中空発熱体を正方形格子配列することによって形成されている。発熱体外径は 10.5 mm, ピッチは 13.8 mm である。

発熱体は、肉厚を適当に変えることにより、階段状コイン分布発熱となるように設計されている。加熱長は 3.6 m である。表面には、温度測定用熱電対が取付けられている。

テスト部の断面図および発熱体の熱電対取付位置と出力分布をFig. 2-2 に示す。熱電対は、外径 0.5 mm の非接地シース型クロメルーアルメル熱電対を使用し、発熱体表面にスポット溶接で取付けられている。

16 本の発熱体は、スペーサグリッドにより 4×4 の正方格子形に配列され、電気絶縁用石英ブロックを介して流路外管（ステンレス鋼製四角管、 $60\text{mm}^{\square} \times 5\text{mm}^t$ ）に納められている。スペーサグリッド寸法をFig. 2-3 に示す。なおグリッド取付間隔は 600 mm である。

流路外管には、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。その他圧力測定用座、テスト部内の流体温度測定用熱電対座が 600 mm 間隔で取付けられている。

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、常に張力を附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。

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。

2.1.2 構成機器

再冠水試験装置のフローシートをFig. 2-4 に示す。

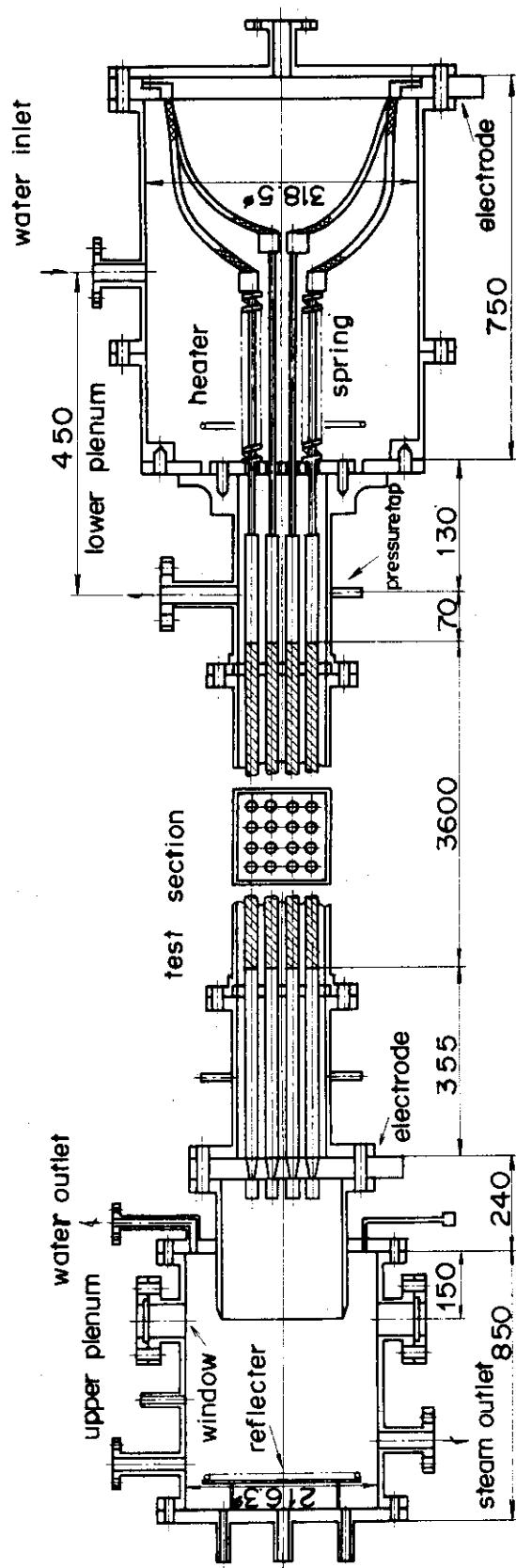


Fig. 2-1 Test Section of Reflooding Test Rig

A,B,E,F : 1 T/C equipped Heater Rods
 C,D : 6 T/cs equipped Heater Rods

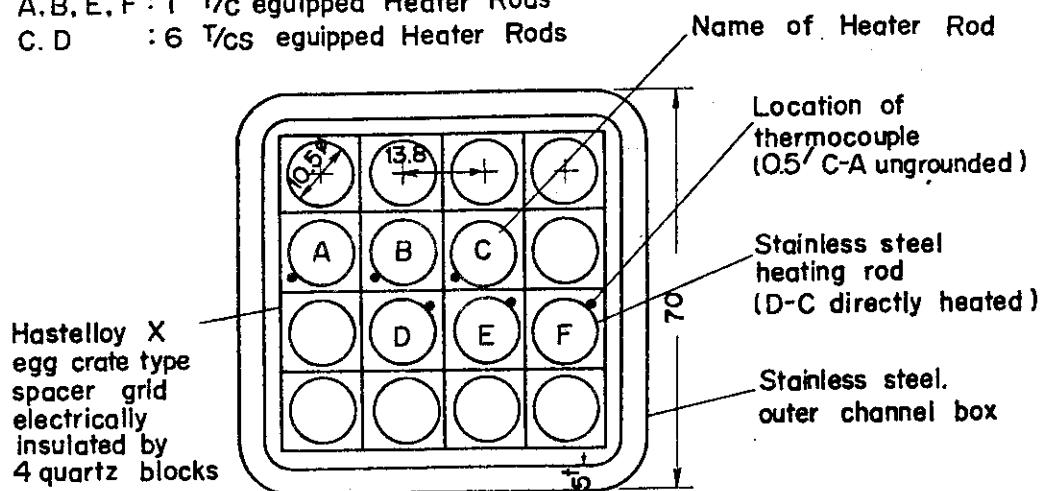


Fig. 2-2(a) Cross Section of Test Section

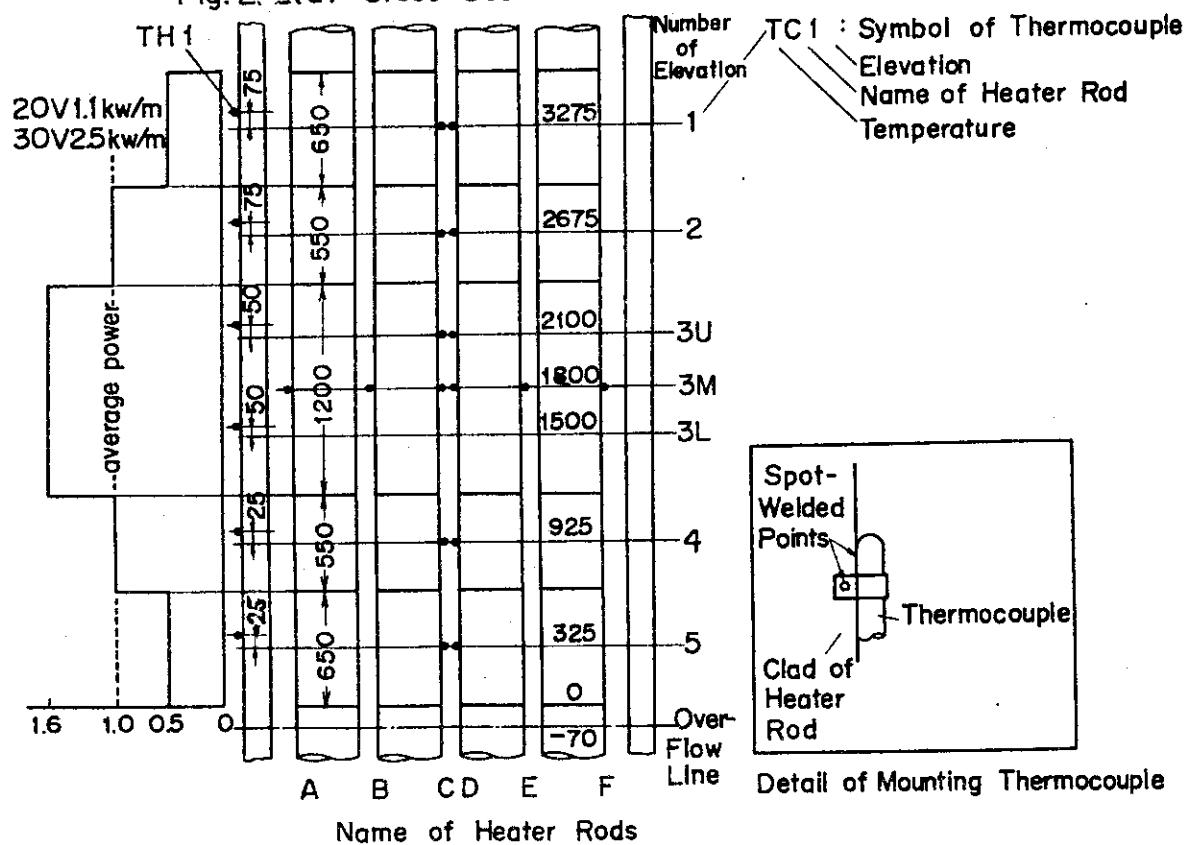


Fig. 2-2(b) Location of Thermocouple and Power Distribution of Heater Rods, and Location of Thermocouple of Outer Channel Box

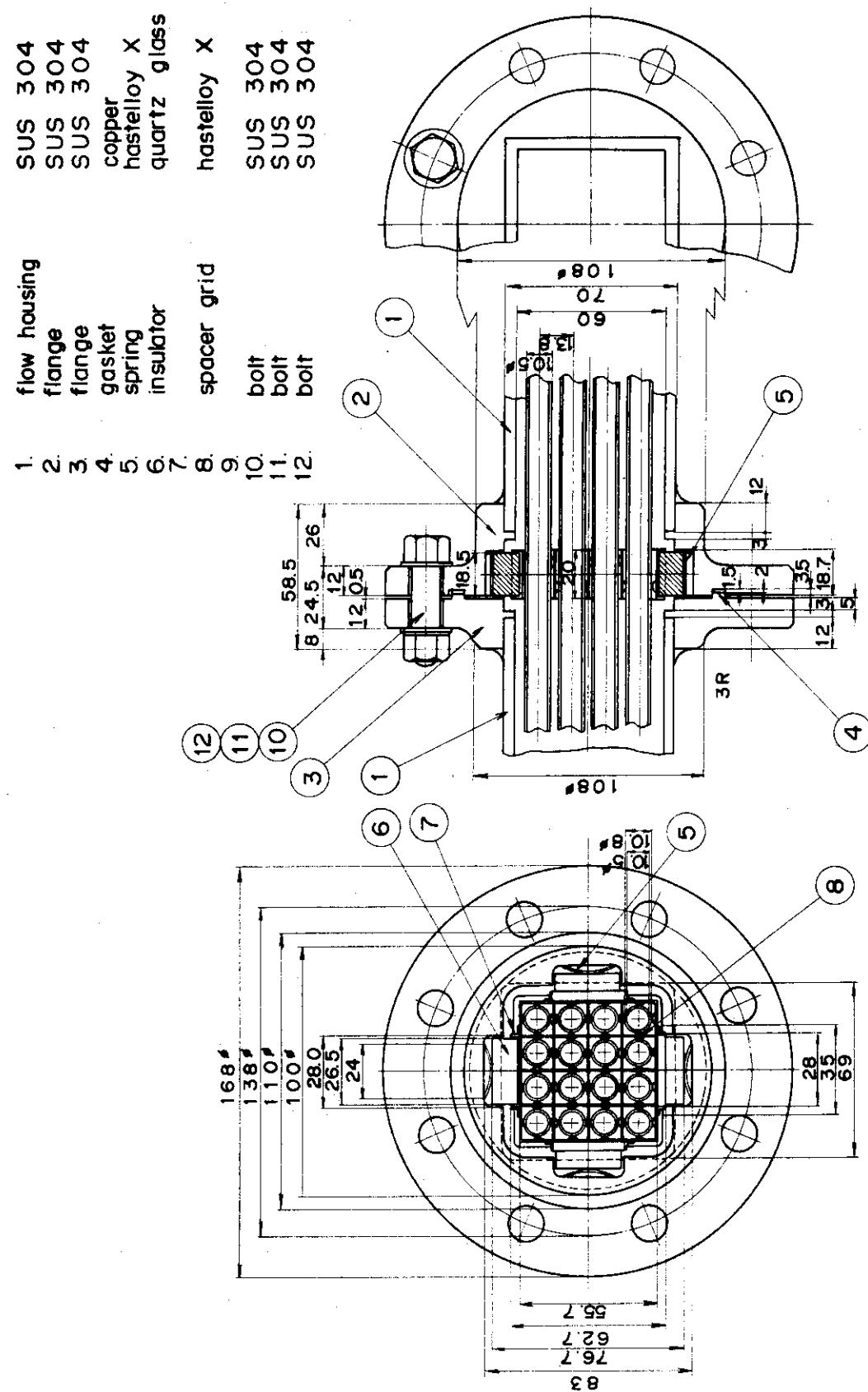
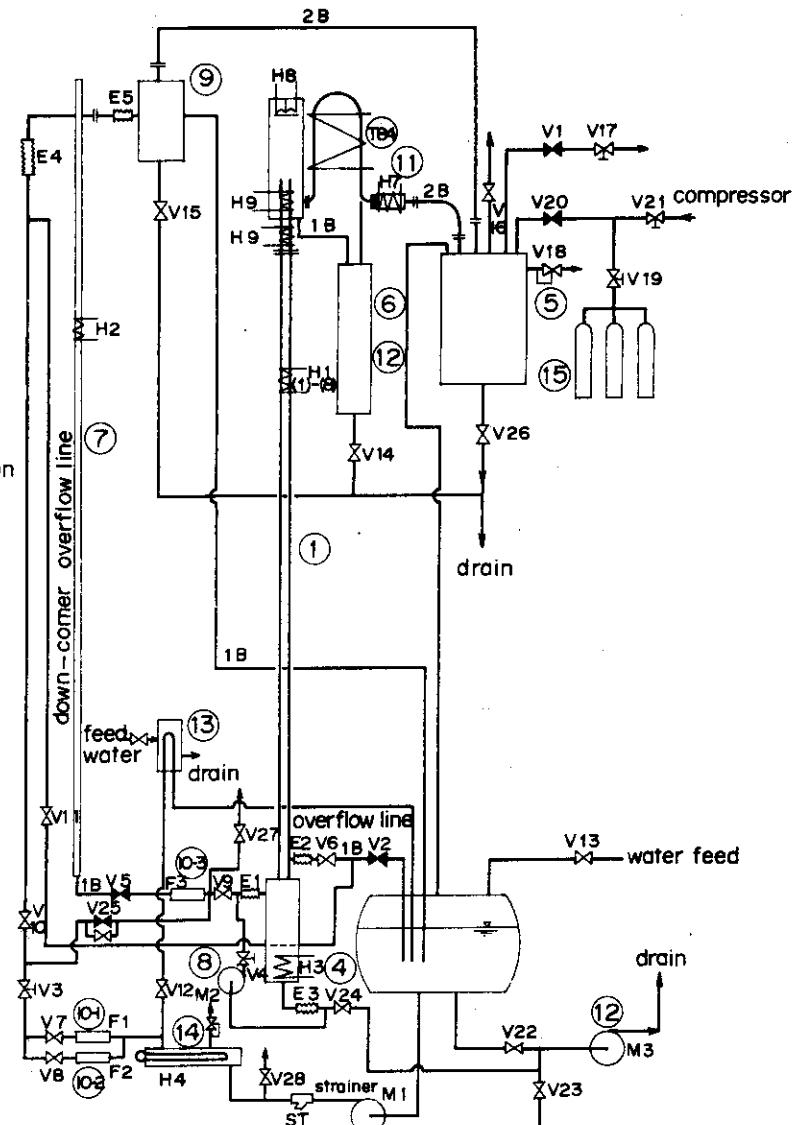


Fig. 2-3 Details of the Spacer Grid

1. Test Section
 2. Upper Plenum
 3. Circulation Pump
 4. Water Storage Tank
 5. Constant Pressure Vapor Tank
 6. Water Hold Tank
 7. Downcomer
 8. Sub-Pump
 9. Downcomer Overflow Tank
 10. Flow Meter
 11. Flow Resistance Section
 12. Drain Pump
 13. Cooler
 14. Main Heater
 15. Gas Supply System



ing size 1/2 B(except pipe size shown)

► electro-magnetic valve

☒ regulation valve

☒ stopper valve

 safety valve

Fig. 2-4 Flow Sheet of Reflooding Test Rig

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し、蒸気発生器模擬部とポンプ模擬とからなる。
- (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 2-1 に本装置の主要性能をそれぞれ示す。

Table 2-1 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 ³
Vapor tank capacity	1.0m ³
Main circulation pump	head : 50m, flow rate : 0.05m ³ /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./600°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	6cmx6cm square pipe, 5mm thick
Material	AISI Type 304
Spacer grid	4x4 square lattice of 13.8mm pitch Hastelloy metal egg crate

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、貯水タンク、循環ポンプ、加熱器、流量計、冷却器、弁、ポンプ等の機器と、これらの機器を結ぶ配管よりなっている。貯水タンクに貯えられた冷却水は、循環ポンプにより加熱器を経て下部プレナムに入る。下部プレナムに満された冷却水は、オーバーフローして、貯水タンクに戻る。このラインを注水の主循環系とし、一定温度の温水が、テスト部に注入されるよう配慮されている。実験時には、冷却水は、主循環系から分岐してダウンカマーに注水され、ダウンカマーのヘッド差により、テスト部に注水させる。この際、ダウンカマーのヘッドを、一定に保つために、ダウンカマー上部では、常にオーバーフローし、オーバーした水は、オーバーフロータンクに入る。

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4cm）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。

2.1.3 計 装

温度検出器としては、すべて、クロメルーアルメル非接地形シーズ熱電対を使用した。シーズ外径としては、発熱体表面温度検出用には、応答速度の速い 0.5mm^ϕ 、その他の温度検出用には、 1mm^ϕ がそれぞれ選ばれた。

定圧タンク内圧力検出器としては、ブルドン管式指示計付発信器を用いた。ガス供給および排気用電磁弁2個を制御することにより、定圧タンク内圧力を一定に保つようにしてある。テスト部内圧力検出器としては、ダイヤフラム式圧力変換器を用い、テスト部の上部と下部にそれぞれ取付けた。信号は、動歪増幅器を介してデータ集録装置に集録されるようになっている。

ダウンカマーオーバーフロータンクと液滴ホールドタンクの液位検出器としては、パルス幅変調方式の静電容量レベル発振器を使用した。

流量検出器としては、実験時の流量範囲が $150\sim2500\text{l/h}$ と広いため、 $150\sim800\text{l/h}$ と $450\sim2500\text{l/h}$ の範囲をそれぞれ測定できる2台のロータリピストン形流量計と、システム効率実験時に、ダウンカマーパー部を通じてテスト部に注入される変動した流量を測定できるターピン流量計1台をそれぞれ使用した。

発熱体加熱用電源としては、定格直流 50V 、 $10,000\text{A}$ を使用した。

2.2 実験装置の特徴および実炉との対比

(1) 実験装置の構成上の特徴

構成上の特徴としては、次の事柄があげられる。

- ① 各構成機器は、一次元的な構造をなし、一次元的に結合されている。
- ② ダウンカマ部、ループ部の流体への、熱の供給はない。すなわち、ダウンカマ部は、非加熱であり、蒸気発生器の二次側はない。
- ③ 発熱体は、できるだけ蓄熱量を小とするように設計されている。

本実験装置と原子炉との各機器の対応は、Fig. 2-5 (a), (b)を参照のこと。

(2) 実験装置の実炉との対比

Table 2-2 に示すように炉心流路断面積の比にもとづいて、上部プレナムの体積を定めている。ポンプの流量は、低圧注水系の2台分の能力以上としている。

Table 2-2 Relation between 500MWe PWR and Test Rig

	500MWe PWR	Test Rig
Core flow area	2.7086m ²	22.15cm ²
Upper plenum volume	~28 m ³	23ℓ (23ℓ)
Lower plenum volume	~9.86m ³	48ℓ (8ℓ)
Downcomer flow area	1.2176m ²	22.47cm ² (10.0cm ²)
Downcomer length	~5.0m	4.995m
Distance from lower end of downcomer to lower end of core	~0.25m	0.25m
Distance from lower end of core to lower end of heating region	~0.07m	0.07m
Effective heating length	3.6m	3.6m
Capacity of pump	~10m ³ /min	50ℓ/min (8ℓ/min)

Symbol "()" means equivalent value to PWR.

(3) 実験開始モードの実炉との対比

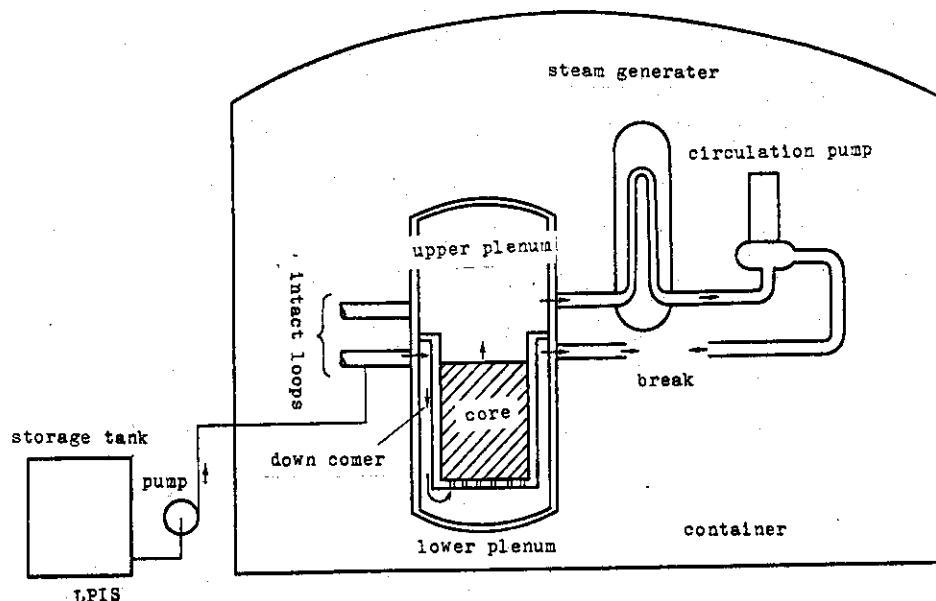
第1章でも述べたように、Fig. 2-6 (a)に示す炉心下端まで注入された冷却水が蓄積されると、再冠水過程が始まる。炉心下端より注入された冷却水の水位がある程度上昇すると、炉心内で発生し始めた蒸気は、一次系蒸気側の流動抵抗により破断口からの放出がおさえられ、結果として上部プレナムの圧力を上昇させ、冷却水の炉心内への注水が制限される。そして、炉容器に供給された冷却水は、主としてダウンカマ部に蓄積し、ダウンカマの駆動水頭を増加させる。ダウンカマ部に冷却水が満されると駆動水頭は、一定となり、炉心内の状況は徐々に準定常的状態に移行する。

再冠水のシステム効果を調べるということは、このような炉心注水の駆動水量、流量、蒸気発生の関係を原子炉構成機器の影響を考慮しつゝ調べることである。一般に、炉心注水流量、蒸気発生は、振動的であり、それらの燃料熱伝達に与える影響は重要である。

PWR-FLECHT-SET⁽¹⁾実験においては、Fig. 2-6 (b)に示すように初期にアキュミュレータからの注水を模擬して冷却水を大流量で流し、ダウンカマー部に水がほぼ満される時刻に、流量を減少させ、ある一定値に設定させる。この方式は、実炉内での現象に近く、再冠水現象の確認を行うのには都合がよい。

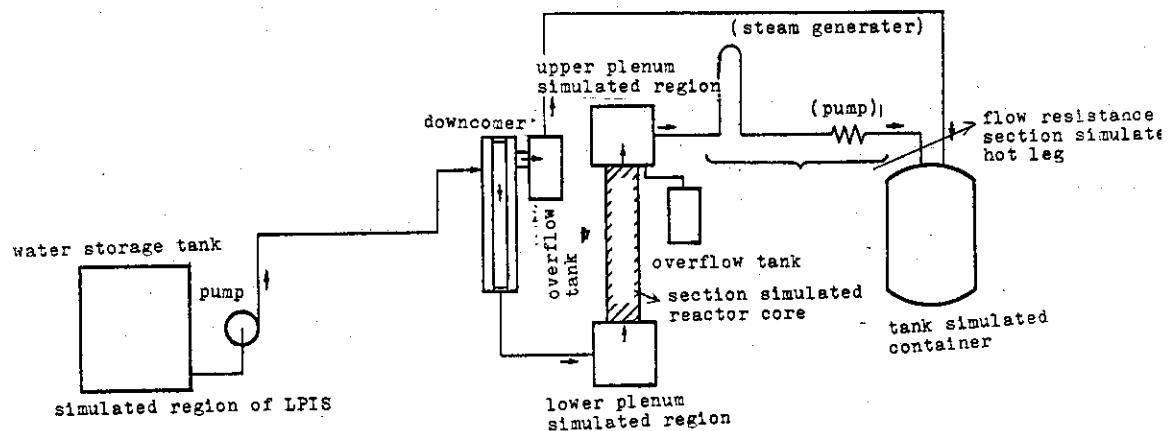
なお、当初は、Fig. 2-6 (b)において、A点より注水していたが、ダウンカマー内部の蒸気が凝縮して、テスト部からの水が逆流したために、注水口をB点に移した。これは初期液位より下から注水した場合、自由表面は、蒸気と接していて飽和温度になっていて、自由表面に急激な水温度変化がなく急激な蒸気凝縮がおさえられているためである。

FLECHT-SETフェーズB 1においては、健全ループ、破断ループ二系統を模擬しており、健全



(a) Reflooding Process of Reactor

Fig. 2-5 Comparison between Test Rig and Reactor



(b) Simulation of Refooding Process

Fig. 2-5 Comparison between Test Rig and Reactor

ループは、ダウンカマC点に接続されているが、ダウンカマー水位がC点までくると、冷却水が健全ループに流れ、蒸気の凝縮のために圧力振動が生じ、ほとんどの実験は、手操作によりダウンカマー水位は、C点以下に制御されている。

本実験は、Fig. 2-6 (c) に示すように、実験前にダウンカマーオーバーフロー・レベルC点まで冷却水を満し、弁Vを開いて実験を開始する。

すなわち、本実験は実炉内での再冠水現象とは、多少異なり一定駆動圧力による実験である。この場合、初期の炉心注水速度は大であるが、数秒のうちに注水速度は減少し、短時間のうちに準定常状態に近づく。この方式を採用した最大の理由は、発熱体の熱容器が小で、最高使用温度が600°Cと低かったため、早く準定常状態に近づける必要があったことである。しかるにFLECHT-SETの場合、準定常状態に近づく時間は、注入速度により異なり、一般に数十秒の時間がかかる。そして、実炉を考えると、緊急冷却系の注水能力によって大きく時間が変化することになる。

本質的には、準定常的な再冠水特性を知ることが、システム効果実験と考えられるので、本実験方法により十分なる情報が得られると考えられる。

(4) 一次系ループ流動抵抗

(A) 装置各部の流動抵抗について以下に記述する。任意の部分*i*の流動抵抗はすべて、次の式で定義される K_i で示すこととする。

$$\Delta P_i = K_i \frac{\gamma g_{CORE} U_{g CORE}^2}{2g} \quad (2-1)$$

$U_{g CORE}$ は再冠水過程に炉心を流れる蒸気流速を意味する。 γg_{CORE} は炉心における蒸気密度である。また、次のように定義される K_i^* で流動抵抗を示すこともできる。

$$\Delta P_i = K_i^* \frac{\gamma g_i U_{gi}^2}{2g} \quad (2-2)$$

K_i は炉心で、 K_i^* は局所で定義された流動抵抗といえる。

上2式で同じ流量が流れた時、 K_i と K_i^* は次のような関係になる。すなわち、

$$\begin{aligned} Wg &= \gamma g_{CORE} U_{g CORE} A_{CORE} \\ &= \gamma g_i U_{gi} A_i \end{aligned}$$

なら

$$\begin{aligned} \Delta P_i &= K_i^* \frac{\gamma g_i U_{gi}^2}{2g} \\ &= K_i^* \left(\frac{\gamma g_i}{\gamma g_{CORE}} \right) \left(\frac{\gamma g_{CORE} A_{CORE}}{\gamma g_i A_i} \right)^2 \frac{\gamma g_{CORE} U_{g CORE}^2}{2g} \end{aligned}$$

となるので、

$$K_i = K_i^* \left(\frac{\gamma g_{CORE}}{\gamma g_i} \right) \left(\frac{A_{CORE}}{A_i} \right)^2 \quad (2-3)$$

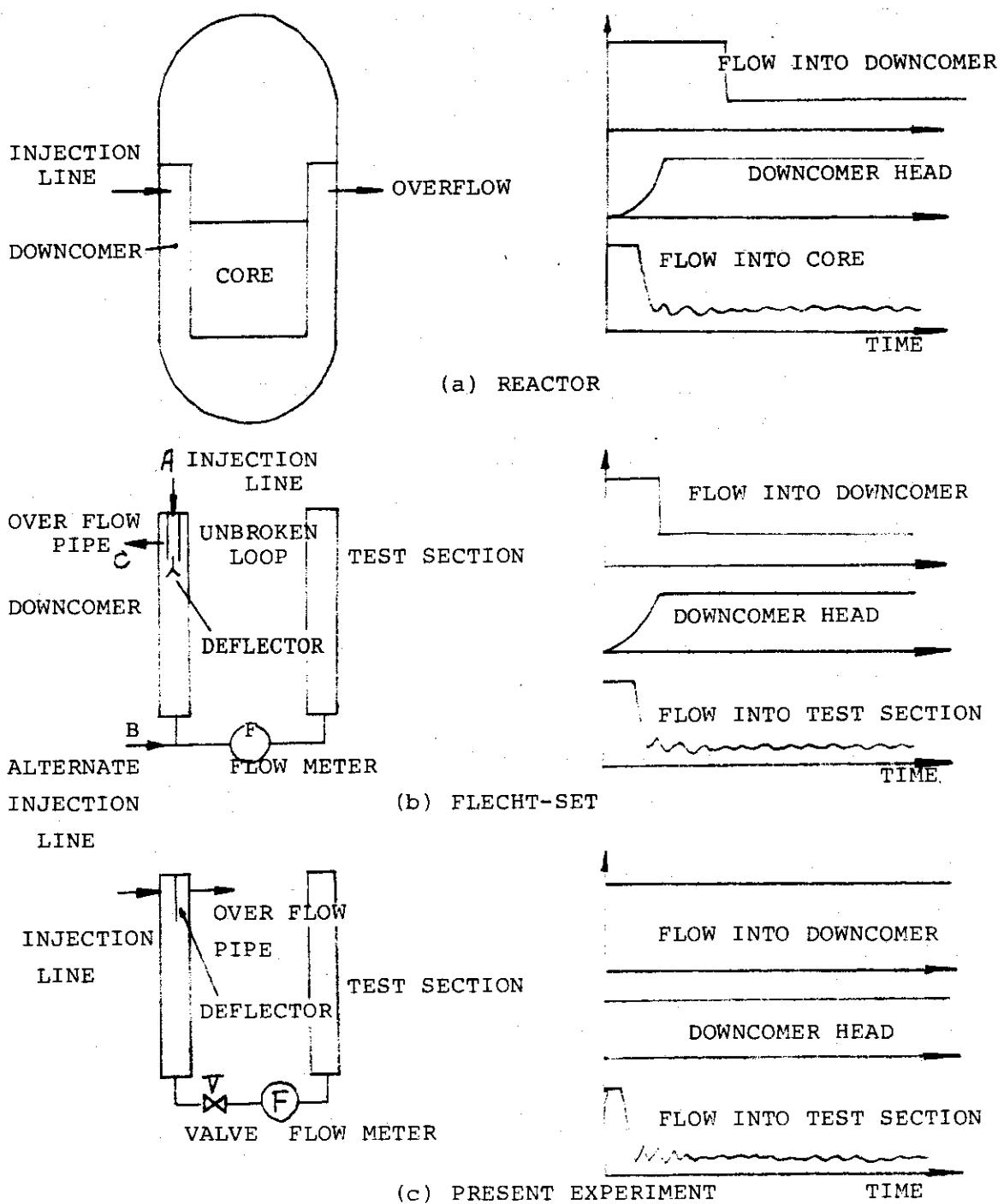


Fig. 2-6 Comparison of Injection Manner With Reactor,
ELECHT-SET and Present Experiment

同じ流体が流れるなら、

上式で、 K_i^* は、 K_i^* に圧力の補正 $\left(\frac{r_{g\text{ CORE}}}{r_{g_i}}\right)$ および形状の補正 $\left(\frac{A_{\text{CORE}}}{A_i}\right)^2$ を掛けねばよいことが示される。ここで注意すべきは、 K_i^* が圧力に殆んど無関係であっても、 K_i は炉心圧 P_{CORE} と部分 i の圧力 P_i の比に依存する値である点である。ここで新たに圧力に無関係の係数 K_i^0 を次のように定義する。

$$K_i^0 = K_i^* \left(\frac{A_{\text{CORE}}}{A_i} \right)^2 \quad (2-4)$$

$$K_i = K_i^0 \left(\frac{r_{g\text{ CORE}}}{r_{g_i}} \right) \quad (2-5)$$

K_i^0 はほゞ形状のみによって決まる定数で、流動抵抗の強さを示す尺度になりうる。

流動抵抗が直列に多数 接続されている時、その全抵抗係数を K_t とすれば、すなわち

$$\Delta P = K_t \frac{r_{g\text{ CORE}} U_{g\text{ CORE}}}{2 g}$$

とすれば

$$K_t = \sum K_i = \sum K_i^0 \frac{r_{g\text{ CORE}}}{r_{g_i}} \quad (2-6)$$

簡単のため、 $P_{\text{CORE}} = P_i$ の時、 $K_t = K_t^0$ とすれば

$$K_t^0 = \sum K_i^0 \quad (2-7)$$

で、 K_t^0 は流動抵抗の強さを示す尺度になりうる。

以下に再冠水試験装置の上部プレナムから定圧タンクに至る間の K_i^0 および K_t^0 を示す。 K_t^0 は次の要素から成る。

$$K_t^0 = K_1^0 + K_2^0 + \dots + K_{10}^0$$

Fig. 2-7 に、 K_t^0 の主要な成分をなす抵抗模擬部の形状を示す。

(1) K_1^0

上部プレナムからホットレッグ配管に蒸気が流入する時の縮少による抵抗

$$K_1^0 = \xi_2 \left(\frac{A_{\text{CORE}}}{A_{\text{HL}}} \right)^2 = 0.5 \left(\frac{22.15}{23.67} \right)^2 = 0.44$$

(2) K_2^0

蒸気発生器模擬部入口における縮少による抵抗

$$K_2^0 = \xi_2 \frac{A_{\text{CORE}}}{A_{\text{SG}}}^2 = 0.41 \frac{22.15}{2.19}^2 = 42.1$$

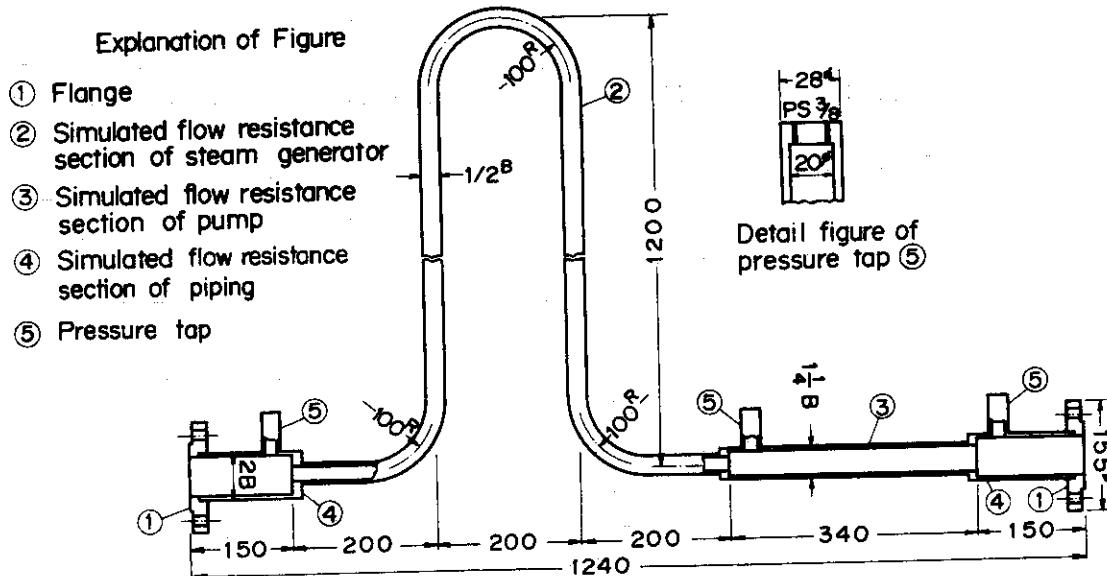


Fig. 2-7 Dimensions of Flow Resistance Section

(3) K_3^0

蒸気発生器～ポンプ間の拡大による抵抗

$$K_3^0 = \xi_1 \left(\frac{A_{CORE}}{A_{SG}} \right)^2 = \left\{ 1 - \left(\frac{A_{SG}}{A_{pump}} \right) \right\} \left(\frac{A_{CORE}}{A_{SG}} \right)^2$$

$$= \left(1 - \frac{2.19}{10.69} \right)^2 \left(\frac{22.15}{2.19} \right)^2 = 64.7$$

(4) K_4^0

ポンプ～ホットレッグ間の拡大による抵抗

$$K_4^0 = \left\{ 1 - \left(\frac{A_{pump}}{A_{HL}} \right) \right\} \left(\frac{A_{CORE}}{A_{pump}} \right)^2 = 1.29$$

(5) K_5^0

ホットレッグ～定圧タンク間の拡大による抵抗

$$K_5^0 = \xi_1 \left(\frac{A_{CORE}}{A_{HL}} \right)^2 = 1 \times \left(\frac{22.15}{23.67} \right)^2 = 0.87$$

(6) K_6^0

ホットレッグ配管曲りによる抵抗

$$K_6^0 = \left\{ 0.131 + 0.1632 \left(\frac{d}{f} \right)^{3.5} \right\} \left(\frac{\theta}{90} \right) \cdot n \left(\frac{A_{CORE}}{A_{HL}} \right)^2$$

$$= \left\{ 0.131 + 0.1632 \left(\frac{55}{100} \right)^{3.5} \right\} \left(\frac{90}{90} \right) \cdot 3 \left(\frac{22.15}{23.67} \right)^2$$

$$= 0.13 \times 3 = 0.39$$

(7) K_7^0

ホットレッグ配管の直管部マサツによる抵抗

$$K_7^0 = \lambda \left(\frac{\ell}{D} \right)_{HL} \left(\frac{A_{CORE}}{A_{HL}} \right)^2$$

ここで λ を高々 0.03 とすれば

$$K_7^0 = 0.03 \left(\frac{3595}{55} \right) \left(\frac{22.15}{23.67} \right)^2 = 3.4$$

後に示されるように、ホットレッグ部の蒸気流速は、ほぼ $10 \sim 20 \text{ m/s}$ と考えられ (c.f. 3.2.3) 従って $Re = 2.6 \times 10^4 \sim 5.2 \times 10^4$ で、 $\lambda = 0.03$ はかなり余裕をもった見積りといえる。 K_8^0 に比べ無視可能であろう。

(8) K_8^0

蒸気発生器マサツによる抵抗

$$K_8^0 = \lambda \left(\frac{\ell}{D} \right)_{SG} \left(\frac{A_{CORE}}{A_{SG}} \right)^2$$

ここで λ は、 Ug_{CORE} に依存する、仮りに $Ug_{CORE} = 30 \text{ m/s}$ とすれば、 $\lambda = 0.015$ で

$$K_8^0 = 0.015 \left(\frac{2200 + 2 \times 3.14 \times 100}{16.7} \right) \left(\frac{22.15}{2.19} \right)^2 \\ = 259$$

(9) K_9^0

SG 模擬部の曲りによる抵抗

$$K_9^0 = \left\{ 0.131 + 0.163 \left(\frac{16.7}{100} \right)^{3.5} \right\} \left(\frac{90}{90} \right) \times 4 \times \left(\frac{22.15}{2.19} \right)^2 \\ = 53.7$$

(10) K_{10}^0

ポンプ模擬部の摩擦による抵抗

$$K_{10}^0 = \lambda \left(\frac{\ell}{D} \right)_{pump} \left(\frac{A_{CORE}}{A_{pump}} \right)^2 \\ = \lambda \left(\frac{340}{36.9} \right) \left(\frac{22.15}{10.69} \right)^2 = 39.6 \lambda$$

$\lambda < 0.05$ なら $K_{10}^0 < 2.0$ で、 K_8^0 に比べ無視可能であろう。

以上の結果をまとめると次のとくなる。

List of K_t^0 Values in This Experiment

Item	Value of K_t^0
K_1^0	0.44
K_2^0	42.1
K_3^0	64.7
K_4^0	1.29
K_5^0	0.87
K_6^0	0.39
K_7^0	<3.4
K_8^0	259 ($\lambda = 0.015$ の時)
K_9^0	53.7
K_{10}^0	<2.0

K_t^0 を考える時 $K_1^0, K_4^0, K_5^0, K_6^0, K_7^0, K_{10}^0$ は無視可能であろう。よって

$$\begin{aligned} K_t^0 &= K_2^0 + K_3^0 + K_8^0 + K_9^0 \\ &= 42.1 + 64.7 + 259 + 53.7 \\ &= 161 + 259 \end{aligned}$$

$P_{CORE} = P_i$ を仮定すれば

$$\begin{aligned} \Delta P_{ループ} &= K_t^0 \cdot \frac{rg CORE Ug^2 CORE}{2g} \\ &= (161 + 259) \cdot \frac{rg CORE Ug^2 CORE}{2g} \end{aligned}$$

259 は K_8^0 を意味するが、厳密には $Ug CORE$ によって変る。この結果を示すと下表のとくなる。

Calculated Values of K for this Test Rig

Velocity	Reynolds No	friction factor			Pressure Drop
$Ug CORE$ (m/s)	Re	λ	K_8^0	K_t^0	$\Delta P_{ループ}$ (m)
5	4×10^4	0.022	383	544	0.42
6.6 7.6		0.020	348	509	0.68
8.75 9.5		0.019	331	492	1.15
10 12 13		0.018 0.017	313 296	474 457	1.45 2.36
15		0.017	296	457	3.15
17		0.016	278	439	3.88
20	1.6×10^4	0.016	278	439	5.38
22		0.016	278	439	6.50

本装置では、一次系ループの抵抗は、 $K_t^0 = 400 \sim 500$ であった。なお、ループ部分に空気を流し、 ΔP ループを実測することによってもこの値を確認している。Fig. 2-8 に K_t^0 の推測値および K_t^0 meas を示す。

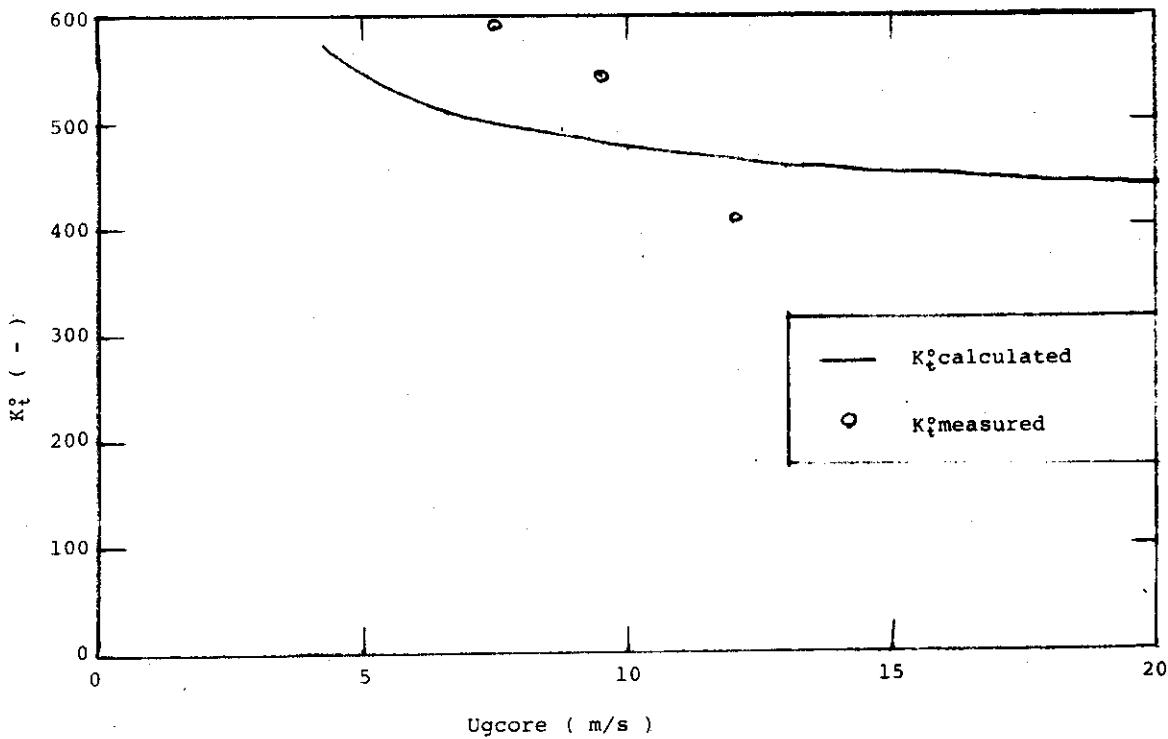


Fig. 2-8 Flow Resistance Coefficient

発熱体発熱部上端から上部プレナムに至る流路には、電極部等があり、その間で流動抵抗による圧損 ΔP_c が生ずる恐れがある。その間の抵抗を次式で表わす。

$$\Delta P_c = K_c \cdot \frac{r V_{CORE}}{2 g}$$

ここで

$$K_c^0 = 6.4$$

であり、 K_t^0 に比べ非常に小さく、発熱部上端から定圧タンクに至る流路間の圧損 ΔP_L に及ぼす寄与は殆んどない。すなわち、

$$\begin{aligned} \Delta P_L &= \Delta P_c + \Delta P_{ループ} \\ &= (K_c^0 + K_t^0) \cdot \frac{r V_{CORE} U_{g CORE}^2}{2 g} \\ &= K_t^0 \cdot \frac{r V_{CORE} U_{g CORE}^2}{2 g} \\ &= \Delta P_{ループ} \end{aligned}$$

本実験では ΔP_L が実測されており、上記の関係を考慮すれば、 $U_{g\text{ CORE}}$ がほぼ見積れる。Fig. 2-9 に $U_{g\text{ CORE}}$ と ΔP_{LOOP} あるいは ΔP_L の関係を示す。

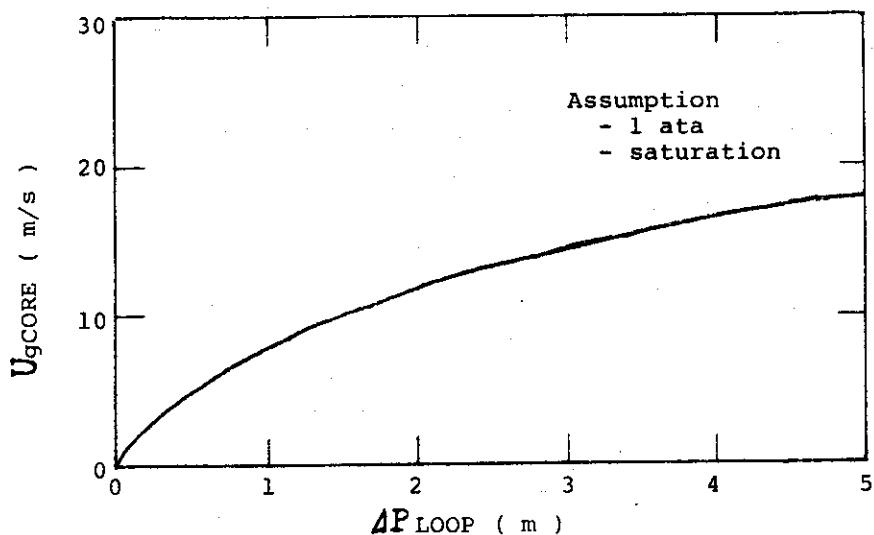


Fig. 2-9 Pressure Loss at Loop Section for Series 2B

たゞし、上述の内容は、蒸気単相の圧損を考慮した場合で、水の量が充分多く、蓄水頭が無視しえなくなった場合は、それを考慮する必要がある。

(B) 実炉の一次系流動抵抗と本装置の一次系流動抵抗との関係

システム効果実験の重要な要因の一つは、一次系配管の流動抵抗の値である。炉心内で発生した蒸気（キャリーオーバされた水を含む可能性が大きい）が、一次系配管内で流動抵抗を受け、炉心内の圧力が高まり、ダウンカマーの炉心内注入駆動力を減少せしめる要因となる。

従って、一次系配管の流動抵抗がどのようなものになっているかは、実験上重要な問題である。

実炉の一次系配管流動抵抗を模擬する方法として次の二方法が考えられるであろう。

① 原子炉の定常運転時に、各部構成要素（上部プレナム、ホットレグ、蒸気発生器等）で生じている圧力損失が、実験装置でも生ずるよう模擬する方法。

② 一次系配管に蒸気流を流した時、各部に生ずる圧力損失が実炉と装置とで同じくなるよう模擬する方法。

①と②の方法に於いても各部の要素を模擬する方法と流動抵抗全体として模擬する方法が考えられよう。

本実験の、システム効果の定性的把握と再冠水実験装置のシステム効果試験装置としての確証試験という目的から、本実験では、流動抵抗全体として前述の②の模擬方法を採用している。

流動抵抗の値としては、FLECHT-SETに関する文献⁽¹⁾に次の値が示されている（Table 2-5 参照）。これはホットレグの蒸気流の動圧を基準にして各部の圧力損失を下式で表したときの係数 K_i (i は構成要素を示す) を示したものである。

Examples of Ki Values***

構成要素	代表的 PWR	FLECHT-SET
健全ループ		
ホットレグ	0.39	2.71
蒸気発生器	7.91	6.22
コールドレグ (ポンプを含む)	22.59	20.53
入口プレナム抵抗	9.50	10.92
合計 $K_{ub, t}$	40.39	40.39
破断ループ		
ホットレグ	0.39	4.20
蒸気発生器	7.92	6.55
コールドレグ	22.59	20.15
合計 $K_{ub, t}$	30.90	30.90

* reference (1)

* These Values are defined with Eq. (2-8)

$$\Delta P_i = K_i \frac{\gamma VHT U^2 VHT}{2g} \quad (2-8)$$

ここで, ΔP_i ; 構成要素 i における圧力損失 γVHT ; ホットレッグにおける蒸気の比重 $U VHT$; ホットレッグにおける蒸気流速 g ; 重力加速度

この模擬方法は前述の②の方法であるといえる。

表に示した, K_i の値は一応妥当な値であると思われる所以、この値を参考にして本実験装置の一次系配管流動抵抗を決定している。

本実験装置の一次系配管流動抵抗を決定するに際し、本装置は、破断ループだけの一ループだけであるため、健全、破断両ループの効果を模擬するためには、特別の配慮が必要である。そこで、(A) 項の方法で求めたように炉心流速 U_{core} 基準で (2-8) 式を変換して健全・破断ループを 1 個の破断ループで模擬すると、相当する $K_{core, t}$ は、(2-8) 式で定義される破断ループ、健全ループの K の値、 K_b 、 K_{ub} を用いて、

$$K_{core, t} = \left(\frac{A_{core}}{A_{HL}} \right)^2 \frac{K_b}{\left(1 + 3 \sqrt{\frac{K_b}{K_{ub}}} \right)^2} \doteq 320 \text{ となる。}$$

この実炉の値に対し、本実験装置では (A) 項で述べたように $K_t^0 = 400 \sim 500$ であり、比率

としては 1.25 ~ 1.56 倍の流動抵抗の値のものがついている。

2.3 実験方法

本装置に於けるシリーズ 2B 実験の実験方法の概略を以下に簡単に述べる。

- (a) 流路外管、一次系ループ部の初期温度を設定値に調節する。
- (b) 冷却水を、Fig. 2-4 の実験装置フローシートに於いて矢印で示すように低圧注入系よりダウンカマー模擬部、下部プレナムおよびテスト部オーバーフローラインを通して循環させる。このオーバーフローラインの高さは発熱体有効発熱部下端に位置しており、冷却水はそのレベルまで満たされている。冷却水はこの循環中に、加熱器あるいは冷却器により所定温度に保持される。
- (c) 実験開始直前には、ダウンカマー出口およびオーバーフローラインに設けられた空気作動弁は閉られ、冷却水でダウンカマー部は満水にされる。
- (d) これより以降は、操作盤のスイッチ操作によりシーケンスに従って実験が進行し、終了する。
まず、
 - データ集録装置によって記録が開始される。
 - 発熱体に電力を供給する。
 - 発熱体温度が上昇し、設定値に達した時、ダウンカマー出口のバルブを開とする。テスト部に注水が開始される。
 - 炉心が冷却され始め、炉心内で水滴と蒸気が発生し実験が進行する。
 - 発熱体温度検出部の全てがクエンチし、飽和温度以下に下降するか、或いは発熱体温度が発熱体保護の為に本実験で設定した上限値 (600 °C) に達すれば、発熱体への電力供給を遮断し、しばらく冷却水を注水しておく。
 - データ集録装置による記録を停止し、実験終了とする。

2.4 測定項目および測定箇所

本実験で測定した項目は流量、圧力（差圧も含む）、温度、電流、電圧、液位であり、具体的な名称を Table 2-3 に、測定箇所を Fig. 2-10 に示す。また流路外管と発熱体の温度を測定するために取付けた熱電対の位置を Fig. 2-10 に示す（使用した計器等については文献(3)を参照のこと）。

2.5 データ処理方法

温度、圧力、流量、液位、電流、電圧等の 30 点の測定された信号は、一般に増幅され、增幅器のショッパーノイズ等をフィルターにより除去して、高速データ集録装置に入力される。入力された信号はデジタル化され、磁気テープに記録される。集録速度は最高 1 KHZ / CH であるが、本実験では 0.1 KHZ / CH である。

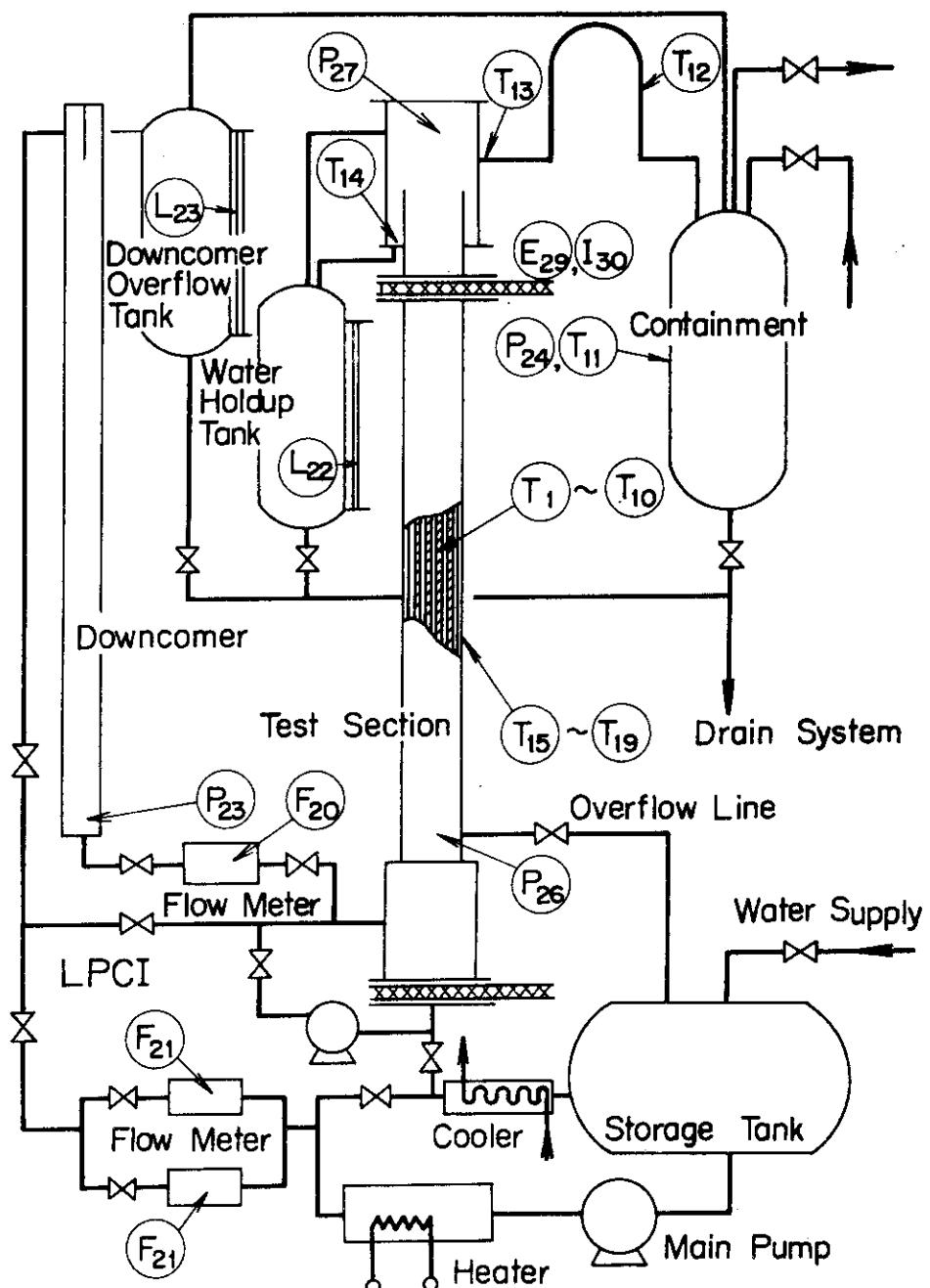
データを記録した磁気テープは、大型計算機により物理量に変換され、プリントと同時に X-Y プロッターによりグラフ化される。以上がデータ処理の第 1 段階である。

引き続き、熱伝達率の経時変化、熱流束と過熱度の関係、ターンアラウンド温度と時間およびクエンチ温度とその時間等の作表の作業が行われ、これがデータ処理の第 2 段階である。

データ処理の詳細は文献(2)に記述されている。

Table 2-3 List of Measuring Points and Symbols

Ch. No.	Symbol	Item	Measuring Point
1	TC1	Temperature	Heater Rod Surface (C-Rod)
2	TC2		
3	TC3U		
4	TC3M		
5	TC4		
6	TC5		
7	TD2		
8	TD3U		
9	TD3M		
10	TD4		
11	TPT	Temperature	Containment
12	TSG		Steam Generator Simulator
13	TUG		Upper Plenum (Gas Phase)
14	TUL		Upper Plenum (Liquid Phase)
15	TH2	Temperature	Flow Housing
16	TH3U		
17	TH3L		
18	TH4		
19	TH5		
20	FMDN	Flow Rate	Injected Water
21	FM		Supplied Water to Downcomer
22	LHT	Water Level	Holdup Tank
23	LDWN		Downcomer Overflow Tank
24	PPT	Pressure	Containment
25	PDWN		Bottom of Downcomer
26	PLP		Bottom of Heated Length
27	PUP		Top of Heated Length
28	-		Start Signal of Water Injection
29	E	Voltage	Supplied Power
30	I		



T : Temperature
 P : Pressure
 F : Flow Rate
 L : Water Level
 suffix Ch. No.

Fig. 2-10 Instrumentation Flow Sheet

2. 6. 実験条件

- 1) 注水方式：ダウンカマーからの一定水頭注入
- 2) 注水温度：50 ~ 80 °C
- 3) 発熱体出力：0.33 ~ 1.6 KW/m
実験中一定に保持
- 4) 系圧力：大気圧
- 5) 初期発熱体温度：300~ 400 °C
- 6) 初期流路外管温度：300 °C

Table 2-4 Summary of Run Condition

RUN NO.	PEAK POWER (KW/M)	INLET WATER TEMP. (°C)	INITIAL ROD TEMP. (°C)	HOUSING TEMPERATURE (°C)	SYSTEM PRESSURE (atm)	RUN DATE
2501	0.34	50	355	300	1	500423-1-6
2502	0.35	50	350	"	"	500513-1-4
2503	0.33	70	355	"	"	500430-1-7
2504	0.36	80	360	"	"	500501-2-4
2505	0.47	50	355	"	"	500423-1-5
2506	0.45	53	360	"	"	500513-1-3
2507	0.49	70	360	"	"	500430-1-6
2508	0.52	80	360	"	"	500501-2-5
2509	0.68	50	360	"	"	500423-1-7
2510	0.64	50	295	"	"	500512-1-7
2511	0.60	70	340	"	"	500430-1-5
2512	0.70	80	300	"	"	500501-2-6
2513	0.79	50	370	"	"	500423-2-3
2514	0.83	50	365	"	"	500512-1-6
2515	0.81	70	365	"	"	500430-1-4
2516	0.90	80	365	"	"	500501-2-7
2517	1.00	50	370	"	"	500423-2-4
2518	1.10	50	360	"	"	500512-1-5
2519	1.10	70	355	"	"	500425-1-4
2520	1.10	70	370	"	"	500430-1-3
2521	1.10	80	380	"	"	500507-1-4
2522	1.30	50	385	"	"	500423-2-7
2523	1.30	50	365	"	"	500423-2-8
2524	1.30	52	380	"	"	500512-1-4
2525	1.30	70	420	"	"	500425-1-3
2526	1.30	70	395	"	"	500430-1-8
2527	1.30	80	395	"	"	500507-1-5
2528	1.50	50	380	"	"	500512-1-3
2529	1.60	53	390	"	"	500513-1-5
2530	1.60	70	400	"	"	500507-1-7
2531	1.50	70	400	"	"	500507-1-8
2532	1.60	80	400	"	"	500507-1-6

第3章 実験結果

3.1 序

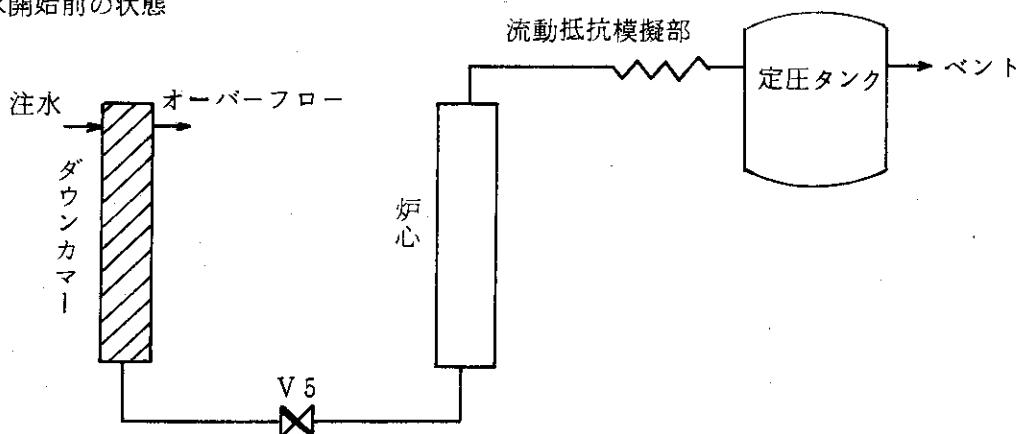
本章では、RUN NO 2508 を代表的な実験として選び、実験の経過に伴う再冠水過程の諸状況についての定性的な説明を試みる。RUN NO 2508 は、発熱体全長がクエンチしたRUNの一例で、実験条件は以下に示す通りである。

RUN NO 2508 の実験条件

Mode	B 1
Peak Power	0.6 KW/m
Inlet Water Temperature	80 °C
Housing Temperature	300 °C
Initial Clad Temperature	350 °C
Pressure	1 ato

Mode B1 は下記の模擬炉での注水方式を意味する。

(1) 注水開始前の状態



* 1 ダウンカマー模擬部は満水

* 2 模擬炉心は空

(2) 注水開始時

ダウンカマー弁 V 5 を急開する。

このような注入法の結果 Mode B 1 は、注水開始時に大きな冠水速度を与えることになる。

また、本章では他の実験条件でみられた非常に特徴的な状況についても述べる。

3.2 RUN NO 2508 の結果

3.2.1 冠水速度

Fig. 3-1 に冠水速度 FDWN の計測結果を示す。合せて、下部プレナム圧 PLP およびダウンカマーダウンカマー下部圧 PDWN を示す。横軸はダウンカマー弁 V 5 急開後の経過時間であって、注水開始後の経過時間と考えてよい。

0 sec で、炉心注水が開始されている状況がみられる。0 sec では、ダウンカマー水頭 5 m、下部プレナム水頭 0 m によって生ずる圧力差が、ダウンカマー～下部プレナム間に加えられ、それが駆動力となって、ピーク状の大きな冠水速度が生じている。その値はピークで約 1600 ℓ/hr (炉心換算 20 cm/sec) に達している。その後冠水速度は振動しながら次第に低下している。

シリーズ 2B 実験終了後冠水速度測定に使用したタービン流量計の出力には次の問題点があることがわかった。(詳細は計測の項に述べる)

- (1) ある限界値以下の低流速の時、一定の出力を示す。
- (2) 逆流の時でも、正の出力を示す。

上記のような流量計の特性のため、Fig. 3-1 に示された冠水速度は常に正であるにもかかわらず、一部の期間では、逆流している可能性があり、妥当な根拠で正負を判定する必要がある。Fig. 3-1 によれば、下部プレナム圧に振動がみられ、かつそれは冠水速度の振動と同期している。図に矢印で示した対応線は、特に下部プレナム圧が極小であり、かつダウンカマー下部圧より小さい期間を意味する、ダウンカマー下部と下部プレナムとをつなぐ配管部では水は下部プレナムに向って流れていることになるが、これは対応線の示す期間の冠水速度が正であることにはかならない。対応線の指示する期間以外のピークの冠水速度の正負は、下部プレナム圧が極大であることおよび下部プレナム圧がダウンカマー下部圧より大きいことから、負と考えるのは妥当である。Fig. 3-1 で、0 ~ 50 秒間の FDWN 出力の正負は断定しがたい。

Fig. 3-2 は、前項を考慮して補正して得られた冠水速度 FDWN の時間変化図である。同図に、FDWN を積算して得られた炉心注入水量を炉心水頭に換算した値 h_{CR} を示してある。Fig. 3-2 から次の特徴を読みとれる。

- (1) 50 sec 以後では、ダウンカマー～炉心間を冷却水は、正流・逆流を繰返しながら(振動しながら)流れている。
- (2) 冷却水は、振動しても、平均としては炉心に流入している。平均冠水速度は約 1.3 cm/S の程度である。炉心注入冷却水が完全蒸発することによって除熱しうる値をピーク出力に換算すれば、平均冠水速度 1.3 cm/S は 2.0 KW/m に相当する。(ただし、冷却水サブクール 50 Kcal/kg、系圧 1 ato の場合) 実炉の再冠水過程を考えれば上記の平均冠水速度はかなり小さいと言える。
- (3) 冠水速度は、極大で約 +6 cm/S、極小で約 -3 cm/S 程度の振動をしている。ダウンカマー～炉心間の質量の移動では、炉心水頭換算で 70 ~ 90 cm 相当分正流し、20 ~ 70 cm 相当分逆流している。

3.2.2 各部圧力

Fig. 3-3 に計測された装置各部の圧力を示す。図で、PLP は下部プレナム圧、PDWN はダウンカマー下部圧、PUP は上部プレナム圧、PPT は定圧タンク圧を意味する。図中の矢印は冠水速度 FDWN の増減の時期を示す。

(1) ダウンカマー内の流動状況

PDWN の時間変化からダウンカマー内の大きな状況がわかる。炉心注水開始前は、PDWN = 5 m を示し、ダウンカマー内は満杯であることが示されている。0 ~ 5 sec では、Fig. 2 の FDWN のピークで示されたように、ダウンカマーから炉心に冷却水が大量に注水されることにより、PDWN

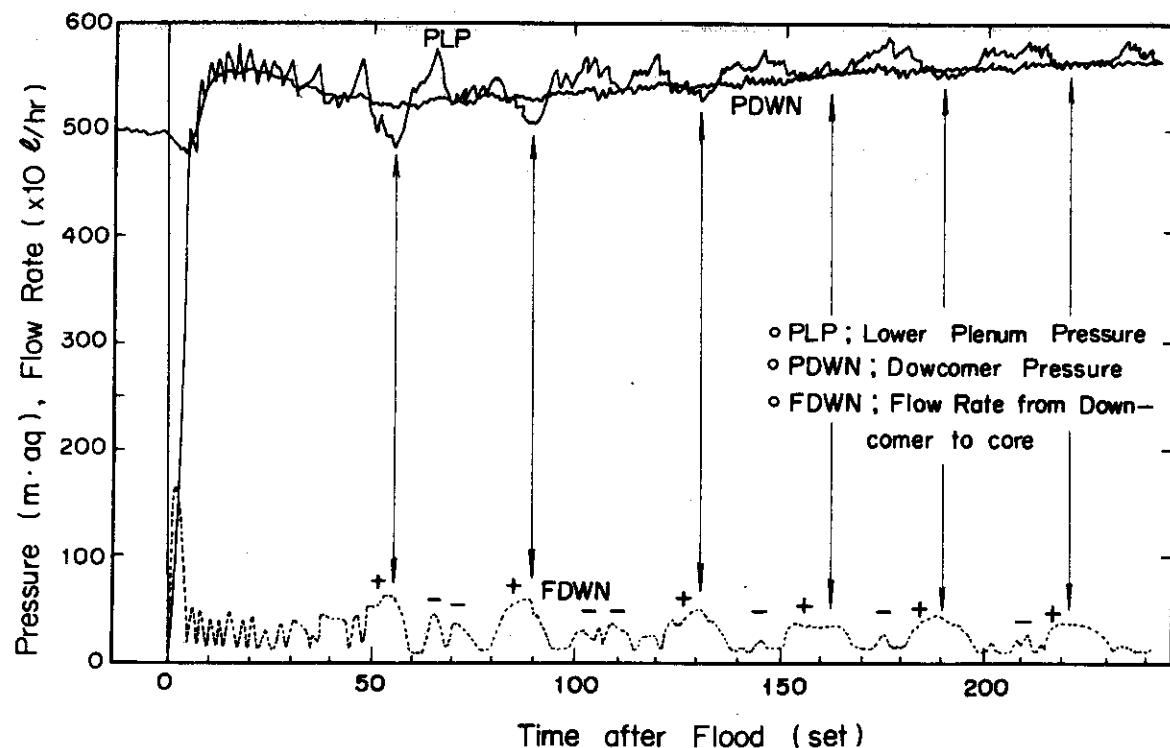


Fig. 3-1 Pressure and Flow Rate Histories (PLP, PDWN and FDNW)
#2508

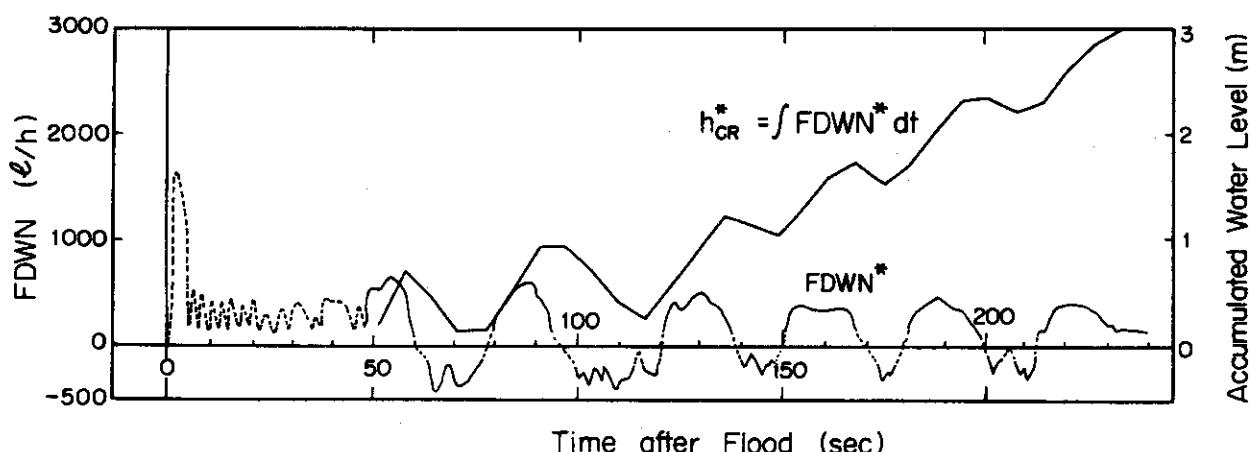


Fig. 3-2 Corrected Flow Rate History of FDNW and Accumulated
Water level in the Core

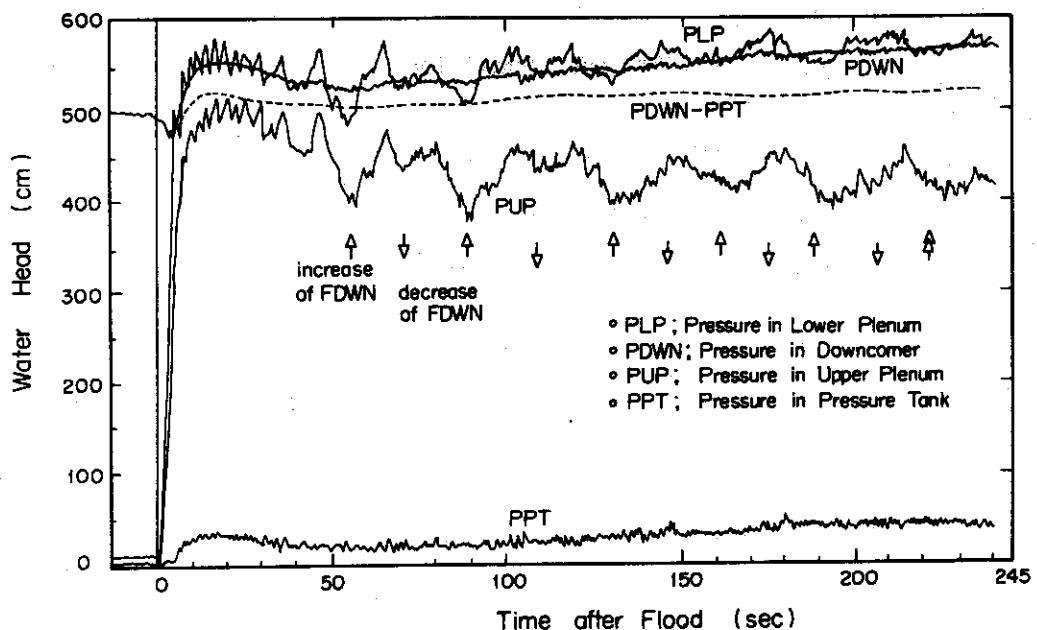


Fig. 3-3 Pressure Histories at Each Section, PLP, PDWN, PUP and PPT (#2508)

は低下し、4.8 mに至っている。PDWN の低下の理由として、ダウンカマー内水位の低下による圧力の低下と、ダウンカマー内の水の加速による圧力の低下が考えられるが、そのうち加速度 20 cm/S² / 2.5 S 程度では加速による圧力低下 Δh_{ac} は

$$\Delta h_{ac} = \frac{h_{DWN}}{g} \frac{\partial U}{\partial t} = \left(\frac{5}{9.8} \right) \left(\frac{0.2}{2.5} \right) = 0.04 \text{ m}$$

で無視できる。従ってダウンカマー内水位が低下したと考えられるが、その値は高々 20 cm で非常に小さい。これはダウンカマー内の質量の収支を考えれば

$$\text{出量 (20 cm/S ピーク時)} - \text{入量 (13 cm/S)} = \text{実質流出量 (7 cm/S)}$$

で、入量が大きく実質流出量は小さいためである。5 sec 以後では、PDWN - PPT でダウンカマー内水位が推定できる。Fig. 3-3 に点線で示されるように、約 5 m に維持されている。以上の結果、本実験はダウンカマーが常に満杯で、ダウンカマー水頭 5 m の実験であると特徴づけられる。

以上に示された 0 ~ 5 sec の期間は、PDWN = PLP になるに要する整定時間で、非常に過渡性の強い期間である。この期間では、後に示すように、急激に炉心に給水されることによる炉心蓄水位の急増・急激に炉心から蒸気ないし水が放出されることによるループ部圧損（上部プレナムから定圧タンク迄の圧損）の急増があり、圧力の平衡が達成される。このような大きな過渡性が、以後の状況に影響を及ぼす可能性について注意を払っておく必要がある。

(2) 各部圧力の特徴

Fig. 3-3 から次の特徴がみられる。

- (1) PLP, PUP に圧力振動がみられる。
- (2) これに反し、PDWN, PPT には振動現象はみられない。
- (3) PDWN は、次のような経過を辿る。

- 注水開始前……… 5 mで一定。
- 注水開始直後……一旦、 4.8 mまで低下後、 5 mに回復。
(0 ~ 5 sec)
- 5 sec 以後……… PDWN - PPT は 5 mを若干オーバーした値を維持する。

上記の経過とダウンカマー内の状況との対応は既に述べた。

(4) PPT は、次のような経過を辿る。

- 注水開始前………定圧タンク内圧は 0 mで一定の値を示している。(定圧タンクは大気に開放され、かつ流体の流入がないため)
- 注水開始直後………次第に加圧され、 15 ~ 20 sec で極大値 0.3 mに達する。定圧タンクは大気 (0 ~ 20 sec) に開放されてはいるものの、定圧タンク流入流体が過大で放出しきれず加圧されている。
- 20 sec 以後……… PPT は漸減するが、 70 sec 以降再び漸増している。

(5) PUP は次のような経過を辿る。

- 注水開始直後……… 0 mから急激に約 5 mに達する。
(0 ~ 5 sec)
- 5 sec 以後………振動しつつ漸減する。

(6) PLP は次のような経過を辿る。

- 注水開始直後……… 0 mから急激に約 5.5 mに達する。
(0 ~ 20 sec)
- 20 sec 以後……… 振動的増減はあるものの、 PDWN と殆んど等しい。

(7) PLP, PUP にみられる圧力振動の特徴の概略について述べる。詳しくは後述する。

- ① 2型式の振動がみられる。1つは 0 ~ 30 sec にみられる短周期の振動、他の1つは 50 sec 以降にみられる長周期の振動である。
- ② PLP, PUP の圧力振動は周期、位相共等しい。
- ③ Fig.3-3 中の矢印は FDWN の増減時刻を示す。FDWN の振動と、PLP・PUP の振動が同期していることがわかる。即ち、PUP が増加すると、FDWN が減少している。これは PUP が増加すれば、炉心冠水に逆向きの駆動力がかかり、FDWN が減少するものとして理解できる。

3.2.3 各部差圧

各部の差圧を次のように定義する。

$$\Delta PLP = PUP - PPT$$

$$\Delta PTS = PLP - PUP$$

DPLP は、模擬炉心で発生する蒸気が、ループ部分を流出する時生ずる差圧であるから、ほぼ流出蒸気量の二乗に比例すると考えてよい。即ち、

$$DPLP \propto Ug^2 CORE$$

ここで、Ug CORE は流出蒸気の模擬炉心における流速である。このように、DPLP により流出蒸気量の増減が推測できる点で、DPLP の変化を調べることに意義がある。一方、DPTS は模擬炉心内の流動的状況、特に模擬炉心水位の推測を可能ならしめる点で重要である。DPLP, DPTS

を Fig. 3-4 に示す。図中の矢印は FDWN の振動のピークの時刻を示す。

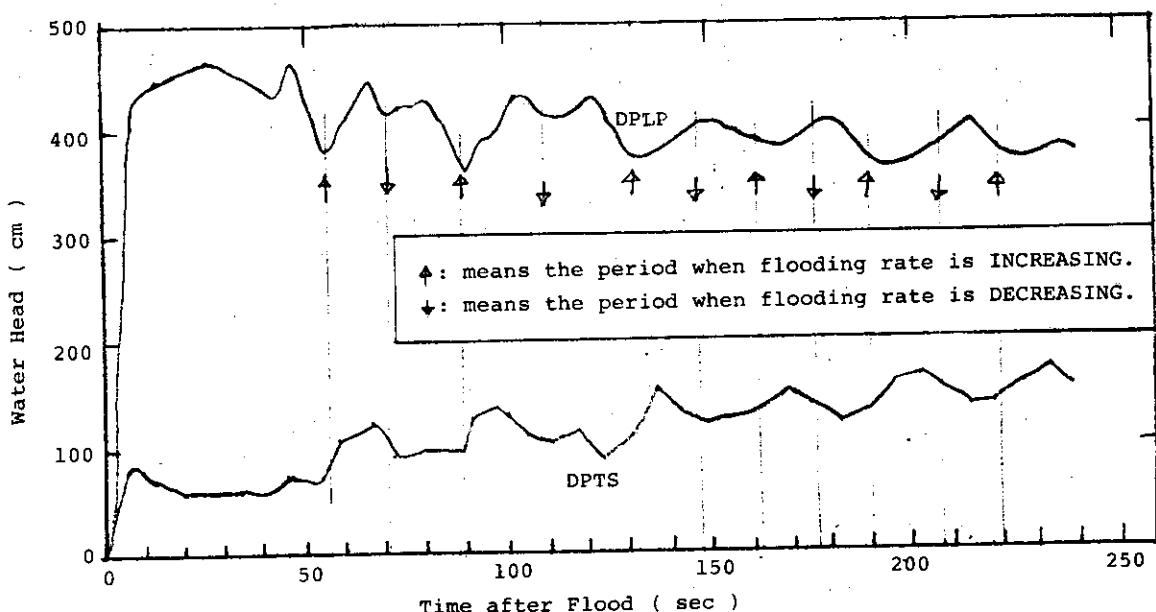


Fig. 3-4 Pressure Loss Histories in the Primary Loop
and in the Core for RUN 2508

DPLP には次の特徴がみられる。

(1) 次の経過を示す。

○初期……………0 mから急激に増加し、約 4.5 mに達する。

(0~5 sec)

○その後…………極めて僅か漸減している傾向がみられる。概略的には、ほぼ 4 mであった。

(2) 振動的状況がみられる。特に、50 sec 以降で振動は明白である。そして、DPLP の振動は FDWN の振動と周期は一致している。

○位相は 180° 異り、FDWN が増加中 DPLP は減少し、FDWN が減少中 DPLP は増加している。

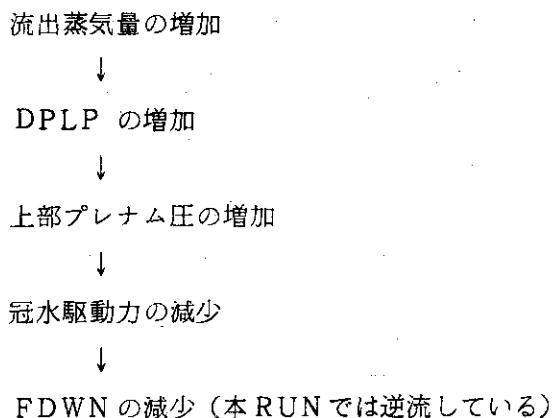
上記(1), (2)の特徴は、前述のように流出蒸気量の特徴であると換言できる。さて、2.2.(4)(A)に示したように

$$DPLP \left(\text{kg/m}^2 \right) = 400 \cdot \frac{\rho v U_{g \text{ CORE}}^2}{2g}$$

で近似できる。

概算によれば、 $DPLP = 4 \text{ m}$ の時の流出蒸気量は炉心換算で $U_{g \text{ CORE}} = 19.5 \text{ m/s}$ でこれを冠水速度に換算すると、 $U_{g \text{ CORE/L}} = 1.2 \text{ cm/s}$ である。(ただし、1 atm, 鮎和状態を仮定した時)

流出蒸気の変化は、初期に急激に $U_{g \text{ CORE}} = 20.8 \text{ m/s}$ (液体換算 1.3 cm/s) に達し、その後振動しつつ漸減する。平均的には $U_{g \text{ CORE}} = 19.5 \text{ m/s}$ (液体換算 1.2 cm/s) である。流出蒸気量の振動は、FDWN の振動の逆相で周期している。流出蒸気量の振動と、FDWN の振動の対応の関係は、上部プレナム圧の振動を介して関係づけられる。即ち、



という関係になっている。

DPTS には、次の特徴がみられる。

(1) 次の経過を示す。

- ・初期……………急激に増加し、約 0.8 m に達する。

(0~5 sec)

- ・その後……………漸増している。

ところで、DPTS は、摩擦水頭、加速水頭、静水頭の和であると考えられる。本実験の条件、
 $ULin = 2 \text{ cm/s}$, $Ug CORE = 20 \text{ m/s}$, 程度では、摩擦水頭、加速水頭は各々高々 5 cm で、
DPTS が、数 m である点を考えれば、無視することができる。故に、DPTS は、静水頭であり、
従って炉心に存在する水量を水頭で示したものと考えてよい。

のことから、上記のDPTS の変化は、炉心蓄積水量の変化を示していることになる。初期に急
激に炉心に水が供給されることにより炉心蓄積水量は急増する。しかし、炉心で発生した蒸気のため
上部プレナム圧が増加し冠水駆動力は減少し、炉心供給水量が殆んどなくなり、炉心蓄積水量の急増
は停止する。その後の漸増の理由は、次の 2 つの要因が考えられる。

- ・1 微少冠水速度に伴って、二相流液位が上昇し、炉心蓄積水量が増加する。
- ・2 炉心冷却が進行するに伴って、炉心内二相流部のボイド率が減少し、炉心蓄積水量が増加する。

仮りに、二相流液位が、炉心上端に達しても DPTS が増加する理由は・2 の要因による。上記の
2 つの理由により DPTS は漸増している。

(2) 振動的状況がみられる。

振動の周期は、FDWN ないし DPLP の周期に等しく、35 sec である。位相に特徴があり、
FDWN に 1/4 周期遅れている。即ち、下記の対応がみられる。

FDWN	DPTS または炉心蓄積水量
↓ 極少 (実は-で逆流)	減少
0	増減なし
↑ 極大 (実は+で正流)	増加

上記の対応は、下記の現象を考えれば理解できる。

- ・1 炉心からダウンカマーへ逆流することにより、炉心の二相流液位が低下する。
- ・2 炉心内の逆流により、ボイドも一部下方に引き込まれ、任意の注目点のボイド率が増加し、そ

の結果炉心蓄積水量が低下する。

- ・3 正流の時は、・1, ・2 の逆の効果が表われる。

上記の対応による $1/4$ 周期遅れが、振動的状況の発生原因の1つの可能性がある。

3.2.4 注入水の出入

以上のデータから模擬炉心への冷却水注入量、流出量、蓄積量の各々の間の概略的傾向がわかる。

Fig. 3-5 に次の量の各々の変化の状況を示す。

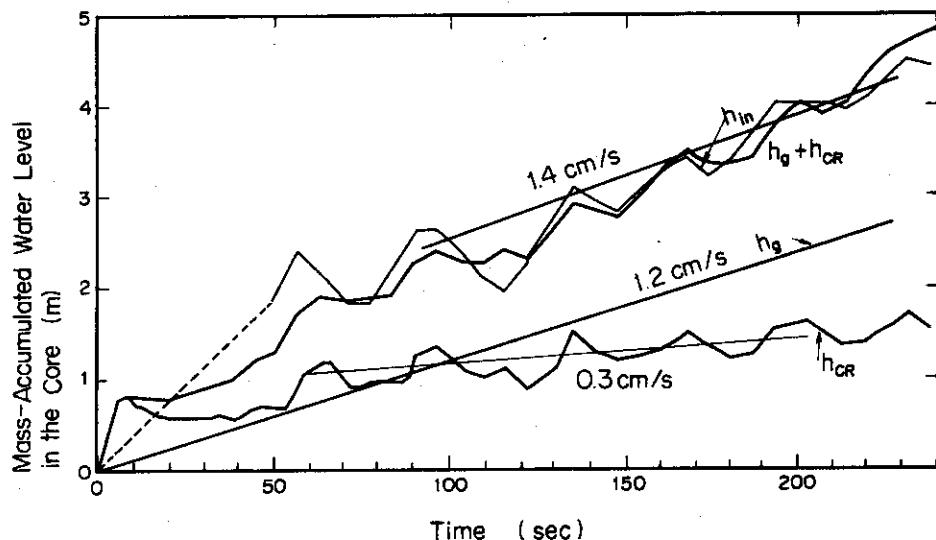


Fig. 3-5 Mass Balance

① 模擬炉心注入量 h_{in}

$$h_{in} (m) = \frac{1}{A_{CR}} \int FDWN (m/s) dt$$

h_{in} は注入された冷却水がすべて炉心に蓄積した時形成される液位の高さを意味する。

② 炉心流出蒸気量 h_g

$$h_g (m) = \int \left(\frac{r_V}{r_L} \right) U_{g CORE} dt$$

h_g は炉心を除熱することにより発生し、炉心から流出した蒸気を、水に変換し、炉心に蓄積する液位に換算したものである。

③ 炉心蓄積水量 h_{CR}

$$h_{CR} (m) = DPTS$$

h_{CR} は炉心に蓄積した水量を液位に換算したものである。

h_{in} , h_{CR} 共振動しつつ増加している。

(1) 炉心において次の mass balance が成立すべきである。

$$h_{in} = h_{CR} + hg + he$$

ここで, he は炉心から上部プレナムを経て流出する水量である。Fig.5では, h_{in} と $h_{CR} + hg$ は比較的よく一致している。特に振動の増減の傾向がよく一致している様子がみられる。この結果から, he は殆んど0, 即ち, 炉心から上部に流出する水は殆んどないことが示される。

(2) ダウンカマーにおいて, 次の mass balance が成立すべきである。

$$\text{全注入量} = \text{炉心注入量} + \text{ダウンカマー溢水量}$$

実験開始後 200 sec における値は, 炉心水位換算で,

$$\text{全注入量} = 13 \text{ cm/s} \times 200 \text{ s} = 2600 \text{ cm}$$

$$\text{炉心注入量} = 400 \text{ cm}$$

$$\text{ダウンカマー溢水量} = 20 \text{ cm} \times \frac{2000 \text{ cm}^2}{22 \text{ cm}^2} = 1900 \text{ cm}$$

ここでダウンカマー溢水量は, ダウンカマー分離タンクの液位上昇分 (20 cm) を炉心断面積との比 $\left(\frac{2000 \text{ cm}^2}{22 \text{ cm}^2} \right)$ で補正することにより求めた。上記の結果, ほぼ mass balance は成立しているといえる。

(3) 以上の結果から, 次のことが言える。

- ① 圧力計, 流量計等の整合性が確かめられた。
- ② 炉心蓄積水位は 0.5 m ~ 1.5 m 程度である。勿論, 全 T/C がケンチしていることから二相流液位はずっと上方, 恐らく有効発熱部上端以上であろう。
- ③ 50 sec 以降では, 平均的には, h_{in} , hg , h_{CR} 共時間に比例しており

$$h_{in} = 1.4 \text{ cm/s}$$

$$hg = 1.2 \text{ cm/s}$$

$$h_{CR} = 0.3 \text{ cm/s}$$

程度の値である。注入水の 86 % は蒸気になって流出している。注入水の 21 % は炉心蓄積水になっている。

3.2.5 発熱量

Fig.3-6 は本実験で発熱体に流された加熱電力を電流で示したものである。本実験では, 注水開始 15 sec 前で発熱体に加熱電力が供給開始されている。その後, 実験終了まで一定出力である。

3.2.6 ダウンカマー分離タンク液位 LDWN

ダウンカマーを溢水した水は分離タンクに捕集され, その体積を見積るために, 分離タンク液位が測定された。

Fig.3-6 に示されるように LDWN の変化は極めて僅かである。このように, 分離タンク径が大きいため, 溢水量の測定精度が極めて悪い問題があった。

3.2.7 各部流体温度

各部流体温度を Fig. 3-7 に示す。

TUG : 上部プレナム蒸気温度

TUL : 上部プレナム水温度

TSG : 蒸気発生器流体温度

TPT : 定圧タンク流体温度

(1) TPT, TSG の変化は乏しく、殆んど飽和温度で一定の傾向がみられる。

(2) TUG は、15 sec で急増した後漸減している。最高で 160 °C が計測されている。これは、炉心から流出する蒸気が過熱状態であることを示す点で興味深い。

(3) TUL は、時間的に若干遅れて TUG と同様な変化を示す。また、PUP に周期した振動がみられる。TUL は飽和温度以上の値を示しているが、正確に水温を測定しているかどうかは疑問である。実際、前述したように、炉心から流出する水は殆んどなく、また多少あったにしても、TUL を測定している点（上部プレナム下部からホールドタンクに結ぶ配管の上端）に水が満される程の量がないからである。

3.2.8 発熱体表面温度、流路外管温度

発熱体表面温度を Fig. 3-8, Fig. 3-9 に示す。Fig. 3-8 は C-ロッド、Fig. 3-9 は D-ロッドの結果である。

(1) 次の経過がみられる。

・電源投入……………発熱体は温度上昇する。注水開始までの期間は、線出力の大小により、温度上昇勾配が生じている。この期間は断熱状態と考えられる。⁽²⁾

・注水開始……………暫くの間は、温度上昇は一定であり、断熱状態が継続する。この間、PLP は一定上昇する。

その後、

① PLP の急増

② T_{clad} の温度上昇勾配が鈍化し、冷却が開始される。

③ TUG に上昇がみられる。

これらの結果は、シリーズ 2A で得られた結果と殆んど等しい。Fig. 3-10 に上記の状況が明白に示されている。A で示した時刻に、①, ②, ③が表わされている。シリーズ 2A では、注水開始直後の蒸気発生ないし液滴飛散（液位膨脹を含めて）で、再付着温度以下の発熱体表面は濡れた。シリーズ 2B でも、注水開始直後、殆どの熱電対が濡れたことが示されている。ただし、TD 3M, TD 4 のように濡れを示さなかったものもある。

・暫く後以降……………飽和温度を示した熱電対のうち、一部は 10 sec 程経過した後再び昇温している。昇温を示した熱電対は、TC 1, TC 2, TD 2, TD 3U で、全て発熱体の上半部に限られているという特徴がみられる。これらの熱電対位置では、高温状態でターンアラウンド、クエンチがみられる。TC 1 のようにクエンチ前に例えば 100~120 sec または、140~180 sec にみられるように鋭い温度

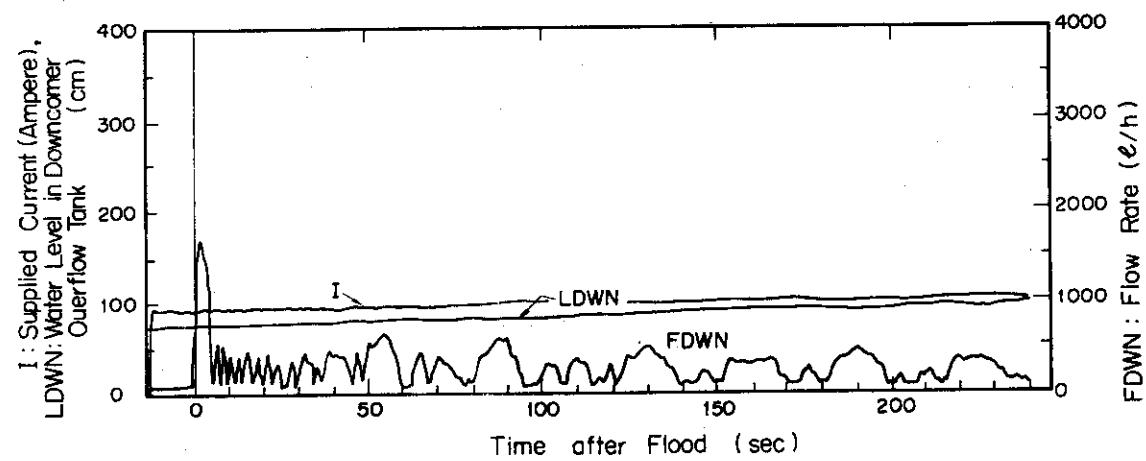


Fig. 3-6 Histories of Supplied Current, Water Level in Downcomer Overflow Tank and Flow Rate into the Core

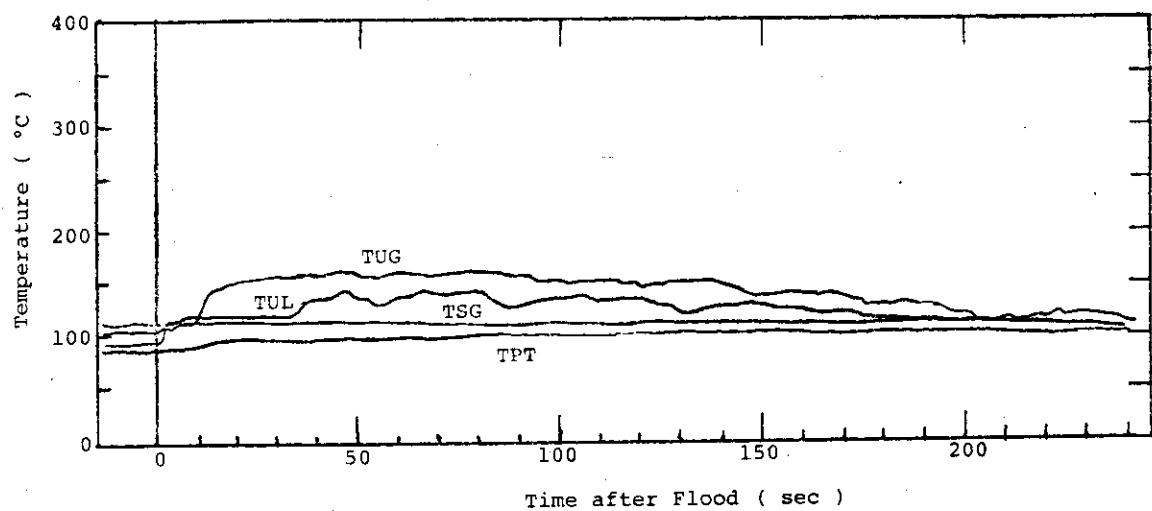


Fig. 3-7 Fluid Temperature Histories at the Upper Plenum (TUG, TUL), Simulated Steam Generator (TSG), Pressure Tank (TPT)

変化がみられることがある。

Fig. 3-11 に流路外管温度変化を示す。

(1) 温度経過は、シリーズ 2 A と同じく、初期設定温度状態であった後、温度下降を示し、やがて飽和温度になる。

(2) 炉心下部から順番に温度降下が開始している。この点がシリーズ 2 A と異なる。

Fig. 3-12 に発熱体のクエンチ時刻、流路外管の温度降下時刻を示す。図中に、比較のため、炉心蓄水位も示す。TC 1, TC 2, TD 2, TD 3 U は最終的にクエンチした点をもってクエンチ時刻としている。

(1) 発熱体も、流路外管もクエンチ時刻は整列している。

(2) 特に流路外管のクエンチ時刻と下部からの距離の関係は直線的で、クエンチフロントがほぼ定速で上部に進行している様子がみられる。試みに計算してみれば、流路外管のクエンチ速度は、ほぼ 1.5 cm/s である。

(3) この RUN では、発熱体の方が流路外管より早くクエンチしている。

これらの特徴の詳細は後述する。

3.2.9 RUN 2526 についての補説

Fig. 3-10 に示された RUN 2526 について特徴的な状況がみられるので、ここで補説しておく。炉心上半部の TC 2 において、 $250^\circ\text{C} \sim 150^\circ\text{C}$ 以上の巾で大きな温度変動がみられる。この変動は、更に上方の TC 1 では非常に小さくなる。また、TC 1, TC 2 は、ほぼ 16 sec 頃、同時に温度上昇を示し、乾いたことを示唆している。高さの違いにも拘わらず温度上昇に同時性がみられるることは興味深い。

上記の温度変動は、PLP の振動とほぼ同期している。

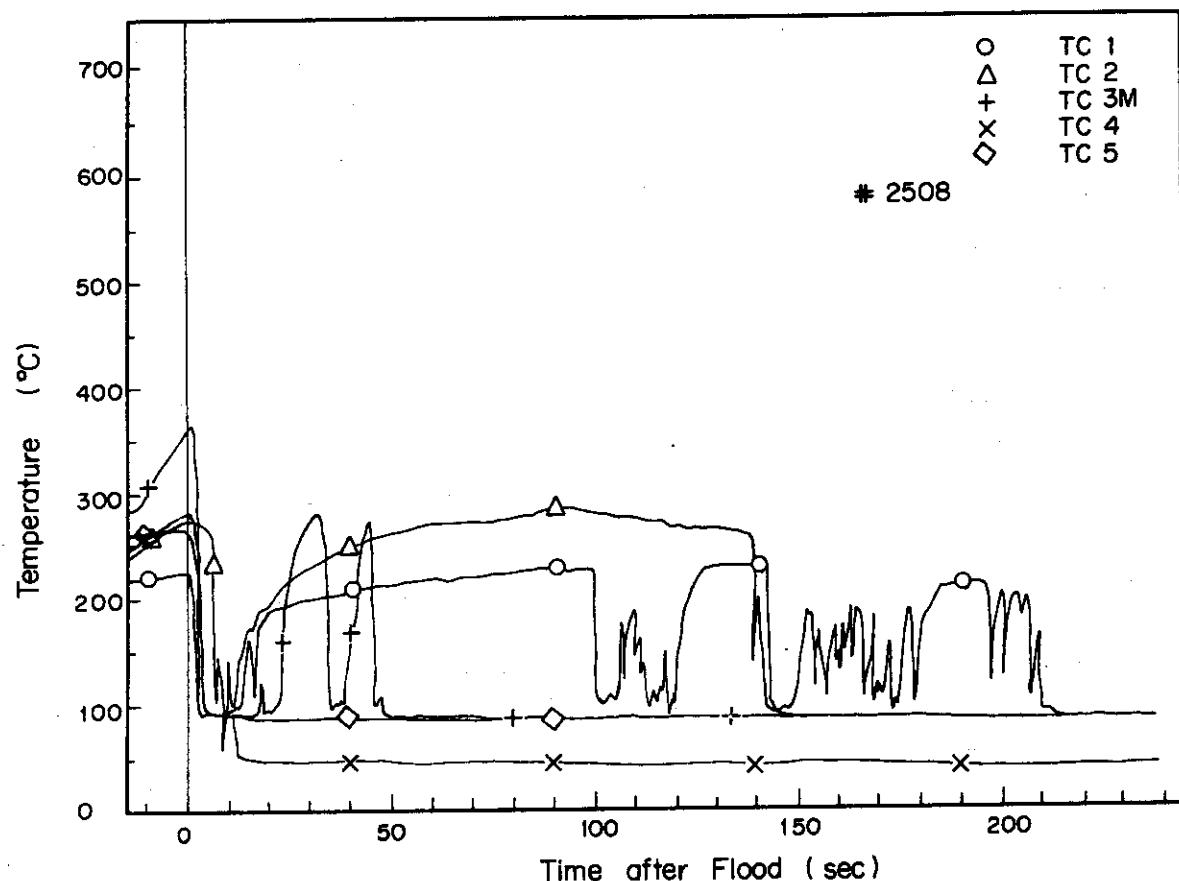


Fig. 3-8 Heater Rod Surface Temperature Histories

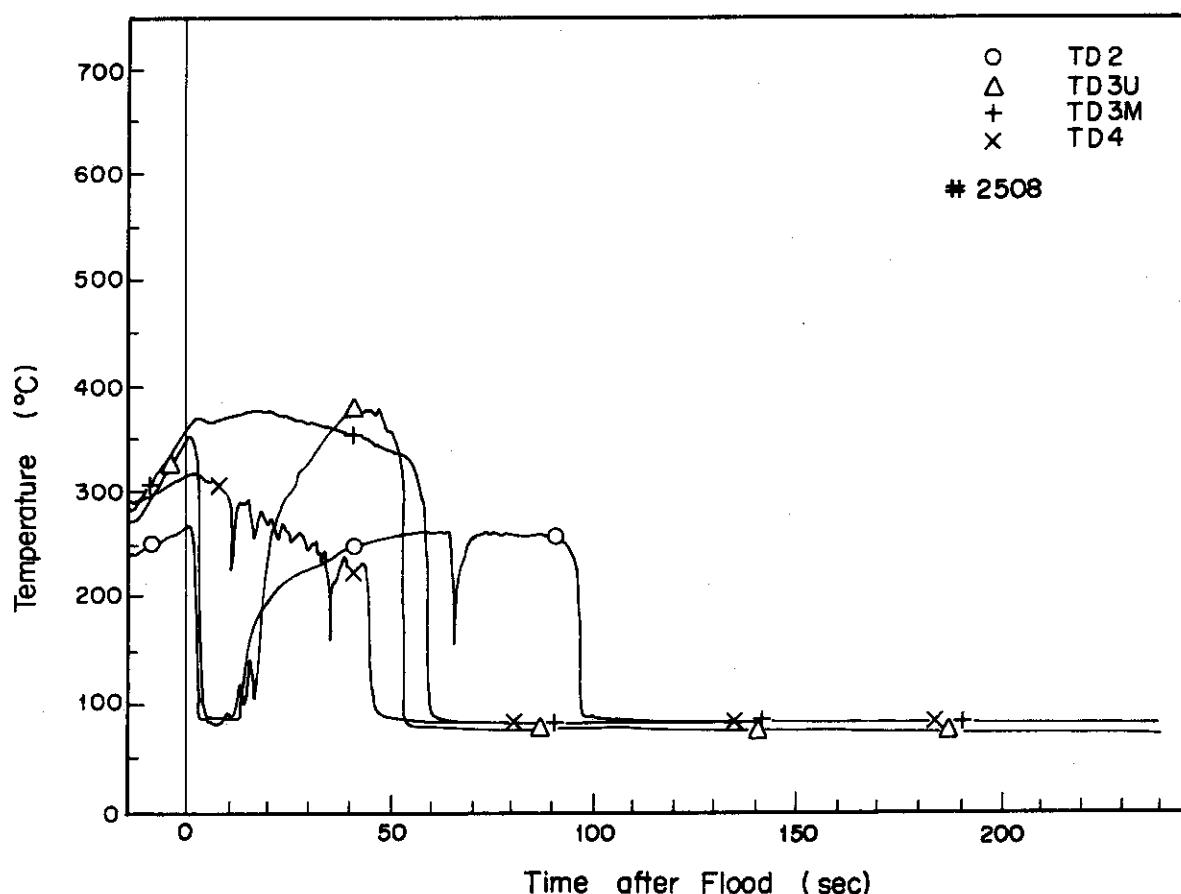


Fig. 3-9 Rod Surface Temperature Histories

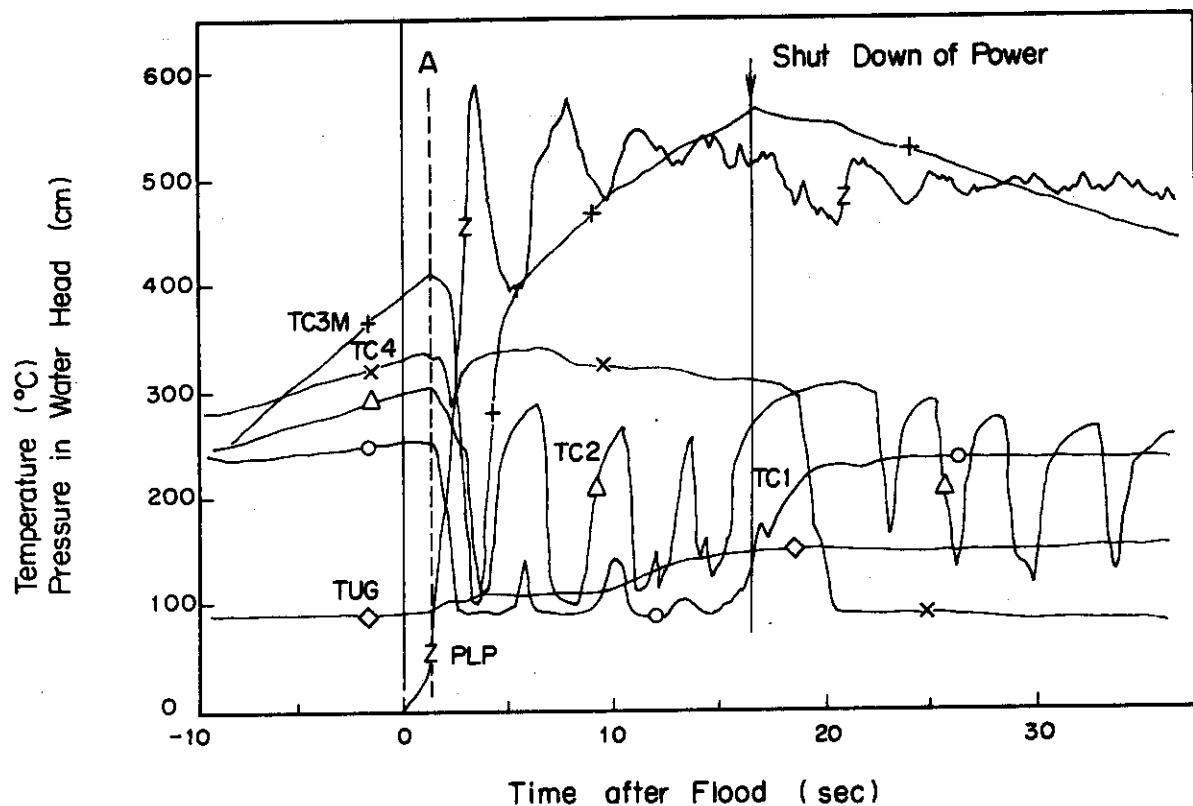


Fig. 3-10 Results of RUN 2526-Temperature Histories

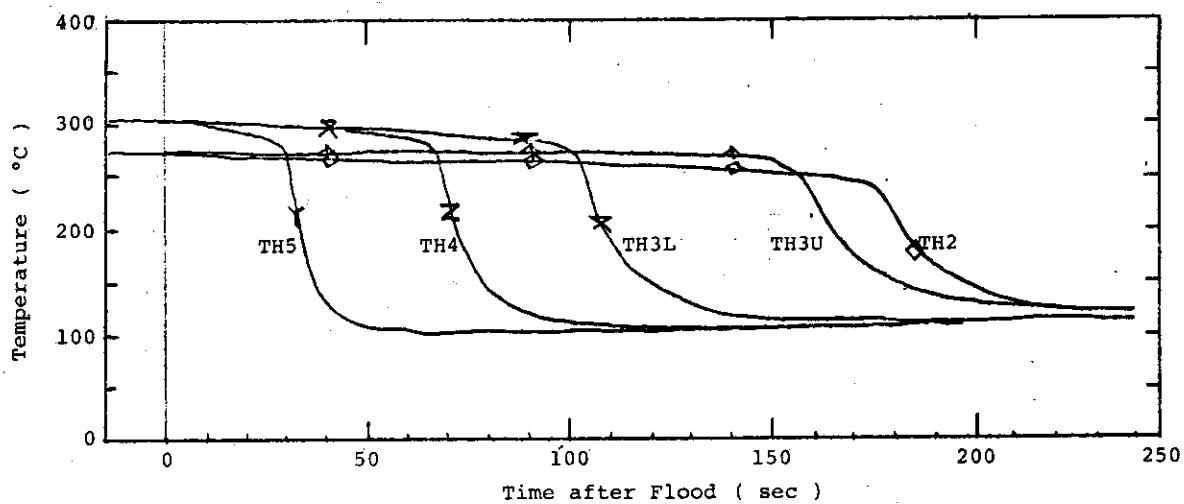


Fig. 3-11 Flow Housing Temperature Histories for RUN 2508

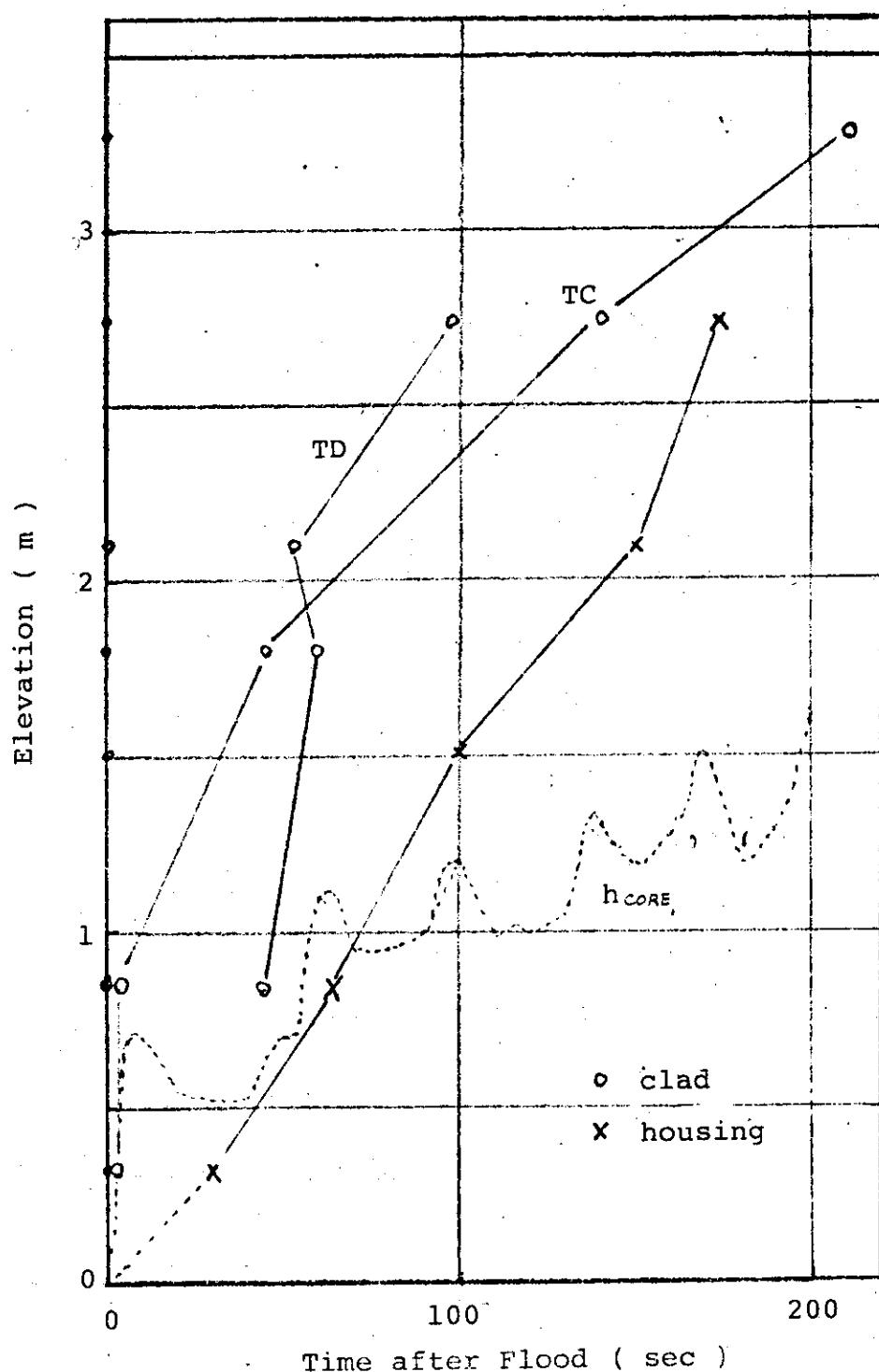


Fig. 3-12 Quench Envelope for RUN 2508

第4章 実験結果の検討

4.1 廉心内伝熱流動特性

4.1.1 発熱体温度応答

発熱体温度応答は、発熱体出力、軸方向位置により、異なった様相を示すが、冷却水温から受ける影響は顕著ではない。Fig. 4-1にRUN 2503, 2512, 2527の発熱体温度応答を示す。冷却水温は全て、80°Cであるが、発熱体ピーク出力が、各々、0.4 kw/m, 0.9 kw/m, 1.4 kw/mであり、(C)では、発熱体出力が約20秒後に断たれている。

図中の縦軸に平行な破線は、注水開始時刻を示す。

(a), (b)図に示すように、発熱体温度は、注水開始後の短かい期間は、断熱的な上昇を示しているが、その後、一部の熱電対位置(4. TD 3 M)を除いて、振動的に下降している。前章で述べたように、注水を開始すると、炉心内注水量がパルス状に増大しており、この注水により、テスト部発熱体が、ほぼ全長にわたり一時的に濡らされるものと思われる。しかし、注水量は急激に減少するので、最下端熱電対位置(6. TC 6)を除いては、再度露出し、温度は上昇している。その後、発熱体中央部(3. TD 3U, 4. TD 3 M)では、一定注入実験と同様にターンアラウンド点を経て、やがてはクエンチしている。出力が低い(a)図の場合は、ターンアラウンド点は、(b)図に比べて顕著ではない。発熱体上方(1. TC 1, 2. TD 2)では、再度昇温後も、特に、出力の低い(a)図および、出力なしの(c)図においては、振動している。この期間は、おそらく蒸気流による冷却期間と思われるが、その蒸気流中に含まれる液滴量の変化が、このような温度応答に影響しているものと思われる。(c)図では、約20秒後に、発熱体最高温度が許容温度の600°Cに達し、発熱体への電力供給を中止し

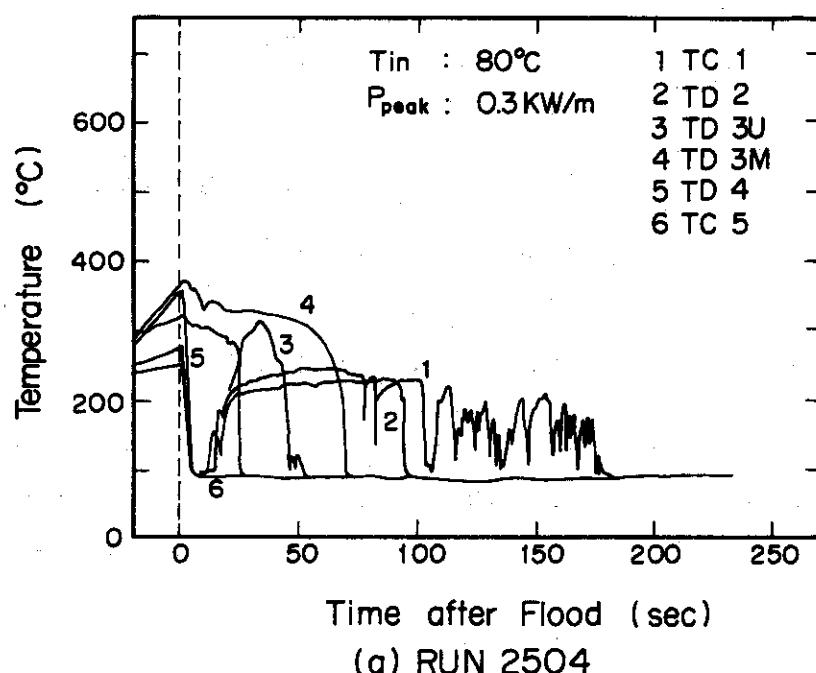
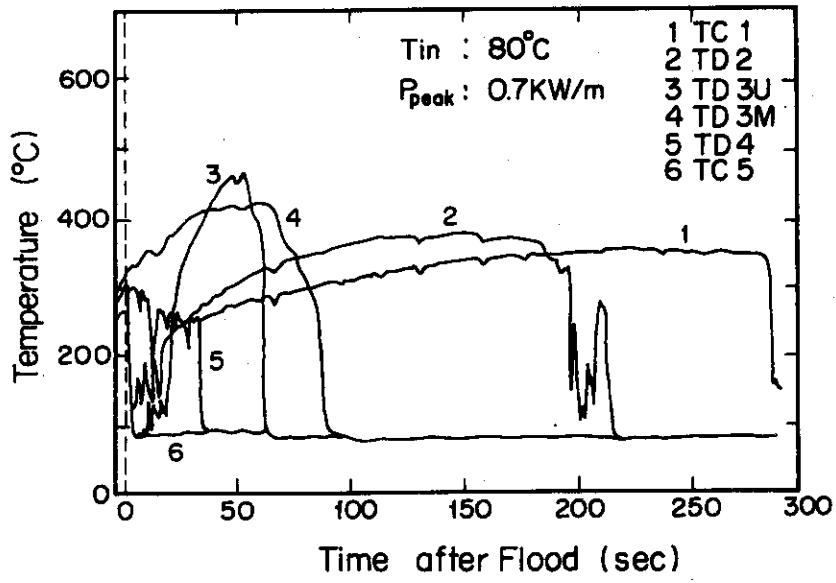
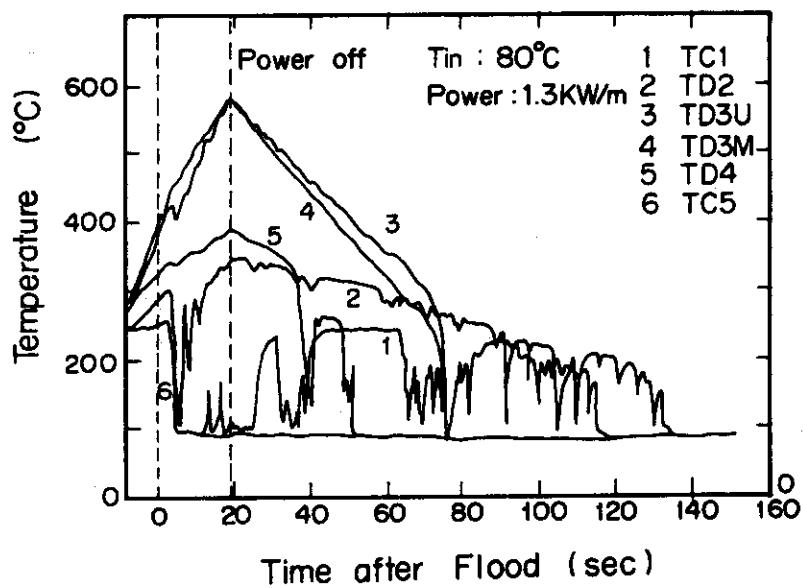


Fig. 4-1(a) Temperature Responses of Heater Rod Surface



(b) RUN 2512

Fig. 4-1(b) Temperature Responses of Heater Rod Surface



(c) RUN 2527

Fig. 4-1(c) Temperature Responses of Heater Rod Surface

た実験である。(a), (b)と同様に注水開始後に、TC1, TD2, TC5は急激に温度が下がっているが、TD3U, TD3M, TD4は、初期の断熱期と傾きは異なるが上昇をつづけている。またTD2の再度昇温開始するのも他よりは早くなっている。出力断後は、(a)の出力が低い実験と同様の傾向を示している。

このように一定注入実験と比較してシステム実験での温度応答の特長は、次のとおりである。

- 経過時間が長い。
- 注水開始後の初期断熱期は存在するが、その後、発熱体のほとんどの部分において、飽和温度近

くまで降温する。

- 最下端熱電対 (6. TC 5) 以外は、再び昇温する。
- 下から順にクエンチする。
- 発熱体上方位置では、再昇温後、振動している。出力が比較的小さい時に顕著である。

4.1.2 クエンチ時間

前節で述べたように、発熱体温度応答は振動的であり、注水開始後初期に、クエンチ的な温度応答を示しているが、ここでは、再び昇温して、最終的に安定して飽和温度近傍に降温する点をクエンチ点とした。

Fig. 4-2 に発熱体と流路外管のクエンチ先端の到達時間を示す。(a) は P_{peak} が 0.3 kw/m と出力が低い RUN 2504, (b) は、 0.7 kw/m の RUN 2512, (c) は、 1 kw/m で、出力を注水後約 26 sec で中断した RUN 2521 の例である。

(a) の場合、流路外管のクエンチ先端の上昇は、下から 1 m (発熱体発熱部下端を基準とする) を越すと、ほぼ一定の速度となっている。発熱体のクエンチ先端の上昇も、最上部を除いては、ほぼ一定速度であり、約 2 cm/sec となっており、流路外管のクエンチ先端の速度と同程度である。しかし、その先端の位置は、発熱体の方が流路外管に対して距離に対して約 1 m 程高く、時間にして約 50 秒程先端が到達するのが早い。然し、発熱体上部では、発熱体クエンチが遅く、流路外管のクエンチと、ほとんど同時である。(b) 図は、出力が少し高くなった場合である。発熱体中央部から上方では、発熱体のクエンチ先端の移動速度は、(a) 図と同様に、ほぼ一定速度約 0.6 cm/sec であるが、その傾きは (a) 図の場合より小さくなっている。流路外管のクエンチ先端速度は、中央部 (下から約 1.6 m 位置) までは、約 1.6 cm/sec とほぼ一定であるが、(a) 図と比べて少し小さくなっている。中央部より上で、更に遅くなっているが、上方では、また少し早くなっている。(a) 図と同様に、発熱体クエンチ先端が、流路外管のものより高くなっているが、上方ではやはり、同程度となっている。

(c) 図においては、出力は 1 kw/m と、(a), (b) に比べて高くなっているが、約 26 sec 後に中断しており、クエンチ先端の位置は、(a) の出力が低い場合と結果的には似ている。流路外管のクエンチ時間は、(a) 図と同時間であり、発熱体のクエンチは、それより $25 \sim 30 \text{ sec}$ 程早く生じているが、その先端の移動速度は、流路外管のものと、同程度である。

この様に、発熱体のクエンチは、流路外管のクエンチより早めに生じているが、その移動速度は、出力が低い時は、流路外管のクエンチ速度と同程度で約 2 cm/sec となっている。然し、出力が少し大きくなると、発熱体のクエンチ速度は中央部から上方では出力が小さい場合と比較して遅くなっている。また、流路外管も同様に、中央部では遅くなっているが、発熱体のクエンチ先端上昇速度よりは早く、上方では、両者ほとんど同時にクエンチしている。テスト部は 4×4 本バンドルであり、その 16 本の発熱体からの熱放出に対して、流路外管の保有熱の熱放出が無視できなく、特に、発熱体出力が小さい時には、発熱体のクエンチ先端の上昇は、流路外管の影響を直接受けているものと思われる。

本シリーズで実験における、発熱体中央部のクエンチ時間、発熱体全部の位置がクエンチする時間および、発熱体温度が 600°C に達し、発熱体出力を中断させた時間を、Fig. 4-3 に示す。(A)

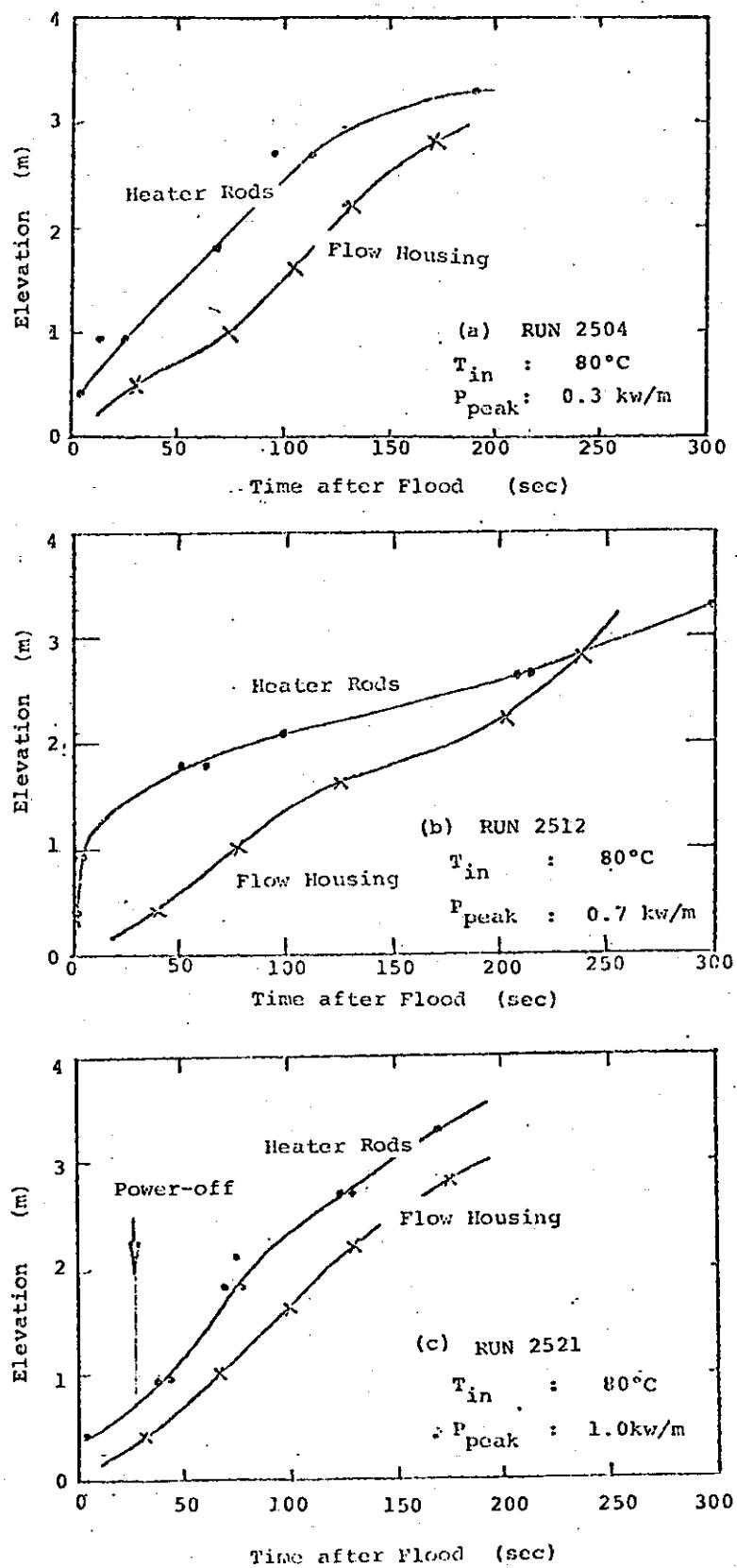


Fig. 4-2 Quench Envelops of Heater Rods and Flowhousing

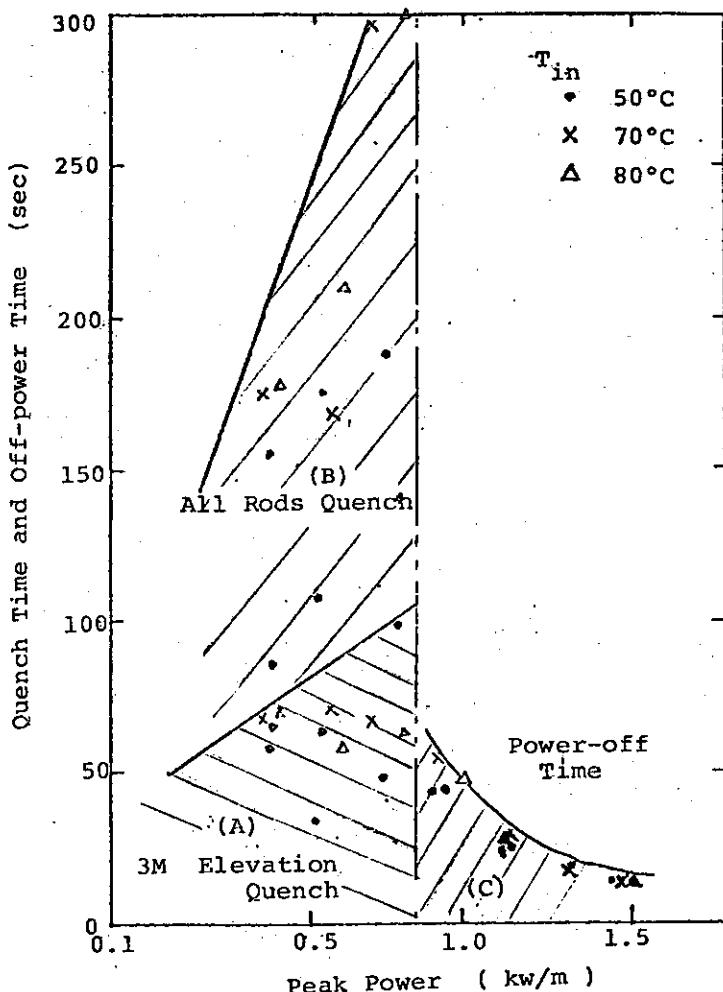


Fig. 4-3 Effect of Peak Power on Quench Time

領域は、発熱体中央部のクエンチ時間であり、(B) 領域は、発熱体に取付けられた熱電対の全ての位置がクエンチしてしまう時間、(C) 領域は発熱体出力を中断した時間である。この図より明らかなように、中央部クエンチ時間および全ての位置での最長のクエンチ時間は、発熱体出力が大きくなるにつれ、長くなり、その領域は、(A)、(B)ともに右上がりとなっている。しかし、発熱体の出力が大きくなり、約 0.8 kw/m 以上になると、注水が開始されても発熱体は昇温しつづけ、タンクアラウンドに至る以前に発熱体上限温度に達し、出力は中断される。その中断される時間は、当然のことながら出力が大きくなればなるほど短かくなっている。また、注入水温が $50 \sim 80^{\circ}\text{C}$ と変化した場合、発熱体全体がクエンチしてしまう時間は、サーブクール度の小さい方が大きい方に比べて長くなっている傾向にある。しかし発熱体中央部のクエンチ時間に与えるサブクール度の影響は顕著ではない。

4.1.3 热伝達率

発熱体の温度応答より計算された熱伝達率を Fig. 4-4 に示す。横軸は注水開始後の経過時間、縦軸は、熱伝達率である。1 と 2 は、出力がそれぞれ 0.7 , 0.9 kw と出力が異なる実験で、中央の熱電対 TD 3 M に注目したものである。3 は、2 と同一実験で、TD 3 M より下流側の熱電対 TC 2 に注目した熱伝達率である。また 4 には、W 社 FLECHT - SET⁽¹⁾ の 20 psia の RUN 2714 B の

実験における熱伝達率の1部を示す。RUN 2714Bにおける6', 7', 9', 11'の位置における熱伝達率はFig. 4-5に示す。

この図より明らかのように本実験における中央部の熱伝達率は、注水開始後すぐに上昇しはじめる。シリーズ2A実験でみられたような初期断熱期は、ないか、あるいは、存在しても、1秒にも満たない、ごく短時間の間だけである。初期の熱伝達上昇期は、他の現象と同様に振動的ではあるが、約5～10秒後には、熱伝達は $25 \text{ kcal/m}^2 \text{ hr}^\circ\text{C}$ 程度に達し、それから以降は、ゆるやかに上昇していく。60秒後には、約 $50 \text{ kcal/m}^2 \text{ hr}^\circ\text{C}$ になっている。しかし、クエンチ前20秒程度、本図では注水開始後約65秒で、熱伝達率は急上昇し、 $100 \sim 200 \text{ kcal/m}^2 \text{ hr}^\circ\text{C}$ という比較的高い値になっており、その後さらに急上昇してクエンチに至っている。このクエンチ前に比較的高い熱伝達率を示す期間は、Fig. 4-5のFLECHT-SETでも観察される。

一方、TC 2に注目した熱伝達率は、初期には大きく振動している（本図には示していないが、0～20秒の間は、熱伝達率は、縦軸上下限の間を幾回も往復している）。その後、約25秒後からは安定して、ゆるやかな上昇を示している。その間も、振動はみられるが、初期の振巾に比べれば、小さい。熱伝達率は上昇をつづけて150秒後には、約 $50 \text{ kcal/m}^2 \text{ hr}^\circ\text{C}$ 程度に達している。その後、再び大きな振動を生じ、ついにはクエンチに至っているが、TD 3Mにみられたような、クエンチ前の比較的高い熱伝達率を示す期間はない。また、同時刻のTD 3Mと比較して、熱伝達率は半分以下である。

このように、中央部熱電対に注目した熱伝達率変化は、その傾向から、次の4領域に区分できる。

① 初期上昇期

冷却水が下部よりテスト部へ注入され、テスト部下方の流路外管や発熱体により加熱されて蒸気を発生し、その蒸気量が時間とともに増加し、中央部での熱伝達率は増加していく。

② ゆるやかな上昇期

小さな振動はみられるが、比較的安定に、ゆっくりと熱伝達率が上昇している期間である。この頃は、初期と異なり、クエンチ先端の上昇速度も小さくなってしまっており、このため、中央部での蒸気流速も、急激な変化ではなく、熱伝達率も安定しているものと思われる。

③ クエンチ前

クエンチ前に、熱伝達が大きくなる。Fig. 4-6にTD 3Mに注目した熱流束と発熱体過熱度を示す。実験は、図の下方のAより始まり、矢印のように経過していくに熱流束は上昇していく。図の右側に丸くつき出たB点はターンアラウンド点であり、その後左下がりの傾向を示すC領域をすぎて、また上昇して、クエンチ点にいたり、過熱度は急減して横軸に平行になっている。この熱流束の傾向はシリーズ2A実験⁽⁴⁾と同じである。この図で示すC領域は、シリーズ2A実験⁽³⁾で述べたように膜沸騰域である。つまり、クエンチ前には、それまでの蒸気流による冷却から、膜沸騰による冷却に変化し、このため熱伝達が良好になっている。

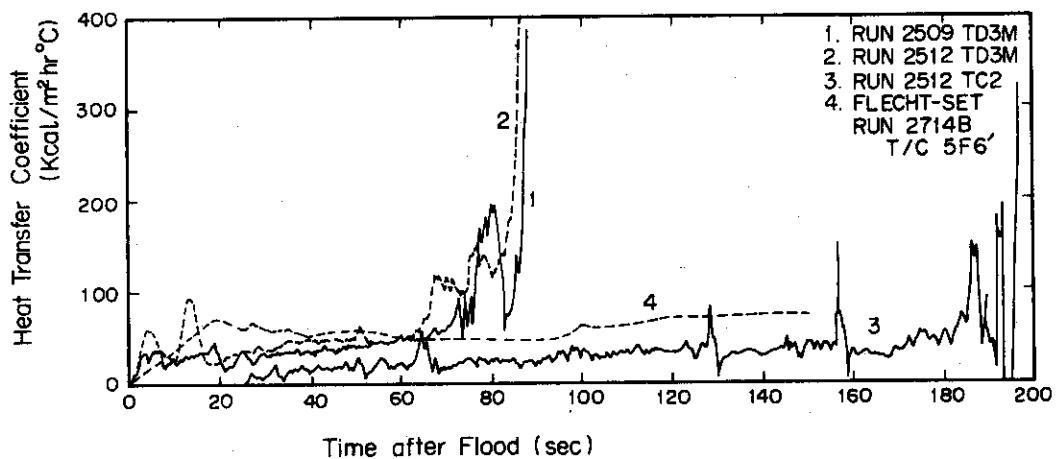


Fig. 4-4 Behavior of Calculated Heat Transfer Coefficients

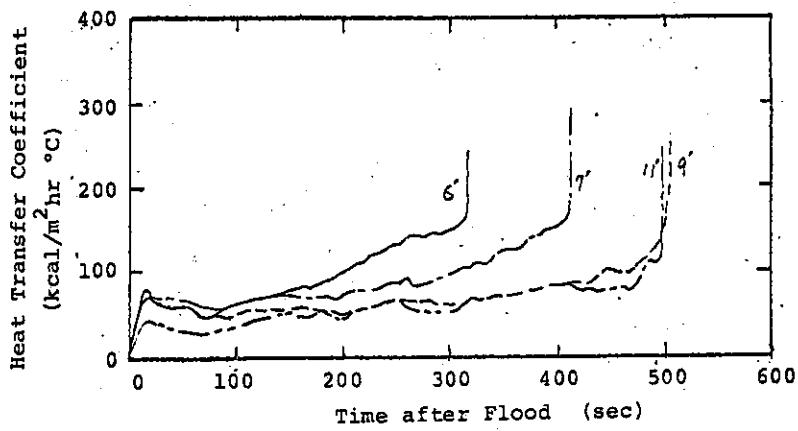
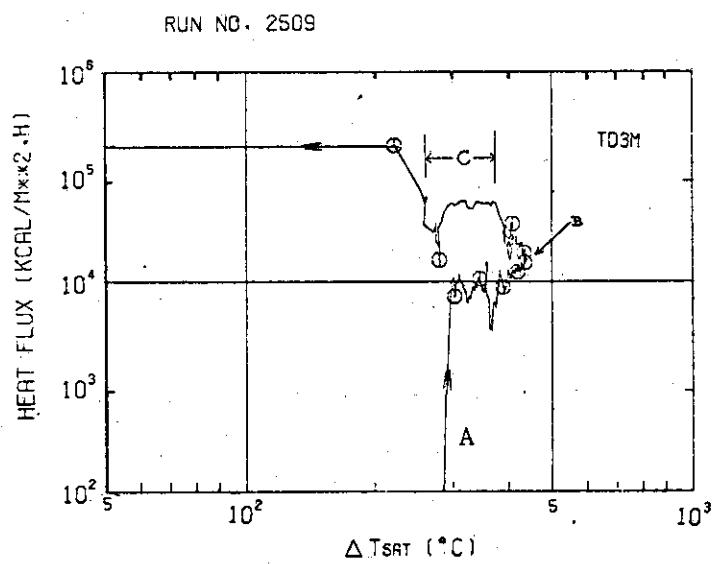


Fig. 4-5 Heat Transfer Coefficients Referred from FLECHT-SET

Fig. 4-6 Heat Flux vs ΔT_{SAT}

$$\Delta T_{SAT} = T_{wall} - T_{sat}$$

④ クエンチ

③期により発熱体は冷却されて降温し、水で濡らされる。

TD 2 に注目した熱伝達率で示されるように、中央部より上方では、上記③の膜沸騰期がみられず、蒸気冷却期からすぐにクエンチへと至っている。

また、熱伝達率の大きさは、同時刻の TD 3 M と比較して半分以下である。この理由としては、熱伝達率の計算において、熱伝達率 = 熱流束 / (壁温 - 流体飽和温度) としているが、実際は、蒸気流は、中央部の高温の発熱体間を通過してきており、蒸気流の温度は飽和温度より上昇していると思われる（上部プレナムにおける蒸気温度は 150 °C 程度）、また壁温は、中央部に比べて低いため、計算結果としてこの様な差となった。蒸気流中に含まれる水滴量の差等が考えられる。

これら各位置の熱伝達率は、Fig. 4-7 に示すように、蒸気冷却期において、テスト部上下の圧力振動に応じて、圧力の振動がピークになる時にほぼ同期して、熱伝達も上昇している。圧力が大きくなるときは、蒸気発生が増え、蒸気の流束が大きくなり、このため熱伝達率も大きくなるものと思われる。Fig. 4-8 に示すように、この熱伝達率の振動のピーク位置は、TD 3 M, TC 2, TC 1 で、ほとんど同時刻に生じていることからも、このことは説明されている。

シリーズ 2 B 実験の熱伝達率についての特長をまとめると以下のようになる。

・中央部の熱伝達率変化は、①上昇期 ②蒸気流冷却期 ③膜沸騰冷却期 ④クエンチ の 4 つに区分できる。

・中央部より上方では、③期が認められない。また蒸気流冷却期においては、同時刻の中央部の熱伝達率と比較して、半分以下である。

・蒸気流冷却期の熱伝達率は $25 \sim 50 \text{ kcal/m}^2 \text{ he } ^\circ\text{C}$ であり、膜沸騰冷却期では、 $100 \sim 200 \text{ kcal/m}^2 \text{ he } ^\circ\text{C}$ である。

・各位置での熱伝達率は、蒸気流冷却期では、圧力振動と同期したピークをもっている。これは、テスト部内の蒸気流速が変化しているためと思われる。

・また、FLECHT-SET 実験と比較して、経過時間は、本実験の方が非常に短かいが、熱伝達率変化の傾向は同じである。

4.2 圧力損失特性

1) 炉心内圧力損失特性

Fig. 4-9 は RUN 2501 における炉心内圧力損失 (ΔP_{TS})、一次系ループ部圧力損失 (ΔP_L)、発熱体クエンチ線、流路外管クエンチ線等を示したものである。これから本実験における大まかな領域区分は次の 4 領域に分けられる。

領域 I： 注水開始直後の初期振動領域である。この振動の周期は約 3 ~ 4 秒で、約 35 秒間続いている。（後述）さらにこの期間の ΔP_L が最大であることは蒸気発生速度が最大であることを意味している。

領域 II： 上記の振動が停止し、 ΔP_{TS} の上昇が、流路外管のクエンチフロントの上昇とほぼ一致している領域である。振動が停止している原因は主に、ダウンカマーテスト部間の大きなまつによるものと思われる。（後述）

領域 III： ΔP_{TS} の上昇率（あるいは ΔP_L の下降率）が急に鈍くなっている領域である。時間

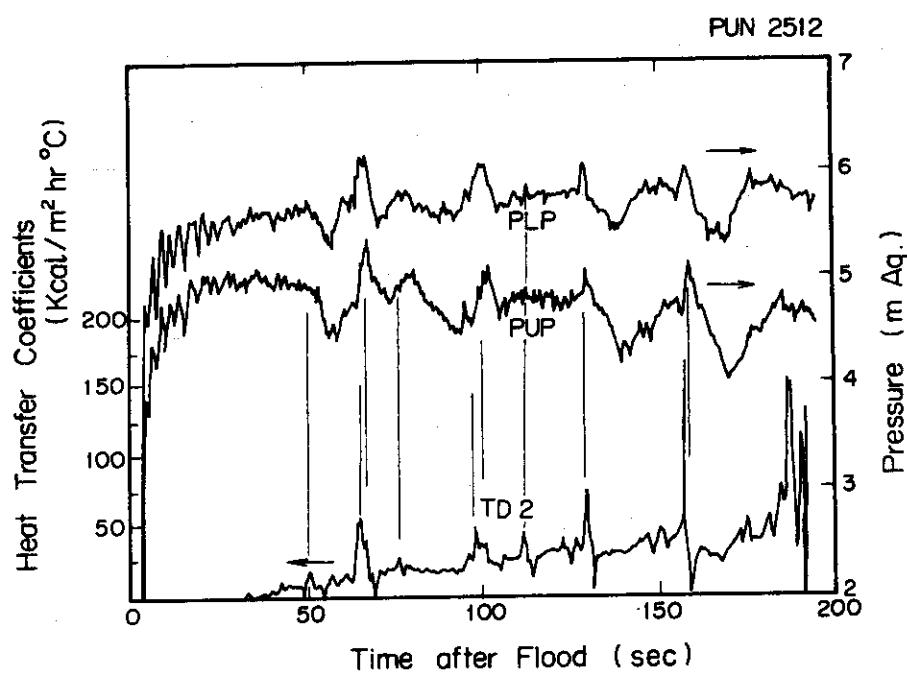


Fig. 4-7 Relation between the Heat Transfer Coefficients and Pressure Oscillations (PLP, PUP)

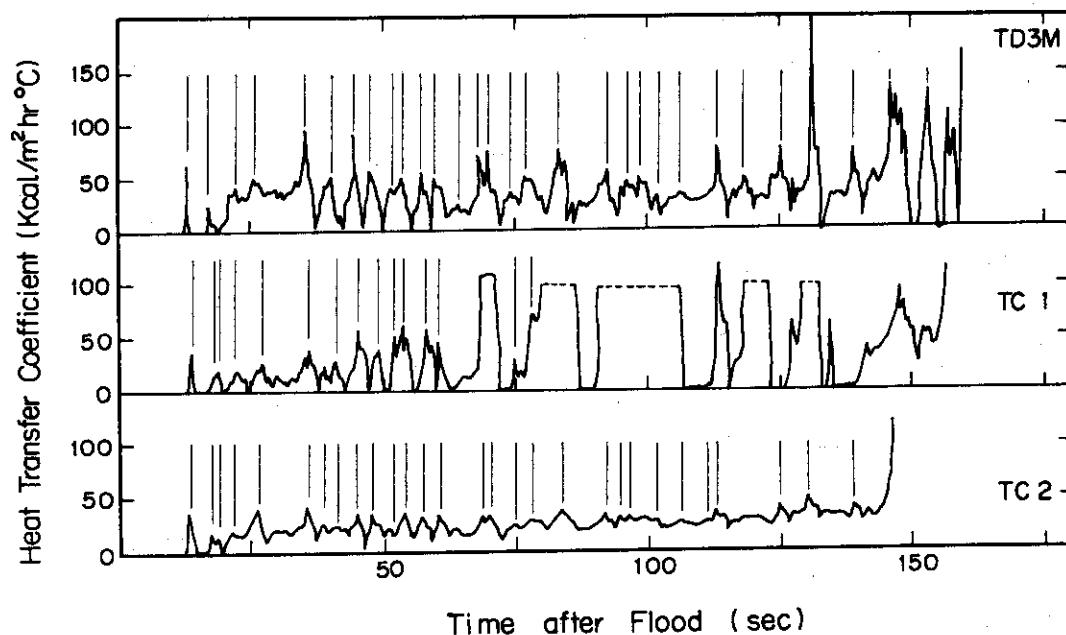


Fig. 4-8 Oscillation of Calculated Heat Transfer Coefficients (# 2510)

的に最も長い領域であり、本実験において最も本質的な領域である。この領域の開始点は ΔP_{TS} の値が約 1.1 m 程度に達した時、あるいは ΔP_L に直前の急な落ち込みがあることで特徴づけられる。この期間では ΔP_{TS} , ΔP_L に大きな周期（30～40秒）の振動が多くの場合観測されている。またこの期間中に発熱体・流路外管が最終的にクエンチする。

領域IV： ΔP_{TS} の上昇率 (ΔP_L の下降率) が急に大きくなっている領域である。開始点は流路外管の最上端のクエンチ時刻とほぼ一致している。その意味では再冠水実験にとってあまり本質的な領域ではない。この領域まで実験データを取り続けた RUN は少ない。

2) 炉心内圧損失のパラメータ効果

Fig. 4-10 は注入水のサブクール度の炉心内圧力損失に与える効果を示したものである。RUN 2502, と 2504 とでは出力値はほぼ同一で、注入水温度がそれぞれ 50 °C, 80 °C である。当然予想されるように RUN 2502 すなわちサブクール度の大きい方が、 ΔP_{TS} が一般に大きいことがわかる。また領域（III）の大周期振動がサブクール度の小さい RUN 2504 の方に現れていることは注目される。

Fig. 4-11 は同様の図である。Fig. 4-10 に比べて出力値が約 2 倍大きい。やはりサブクール度の大きい RUN 2510 の方が RUN 2512 に比べて ΔP_{TS} はやや大きいが、その差は Fig. 4-10 における場合よりも小さい。また領域（III）における大周期の振動はほぼ同じ周期で、振巾は RUN 2512 の方がやや小さい。

Fig. 4-12 は出力値の ΔP_{TS} に与える効果を示したものである。領域 II では出力値の違いは現われていないが、領域 III では出力が大きいほど ΔP_{TS} も小さい傾向が認められるが、出力の大きい RUN 2505 と RUN 2509 とではその差は小さい。

同図 (Fig. 4-12) に参考のために FLECHT-SET における RUN 2714B の ΔP_{TS} のデータが示してある。これによれば FLECHT-SET での ΔP_{TS} の値もほぼ同様の値をとっていることがわかる。

さらに RUN 2505 と RUN 2509 には領域（III）における顕著な大周期の振動が認められる。RUN 2509 の方が、したがって出力の大きい方がその周期は小さいという傾向がある。

Fig. 4-13 はシリーズ 2B における ΔP_{TS} と発熱体のクエンチとの関係を見たものである。横軸の発熱体供給電圧 E (volt) は発熱体ピーク出力値 P とは

$$P = 3.29 \times 10^{-3} E^2 \quad (\text{kw/m})$$

なる関係がある。図の○印は発熱体の中央部（最高発熱部）がクエンチした時刻での ΔP_{TS} であり ×印は全ての発熱体熱電対がクエンチした時刻での ΔP_{TS} の値をプロットしたものである。なお▲印は中央部がクエンチする前に温度が 600 °C に達したので電源を切ったものである。この図によれば次のことが言える。

- ① 中央部がクエンチするには ΔP_{TS} は少くとも 0.8 m 以上である必要があること。
- ② 中央部（最高発熱部）がクエンチすればその後発熱体はすべての位置でクエンチすること。
- ③ 発熱体のすべての位置がクエンチするには ΔP_{TS} の値は少くとも 1.3 m 以上である必要があること。

上のことは本シリーズ 2B でのみ言えることであって、一般性はないかも知れない。（特に②に関して）

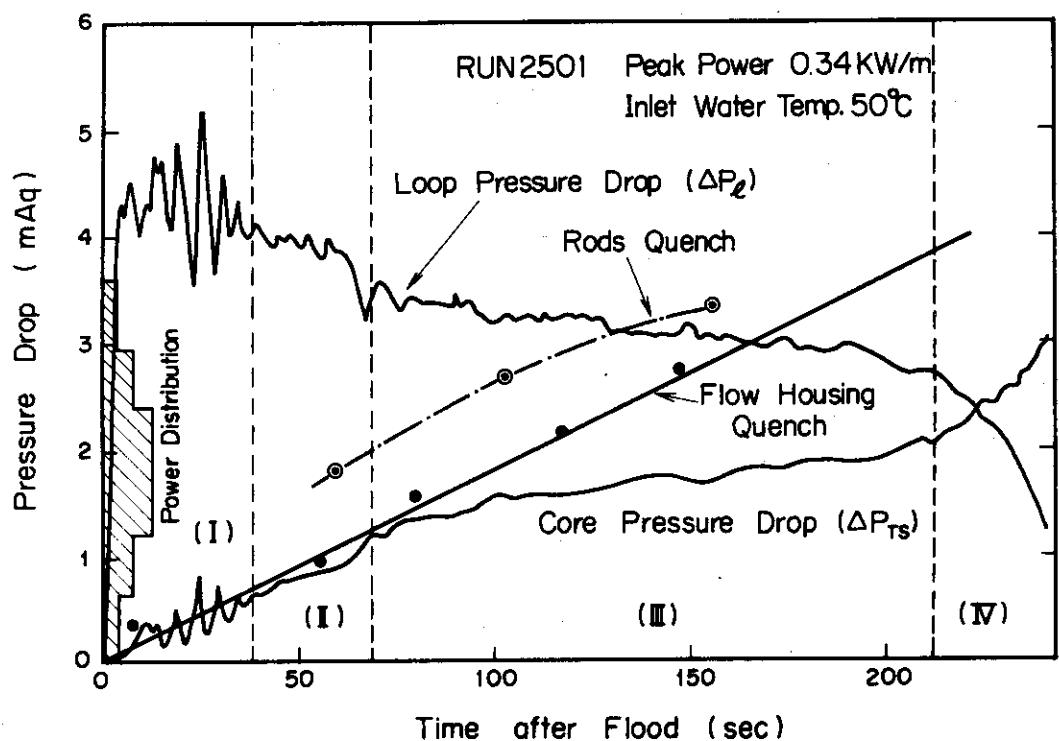


Fig. 4-9 Core Pressure Drop Response

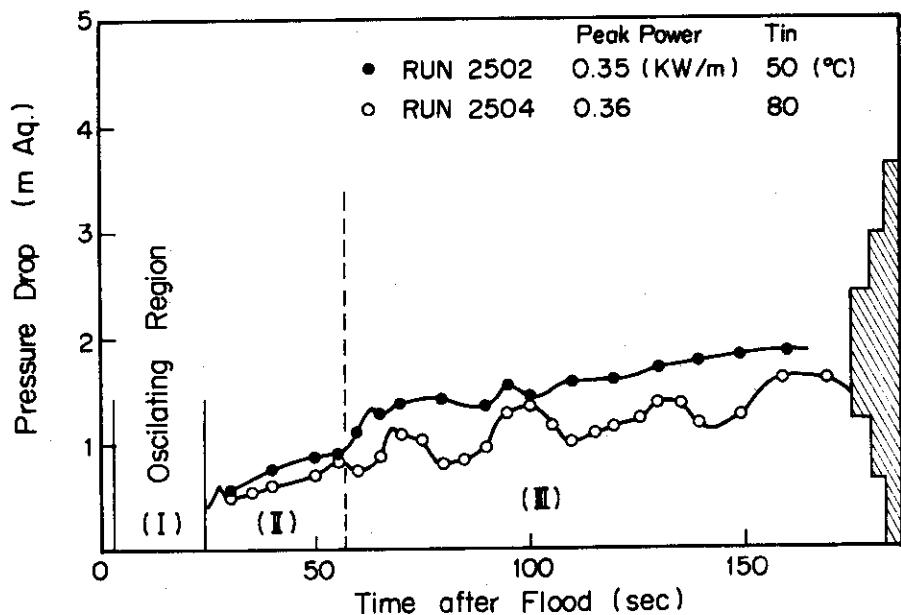


Fig. 4-10 Effect of the Inlet Water Subcooling on the Core Pressure Drop

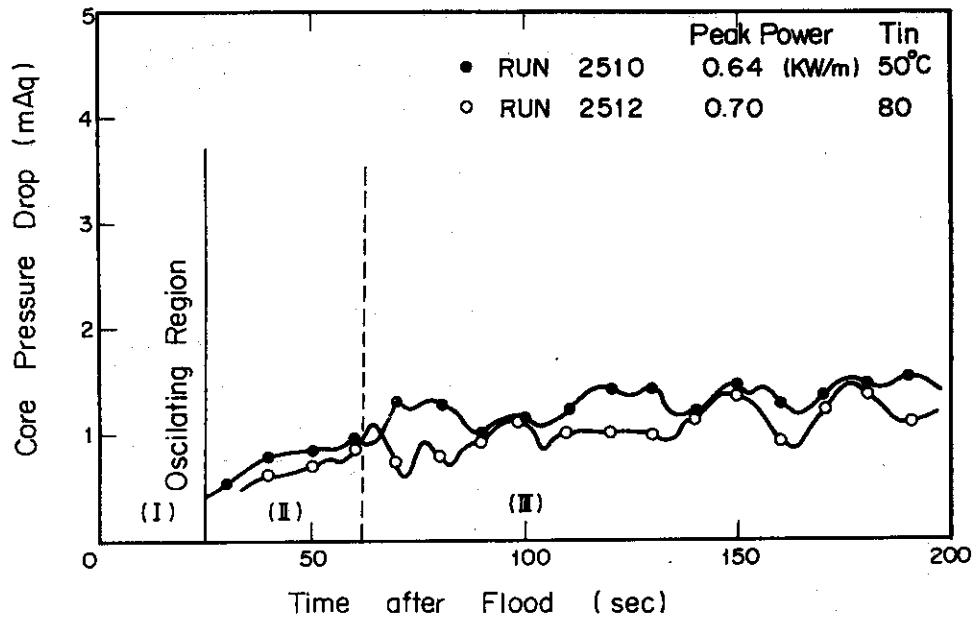


Fig. 4-11 Effect of the Inlet Water Subcooling on the Core Pressure Drop

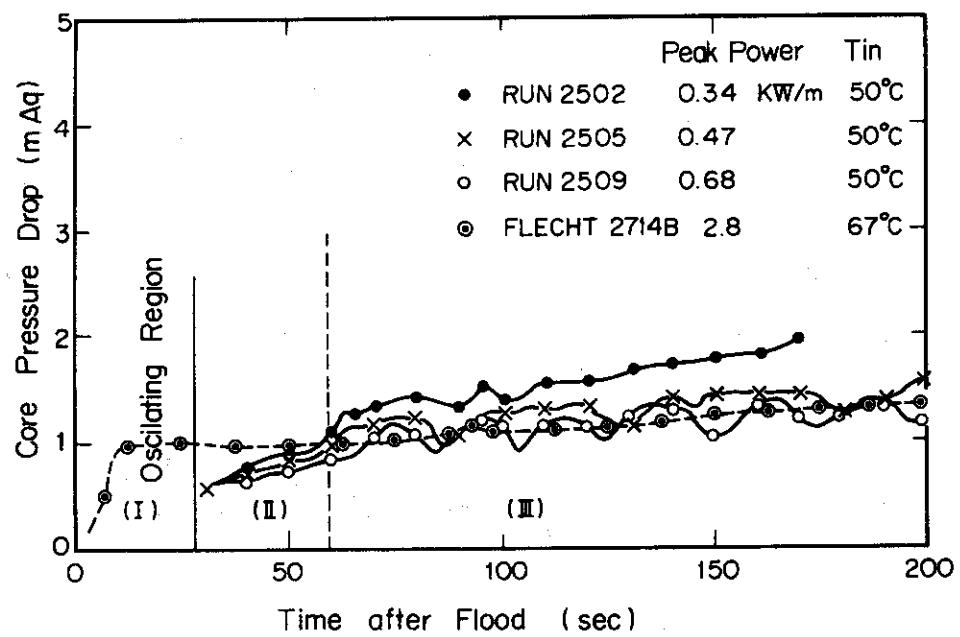


Fig. 4-12 Effect of Peak Power on the Core Pressure Drop

3) 流動抵抗模擬部の圧力損失

流動抵抗模擬部の圧力損失 ΔP_e は上部プレナム圧力 P_{UP} , 定圧タンク圧力 P_{PT} と

$$\Delta P_e = P_{UP} - P_{PT}$$

なる関係にある。

Fig. 4-9 に RUN 2501 の ΔP_e を示してある。本実験はすべて大気圧下で行っているので

$$P_{PT} \approx 0 \quad (\text{guage})$$

である。またダウンカマヘッド P_{DWN} は下部プレナム圧力 P_{LP} と

$$P_{DWN} \approx P_{LP} \approx 5 \quad (\text{mAq})$$

なる関係ではほぼ一定である。したがって

$$\Delta P_e \approx P_{UP} \approx -(P_{LP} - P_{UP}) + 5$$

$$\Delta P_e + \Delta P_{TS} \approx 5 \quad (\text{mAq})$$

という関係が大まかに成り立っている。

したがって 2) 項で ΔP_{TS} に関して述べたことが上式を介してそのまま言える。すなわち、

①：入口サブクール度の小さい方が一般に ΔP_e は大

②：出力が大きいほど一般に ΔP_e は大

Fig. 4-14 は上の傾向を示したものである。

4.3 流路外管の影響

(1) 初期流路外管温度の設定値

本実験において、流路外管が果たすべき役割には、テスト部内の流路を確保することの他に、4 × 4 本の発熱体の周辺部のピンに対して温度的、あるいは熱的な補償体となることがある。そのため、流路外管を実験開始前まである温度に予熱しておく必要がある。この時、この設定温度があまり低いと、実験開始後の注入水は流路外管のみ付着しやすくなる危険性・非安全性がある。

一方で、発熱体設計許容温度 600 °C から、注水開始時の初期発熱体温度は 300 ~ 400 °C 程度で実験を行う必要がある。そこで、本シリーズ 2B では、初期流路外管温度を 300 °C に統一することにし、それによる影響はあらためて再評価することとした。このように 300 °C に定めると温度的には発熱体から流路外管への輻射熱伝達を無視し得るという長所がある。しかし反面、熱的には以下に見るように流路外管の大きな、熱容量に起因する、さまざまの影響がある。

(2) 流路外管のクエンチ

Fig. 4-15 は RUN 2507 の流路外管のクエンチ時刻と発熱体のクエンチ時刻を示したものである。ただし、発熱体のクエンチ時刻としては、最終的に飽和温度に落着いた時刻を取った。この図から次のことがわかる。(Fig. 4-9 参照)

(1) 流路外管のクエンチ線はほぼ直線的であること。

(2) 発熱体のクエンチ線は(1)とほぼ平行であること。

(3) 同じ高さ位置では流路外管は発熱体より遅くクエンチしていること。

Fig. 4-16 は流路外管のクエンチに与える、出力・入口サブクール度の効果を示したものである。これから次の傾向のあることがわかる。

(4) 高さ約 1 m までの流路外管のクエンチ速度は主に入口水サブクール度で決まる。

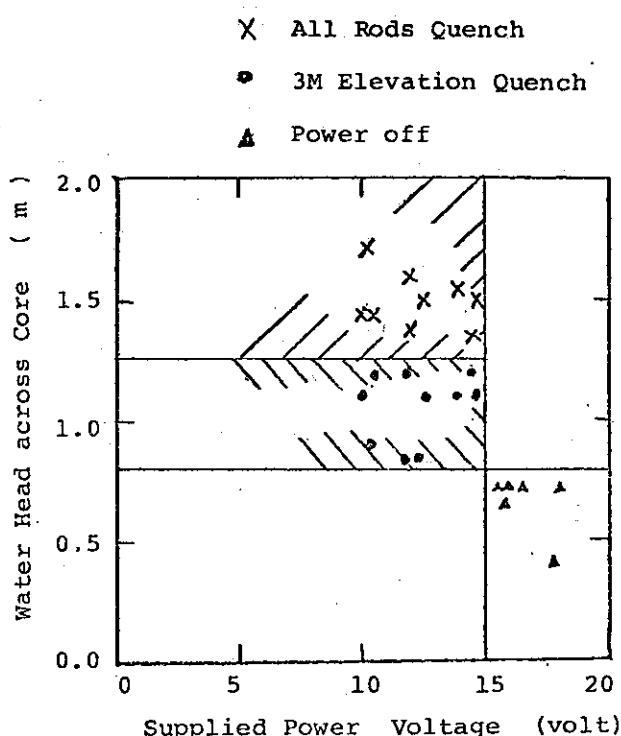


Fig. 4-13 Core Pressure Drops vs Supplied Power Voltage

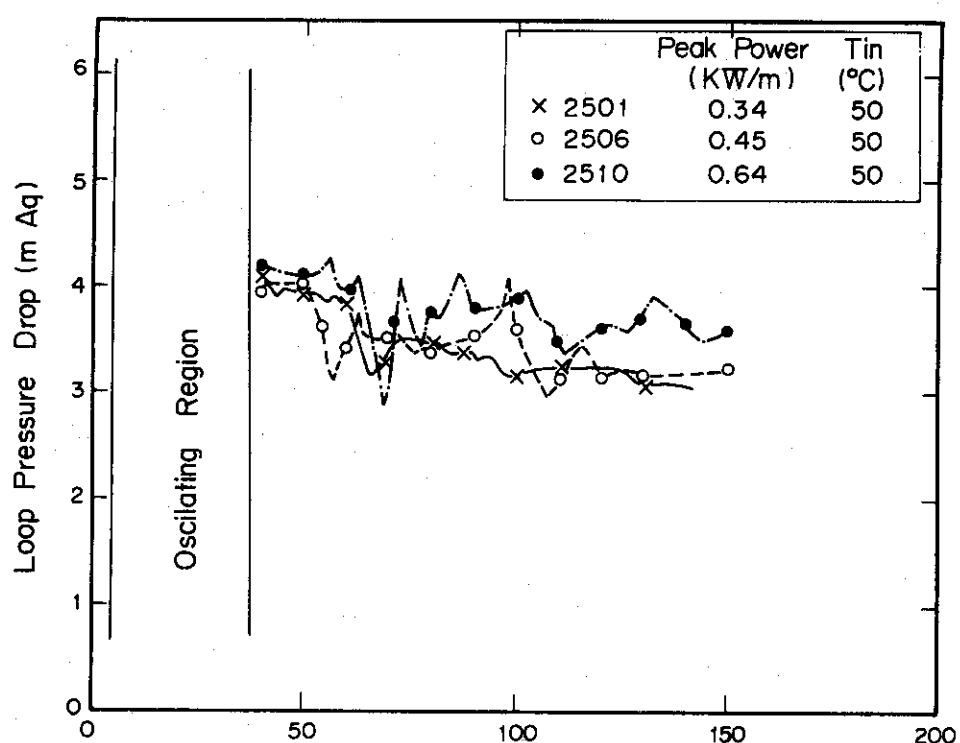


Fig. 4-14 Effect of Peak Power on Loop Pressure Drop

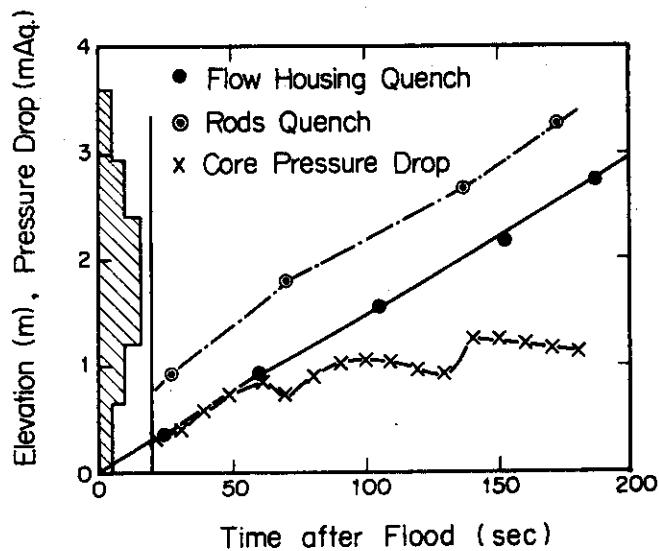


Fig. 4-15 Comparison of Flow Housing Quench Time and Rods Quench Time for RUN 2507
(Peak Power=0.5KW/m, Inlet Water Temp = 70°C)

Symbol	Run No	Peak Power (KW/m)	Tin (°C)
--------	--------	-------------------	----------

○	2502	0.35	50
●	2504	0.36	80
△	2506	0.45	50
▲	2508	0.52	80
□	2510	0.64	50
■	2512	0.70	80

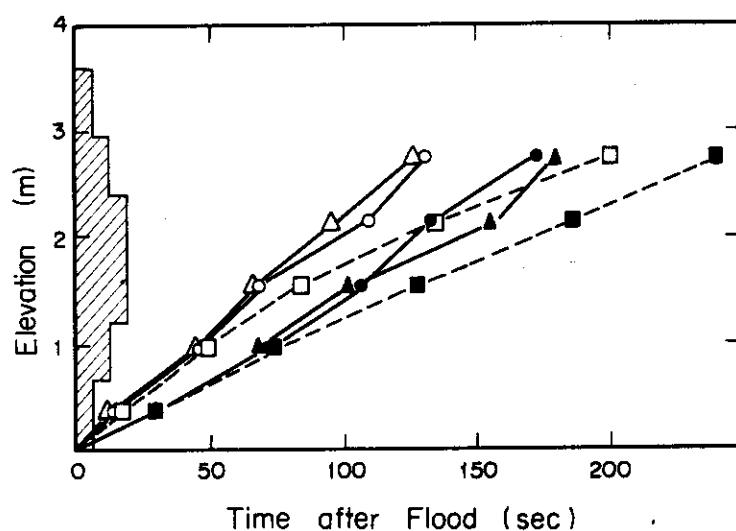


Fig. 4-16 Effect of Peak Power and Inlet Water Subcooling on Flow Housing Quench Time

(5) 高さ 1 m 以上での流路外管のそれ以降のクエンチ速度は主に発熱体出力によって定まる。

Fig. 4-17 は(4)で述べた流路外管の初期クエンチ速度 V_{qH1} に与える、入口サブクール度の効果を示したものである。図には電源の切れなかった RUN 2501 ~ 2512 までの V_{qH1} がプロットしてある。これによれば、 V_{qH1} は出力値にはほとんどよらず、入口サブクール度が大きいほど U_{qH1} が大きいことがわかる。

このことは、発熱体下部の発熱量分布は小さく、その温度も注水開始時もほとんど 300 °C から上昇していないから、注水開始直後のテスト部下方のクエンチ状況は流路外管の蓄熱量によってほぼ決定されることを反映している。

Fig. 4-18 は(5)で述べた、高さ 1 m 以上の位置で流路外管のクエンチ速度 V_{qH} に与える出力の効果を示したものである。これによれば、テスト部中央部附近の流路外管のクエンチ進行を支配するものは主に発熱体の出力値であることがわかる。

(3) 流路外管からの熱放出量

先に述べたように、本実験における初期流路外管温度はすべて 300 °C である。したがって、最終的に流路外管の蓄熱量 Q_H はすべて同一の値、

$$Q_R \approx 11 \times 10^2 \text{ kcal} \quad (4-1)$$

である。

さらに、発熱体の初期温度も 300 °C であるから、発熱体 16 本分の蓄熱量 Q_R もすべての RUN ではほぼ同一の値、

$$Q_R \approx 4.3 \times 10^2 \text{ kcal} \quad (4-2)$$

である。(ただし、上の計算では流路外管・発熱体共最終温度を飽和温度とした)

上のように流路外管の蓄熱量、したがって熱容量は発熱体の約 2.5 倍あることになる。

次に発熱体の電気出力による、t 秒間の発熱量を Q_P とすると、 Q_P は次のように表せる。

$$Q_P \approx (8.6P)t \text{ kcal} \quad (4-3)$$

ここで、P はピーク出力値 (kw/m) である。

さて、前節で見たように、流路外管のクエンチ速度 V_{qH} をほぼ一定と見なすと、(1)式から

$$\begin{aligned} \frac{dQ_H}{dt} &= \frac{Q_H}{t} \\ &= \frac{L_H}{t} \cdot \frac{Q_H}{L_H} \\ \frac{dQ_H}{dt} &= 2.7 V_{qH} \end{aligned} \quad (4-4)$$

(4)式における流路外管からの熱放出率を(3)式における発熱体からの放出率と比較し、ピーク出力値 P^* に換算すると、

$$P^* = 0.3 V_{qH} \text{ (kw/m)} \quad (4-5)$$

と表わされる。

Fig. 4-19 は Fig. 4-18 で求められた V_{qH} に対して(5)式より定まる P^* を示したものである。低出力の Run では流路外管の熱放出率の発熱体のそれより上回っていることがわかる。さらに、大まかに言って

$$P + P^* = 1.0 \text{ (kw/m)}$$

なる関係があるから、もし流路外管の初期温度を飽和温度に設定しておけば、 $P = 1.0 \text{ (kw/m)}$ のピーク出力値での実験も、熱量的には RUN 2501～2512 までの実験とほぼ同様であろうと推定される。

(4) まとめ

以上から、本シリーズ 2Bにおいて流路外管を初期に 300°C に設定したことによる影響は次の諸点である。

- (1) 流路外管のクエンチ時刻は同じ高さの発熱体でのクエンチ時刻よりほとんど常に遅い。
- (2) 流路外管の蓄熱量は発熱体の発熱量とほぼ同程度であり、有効な発熱体出力値は実際の発熱体出力より大きく見積らる必要がある。
- (3) 低出力の実験ではこの蓄熱量が現象の大きな支配因子である可能性がある。

今後の問題としては、上のような影響を避けるため、流路外管の温度的な補償はあきらめて、初期温度を飽和温度程度に設定することを検討してゆく必要がある。

4.4 振動現象特性

実際の原子炉の緊急炉心冷却水の経路を模擬するため、ダウンカマーを経由して炉心に冷却水を注入する、いわゆるシステム効果実験において、既に述べてきたように圧力や温度の応答に、特徴的な振動現象が現われている。

既に行われた炉心内一定流量注入実験であるシリーズ 2A 実験⁽³⁾に於いても、圧力等に振動的変化が現われていたことは、報告済みである。

シリーズ 2B 実験はダウンカマー経由の注入方式であり、一定流量を強制的に炉心に注入するシリーズ 2A 実験とは注入方式の点で大きく異り、必ずしもシリーズ 2A 実験で出現した振動的変化と同種の振動がシリーズ 2B 実験でも出現しているとは考えられない点がある。

一方、米国の PWR 型 FLECHT-SET 実験報告⁽¹⁾に、FLECHT-SET 実験に種々の物理量に振動的変化が現かれたことが報告されている。FLECHT-SET で出現した振動的現象の一例を文献⁽¹⁾から引用し、Fig. 4-20 に示す。

FLECHT-SET 実験は、ダウンカマー水頭が実験中 4.5 m 水頭のほぼ一定で、本シリーズ 2B 実験と似た状況にあるが、実験開始時のダウンカマー蓄水状況が大きく異っている。すなわち、FLECHT-SET 実験では、実験開始時にはダウンカマーの有効水頭はほぼ零から開始し、実験開始直後短時間（10秒ないし15秒）にダウンカマーがほぼ満水となり、ほぼ満水後はダウンカマーから冷却水がオーバーフローしない程度に液位がほぼ一定に保たれている。

本シリーズ 2B 実験では、ダウンカマー液位は実験開始時から約 4.8 m で実験中もこの値に保たれており、ダウンカマー注入量より炉心注入量が小さい時には冷却水はオーバーフローし、ダウンカマー オーバーフロータンクに蓄水されている。

FLECHT-SET 実験での振動の周期は、Fig. 4-20 に示したテスト部差圧変化に見られるよ

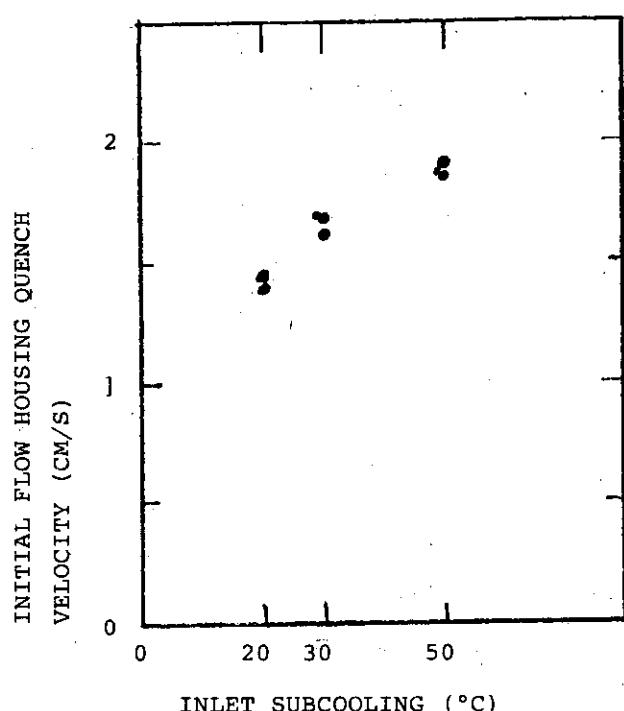


Fig. 4-17 Initial Flow Housing Quench Velocity vs Inlet Water Subcooling

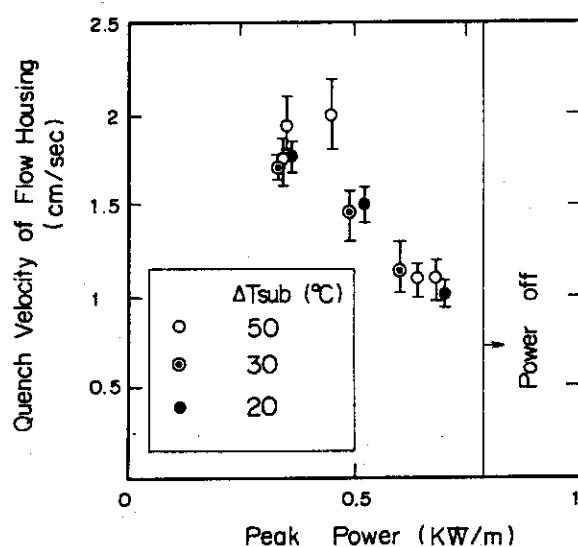


Fig. 4-18 Quench Velocity of Flow Housing vs Peak Power

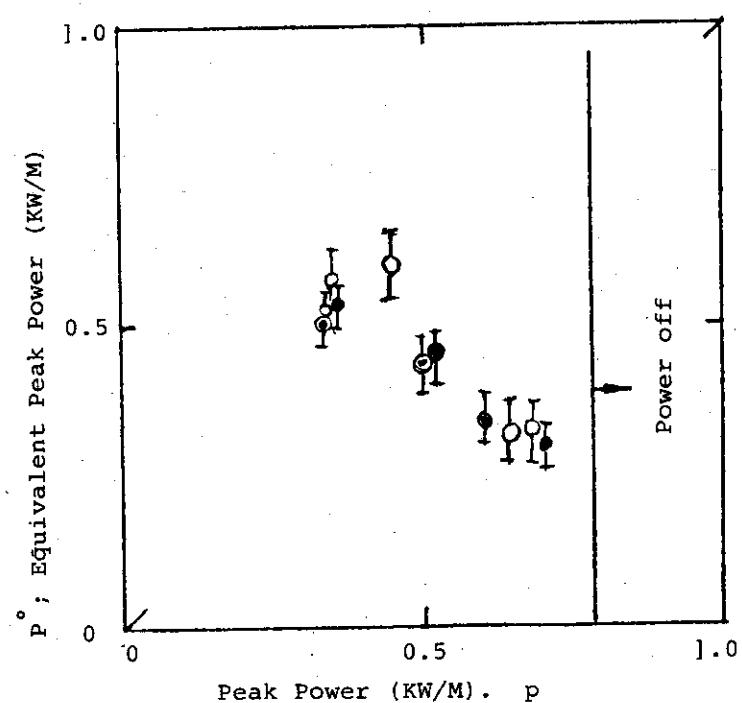


Fig. 4-19 Flow Housing Heat Release Rate vs Peak Power

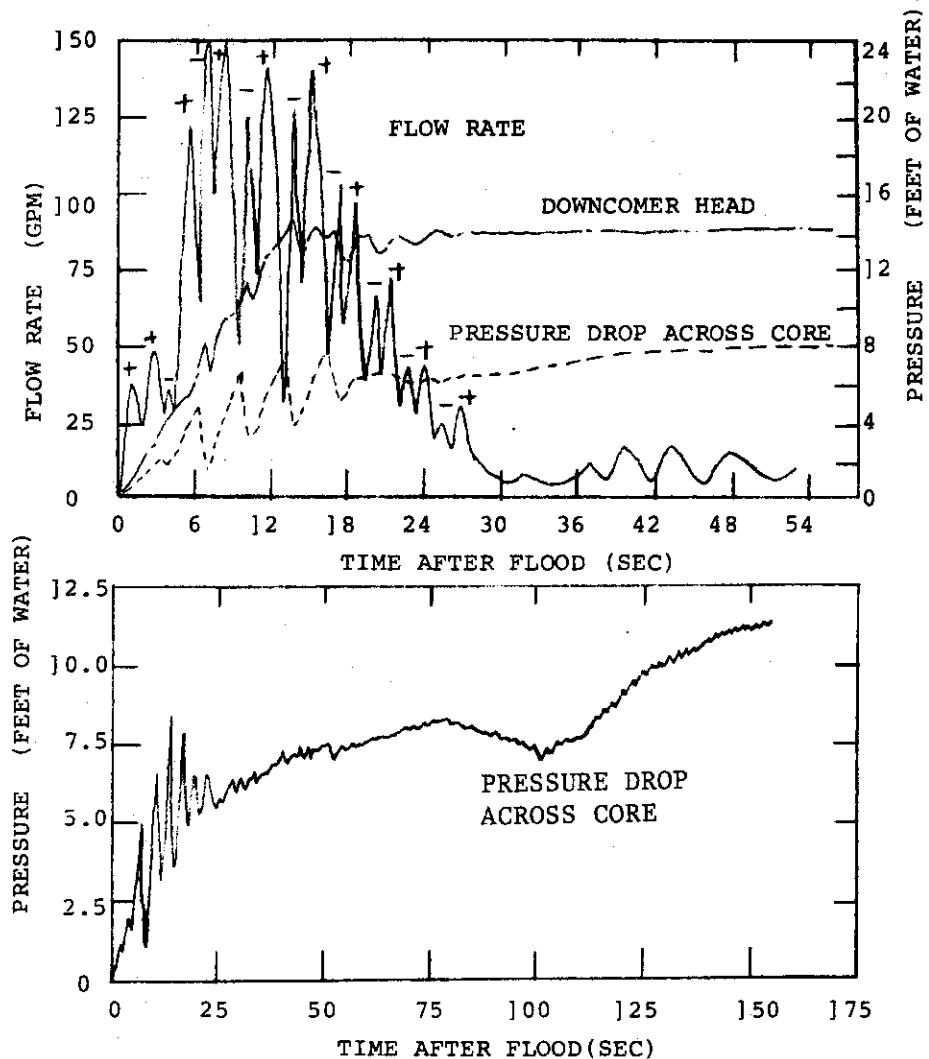


Fig. 4-20 Oscillatory Phenomena in FLECHT-SET
(RUN NO. 3105 B)

うに、3～4秒の周期をもつことが特徴である。FLECHT-SET EVALUATION REPORT⁽¹⁾の解析では、その振動の発生原因を、ダウンカマー流路と炉心流路とが形成する、いわゆるU字管内の水柱の振動（U字管振動）と考え、Fig. 4-21に示す解析モデルを考えた。その結果、外乱を与えた時に発生する振動の周期は、実験結果とほぼ実験中全体にわたって良く一致した結論を得ている。

引き続き述べるように、本シリーズ2Bで出現している振動的変化は、必ずしもFLECHT-SETで出現した現象と一致しておらず、特異なものがある。そこで、ここではシリーズ2B実験で出現した振動的現象の特徴を明確にし、振動の発生原因、振動のもたらす影響の解析に役立てることとする。

1. 振動の特徴

本実験で計測した物理量は、大別すると、温度、圧力（差圧をも含む）、流量、電流、電圧、液位等の計30点であるが、測定された物理量の全てに振動的変化が現われたわけではない。

顕著に振動的変化が現われ、有意であると判断される物理量には次のものがある。

- (a) 発熱体表温度の一部 (TC 1, TC 2, TD 4, TD 3U等)
- (b) 流体温度 (上部プレナム蒸気温度 TUG, 上部プレナム液体温度 TUL)

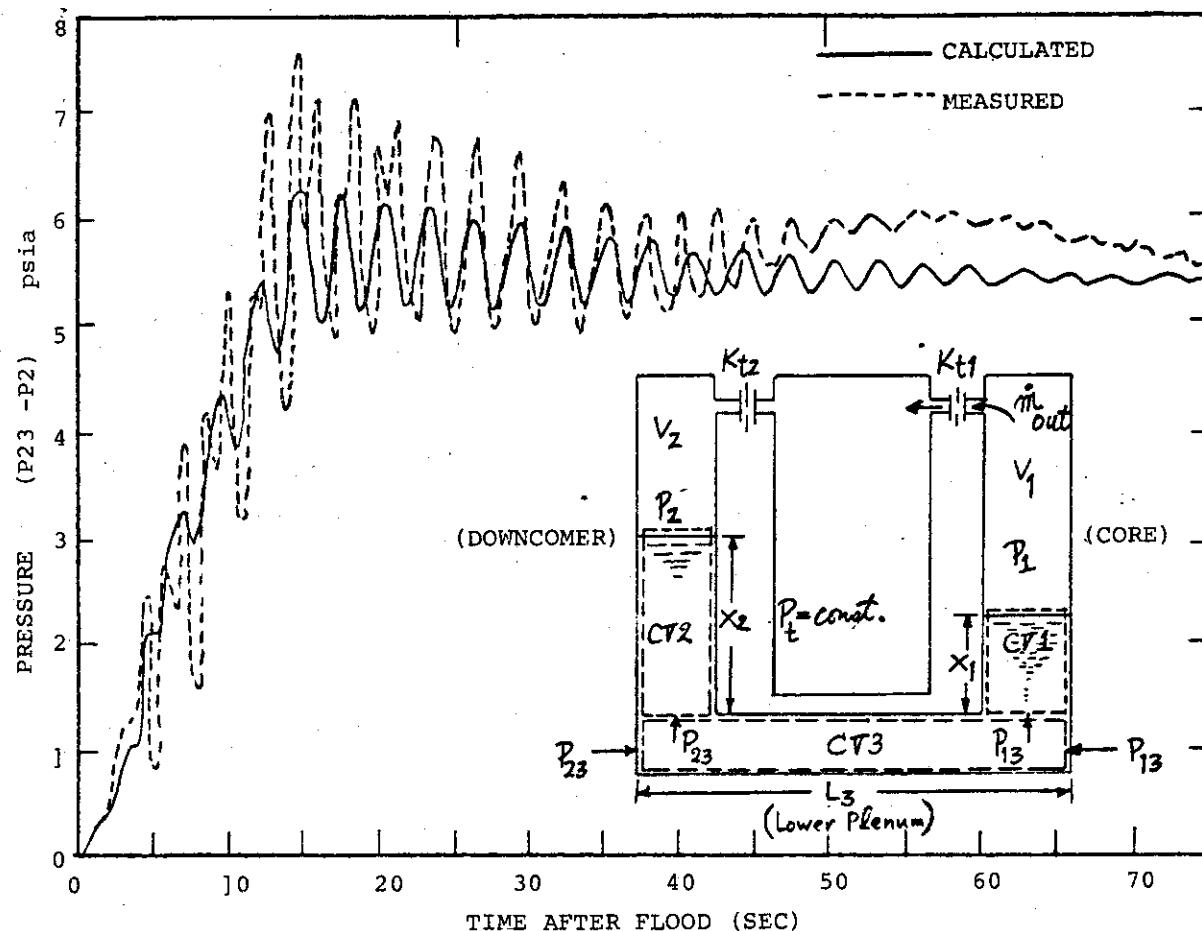


Fig. 4-21 Model for Analysis and the Results of the Analysis

- (c) 炉心上部圧力 (P U P)
- (d) 下部プレナム圧力 (P L P)
- (e) テスト部流入水量 (F D W N)

であって、これらから計算で求められた結果、振動的変化が生じている重要な物理量、

- (f) 炉心内差圧 (D P T S)
- (g) 一次系ループ差圧 (D P L P)
- (h) 発熱体熱伝達率 (h)

がある。

一方、非振動的変化を示した物理量には次のものがあげられる。

- ダウンカマー下部圧力 (P D W N)
- 定圧タンク内圧力 (P P T)
- 流路外管温度 (T H 1 ~ T H 5)
- 発熱体表面温度の一部
- 蒸気発生器模擬部の壁温 (T S G)

振動的変化の具体例として、上記の(a)~(h)の一部を、実験番号 2509 から選び出し Fig. 4-22 に示す。図の横軸には注入開始からの時間 (秒) が示してあり、縦軸には、圧力ならば水頭 (m)、温度ならば°C、流量ならば ℓ/hr で示してある。

2. 振動の時間的変化の特性

本実験で出現した振動的現象の時間的な傾向変化には特徴があり、FLECHT-SETで出現した実験中ほぼ一定の周期の振動現象とは際立った差異が見受けられる。

すなわち、Fig. 4-22 に示した下部プレナム圧力 (PLP)、炉心上部圧力 (P UP)、テスト部流入量 (FDWN) の変化に見るよう、(1)注入開始から 30 秒間程度の振動初期と、(2)注入開始後 30 秒から 60 秒までの間の振動中期と、(3)注入開始後 60 秒以後の後期とでは振動の傾向が大きく異っていることがわかる。

(1) 振動初期：注入開始から 30 秒間程度は、振動の周期は比較的短く、かつ振幅が大きくスパイク状の振動を生じている。特に下部プレナム圧力は、テスト部への注水方式の影響を直接受け、注水開始時には 0 m 水頭であったものが、5 秒程度ではほぼ 5 m の水頭になり、その後 5 m 水頭を中心に振動が生じている。

(2) 振動中期：この期間（注水開始後 30 秒から 60 秒の期間）は、下部プレナム圧力 (PLP) の変化に代表的に見受けられるように、初期の非常に明確な振動的変化に対し、一度振動的変化が急激に消滅し、または振動的変化があっても、その振幅は初期の $1/10$ 以下であり周期も初期に比べ極端に短くなっている。

(3) 振動後期：テスト部注水後 60 秒以後では、下部プレナム圧力に典型的に見受けられるように、再度顕著な振動的変化が出現している。振動の周期は、初期や中期の周期に比べてかなり長くなっている一方振幅は、初期の振幅に比べて $1/2$ 程度の大きさになっている。この時期の振動は明らかに、前二者の振動特性とは異っていることがわかる。この期間の振動は非常にゆっくり減衰していくのが特徴である。

3. 振動的物理量の振動の対応関係

シリーズ 2B 実験で生じた振動的現象には、それぞれの測定された物理量間に特徴的な対応関係がある。そこで説明の便のため、下部プレナム圧力の振動的現象の状況の特徴をまず述べ、この下部プレナム圧力の振動的現象を基準にとって、各物理量間の対応関係を以下に簡単に述べることとする。

(1) 下部プレナム圧力の振動特性

実験番号 2509 を例にとって説明する (Fig. 4-22 参照)

下部プレナム圧力 (PLP) は注水開始後約 5 秒の間に水頭にして 0 m から 5 m まではほぼ直線的に増加し、既述の振動初期の期間では水頭約 5 m を中心に、約 2 m 水頭の最大振幅でかつ周期約 6 秒の振動が生じている。振動中期に入ると、振幅は減衰し、水頭の絶対値は下降傾向になり、期間中の振幅は極端に小さくなる。注水開始後 60 秒以後の振動後期に入ると再び振幅は大きくなり、水頭にして約 1 m からゆっくり減衰して行き実験終了時には 0.2 m 水頭程度の振幅になっている。この振動後期の周期は比較的長く 20 秒程度である。

下部プレナム圧力の平均値の変化としては、振動中期に一旦下降気味にあったものが、振動後期に入ると再び漸増傾向をとるようになる。しかしその增加分は振動後期の期間全体でせいぜい 0.35 m 水頭程度である。

実験期間中の下部プレナム圧力の平均値の変化状況は、ダウンカマー圧力が約 4.8 m 水頭から実験が始まる一方、下部プレナム圧力は 0 m 水頭から約 5 秒の間に 5 m 水頭まで急上昇をするという注入開始直後の状況を除けば、ダウンカマー圧力と同様の傾向を示す。即ちダウンカマー圧力は、水頭約

4.8 mから出発し、振動初期には一担5.7 m水頭まで上昇しその後5 mまで減少し、振動中期に入ると僅かではあるが減少傾向をとる。振動後期に入ると水頭は再び上昇し、水頭5 mから5.5 m程度まで漸増しているという特徴がある。下部プレナム圧力は、注水開始後5秒を経過すると、振動の変動分を除去した平均値はダウンカマー圧力と全く同様の傾向にあり、値自体はダウンカマー圧力より0.1～0.6 m程度低い値をとっている。ダウンカマー圧力より、下部プレナム圧力が振動的に大きくなる時が見受けられるが、これはこの時注入水が炉心からダウンカマーに逆流をしている場合と考えられる。

(2) 炉心上部圧力

炉心上部圧力の振動的現象は、振動の初期、中期、後期の時期および、その期間に於ける振動の振幅・周期は全く同様の傾向にある。振動の変動分をとり除いた平均値は下部プレナム圧力より小さく、この差が炉心内の圧力損失となっている。この炉心内の圧力損失は後述するが、実験開始時の0 m水頭から次第に増加し、実験終了時には約1.5 m水頭となっている。

振動の位相に関しては、Fig. 4-22, 4-23 に見るように、下部プレナム圧力の変動の山と炉心上部圧力の変動の山とが対応し、変動の谷と変動の谷とが対応している。従って変動の位相はほぼ合っていると考えてよろしい。

(3) 炉心内差圧

下部プレナム圧力から炉心上部圧力を差し引いた値が模擬炉心内の圧力損失を示す。この値は炉心内の流動状況を把握するための重要な値である。この値には、炉心内に蓄積された水の液位（水頭）と、二相流の流動圧力損失との和になっていると、大まかに考えてよろしい。

この炉心内差圧の注水開始からの時間的変化を、Fig. 4-24, 4-25 に示す。

炉心内差圧の特徴として次の事柄が上げられる。

- (1) 炉心内差圧は、注水開始と共に徐々に増加して最終的には1.5 m水頭程度になっている。
- (2) 変動の周期は、下部プレナム圧力、炉心上部圧力との周期と一致している。
- (3) 位相は、下部プレナム圧力、炉心上部圧力が高い時に一般に炉心内差圧は低くなっている、それれていることがわかる。
- (4) いわゆる振動後期に入る時、炉心内差圧にも特徴的現象が出現している。振動中期には圧力変動は小さく約0.5～0.8 m水頭で微増しているが、振動後期に入ると急激に増加し、0.5 m水頭の振幅で振動的変化を示すようになる。この振動後期に入るときの圧力は1～1.2 mを境としている。

(4) 発熱体温度および熱伝達率

発熱体温度応答には圧力振動の影響が顕著に出現しているものがある。Fig. 4-22 中の熱電対番号 TC 2 と TD 3 U には、振動初期の下部プレナム圧力の変動と良く一致した傾向を示している。すなわち、下部プレナム圧力の変動の谷の部分が TC 2, TD 3U の温度変動の谷の部分の時期と一致し、山は山の部分で一致している。温度変動の周期は下部プレナム圧力変動の周期と一致しており、その温度の振幅は150 °C にもなっている。

発熱体の中央部以下の温度応答は、特に振動初期の振動の周期、位相が下部プレナム圧力と合致しているのに対し、発熱体の上半分に取付けられている熱電対の温度応答は、振動後期の周期・位相と合致しているのが特徴である。

温度応答から求められた熱伝達率変化の変動状況は温度応答からもわかるように、下部プレナム圧

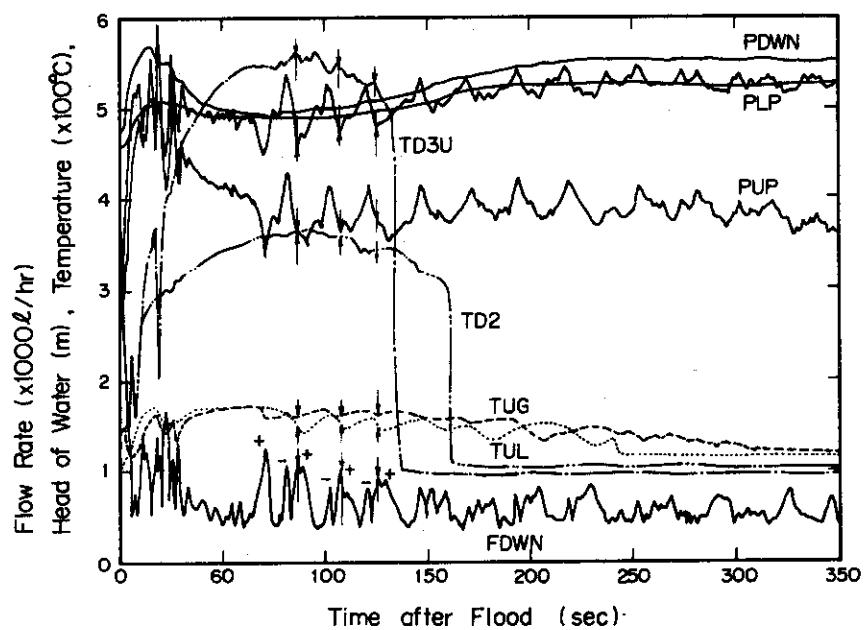


Fig. 4-22 Typical Examples of Oscillatory Phenomena (#2509)

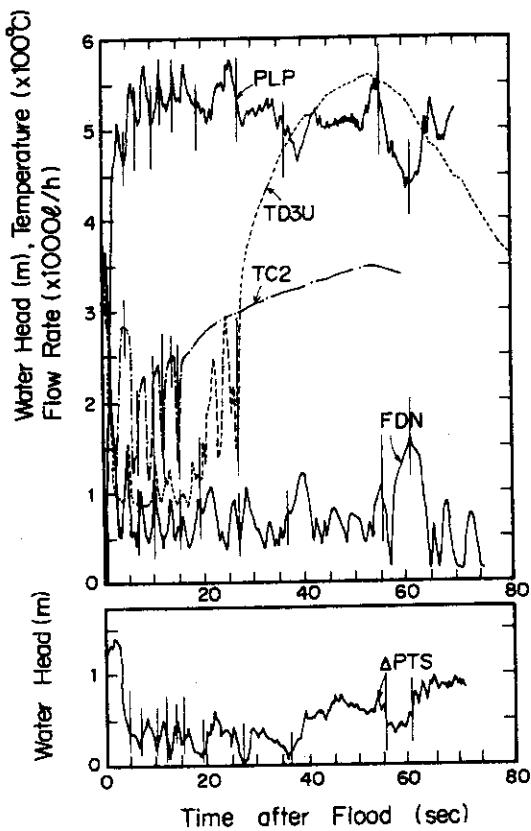


Fig. 4-23 Typical Examples of Oscillatory Phenomena (#2515)

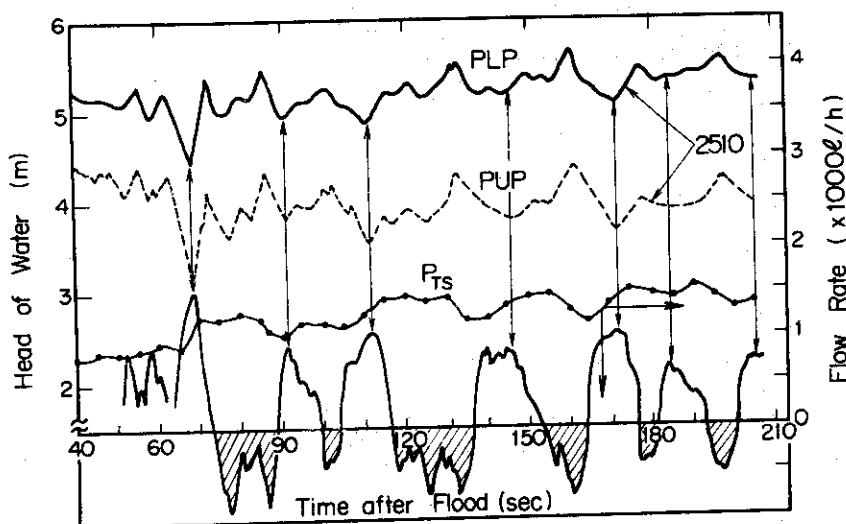


Fig. 4-24 Relation among the Oscillatory Phenomena
-Lower Plenum Pressure, Upper Plenum Pressure, Pressure
Drop across the Core and Flow Rate (#2510)

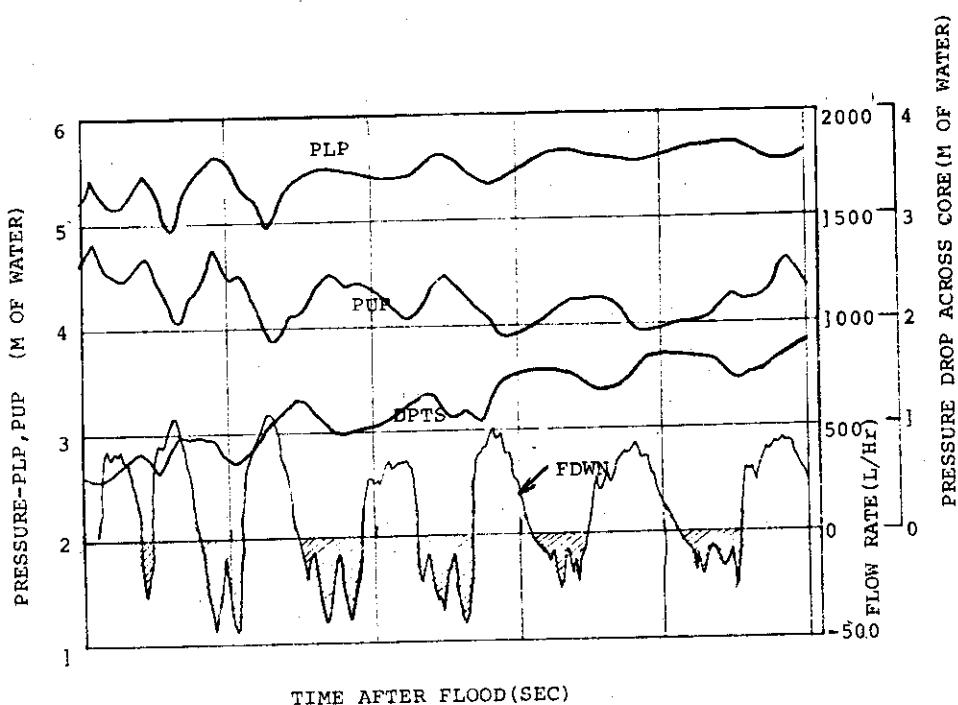


Fig. 4-25 Relation among the Oscillatory Phenomena
(PLP, PUP, DPTS, FDWN)

力変動との対応はよい。この状況は、Fig. 4-26, 4-27 に示してある。振動の初期には TD 4 の熱電対から求めた熱伝達率の挙動からもわかるように、発熱体下半分では、下部プレナム圧力変動の周期に対応して振幅 $300 \text{ kcal/m}^2 \text{ hr } ^\circ\text{C}$ 程度の変動がある。下部プレナム圧力の変動の山が熱伝達率変動の山に対応している。振動の後期では発熱体上半分の部分の熱伝達率が下部プレナム圧力変動と対応していることがわかる。

(5) 流体温度（上部プレナム内蒸気温度 TUG, 液体温度 TUL）

Fig. 4-22 に TUG, TUL がそれぞれ示してある。振動の初期、中期にはこれらに振動的状況は明確には出現していないが振動の後期には下部プレナム圧力の変動に対応した明確な振動が現われている。この振動の特徴は、下部プレナム圧力の振動の周期と一致していること、振動の谷が下部プレナム圧力の谷と一致していること、変動の振幅がせいぜい 15°C 程度で小さいことである。

振動の初期、中期の傾向としては次の事柄があげられる。振動の初期には下部プレナム圧力変動に見られる 3 ~ 4 秒周期の振動は観測されないが、振動の初期、中期に対応して温度上昇が存在し、二山の振動があり二山の谷の時期が、振動の初期、中期の境に対応している。

(6) ダウンカマー流量特性

ダウンカマーから炉心内に注入される水の量を測定するために、ダウンカマーと下部プレナムとの間にタービン型流量計が取付けられたが、流量測定は必ずしも正確に測定したとはいえない。すなわち、下部プレナム圧力に対応して流量にも振動的現象が現われてきているが Fig. 4-22 に見るよう、流量の絶対値は全ての時刻で正である。しかし、すでに述べて来たように、炉心内差圧の変化や、ダウンカマー圧力と下部プレナム圧力との比較から流量が負になっている値が計器の特性から正となって表示されていると考えられる。これらの傾向は、Fig. 1 に示した TLECHT SET 実験で使用されたターボ型流量計の傾向と似ている。そこで、実験 2510 のダウンカマー流量を Fig. 4-24 に示したように解釈して、その変動特性を調べて見ると次の事柄がわかる。

ダウンカマー流量の変動中の山のピークは下部プレナム圧力の谷のピークに対応し、ダウンカマー流量の谷は下部プレナム圧力の山にはほぼ対応している。当然のことながらダウンカマー流量の山のピークは炉心内差圧の最大傾き、すなわち、谷から山へ到る中途の時期に対応している。周期は下部プレナム圧力の変動周期にはほぼ一致している。振動の後期におけるダウンカマー流量の最大振幅は約 1250 l/hr を示している。

4. 振動特性（下部プレナム圧力、炉心上部圧力）

ここでは、振動特性として振動的現象がもっとも顕著に出現在する下部プレナムおよび炉心上部圧力の振幅および周期の特徴を注入水温度、発熱体ピーク出力でどのように影響を受けているか調べて見た。

[A] 振動の最大振幅

振動の初期、中期、後期各期間中の振幅特性にはそれぞれ特徴がある。特に下部プレナム、上部プレナム圧力の変動には、初期に一番振幅が大きく、中期には振幅はほとんど零になり、後期には再び大きな振幅をとるようになるという特徴がある。

ここでは、下部プレナム、上部プレナム圧力変動の振動初期の最大振幅が、注入水温度、ピーク出力によってどう変るかを調べた。その結果を Fig. 4-28 の(a), (b), (c) に示す。図で縦軸は振動初期の期間中の最大振幅 (m 水頭) であり、横軸は最高熱流束部分である発熱体中央部の線出力をとっている。(a) は注入水温が 50°C , (b) は 70°C , (c) は 80°C の結果を示す。Fig. 9 の(a), (b), (c) から

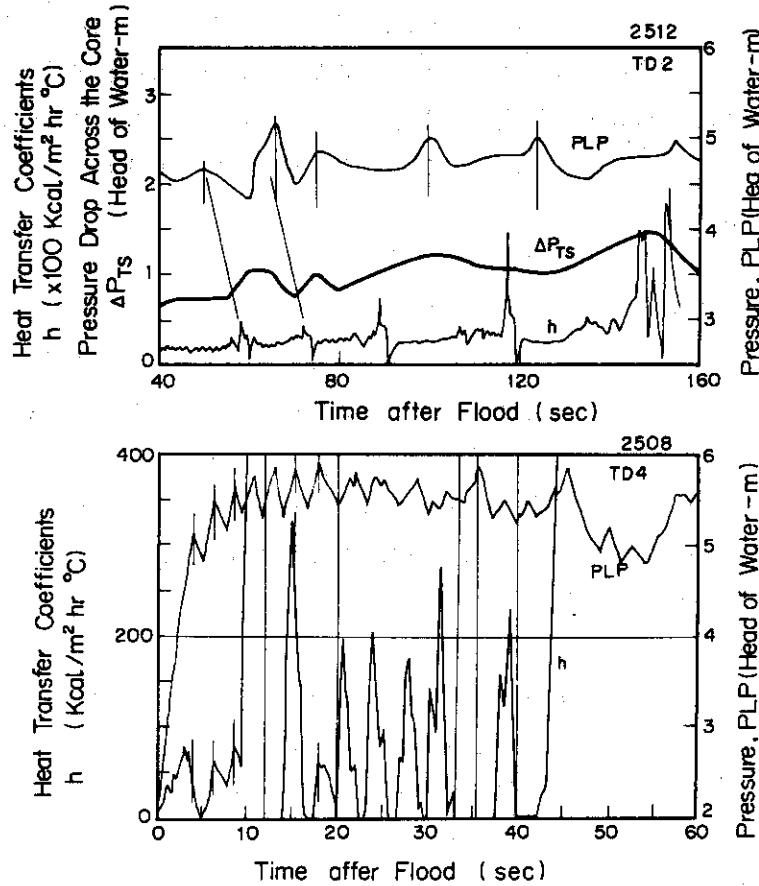


Fig. 4-26 Relation among the Oscillatory Phenomena
-Pressure (PLP), Pressure Drop (ΔP_{TS})
and heat Transfer Coefficients (h)

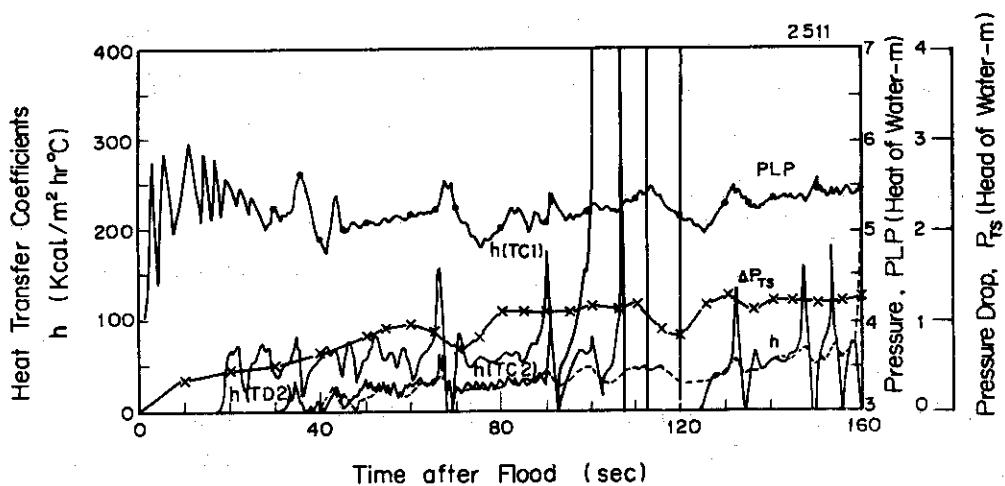


Fig. 4-27 Relation Among the Oscillatory Phenomena

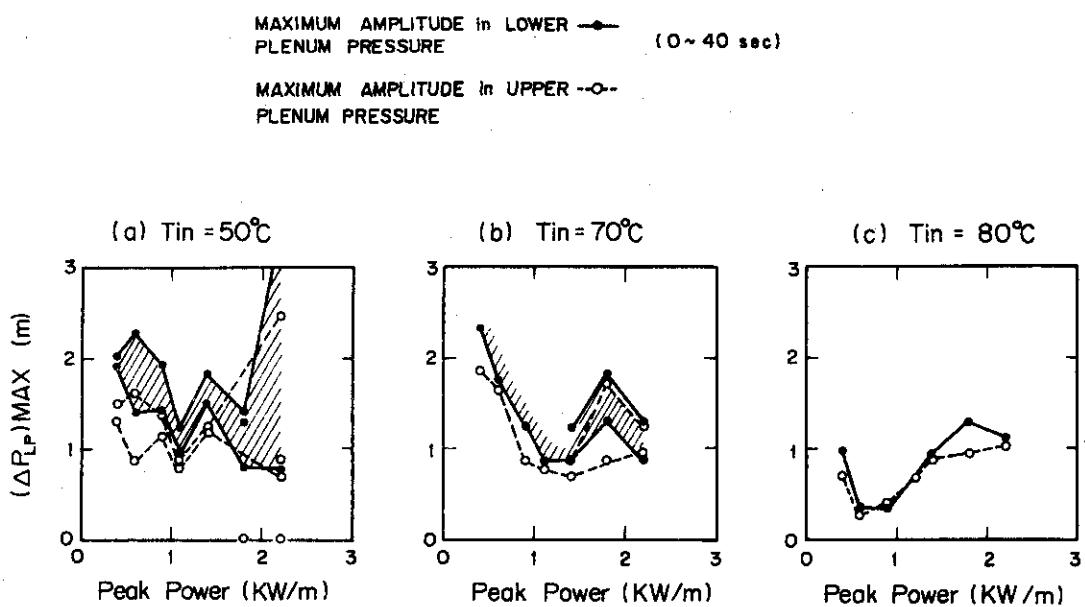


Fig. 4-28 Characteristics of the Oscillations - Maximum amplitude of the Lower Plenum Pressure Oscillation. Effect of the Inlet water Temperature and Peak Power

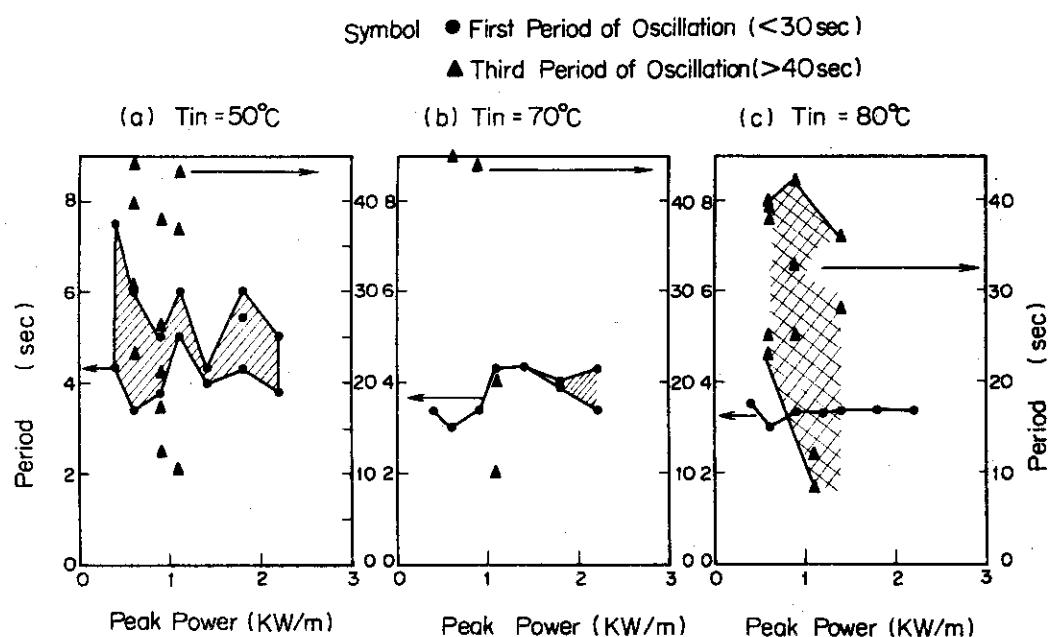


Fig. 4-29 The characteristics of Oscillations - Period (sec) Effects of the inlet Water Temperature and Peak Power

次の事柄がわかる。

- (1) 下部プレナム、炉心上部プレナム圧力ともに、その最大振幅は、注入水温の影響を強く受ける。すなわち、注入水温の低い方が最大振幅が大きく、注入水温の高い方が最大振幅が小さくなっている。
- (2) ピーク出力の大きさの影響については比較的小さいと考えてよい。

[B] 振動の周期

下部プレナム圧力の振動の周期について、注入水温、発熱体ピーク出力および振動の発生時期の影響を調べて見ることとする。

既に述べたように、振動後期においては初期に比べて周期が長いのが特徴である。Fig. 4-29 (a), (b), (c) の縦軸に周期(秒)をとり、横軸にピーク出力(kw/m)をとって示してある。(a)は注入水温 50 °C のもの、(b)は注入水温 70 °C のもの、(c)は注入水温 80 °C のものである。図中に示した○印は振動初期の平均周期であり図の左側の縦軸で読み、▲印は振動後期の平均周期で図の右側の縦軸で読む。

ここで注目すべきことは、

(1) 注入水温の高い方が、低い方より周期のバラツキおよびその値自体も小さくなる傾向にある。特に注入水温が 80 °C で高い時には、ピーク出力の値のいかんに拘らず、3.0 ~ 3.5 秒程度である。この周期の値は、FLECHT-SET で一つの実験中終始出現している振動の周期とほぼ一致している。(Fig. 4-21 参照)

(2) 本実験での振動初期の周期は、注入水温度に依存しているが大よそ 3 ~ 8 秒程度であるのに対し、振動後期での周期は、10 ~ 40 秒の大きな値になっている。

5. 本実験での振動と FLECHT-SET の振動との比較

Fig. 4-30 に FLECHT-SET での代表的な圧力振動の例が示してある。同図(a)には系圧力が 60 psia で、流路外管温度が 152 °C と 206 °C のテスト部の液位変動が示してある。

FLECHT-SET での振動の特徴として、次の点があげられるであろう。

(1) ほぼ同一の周期の振動現象が継続しており、次第にゆっくりと減衰していく傾向にあること。

(2) 振動的現象の周期は、ほぼ 3 ~ 4 秒の大きさである。

(3) 振動の継続時間、振幅に与える影響が一番大きい要因は流路外管の初期温度であり、流路外管の初期温度の高い方が振動的現象の継続時間が永く、振幅も大きくなっている。

これに対し、本実験に出現している振動的現象には次のような特徴がある。

(a) 振動の周期、振幅の大きさの傾向から、一実験中の振動現象は、振動初期、振動中期、振動後期の 3 つの期間に分けて考えることができる。

(b) 振動初期の周期はおおよそ 3 ~ 4 秒であってこれは FLECHT-SET に見受けられる振動の周期とほぼ一致している。この期間の振幅は大きい。

(c) 振動中期には、一度振動的現象がほとんどなくなるという特異な傾向がある。

(d) 振動の後期には、10 ~ 40 秒程度の大きな周期のかつ中程度の振幅を有する振動が再び発生する。

Fig. 4-31 に簡単な解析の結果を示す。モデル図は、システムを、ダウンカマー部、炉心部、およびこの両者を結ぶ接続ラインの 3 つの体積要素に分割し、初期にダウンカマー満水、炉心内液位 1.2 m で、初期振幅 2 m を与えた時の、流路摩擦を考慮しない場合と考慮した場合の振動の状況(U 字管振動)を示すものである。また同図中には、実験番号 2510 の下部プレナム圧力変動を参考のため示してある。この実験値は、振動初期の期間中で最大振幅をとった時以降減衰の状況が示してある。

この 2510 の振動状況と、流路摩擦有りの場合の U 字管振動の減衰状況はよく似ていることがわかる。

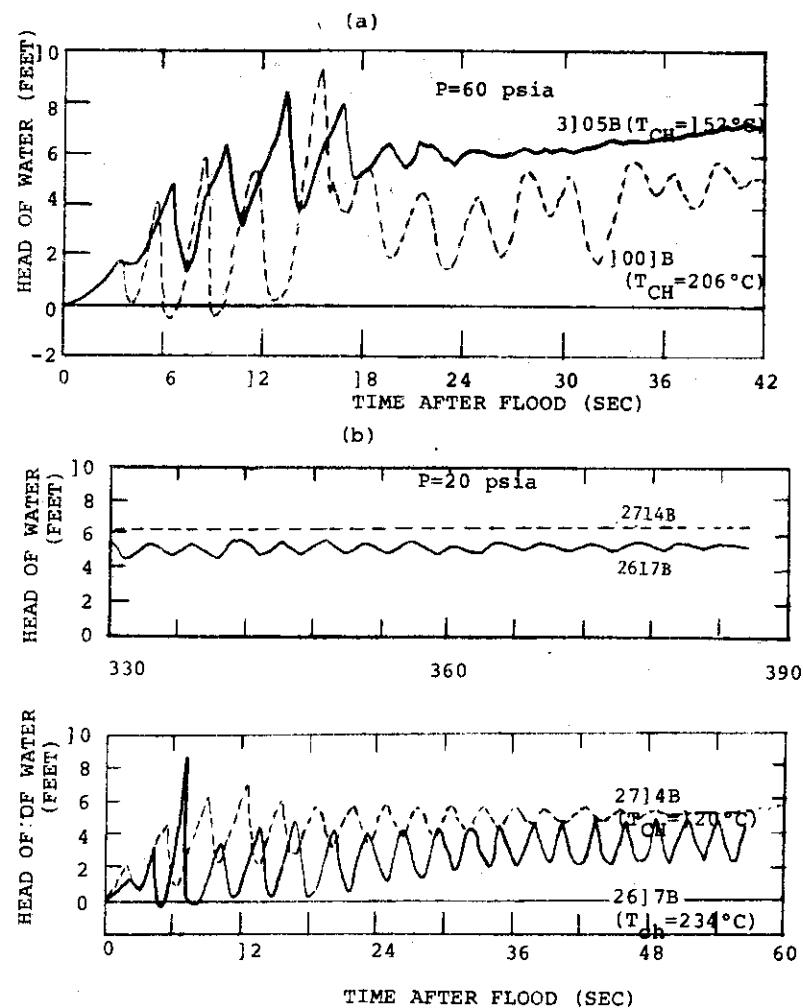


Fig. 4-30 Oscillatory Phenomena in the Downcomer Pressure in PWR FLECHT-SET

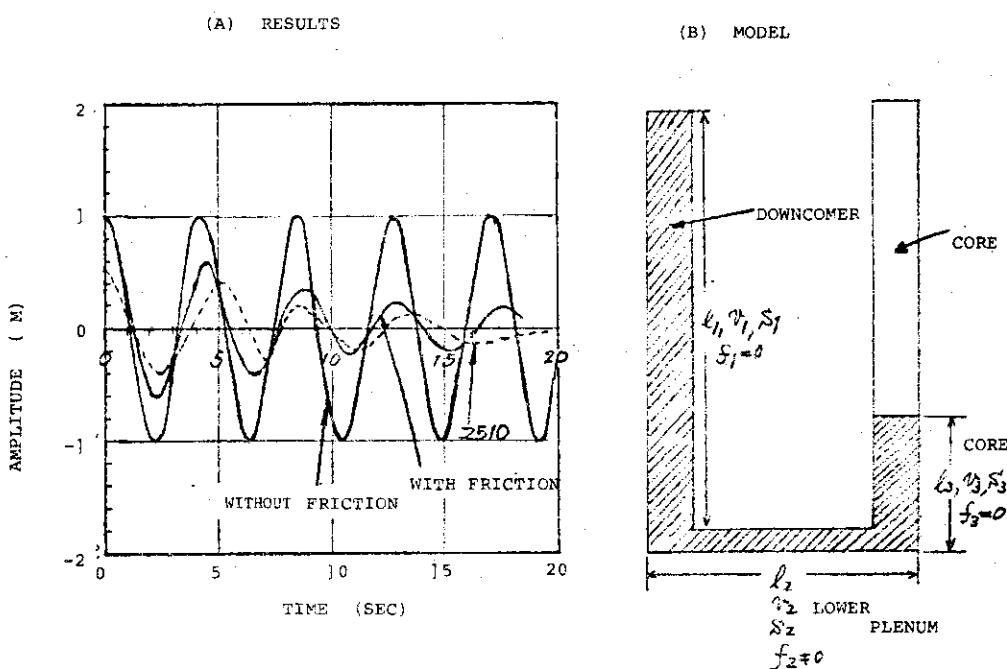


Fig. 4-31 An Example of Analysis

第5章 実験上の問題点

5.1 実験方法上の問題点

本実験ならびにFLECHT-SETでの実験モードについて具体的に示す。Fig. 5-1は、本実験の冷却材注入モードを示す。5秒以下で、炉心注水流量は、準定常的になっていることがわかる。同時に上部プレナム圧力も、ほぼダウンカマー水頭に達し、それ以後、振動しながら、15秒程で定常状態に近づく。発生蒸気の放出がループ部流動抵抗に抑えられているため、系圧力が増加する。そのため、ダウンカマー圧力も増加する。最終的に15秒程で平衡状態に近づく。

Fig. 5-2は、FLECHT-SETの冷却材注入モードを示したものであり、ダウンカマーへの注水量は、②のようにはほぼ一定流量であるが、ダウンカマー水頭がある飽和値に近づくと、注水量は、減少させられる。この間、炉心注水流量は①のように変化し、15秒程ではほぼ定常状態に達する。

次に、注入方法のちがいによる熱伝達特性のちがいを考えることにする。

実験条件の違いにより、両者を比較することは困難であるので、ここでは、クエンチ時刻と炉心注水流量との関係を示すもので、初期の流量の大なる時間に下部の2個の熱電対の部分でクエンチが生じており、以後、クエンチスロントは、ゆっくり上昇している。

Fig. 5-3(b)は、FLECHT-SETにおける同じ関係を示したもので、最上部の極端に温度の低い部分の熱電対を除いて、初期の流量の大なる時間に下部の熱電対4個の部分がクエンチし、以後、クエンチフロントは、ゆっくり上昇している。

このように、注水方法の違いによる熱伝達特性のちがいは、少ないものと考えられる。

なおFLECHT-SETでは、系圧力の高い場合に、初期の流量が大なる時間に、上部のグリッドスペーサ付近の熱電対がクエンチする例もある。

5.2 実験装置の問題点

(1) ダウンカマーテスト部間流量計の誤動作

Fig. 3-6に示すように、タービン流量計の出力が、通電中ドリフトを起し、流れのない場合も出力が生じた。

また、Fig. 3-1に示すように流れが逆転した時、出力は負にならず正になり、流れの逆転は、圧力変動から推定する以外に方法がなかった。これは、流量に比例したタービン流量計の羽根の回転をパルスとして検出し、そのパルスの発生率をアナログ量に変換しているため、回転数が小の時、大電流の電源ノイズをパルスとして感じることと、羽根の正逆転が判別できないからである。

現在、対策を検討中であるが、有効な方法は見い出されていない。

(2) 流路外管温度

Fig. 3-11に示すように流路外管温度は2群の温度に設定された。原因は二個のうち一方の温度調節計の調整が不完全であったためである。

(3) 発熱体

発熱体はシリーズ1、シリーズ2Aと同じ構造をしたもので、熱電対は、発熱体表面に0.5mm径シース入りのアルメルークロメルを用い、スポット溶接により取付けた。

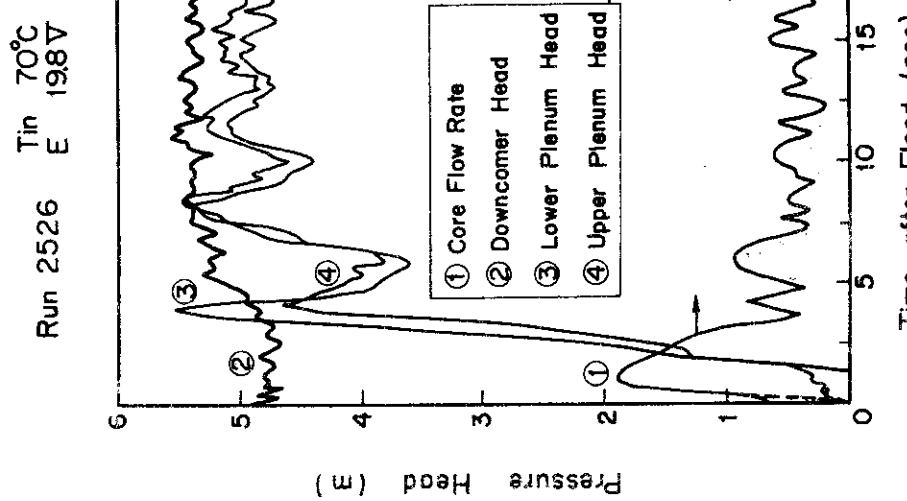


Fig. 5-1 An Example of Coolant Injection Mode of Present Experiment

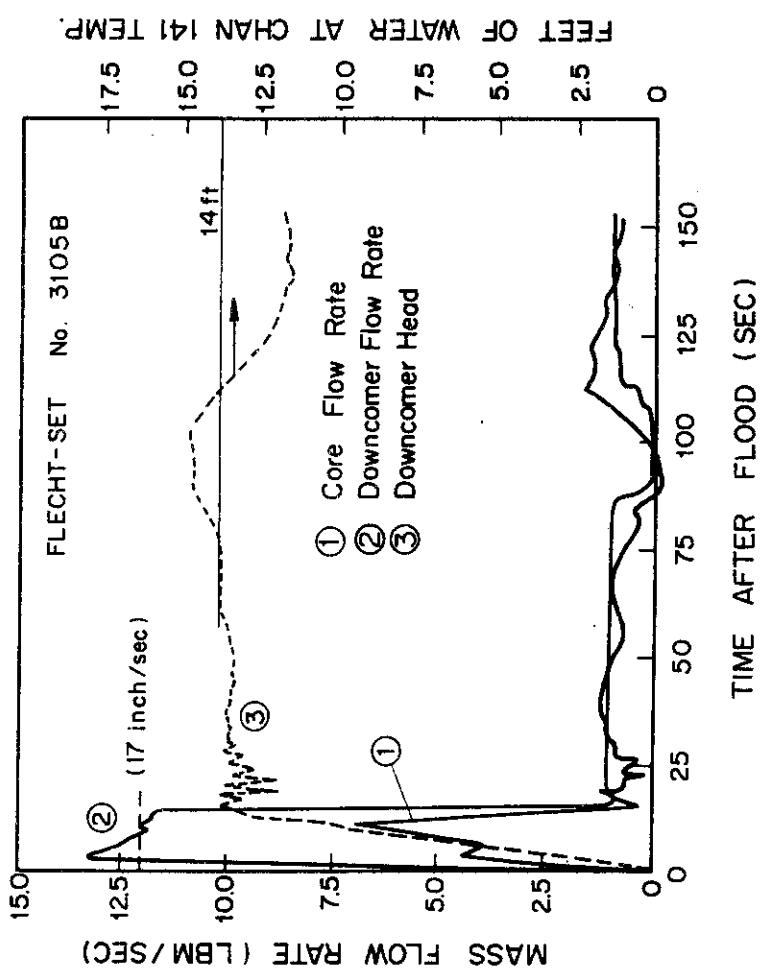


Fig. 5-2 An Example of FLECHT-SET'S Coolant Injection Mode

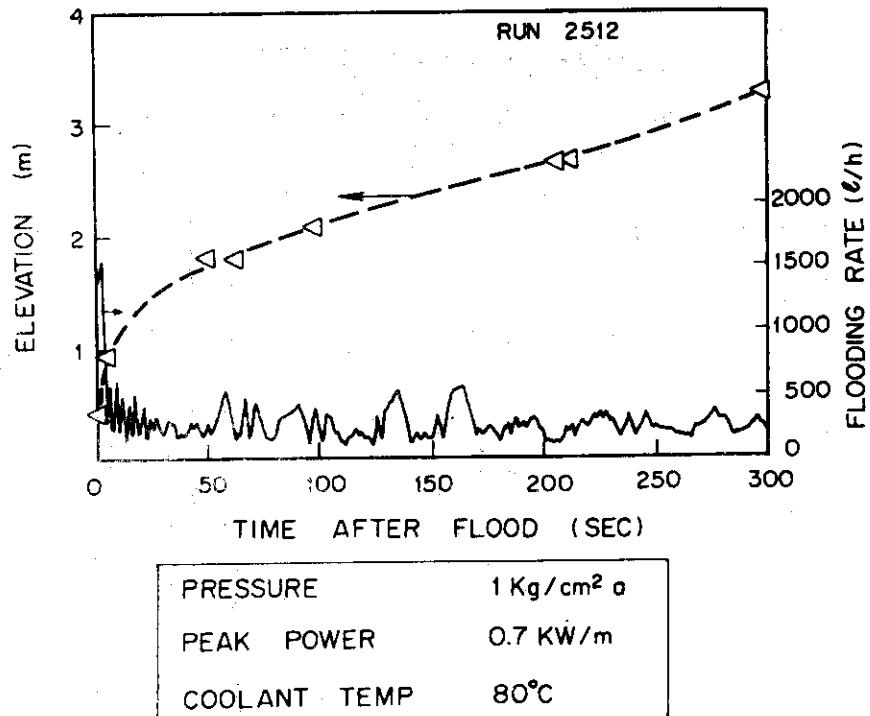


Fig. 5-3(a) Relation between Quench Time
and Flooding Manner
(Case of Present Experiment)

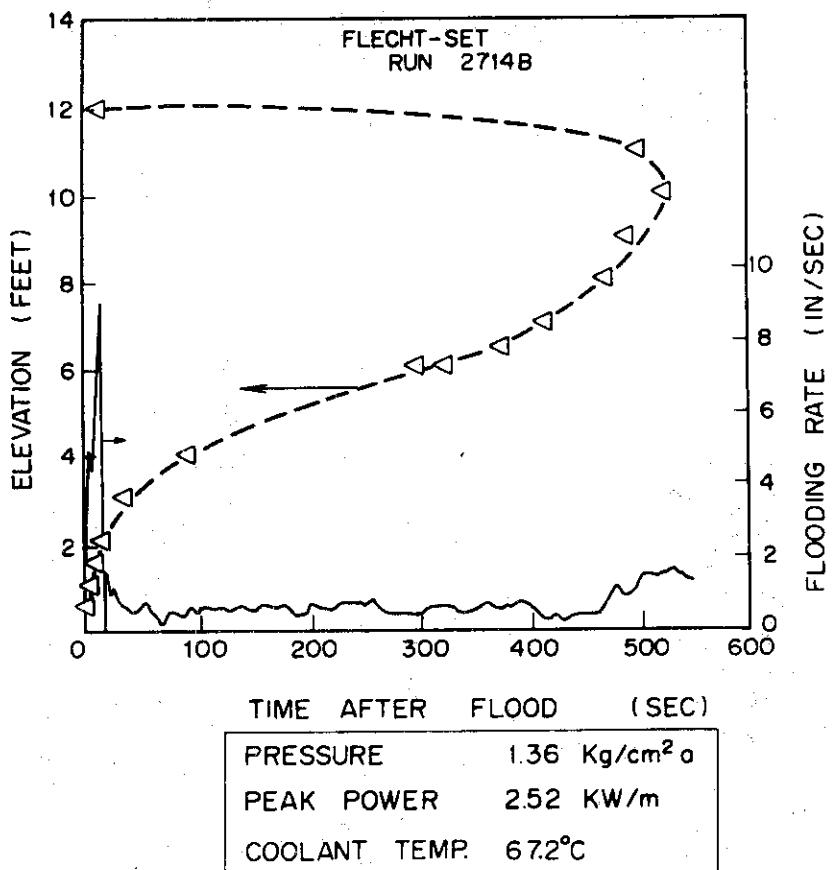


Fig. 5-3(b) Relation between Quench Time
and Flooding Manner
(Case of FLECHT-SET)

発熱体は熱容量が小なるため、 600°C の耐熱最高温度に達するのが早く、2・2(3) に示したような準定常状態に達するのが早い実験モードを用いた。

熱電対は、実験中、徐々に破損し、実験終了時に約半分が破損していた。

発熱体は、実験終了後取出し検査したが、シリーズ1、2A 同様に大きく湾曲していた。

(4) 注入水温の制御のポンプのキャビテーション

シリーズ1と同じものが用いられたため、同様のトラブルが生じ、低サブクール度の実験が行えなかつた。今後改造する必要が見い出された。

(5) 圧力検出器の誤差

フルスケール $10 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ の圧力検出器を用い、 $0.5 \text{ kg/cm}^2\text{g}$ の圧力を測定するため、しばしば零点ドリフト（ヒステリシスによる）、感度の微小変化が生じ、データ処理上で零点の補正を行いダウンカマー圧力検出器の校正は、ダウンカマーの初期液位が検出器から 4800 mm であるとして、やはりデータ処理上で補正された。

(6) 系圧力制御

実験は大気圧で行われたが、定圧タンクからの大気放出管の一部の配管径が細く、実験開始から約30秒間の蒸気発生率の大なる時、定圧タンクの圧力は、 $0.3 \sim 0.5 \text{ kg/cm}^2$ 増加した。

(7) 発熱体出力密度

5.4 で述べるように、テスト部両電極間の電圧から計算した補正発熱体出力密度（コンダクターの抵抗分と発熱部の抵抗の温度変化を考慮したもの）と断熱と仮定し初期温度変化から求めた発熱体出力密度との間には、約 10 % の違いがあった。理由は明確ではないが、電極、導体と発熱体との接触部の抵抗によるか、又は、断熱との仮定に誤りがあるものと考えられる。

本実験のデータ整理は、断熱と仮定し、初期温度変化から求めた発熱体出力密度を用いている。

5.3 流量計についての検討

ダウンカマーから炉心に至る流路の流量 FDWN は、炉心冠水速度と 1 対 1 の対応をしている点で、重要である。本装置では、FDWN を測定する目的でタービン流量計が取付けられている。使用されたタービン流量計の出力が、若干の問題を含んでいたので、その検査を行った。

(1) 逆流時の出力

FDWN は、ダウンカマーから炉心の方向に流れる正流の場合のみでなく、炉心からダウンカマーの方向に流れる逆流が生ずる可能性は、充分ある。このため、炉心を満水にし、ダウンカマーを空にした初期状態から、ダウンカマー～炉心間の弁 V5 を急開し、炉心からダウンカマーに強制的に流すことによって逆流を生ぜしめ、その時のタービン流量計出力を測定した。その結果、正の出力が得られることがわかった。

このように逆流時にも、正の出力が得られる。

(2) 低流速時の出力

低流速時の出力が、合理的であるかどうかに疑問が持たれた。V5 を閉めているにもかかわらずタービン流量計出力が 0 でないことが経験されたからである。

Fig. 5-4 に種々の条件におけるタービン流量計出力を示す。②は、ダウンカマーを満杯、炉心を空にして V5 を急開した時の出力で、流量が減衰するに伴い出力も減少し、やがて 0 になっている。

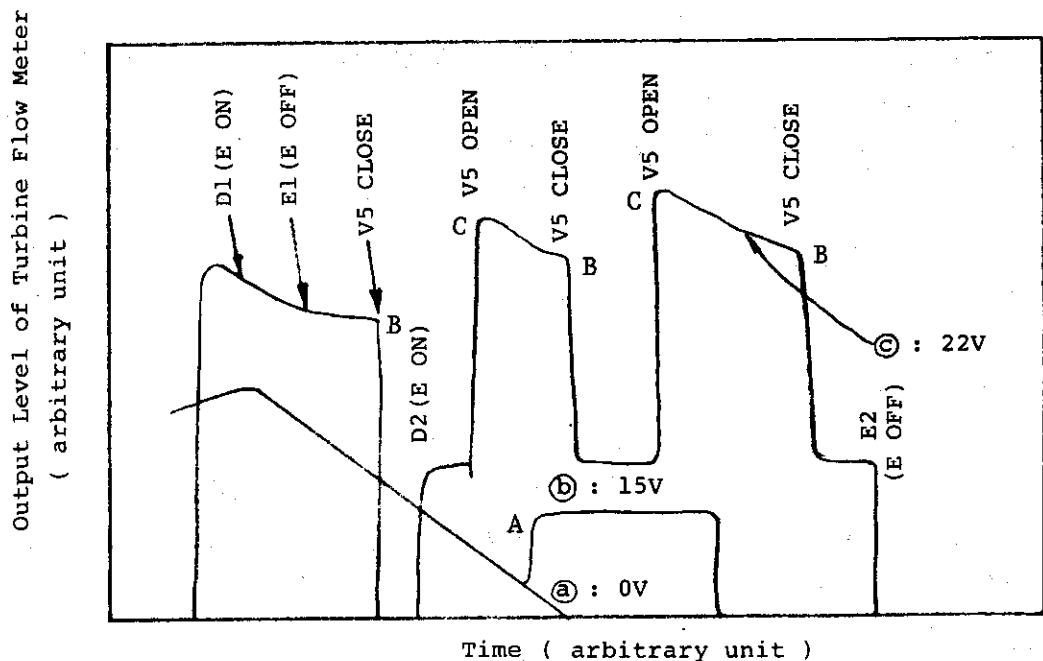


Fig. 5-4 Outputs of Turbine Flow Meter Used at Various Conditions

⑤は④に、発熱体に電圧を印加するという条件を付加した場合で、A点で急激に出力がステップ状の増加を示しており、極めて異常である。このように発熱体に電圧を加えるか否かで非常に異なるので、この点を確認するために⑥の時の出力を計測した。B点はV5閉、C点はV5開、D点は電源ON、E点はOFFを意味する。⑥から、相当の大きさの出力が得られているときには、電源のON・OFFは出力に影響しない。(c.f. D₁点, E₁点) 流量が0の時では、出力は電源のON, OFFに影響され、電源OFFで0、電源ONで一定レベルの出力が表われる。(c.f. D₂点, E₂点) ⑤, ⑥の結果は、ある限界値以下の流速の時でかつ電源がONの時、実際の流量とは無関係な出力が得られると解釈することによって全てが合理的となる。

(3) 以上の結果、本実験に用いられたタービン流量計の電源ON時の較正曲線は、模式的にFig. 5-5のようになる。図中の不感帯域の出力は、電源電圧によって異り、電圧が高い程得られる出力は大きい傾向にある。不感帯域の巾は電圧に依存していない。

5.4 発熱体ピーク出力についての検討

本報告に用いられている発熱体最高熱流束部の熱出力(Peak Power)は、発表されているシリーズ2Bデータ集⁽⁵⁾における公称の値より約25%低い値を用いている。以下にこの値を用いた理由を述べる。

1) ピーク出力の公称値

発熱体供給電圧(E)と、発熱体有効発熱長(3.6 m)、発熱体抵抗(R_0)発熱体設計ピーキング係数1.6となり

$$P_n = (E^2 / R_0) \cdot \frac{1.6}{3.6} \quad (5-1)$$

により求めている。

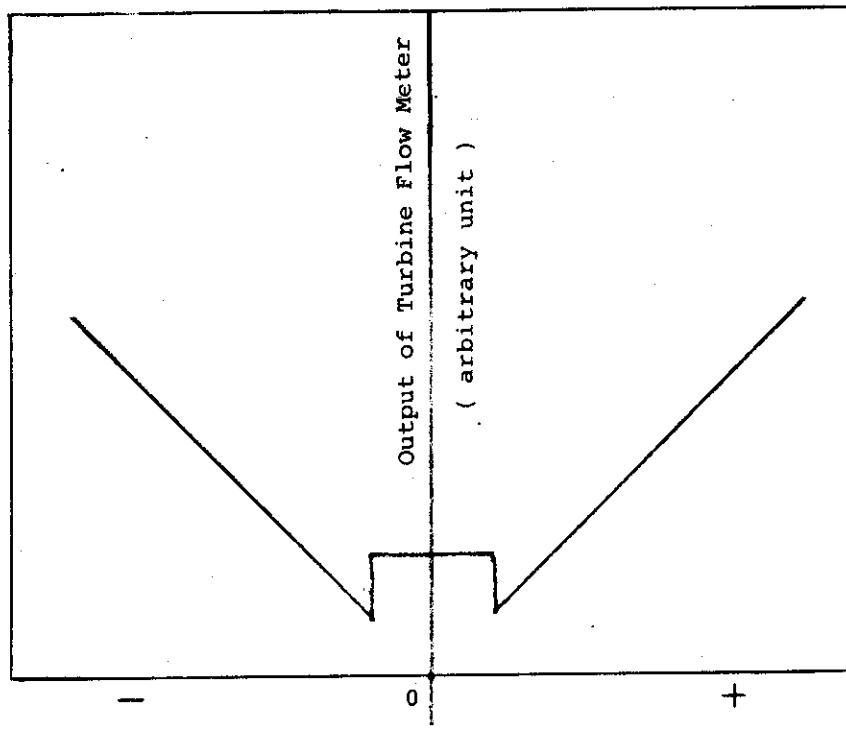


Fig. 5-5 Characteristics of Turbine Flow Meter

電圧 E としては実験データより、また抵抗値 R_0 は、室温下での実測値 ($\sim 0.1 \Omega$) を用いている。

2) ピーキング係数の補正

Fig. 5-6 に有効発熱部上下の電流導入部までを含めた、発熱体の実測抵抗値と、それによって求められた発熱分布を示す。このように電流導入部の抵抗も考慮に入れると、ピーキング係数は 1.54 の値をとることになる。

3) 温度による抵抗値の補正

実験において、発熱体へ電源が供給される時点では、発熱体はすでに約 300°C に予熱されている。その後電源が供給されつづけ、温度が 350°C になって注水が開始される。この間の抵抗値 R は室温での抵抗値 R_0 と比べて、

$$R = 1.154 R_0$$

(温度 325°C)

なる関係がある。

4) データとの対応

以上 1), 2), 3) より理論上の発熱体のピーク出力 P_T は

$$\begin{aligned} P_T &= \frac{E^2}{R} \cdot \frac{1.54}{3.6} \\ &= \left(\frac{E^2}{R_0} \cdot \frac{1.6}{3.6} \right) \cdot \frac{1}{1.154} \cdot \frac{1.54}{1.6} \end{aligned}$$

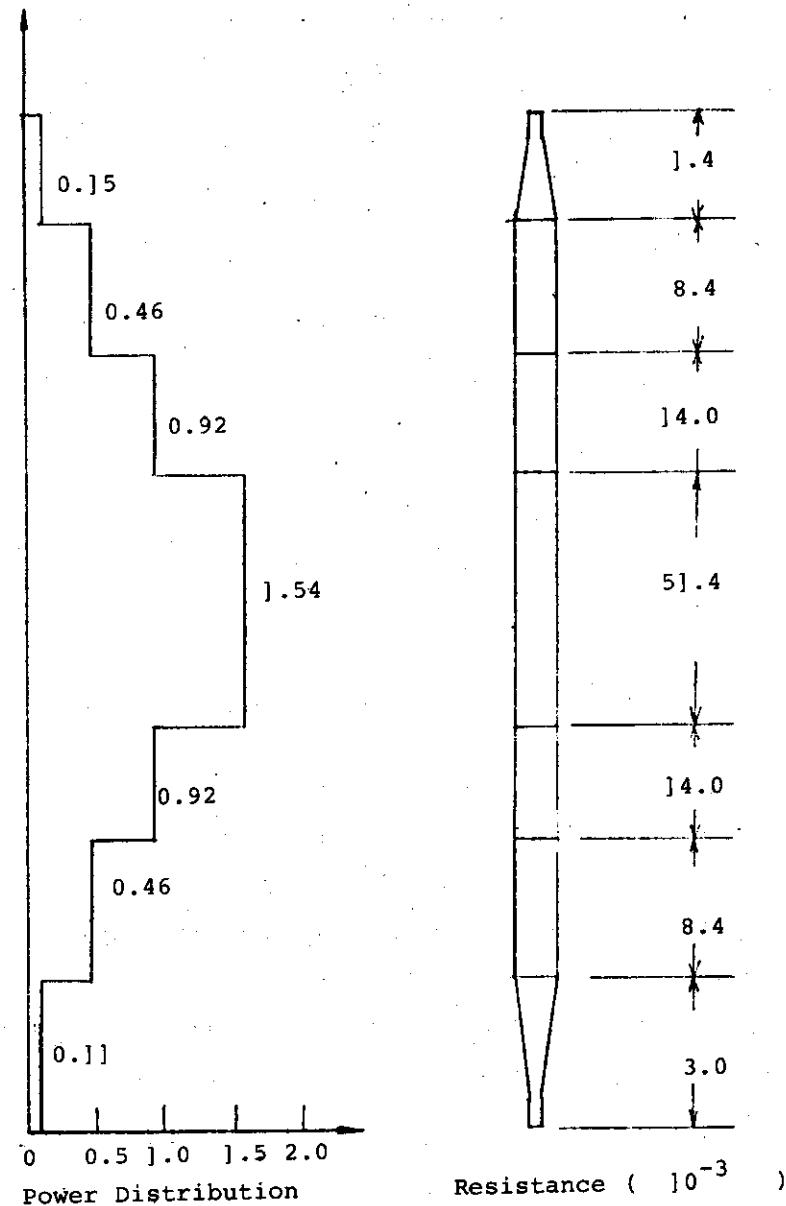


Fig. 5-6 Distribution of Electric Power and Resistance of Heater Rod

$$P_t = 0.83 P_n \quad (5-2)$$

すなわち、理論上のピーク出力値は公称の値より約 17 %低い値となっている。

一方、実験で得られた発熱体温度のデータにおいて、電源供給時から注水開始時までの間、発熱体が断熱状態にあるものとすれば、最高発熱部のピーク出力 P_D は

$$P_D = (C_p \cdot f) S \cdot \frac{dT}{dt} \cdot \quad (5-3)$$

で表わされる。ここで

C_p : 発熱体の比熱, f : 発熱体の密度,

S : 発熱体の断面積, dT/dt : 温度上昇率データ

である。

Fig. 5-7 にシリーズ 2B 実験において、(3)式より計算された P_D とその時の公称値 P_n との関係を示す。

この図によれば、 P_D と P_n の関係は

$$P_D = 0.74 P_n \quad (5-4)$$

でよく表わされることがわかる。

5) 結 論

(2)式と(4)式とから、

$$P_D = 0.9 P_T = 0.74 P_n$$

すなわち理論ピーク出力は実データより 1 割程大きく表われている。この原因として考えられることは、①発熱体上下部電流導入部と電極との接触抵抗の存在による発熱、②実験データの電圧値そのものの誤差、③(3)式を導くにあたって仮定した断熱期に、輻射・対流熱伝達を無視したこと、等が挙げられる。

いずれにしても、(3)式で与えられるピーク出力は考えられる最低の値であり、最も安全側な値であると言える。そのため本報告では、ピーク出力値としてはこの値を用いて解析を行った。

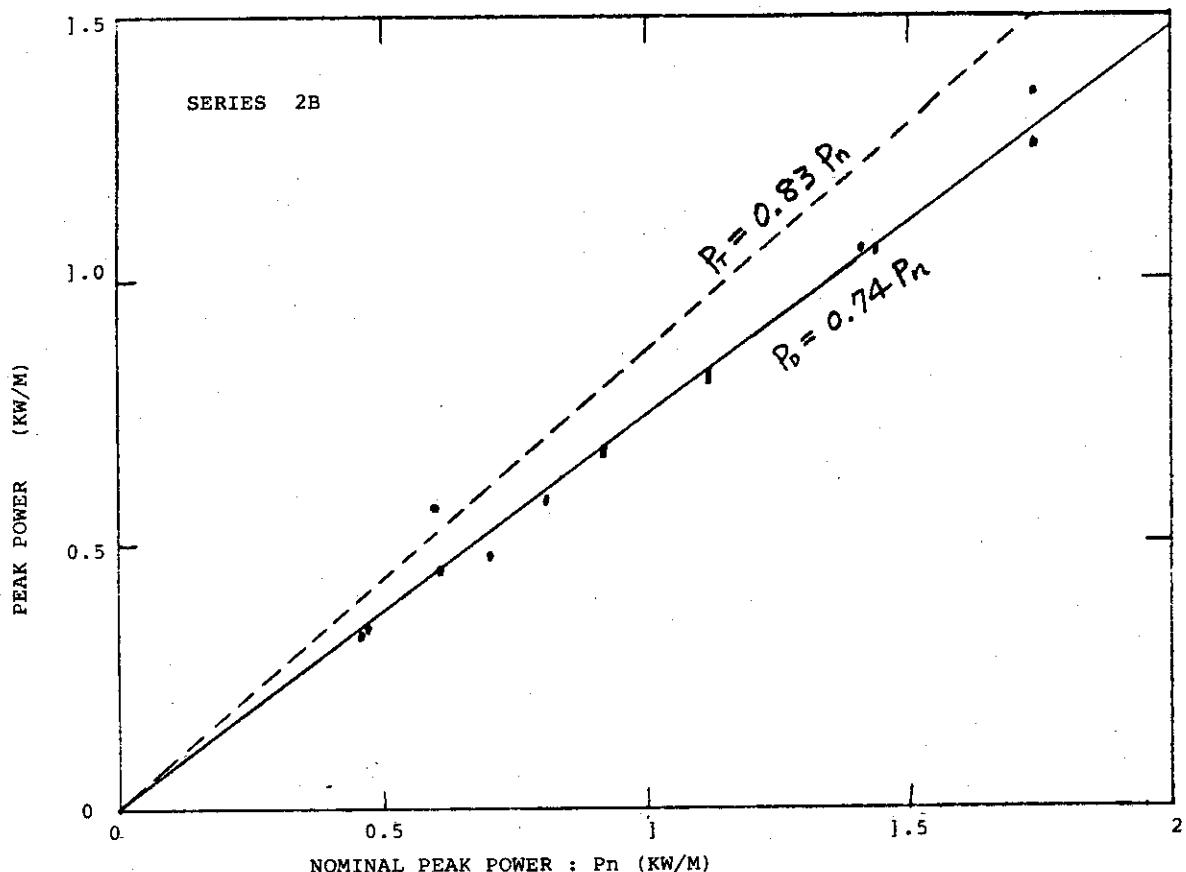


Fig. 5-7 Difference between Nominal Peak Power and Practical Peak Power

第6章 結 論

一次系配管流動抵抗模擬部を有する実験装置で、ダウンカマー一定水頭の条件下で行ったシステム効果実験の結果、次の事柄が明らかとなった。

(1) システム実験装置の確認試験としては、①ダウンカマー炉心間の流量計、②注入水温が飽和温度近くの時のポンプのキャビテーション等に問題点が見出され、改善すべき点がいくつか指摘されたが、装置全体としては、所期の目的を達していることが確認された。

(2) システム効果実験の定性的把握に関しては、

① 注入初期に圧力振動が発生すること、また注入初期の圧力振動が一度消滅しても再び異ったタイプの振動が発生することが認められた。

② 圧力振動が、発熱体温度応答、熱伝達率に影響を与えていたことが確認された。

③ 注入初期の圧力振動の発生原因は、ダウンカマー一定水頭の注入方式によることがわかった。

④ 炉心冷却に関して、流路外管温度の影響を非常に強く受け蒸気発生量を増大させることによって炉心冠水速度を抑制していることがわかった。流路外管温度の影響を小さくする必要がある。

⑤ 注入モードに関しては、本実験で採用したダウンカマー一定水頭注入方式による初期の圧力振動等の注入方式固有の問題点は早期に消滅し、特に重大な影響を与えるものではなかった。

⑥ テスト部内で発生した蒸気により上部プレナムの圧力が増加し、ダウンカマーの駆動力を減少させ、準定常状態でのテスト部内で完全蒸発していた。

⑦ 準定常状態でのテスト部注入流速が低いため、クエンチ点は、時間とともにほぼ単調に上がっていた。

⑧ 発熱体上限温度 600°C で行ったため、発熱体がクエンチせず、発熱体が完全に冷却されないで、電源を遮断された場合もあった。

(3) 以上述べたように、本実験の所期の目的は充分達成されたと考える。今後引き続き、実験装置の改善を行い、系圧力の影響、発熱体上限温度の引上げ等、幅広い条件でのシステム効果実験を行うよう努める。

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一研究室斯波正誼室長から、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。

第6章 結論

一次系配管流動抵抗模擬部を有する実験装置で、ダウンカマー一定水頭の条件下で行ったシステム効果実験の結果、次の事柄が明らかとなった。

(1) システム実験装置の確認試験としては、①ダウンカマー炉心間の流量計、②注入水温が飽和温度近くの時のポンプのキャビテーション等に問題点が見出され、改善すべき点がいくつか指摘されたが、装置全体としては、所期の目的を達していることが確認された。

(2) システム効果実験の定性的把握に関しては、

① 注入初期に圧力振動が発生すること、また注入初期の圧力振動が一度消滅しても再び異ったタイプの振動が発生することが認められた。

② 圧力振動が、発熱体温度応答、熱伝達率に影響を与えていたことが確認された。

③ 注入初期の圧力振動の発生原因は、ダウンカマー一定水頭の注入方式によることがわかった。

④ 炉心冷却に関して、流路外管温度の影響を非常に強く受け蒸気発生量を増大させることによって炉心冠水速度を抑制していることがわかった。流路外管温度の影響を小さくする必要がある。

⑤ 注入モードに関しては、本実験で採用したダウンカマー一定水頭注入方式による初期の圧力振動等の注入方式固有の問題点は早期に消滅し、特に重大な影響を与えるものではなかった。

⑥ テスト部内で発生した蒸気により上部プレナムの圧力が増加し、ダウンカマーの駆動力を減少させ、準定常状態でのテスト部内で完全蒸発していた。

⑦ 準定常状態でのテスト部注入流速が低いため、クエンチ点は、時間とともにほぼ単調に上がっていた。

⑧ 発熱体上限温度 600°C で行ったため、発熱体がクエンチせず、発熱体が完全に冷却されないで、電源を遮断された場合もあった。

(3) 以上述べたように、本実験の所期の目的は充分達成されたと考える。今後引き続き、実験装置の改善を行い、系圧力の影響、発熱体上限温度の引上げ等、幅広い条件でのシステム効果実験を行うように努める。

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一研究室斯波正誼室長から、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。

引用文献

- (1) Waring, J.P., et al; "PWR FLECHT-SET PHASE B1 EVALUATION REPORT", WCAP-8583, August, 1975.
- (2) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K. "Report on Reflood Series 1 Experiment", JAERI-M 6551, June, 1976. (In Japanese)
- (3) 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.
- (4) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K. "Reflooding Test 2A Data Report (Heat Flux and Heat Transfer Coefficients)",
- (5) 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.