

JAERI-M

7 3 8 3

再冠水シリーズ5 実験報告

1977年12月

村尾 良夫・井口 正・須藤 高史・数土 幸夫  
杉本 純・新妻 泰・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5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・平野見明

(1977年10月21日受理)

この実験報告書は、1977年3月から4月にかけて行われたシリーズ5実験の結果をまとめたものである。

シリーズ5実験の目的は、1)ステップ状流量可変方式による低冠水速度でのクエンチ特性の測定、2)定常状態での炉心内差圧の測定、3)炉心入口抵抗が小なる時のシステム振動特性の測定にある。

実験の結果次のことが明らかとなった。

- 1) 低冠水速度のクエンチ特性は、シリーズ4実験のシステム効果実験におけるクエンチ特性と類似している。
- 2) 炉心内のボイド率は、既存の二相流相関式による予測値よりも小であり、実験より得られた中央部での関係により全区間の定常状態のボイド率が予測できること。
- 3) システムの振動は、入口流量変化による蒸気発生量の変化により生ずることがわかったが、定量的な予測はできなかった。

Report on Series 5 Reflood Experiment

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

Division of Reactor Safety, Tokai Research Establishment, JAERI

( Received October 21, 1977 )

Series 5 reflood experiment was carried out from March to April 1977 for the purposes of studying quench characteristics at low flooding rate by step-wise variable flow rate method, measuring steady-state differential pressure in the core and observing flow oscillation behavior of the system with low inlet flow resistance.

Following are the results:

- 1) The quench characteristics at low flooding rate are similar to those in Series 4 system effect test.
- 2) The void fraction is smaller than predicted by ordinary two-phase flow correlations. The relation obtained in differential pressure of the middle of core can predict a steady state void fraction of the whole region of core.
- 3) Flow oscillation of the system is caused by fluctuation of the vapor generation due to inlet flow fluctuation.

Keyword : Reactor Safety, LOCA, Reflood,  
ECCS, Heat Transfer, Two-phase Flow  
Quenching, Void Fraction, Flow-Oscillation

## 目 次

1. 序 論 .....	1
2. 実験方法 .....	3
2.1 装置の概要 .....	3
2.1.1 テスト部 .....	3
2.1.2 実験装置 .....	5
2.2 装置の改造点 .....	8
2.3 計測系の概要と較正法 .....	9
2.3.1 計測系の概要 .....	9
2.3.2 較正法 .....	14
2.4 流量計の開発 .....	16
2.5 実験方法 .....	20
2.5.1 一定流量注入実験（5A実験） .....	20
2.5.2 システム効果実験（5B実験） .....	20
2.5.3 データの集録、加熱電源の投入遮断 .....	21
2.6 実験条件 .....	22
3. 実験結果と検討 .....	25
3.1 定常状態におけるテスト部差圧と出力の関係 .....	25
3.3.1 ループ抵抗の検定と発生蒸気量の算出方法 .....	25
3.3.2 定常状態におけるテスト部差圧と出力の関係 .....	28
3.2 低冠水速度域におけるクエンチ挙動 .....	32
3.3 炉心差圧特性 .....	37
3.3.1 定常差圧 .....	37
3.3.2 炉心ボイド率の時間変化 .....	44
3.4 システムの振動現象 .....	51
3.4.1 振動の特徴と振動体系の検討 .....	51
3.4.2 炉心模擬部の流速変動と他の状態量との関係 .....	60
4. 結 論 .....	80
謝 辞 .....	81

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Test Description .....	3
2.1 Test Rig Description .....	3
2.1.1 Test Section .....	3
2.1.2 Test Rig .....	5
2.2 Test Rig Improvements .....	8
2.3 Instrumentation and Calibration .....	9
2.3.1 Instrumentation .....	9
2.3.2 Calibration .....	14
2.4 Flow Meter Development .....	16
2.5 Test Procedure .....	20
2.5.1 Constant Injection Test (5A Experiment) .....	20
2.5.2 System Effect Test (5B Experiment) .....	20
2.5.3 Sequence of Test .....	21
2.6 Test Conditions .....	22
3. Test Results and Discussions .....	25
3.1 Relation between Pressure Difference in the Core at Steady State and Power .....	25
3.1.1 Calibration of Loop Resistance and Vapor Generation Rate Calculation .....	25
3.1.2 Relation between Pressure Difference in the Core at Steady State and Power .....	28
3.2 Quench Characteristics at Low Flooding Rate .....	32
3.3 Characteristics of Pressure Difference in the Core .....	37
3.3.1 Steady Pressure Difference in the Core .....	37
3.3.2 Transient Core Void Fraction .....	44
3.4 Oscillatory Phenomena of System .....	51
3.4.1 Feature of Oscillation and Analytical Model of System .....	51
3.4.2 Core Inlet Flow Fluctuation and Relation between It and Other Factors .....	60
4. Conclusions .....	80
Acknowledgement .....	81

## 1. 序 論

加圧水型軽水炉の冷却材喪失事故時の再冠水現象を調べる為に、昭和48年より、実物長燃料模擬発熱体 $4 \times 4$ 本バンドルを用いた小型再冠水実験が行われてきた。

これまでにシリーズ1から4までの実験が行われており、結果はそれぞれ次のレポートに報告されている。

シリーズ1実験 : JAERI-M-6551

シリーズ2A実験 : JAERI-M-6787

シリーズ2B実験 : JAERI-M-6788

シリーズ3実験 : JAERI-M-6983 (データ集)

JAERI-M-6981

シリーズ4実験 : JAERI-M-7169 (データ集)

: JAERI-M-6982

シリーズ1、2実験により再冠水現象の定性的把握がなされ、シリーズ3実験により、一次系流動抵抗の影響、流路外管温度の影響が明らかにされた。

シリーズ4実験では、系圧力を大気圧から4気圧までパラメトリックに変え、差圧測定点を増設し、発熱体の熱容量を実炉の燃料体の熱容量に近づけ、発熱体許容温度を1000°Cまで上げ、流路外管温度を飽和温度に設定し実験を行った。

本報告書で述べるシリーズ5実験においては、更に装置に次の改造を行った。

### (1) ダウンカマーテスト部間の入口抵抗の減少と、流量測定の高精度化

以前は、タービン流量計を用いてダウンカマーテスト部間の流量測定を行ってきたが、羽根車の部分で、流路が強く絞られており、大きな流動抵抗となっていた。又、タービン流量計の特性上、流れ方向の判別が出来ず、低流量時にテスト部電源ノイズにより誤動作する問題があった。

そのため、ドラッグディスク型流量計を開発し、流路を絞らずに流れ方向も含めて測定出来るようにした。

### (2) 系圧力の安定化

シリーズ4実験においては、定圧タンクの圧力制御用バルブの開閉により、系圧力が微少変化し、それがテスト部入口流量変化の誘因となっている様に考えられたので、定圧タンクに更にバックファタンクを設け、両タンク間に絞りを入れ、バックファタンクの圧力を開閉バルブにかえ制御することとした。これにより、定圧タンクの圧力変動は、少なくなった。

### (3) ダウンカマ溢水量測定の高精度化

ダウンカマ溢水量測定の精度を上げるため、ダウンカマオーバーフロタンクの細径化を行い、同一流量に対する液位変化を大とした。液位変化率から、溢水量を計算している。

### (4) テスト部注水量のステップ状可変化

シリーズ4のシステム効果実験により、システム効果がある場合の炉心入口流量は、大気圧から4気圧の系圧力に対して、 $2.0 \sim 1.0 \text{ cm/sec}$  の間にあることが見い出されたので、 $2.0 \sim$

1.0 cm/sec の一定流量注水実験のデータと比較する必要が生じた。低流量では、炉心の下部が冠水するまでに、中央部の温度上昇のため、模擬燃料の表面温度は、最高許容温度を越えてしまうので、十分長時間の実験が出来ないおそれがあった。そこで、最初の10秒間6 cm/sec で注水し、その後、希望の流速に減少させることを考えた。そして、そのための流量切換用電磁弁を設置した。

本機構は、システム効果実験における蒸気発生が少ない期間では注入流速が速く、蒸気が発生し始めると注入流速が減少することを模擬するにも有用である。

#### (5) 炉心部分の差圧測定の増強

シリーズ4実験は、炉心全長と炉心中央一下端の2種の差圧を測定したが、炉心内のボイド率の挙動を知るために、4個の差圧計で、炉心発熱体下端から1.0 m, 1.8 m, 2.8 m, 4.4 mの区間の差圧を測定することとした。差圧計により得られたデータの解析により、平均的なボイドとクオリティの関係が得られるはずである。

このような改造のもとで、次の項目の実験を行った。

- (1) ループ抵抗（蒸気発生量測定用）の検定
- (2) 低冠水速度でのクエンチ特性
- (3) 炉心の差圧特性
- (4) システムの振動特性

これらの測定項目は、シリーズ4実験の説明と、次回のシリーズ6実験の予備実験という2つの性格を持っている。

すなわち、(1)は、シリーズ4実験で、ループ抵抗を模擬している15 mmφのオリフィス板の抵抗係数が大気圧での実測データに基づいていて、他の圧力については理論式により外挿していくので、本実験においては、大気圧から4気圧までの抵抗係数を測定し、確度の高い蒸気発生量算定法を導くためのものである。

蒸気発生量と抵抗係数との関係は、システム効果解析のうえで重要なものであり、特に入口注水量に大きく影響を与えるものである。

- (2)は、先に述べたように、シリーズ4のシステム効果の説明のための実験である。
- (3)は、炉心の差圧計の増設により、炉心内ボイド分布を知り、ボイド率とクオリティとの関係を調べるための実験である。
- (4)は、ダウンカマーテスト部間の流動抵抗の減少により、流動抵抗が実炉に近づいたことならびに新流量計の開発により炉心入口流速の変動の測定が可能になったので、他の測定量の変動との関係を解析し、振動の発生原因を調べるための実験である。

## 2. 実験方法

### 2.1 装置の概要

本装置はPWRの再冠水過程に起る事象を模擬するように設計されている。本装置は次の機器から構成され、Fig. 2.1に示すように接続されている。

- (1) テスト部：実炉の炉心を模擬する。模擬炉心の上部および下部に各々上部プレナム、下部プレナムが取付けられている。
- (2) ダウンカマー：実炉のダウンカマーを模擬する。
- (3) 一次系流動抵抗模擬部：実炉の上部プレナムから破断口までの流動抵抗を模擬する。
- (4) 定圧タンク：格納容器を模擬する。定圧タンク内の圧力が破断口の背圧として作用する。
- (5) ECC水注入系：実炉のECC水注入系を模擬する。注入口は次の2ヶ所にある。

- ① ダウンカマー頂部
- ② 下部プレナム

ここで、ダウンカマー頂部注水は実炉のコールドレッグ注入を模擬する。

- (6) ECC水供給系：ECC水の貯水、温調を行なう。
- (7) 系圧制御系：定圧タンクの圧力を制御して、一定圧力に保つ。
- (8) ダウンカマーオーバーフロータンク：ダウンカマーに接続され、ダウンカマー頂部から溢水するECC水を捕集する。
- (9) ホールドアップタンク：炉心上部より飛散液滴として流出するキャリーオーバー水を捕集して、その量を測定するために用いる。

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) ダウンカマー、炉心の長手方向の寸法は実長とする。
- (3) 健全ループと破断ループとはまとめて1つの一次系流動抵抗部で模擬する。模擬の仕方は、同一炉心流速の蒸気が一次系流動抵抗部を流れた時一次系流動抵抗部で生ずる差圧が実炉の健全ループ、破断ループで生ずる差圧と等しくなるように一次系流動抵抗係数を設定する方式による。一次系流動抵抗係数は、適当な口径のオリフィスを用いることにより合わせる。
- (4) ダウンカマー、ループ部分（ホットレッグ、蒸気発生器、一次系ポンプ）の構造材または二次系の熱的寄与を無視する。
- (5) 上部プレナムの体積は、原子炉の上部プレナム体積に比例し、その比は、炉心内流路断面積比に合わせる。

#### 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4×4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。

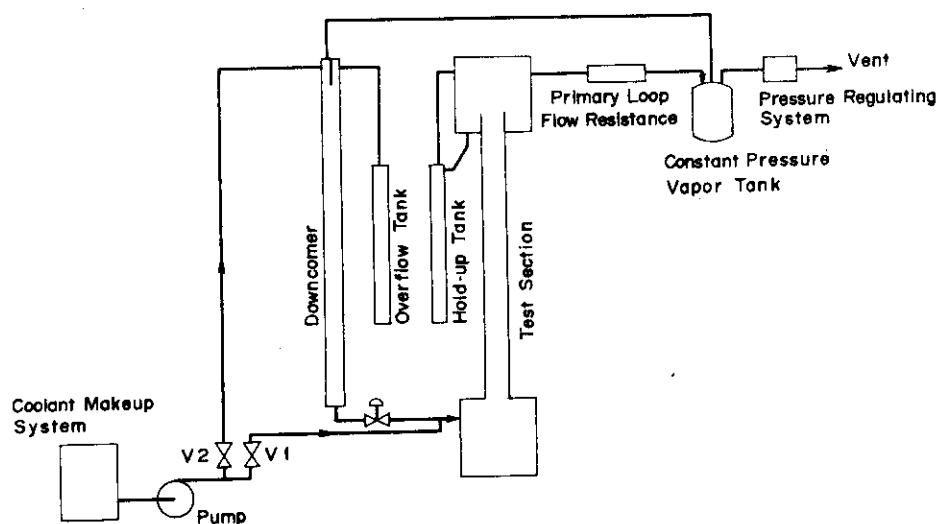


Fig. 2.1 Conceptual Diagram of Reflood Test Rig

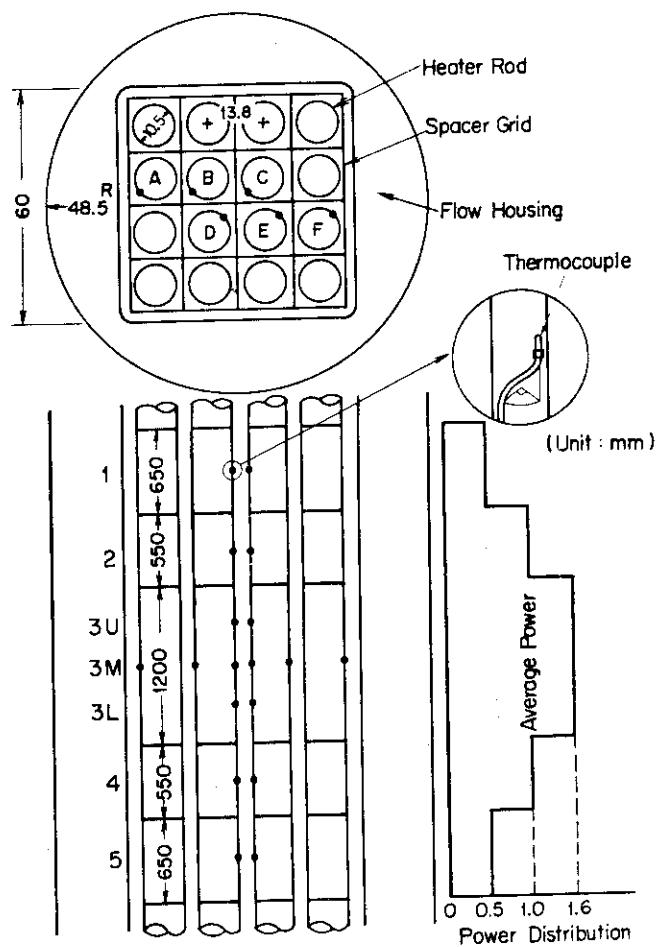


Fig. 2.2 Crosssection of Test Channel and Location of Thermocouples

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 C A 熱電対で、図に示したように発熱体表面に取付けられ、検出端は半埋込されている。熱電対は、検出端の取付け位置から 90° 円周上を回転した後、下部に引き出されている。

発熱体は 600 mm 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取付けられている。

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。

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 封入により変位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 実験装置

Fig. 2.3 に本装置のフローシートを示す。ここで、

$$\frac{1}{2} B \times 20 S \quad 21.7 \phi \times 2.5 t \quad (16.7 \phi id)$$

Table 2.1 Characteristics of Heater Rod Used (Series 5)

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 <sup>1)</sup> (Kcal/ $\text{m}^3\text{ }^\circ\text{C}$ )	Heat Capacity per Unit Length (Kcal/ $\text{m}^3\text{ }^\circ\text{C}$ )	Temperature Rising Rate <sup>2)</sup> (°C/sec)
Heater Rod (Maximum)	1.6	10.5	9.3	[Stainless] 1.87	[MgO] 6.79	[MgO] 0.0611	12.5
Heater Rod (Average)	1.0	10.5	8.5	2.98	5.67	1047.5	0.0659
Heater Rod (Minimum)	0.5	10.5	5.9	5.93	2.73	611.1	7.3
PWR Fuel Rod (Average)	1.0	10.72	9.48 (gap 0.12)	[Zircalloy-4]	[UO <sub>2</sub> ] 6.71	[Zircalloy-4] 560 [UO <sub>2</sub> ] 800	0.0788
						[Zircalloy-4] [UO <sub>2</sub> ]	3.0

Notes : 1) at a Temperature of ~400 °C

2) Calculated with Average Lineare Power 2.0 kW/m

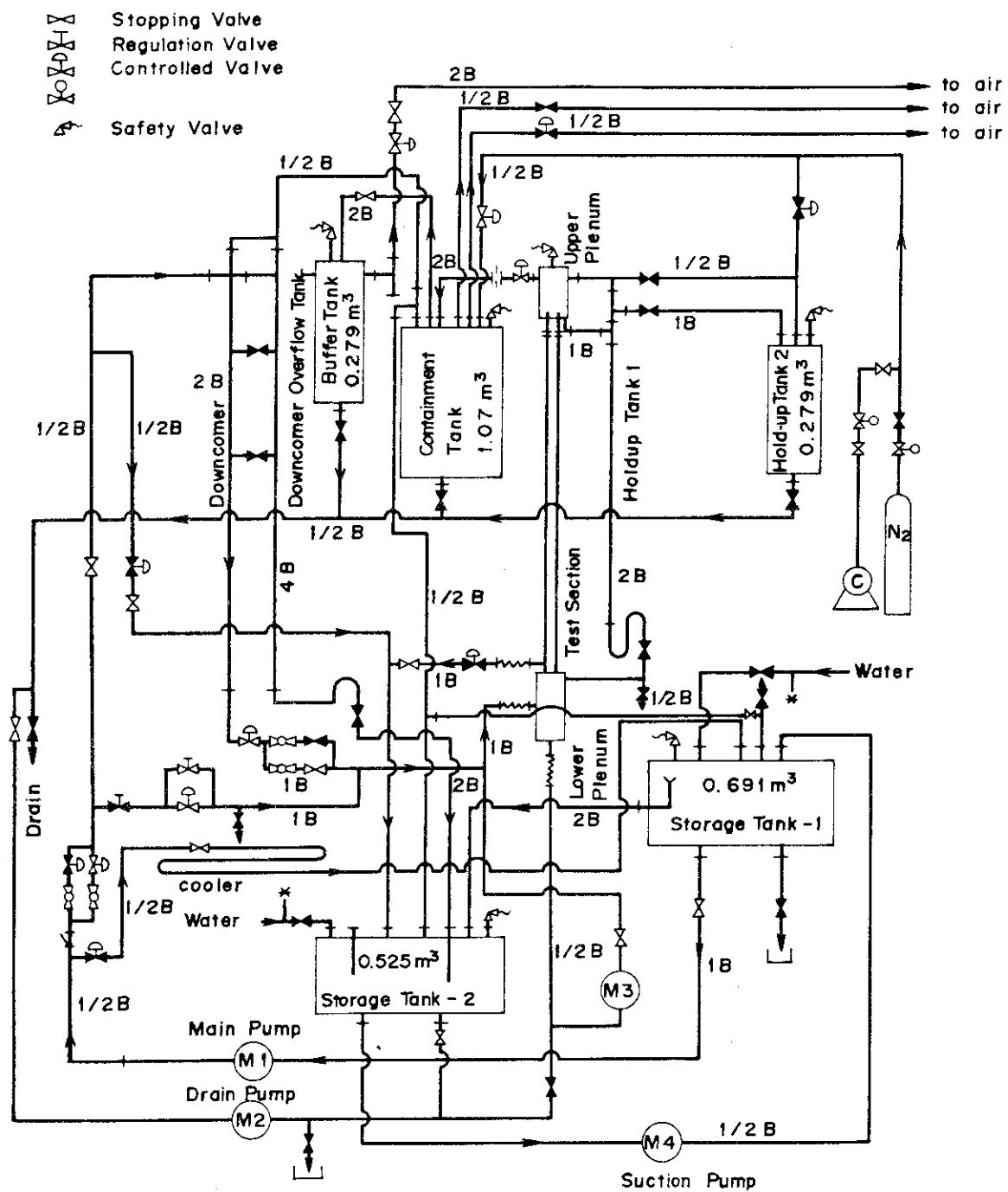


Fig. 2.3 Flow Sheet of Reflooding Test Rig

1B × 20 S	34 $\phi \times 3$ t ( 28 $\phi$ id)
2B × 20 S	60.5 $\phi \times 3.5$ t ( 53.5 $\phi$ id)
4B × 20 S	114.3 $\phi \times 4$ t ( 106.3 $\phi$ id)
8B × 20 S	216.3 $\phi \times 6.5$ t ( 203.3 $\phi$ id)
10B × 20 S	267.4 $\phi \times 9.3$ t ( 248.8 $\phi$ id)

本装置の主要性能を Table 2.2 に示す。

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>
Heater capacity/cooler capacity	30 kW/5 kW
Material	AISI Type 304

#### Test Section

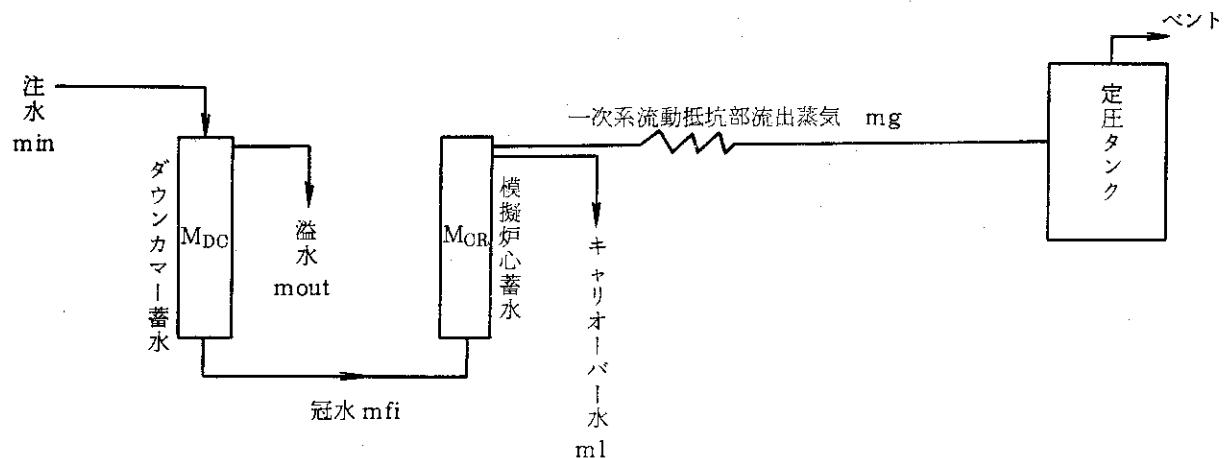
Max. pressure/temperature	5 atg./1000°C
Heating rod	O.D : 10.5mm, Heater length : 3.6m type : D.C. direct heating, step cosine T/C : 0.5mm sheathed C-A
Outer channel box	Flow Area Geometry : 6cm×6cm square
Material	AISI Type 304
Spacer grid	4×4 square lattice of 13.8mm pitch Hastelloy metal egg crate

## 2.2 装置の改造点

既に前報までに本装置の特徴を示してきた。今回のシリーズ 5 実験に先だって実験装置の改造が行われた。本節では、改造点に焦点をあてて述べる。

### (1) ダウンカマーオーバーフロー水量の計測

再冠水過程では、炉心冠水量は重要な変量であり、計測されることが望まれる。本装置の体系では、炉心冠水量測定には、次の 3 方法が考えられる。



① 冠水  $m_{f_1}$  の直接測定をする。

② ダウンカマーにおける質量バランス

$$m_{f_1} = m_{in} - (M_{DC} + m_{out})$$

から  $m_{in}$ ,  $M_{DC}$ ,  $m_{out}$  を測定することにより  $m_{f_1}$  を測定する。

③ 炉心におよぶる質量バランス

$$m_{f_1} = M_{CR} + m_e + m_g$$

から  $M_{CR}$ ,  $m_e$ ,  $m_g$  を測定することにより  $m_{f_1}$  を測定する。

本装置では①の  $m_{f_1}$  の直接測定が行われている。(2.3項参照) 合せて、②の  $m_{f_1}$  の測定が可能のように考慮されている。 $m_{in}$  は流量計、 $M_{DC}$  はダウンカマー水頭を差圧計で測定されている。 $m_{out}$  はダウンカマーの近くに併設された計量タンク(ダウンカマーオーバーフロータンク)にオーバーフロー水を捕集し、その水頭を差圧計で測定することによって求められている。

Fig. 2.4 にダウンカマーおよびダウンカマーオーバーフロータンクを示す。

#### (2) キャリオーバー水の計測

炉心をキャリオーバーした水はキャリオーバー水捕集タンクに捕集され、水頭によりその量を計測する。Fig. 2.5 にホールドアップタンク図を示す。

#### (3) ダウンカマー下部一下部プレナム抵抗

ダウンカマー下部一下部プレナム間の流動抵抗は、本装置では実炉に比べてかなり大きい。そのため再冠水時の流動挙動が影響されている。特に冠水速度に振動現象が生ずる時、振動特性への影響が大きい。

ダウンカマー下部一下部プレナム間の流動抵抗の影響を調べることを可能にするため、ダウンカマー下部一下部プレナム間の配管が改造された。改造の要点は、配管抵抗を小さくすることおよび抵抗の小さい流量計を設置可能にすることである。Fig. 2.6 にダウンカマー下部一下部プレナムの概略図を示す。

#### (4) 系圧制御系の改造

従来定圧タンク内圧力を直接放出させていた。今回、Fig. 2.7 に示すように圧力制御系を改造した。即ち、定圧タンクを流出した水蒸気は、バッファタンクを経由した後大気に放出される。圧力制御は、バッファタンクに取付けられている放出用自動弁の開閉で行う。定圧タンク出口、バッファタンク出口に取付けられた手動弁を適当に絞り込むことにより、放出用自動弁の開閉によって生ずる圧力変動の定圧タンク圧へのフィードバックを小さくすることができる。

### 2.3 計測系の概要と較正法

#### 2.3.1 計測系への概要

##### 計測系

本実験における計測点を Table 2.3, 2.4 にまた、その圧力、差圧の測定位置を Fig. 2.8 にす。これら総数 30 点の検出信号は、増巾され、ノイズを除去されたのちに高速収録装置に入力される。入力信号はデジタル化され磁気テープ上に記録される。本シリーズ 5 実験にはデータ収録速度は 100 Hz/Ch である。

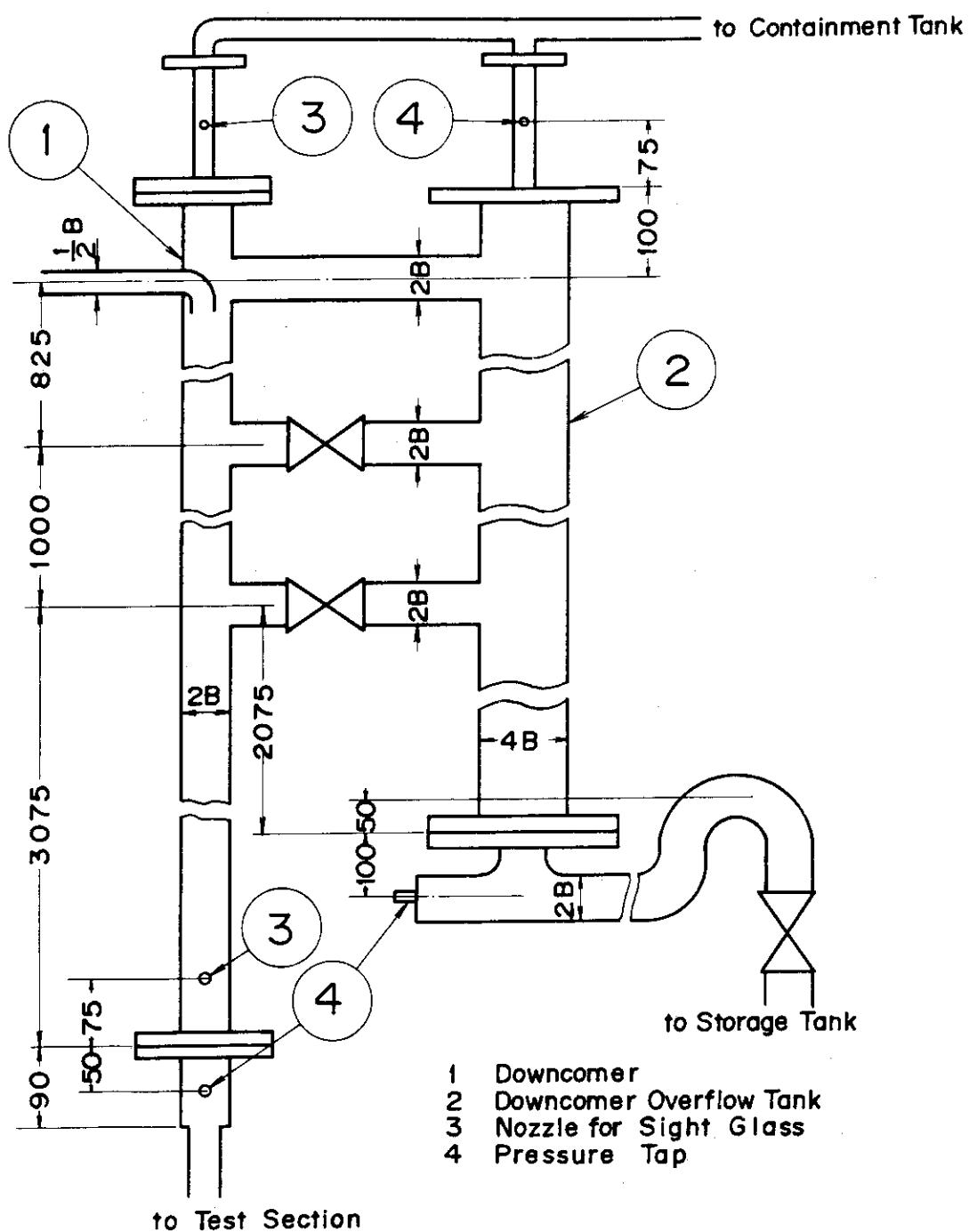


Fig. 2.4 Downcomer and Downcomer Overflow Tank

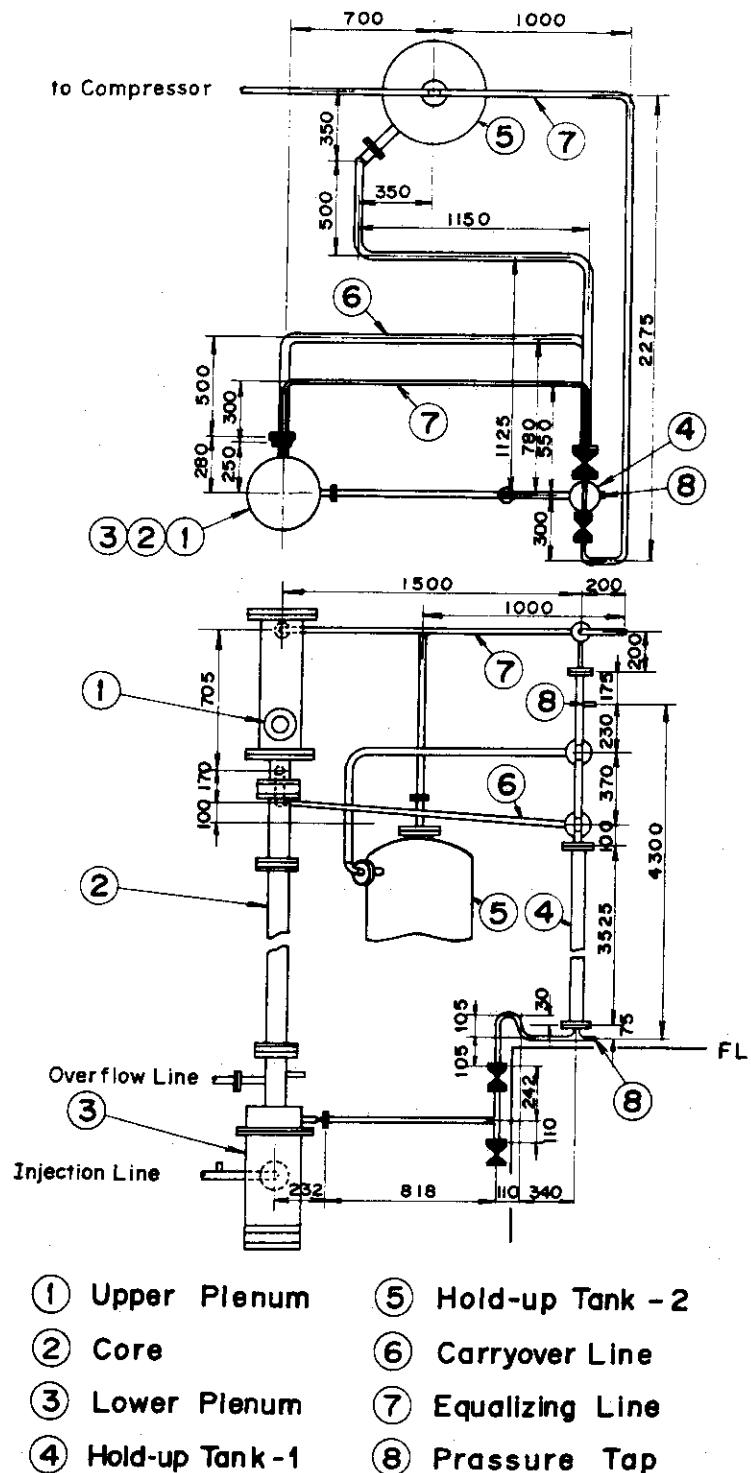


Fig. 2.5 Hold up Tank and Carryover Line Layout

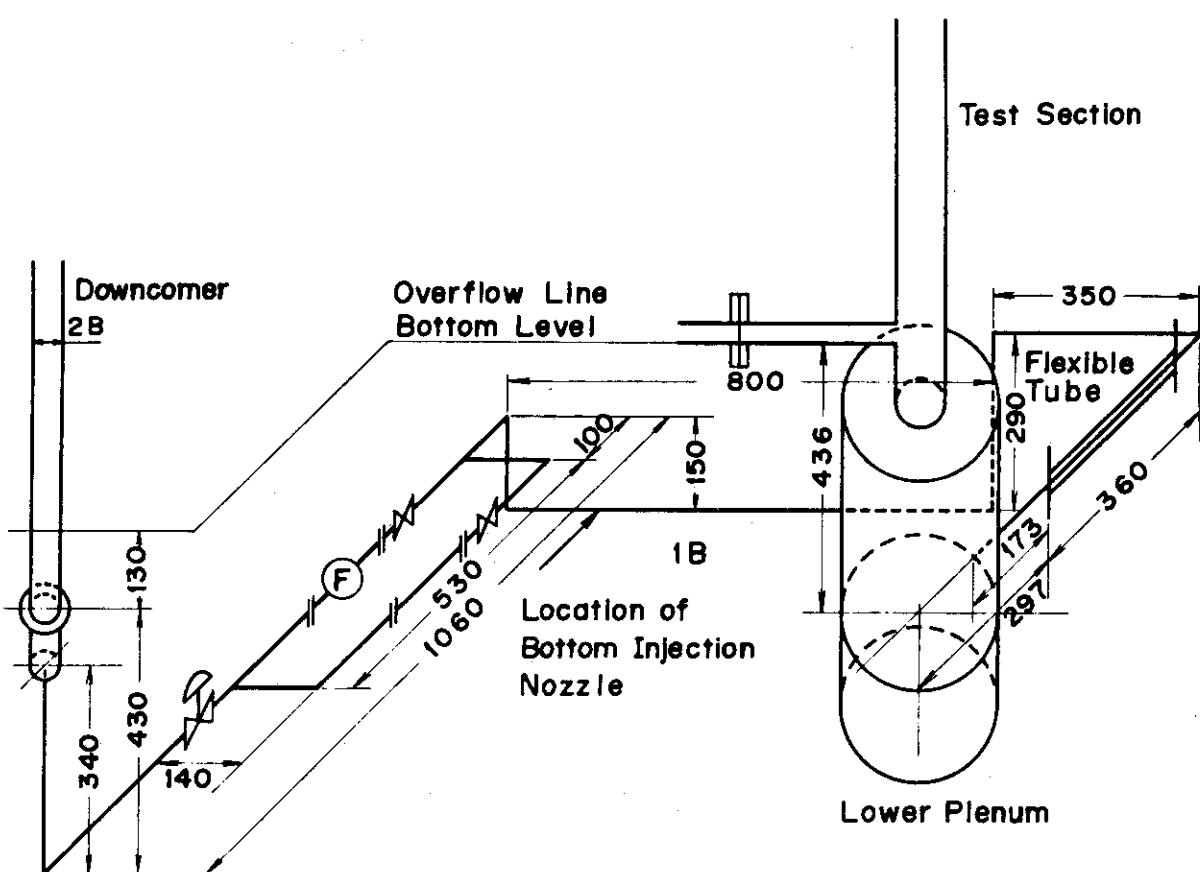


Fig. 2.6 Downcomer, Lower Plenum and Piping Layout

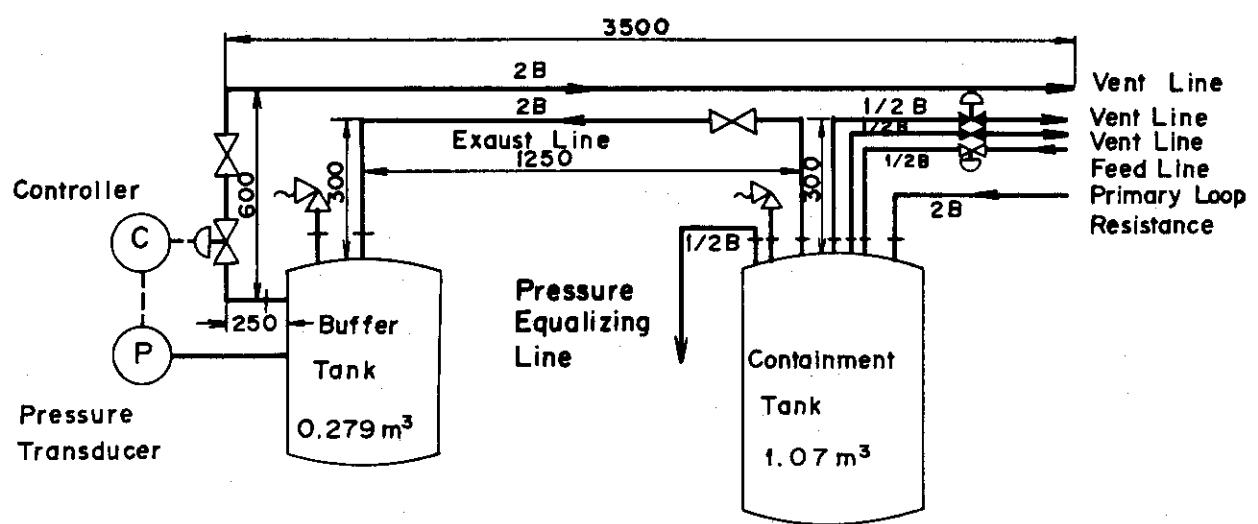


Fig. 2.7 Pressure Regulation System

Table 2.3 List of Measuring Points and Symbols (Series 5A)

Channel No.	Symbol	Item	Measuring Point	
1	TC3U	Temperature	Heater Rod Surface	
2	TC3M			
3	TC3L			
4	TC4			
5	TC5			
6	TD1			
7	TD2			
8	TD3M			
9	TD3L			
10	TD5			
11	TCST			
12	TSGG	Temperature	Primary Loop Upper Plenum (Liquid Phase) Upper Plenum (Gas Phase)	
13	TUL			
14	TUG			
15	PPT	Pressure	Containment  Lower Plenum Upper Plenum	
17	PLP			
18	PUP			
21	DPT3	Differential	Core Pressure Difference (0-1.0m) " " (0-1.8m) " " (0-2.8m)	
22	DPT6			
23	DPT9	Pressure		
24	DPTS	Full Core Pressure Difference Orifice Pressure Difference Loop " " Hold up Tank "		
25	DPPM			
26	DPL			
27	DPHT			
28	FM	Flow Rate	Supplied Water	
29	E	Voltage		
30	I	Current	Supplied Power	

Table 2.4 List of Measuring Points and Symbols (Series 5B)

Channel No.	Symbol	Item	Measuring Point
1	TC4	Temperature	Heater Rod Surface
2	TC5		
3	TD2		
4	TD3M		
5	TD4		
6	TD5		
7	TH2		
8	TH3U		
9	TH3L		
10	TH4		
11	TH5		
12	TUG	Temperature	Upper Plenum (Gas Phase) (Liquid Phase)
13	TUL		
14	FDN2	Flow Rate	Core Inlet Flow
15	PPT2	Pressure	Containment 2 Containment 1 Lower Plenum Upper Plenum
16	PPT1		
17	PLP		
18	PUP		
19	DPDN	Differential	Downcomer Pressure Difference Downcomer Overflow Tank
20	DPDO		
21	DPT3	Pressure	Core Pressure Difference (0-1.0m) " " (0-1.8m) " " (0-2.8m)
22	DPT6		
23	DPT9	Pressure	Full Core Pressure Difference Orifice Pressure Difference Loop " " Hold up Tank "
24	DPTS		
25	DPPM		
26	DPL		
27	DPHT		
28	FM	Flow Rate	Supplied Water to Downcomer
29	E	Voltage	
30	I	Current	Supplied Power

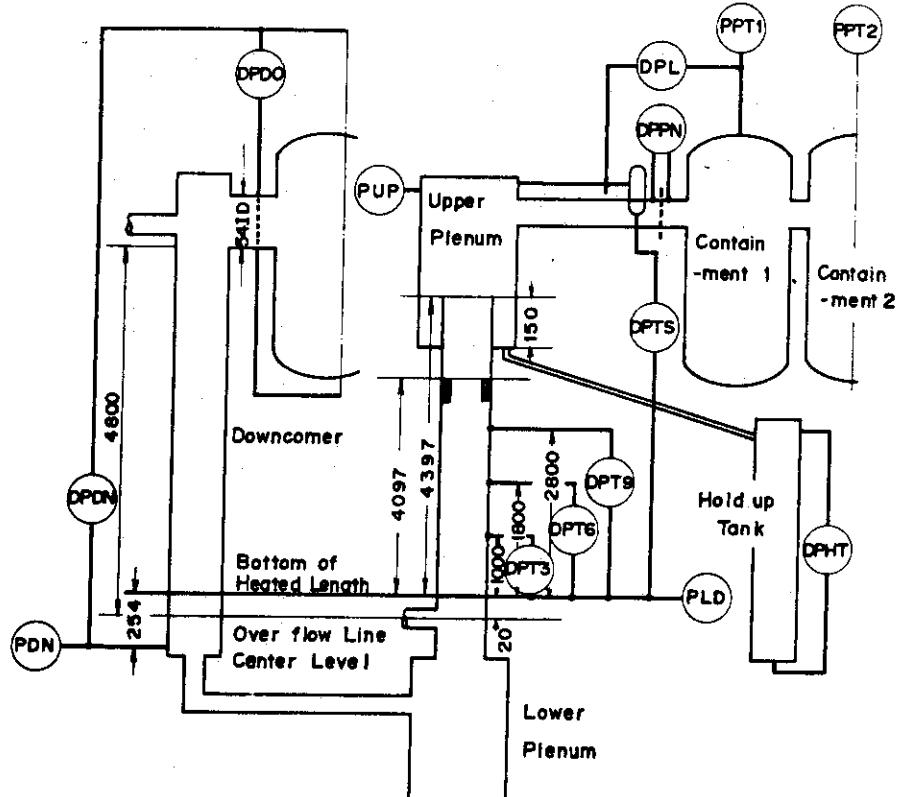


Fig. 2.8 Elevations of Pressure, Pressure Difference Measuring Points

#### データ処理

記録された磁気テープは原研計算センターにおいて処理される。テープには実験開始に先立ち較正電圧値が記録されており、これを用いて次節で述べる較正值とから、各チャンネルのディジタル量は物理量に変換され、平均化のち別の磁気テープに記録編集される。編集磁気テープのデータは 0.25 sec/ch 毎に記録されている。

この編集テープをもとに熱伝達率が計算されている。熱伝達率計算コードの詳細については参考文献(1)を参照のこと。

#### 2.3.2 較正法

各種検出器からの応答を実際の物理量に変換するために、較正試験を行った。以下に各検出器の較正法の概要を述べる。

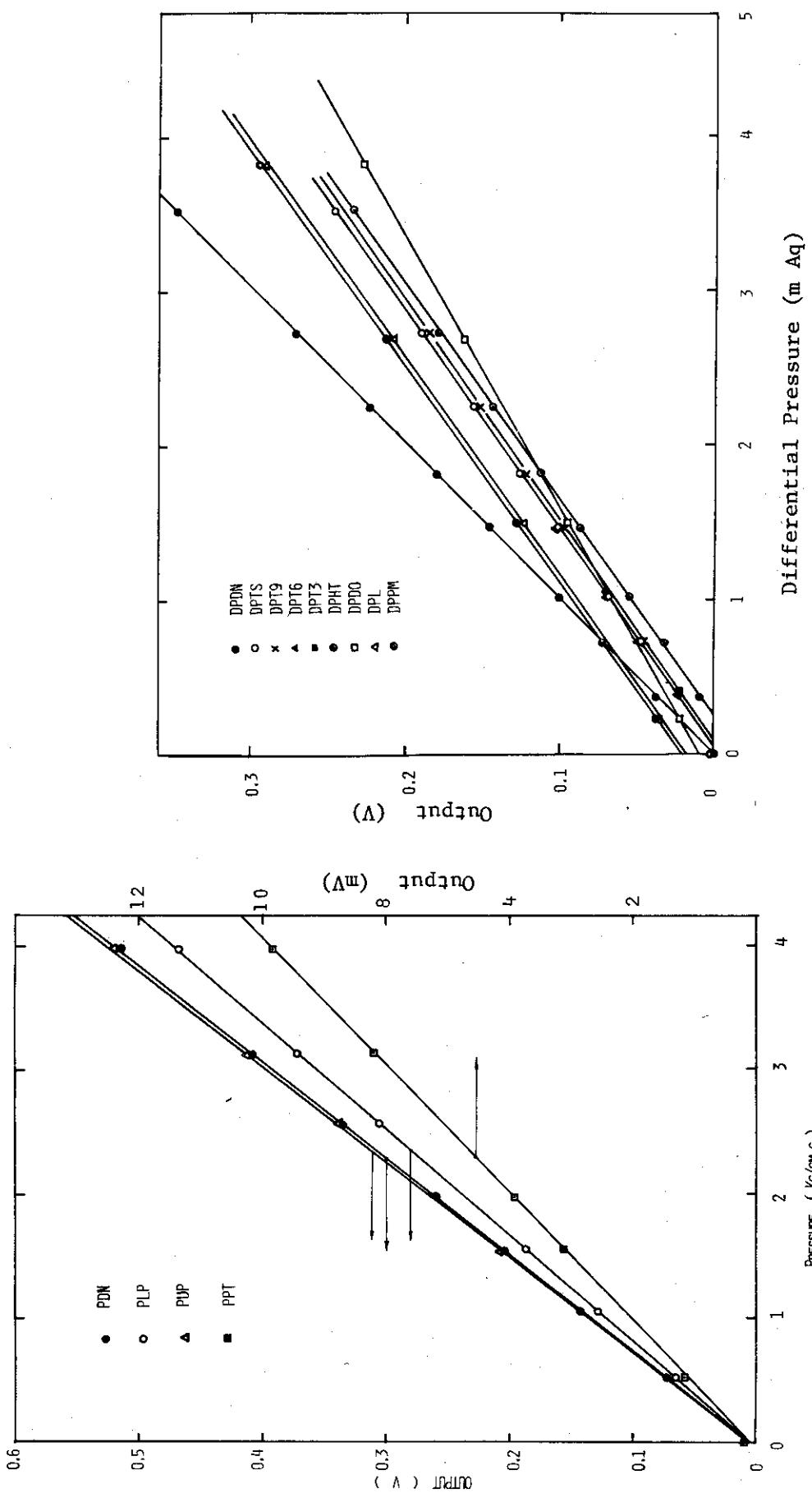
##### (1) 圧力計 (PDN, PLP, PUP, PPT)

テスト部を加圧し、テスト部に取付けた精密圧力計と比較することにより圧力変換器の較正を行った。Fig. 2.9 に試験結果を示す。圧力計の直線性は極めて良いことがわかる。

##### (2) 差圧計

テスト部に水を張り、液柱の高さを実測して差圧変換器の較正を行った。また、ループ部差圧計のように水を張れない部分の差圧計は圧力端子の一方を閉じ、テスト部を加圧し、水銀マノメータにより較正した。

Fig. 2.10 に試験結果を示す。図の DPDO, DPL, DPPM は上記のテスト部加圧法による



較正である。

### (3) 流量計

流量を一定に保ち、テスト部の水位上昇速度を測定することにより較正した。試験は注入水位  $15^{\circ}\text{C}$  と  $85^{\circ}\text{C}$  の 2 の場合で行った。Fig. 2.11 に流量計 (FM) とダウンカマー流量計 (FMDN) の試験結果を示す。また、Fig. 2.12 に Fig. 2.11 Drag Disk 型ダウンカマー流量計 (FMDN) の較正試験結果を Log Scale でプロットしたものを見た。出力が流量の 2 乗にはほぼ比例していることがわかる。換算式は、

$$F = 652.3 \times \sqrt{\Delta V} \quad (\ell / \text{hr})$$

$$\Delta V = V - V_0 \quad (\text{volt})$$

である。

## 2.4 流量計の開発

シリーズ 4 実験まで使用してきたタービン流量計は、流動抵抗が大であり、低流量時に電源ノイズを感じ、かつ流れ方向が検出出来ない欠点があったので、ドラッグディスク型流量計を開発することとした。

流動抵抗を低く保つため、前後の配管と同じ、1 インチ管と同じ内径（スケジュール 20 の管で、28 mm）とすることにした。

ドラッグディスクの直径を 10 mm とし、抵抗係数を 1.0、 $100^{\circ}\text{C}$  の水の動粘性を  $0.297 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{sec}$ 、テスト部の流路断面積を  $22.15 \text{ cm}^2$  とすると、

テスト部流速  $1 \text{ cm/sec}$  の場合：円板の抗力は  $5.19 \times 10^{-3} \text{ g}$  (流量計部で  $3.6 \text{ cm/sec}$ )

テスト部流速  $15 \text{ cm/sec}$  の場合：円板の抗力は  $1.17 \text{ g}$  (流量計部で  $54 \text{ cm/sec}$ )

巾 1 cm、厚さ 1 mm、長さ 20 cm のステンレス製はりの弾力性は、先端に集中荷重が働くとして、先端で考えると、約  $160 \mu/\text{g}$  となる。

この場合、うず電流型非接触変位計が使用可能である。本検出器は、 $120^{\circ}\text{C}$  水中で使用可能であり、非直線性の補正の出来る新日本測器：503-F 型非接触変位計を用いることとした。

本検出システムは、(1) 検出器：NP-005、(2) 変換器（リニアライザ付）：503-F (3) 電源：PS-503 より構成されている。

流量計の構造は、Fig. 2.13 に示すようになっており、はりの部分に水を満すことにより流体ダンパーの役目も兼ねている。

組立後の写真を Fig. 2.14 に示す。検出部は、O リングでシールされ、ねじ止めされている。調整するためには、検出部を流路部より分離し、先端のドラッグディスクをマイクロメータで移動させ、はりと検出端とが密着した状態から  $0.5 \text{ mm}$  離すまでの範囲で変位と出力がリニアになるように調整し、調整後、平衡時に、 $0.25 \text{ mm}$  ギャップがあるように調整し、検出端のねじ溝にシリコン接着材を塗り、固定した。

Fig. 2.15 に空気中での減衰波形 (時間軸  $2 \text{ sec/div}$ ) を、Fig. 2.16 に水中での減衰波形 (時間軸  $0.2 \text{ sec/div}$ ) を示す。

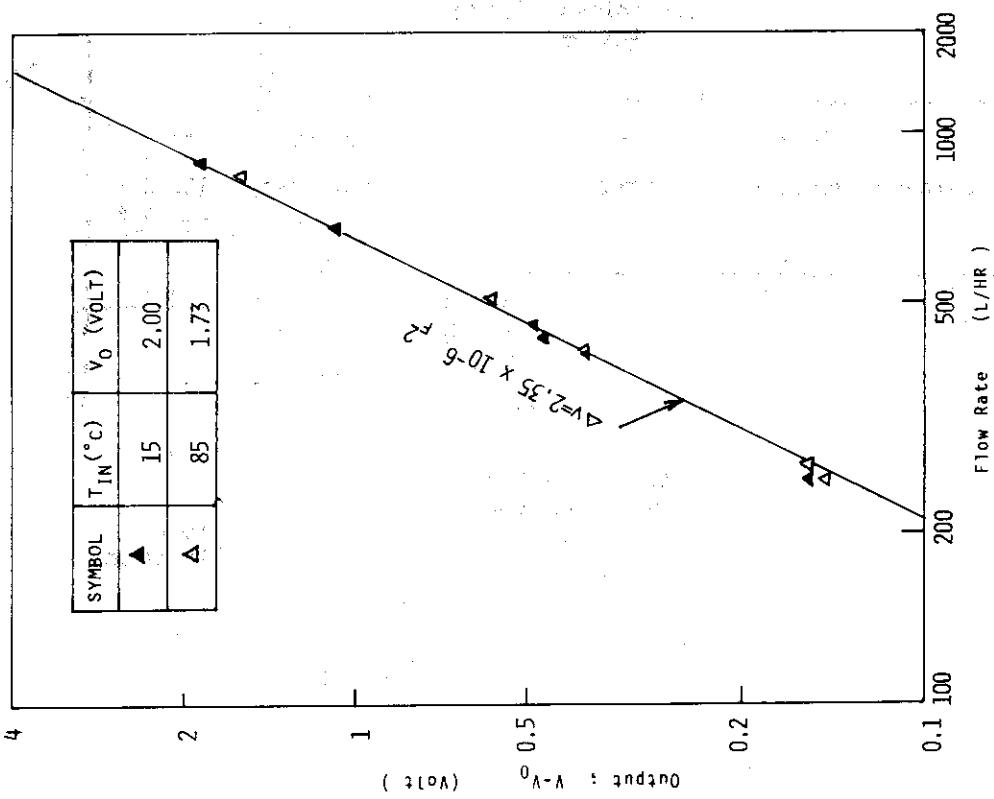


Fig. 2.12 Characteristics of Drag Disk Type Flow Meter

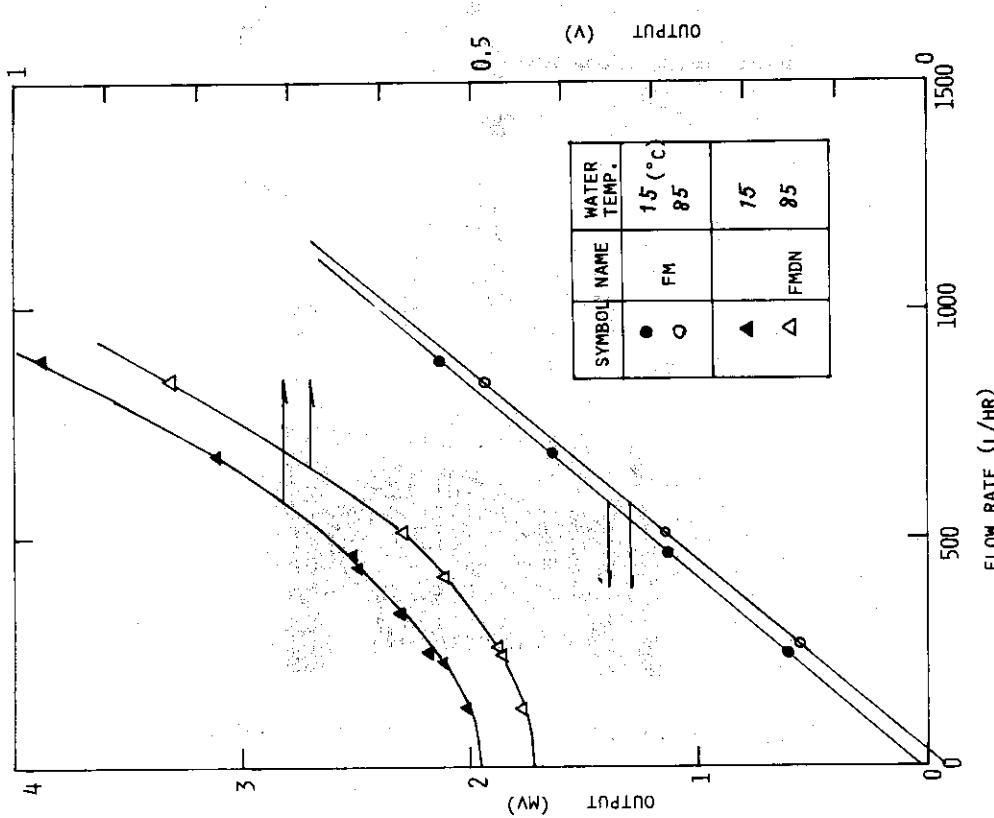


Fig. 2.11 Calibration Curves of Flow Meter

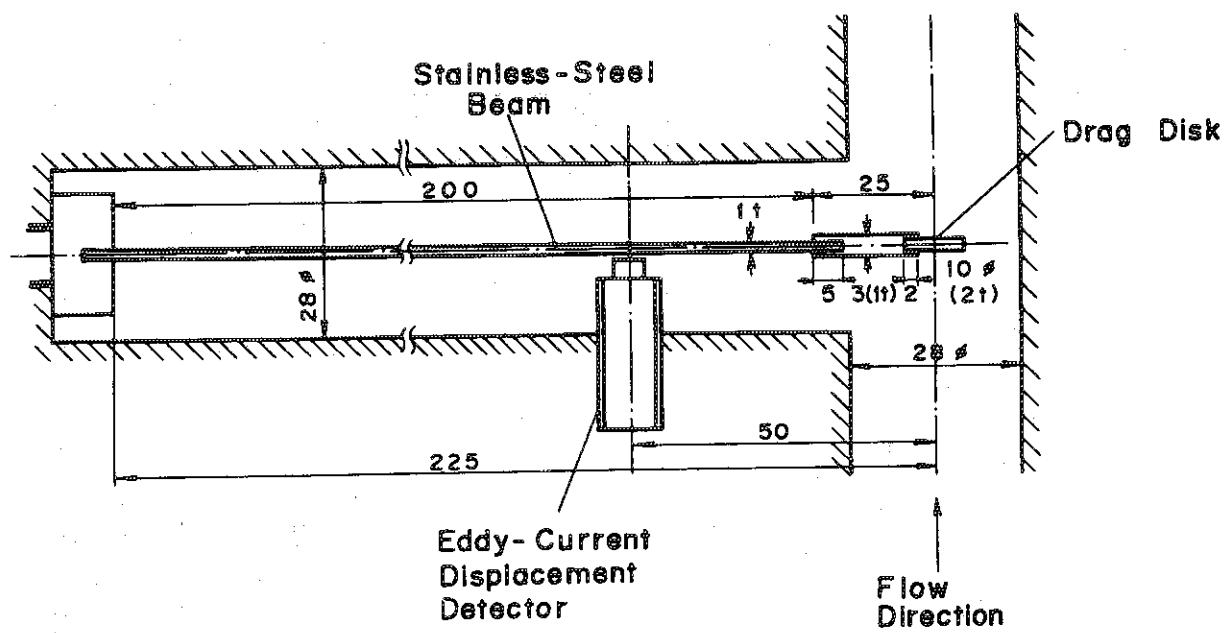


Fig. 2.13 Drag-Disk Flow Meter

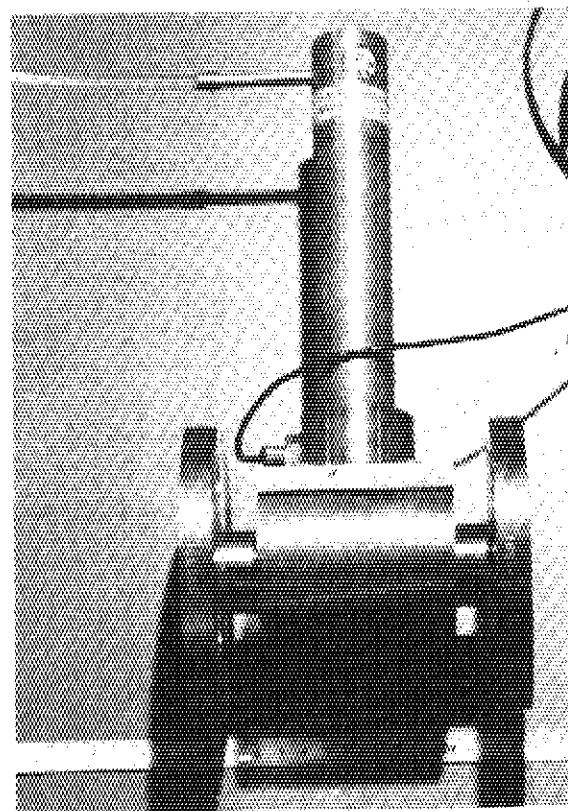


Fig. 2.14 Photo of Drag-Disk Flow Meter

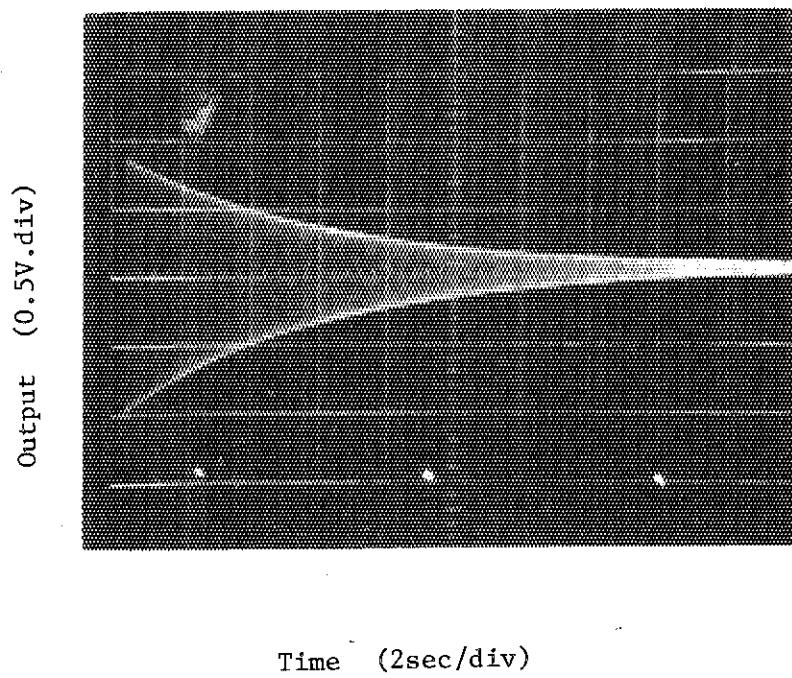


Fig. 2.15 Damping Characteristics of Drag-Disk Flowmeter  
in Air

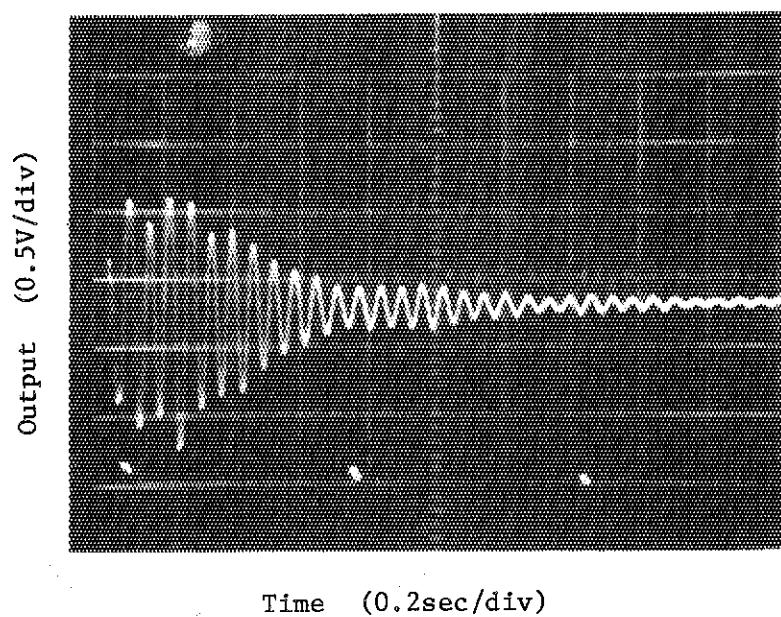


Fig. 2.16 Damping Characteristics of Drag-Disk Flowmeter  
in Water

再冠水実験での流送振動は、約3秒周期であるから、減衰特性は、水中で十分であることがわかる。又、固有振動数は、約17 Hzである。

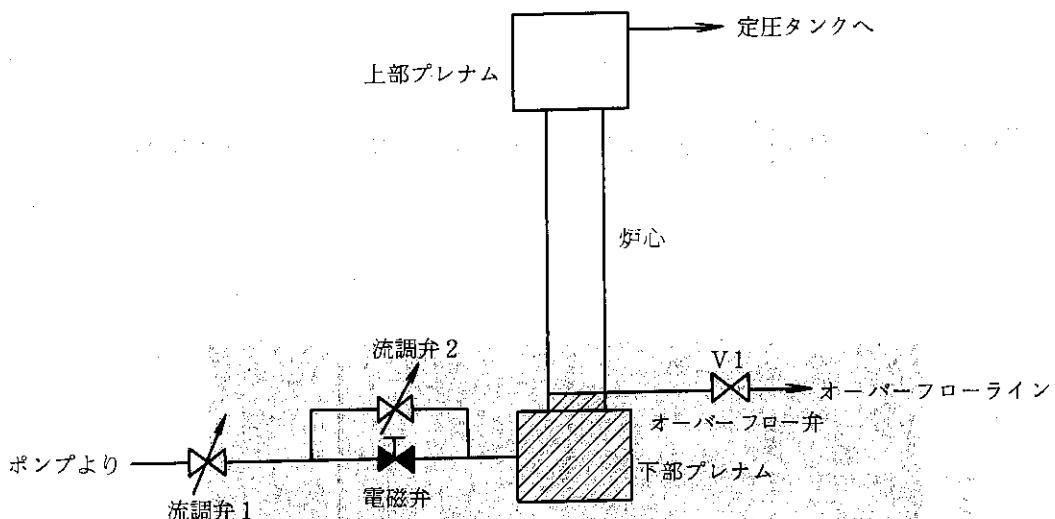
流量計の較正については、前節で述べた通りである。

## 2.5 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5A実験）と、システム効果実験（5B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。

### 2.5.1 一定流量注入実験（5A実験）

テスト部下部プレナム直接一定流量の冷却水を注入する方式である。最初電磁弁を閉じ、流調弁2を調整し流量を設定し、6 cm/secに流調弁1を調整する。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。10秒後に、電磁弁を閉とする。このようにして、流速6 cm/secで10秒間流し、その後、希望の流速に減少させる。



5 A 実験注水開始前

### 2.5.2 システム効果実験（5B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。

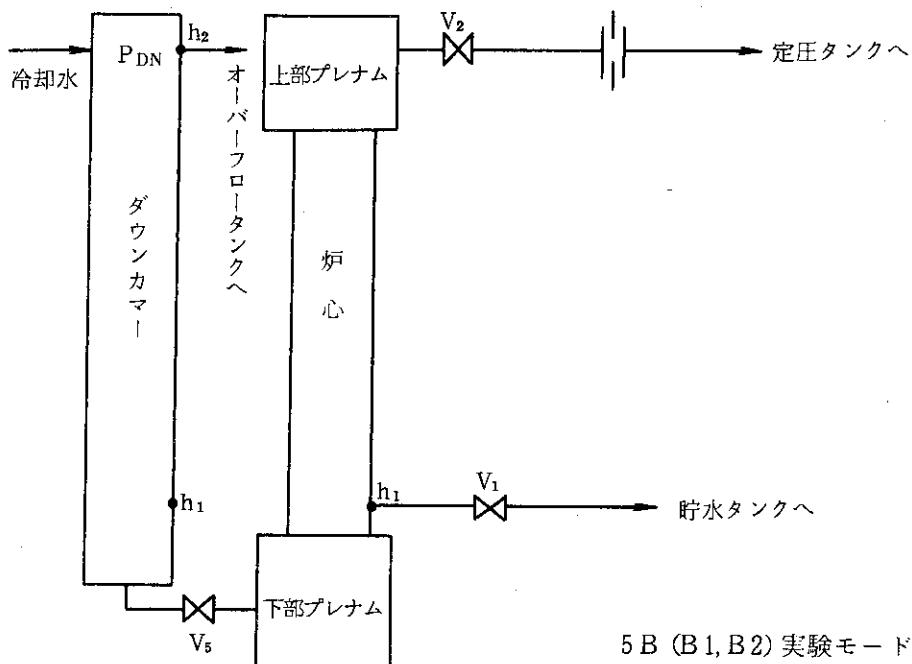
5B実験には、次の2種の冷却水注入モードがある。

- ① モードB1
- ② モードB2

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 V 1	弁 V 2	弁 V 5	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	$h_2$	$h_1$	$= P_{DN}$	V 5 開
B 2	開	開	開	$h_1$	$h_1$	$= P_{DN}$	V 1 閉

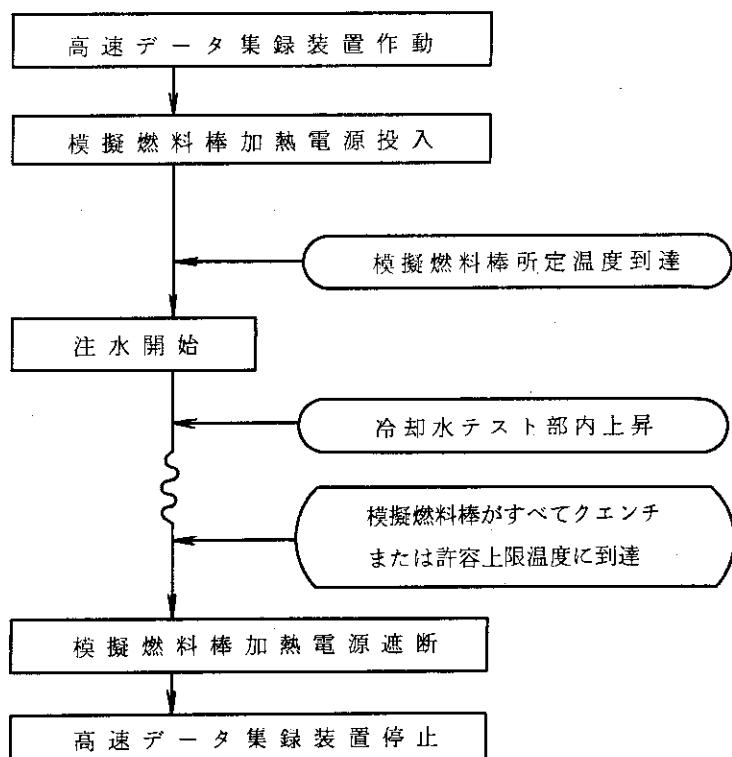
\*  $P_{DN}$  : ダウンカマー頂部圧力



5 B (B 1, B 2) 実験モード説明図

### 2.5.3 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(2)を参照のこと。

## 2.6 実験条件

シリーズ 5 実験の実験条件の概要を Table 2.5, 2.6 に示す。

実験条件の詳細を Table 2.7, 2.8 に示す。

Table 2.5 Parameters 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	1.7~2.8	300~400	2~10	50~100	120~400
5A	1~4	0~2.2	200~400	1~6	80~120	100~140

Table 2.6 Parameters of System Effect Test

Series Number	Injection Mode	Pressure (kg/cm <sup>2</sup> )	Peak power (kW/m)	Heat Rod Temperature (°C)		Water Supply 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	0.34~1.6	295~400	600	13	50~80	300	1.25~1.70
3B	"	1~2	0.4~1.9	300~550	800	5~10	50~80	120~300	2.4~7.4
4B	Downcomer is empty initially	1~4.5	1.4~2.8	300~600	1000	5~10	50~80	120~160	0.7~0.9
5B	"	1~4	0~1.7	0~450	800	5,10	90~300	0.7~0.9	

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

Table 2.7 Summary of 5A (Low Flooding) Test Run Conditions

Run	Peak Power (kW/m)	System Pressure (kg/cm <sup>2</sup> a)	Inlet Water Velocity (cm/sec)	Initial Rod Temp. (°C)	Flow Housing Temp. (°C)	Inlet Water Temp. (°C)	Run Date
5301	1.7	1	6+3	400	100	80	520318-1- 5
5302	1.7	1	6+2	400	100	80	520318-1- 6
5303	1.7	1	6+2	335	100	80	520318-1- 7
5304	1.7	1	6+2	400	100	80	520318-1- 8
5305	0.8	1	6+2	400	100	80	520318-1- 9
5306	0.4	1	6+2	400	100	80	520318-1-10
5307	0.0	1	6+2	220	100	80	520318-1-12
5308	1.4	1	6+1	400	100	80	520318-2- 3
5309	1.7	1	6+1	400	100	80	520318-2- 4
5310	2.2	1	6+3	400	100	80	520318-2- 5
5311	2.2	2	6+3	400	120	100	520318-2- 7
5312	1.7	2	6+3	400	120	100	520138-2- 8
5313	1.7	2	6+2	400	120	100	520138-2- 9
5314	2.2	2	6+2	400	120	100	520138-2-10
5315	1.7	2	6+1	400	120	100	520138-2-11
5316	2.2	2	6+1	400	120	100	520138-2-12
5317	2.2	4	6+3	400	140	120	520138-1- 4
5318	1.7	4	6+3	400	140	120	520138-1- 5
5319	1.7	4	6+3	400	140	120	520138-1- 6
5320	1.7	4	6+2	400	140	120	520138-1- 7
5321	2.2	4	6+2	400	140	120	520138-1- 8
5322	2.2	4	6+1	400	140	120	520138-1- 9
5323	1.7	4	6+1	400	140	120	520138-1-10
5324	1.4	1	6+3	400	100	75	520323-1- 3
5325	0.8	1	6+3	400	100	75	520323-1- 4
5326	0.4	1	6+3	400	100	75	520323-1- 5
5327	1.7	4	6+2	400	140	120	520323-1- 6
5328	2.2	4	6+2	400	140	120	520323-1- 8
5329	1.4	4	6+2	400	140	120	520323-1-11
5330	0.8	4	6+2	400	140	120	520323-1-12
5331	0.4	4	6+2	400	140	120	520323-1-13

Table 2.8 Summary of 5B (System Effect) Test Run Conditions

Run	Peak Power (kW/m)	System Pressure (kg/cm <sup>2</sup> )	Supply Water Velocity (cm/sec)	Initial Rod Temp. (°C)	Flow Housing Temp. (°C)	Inlet Water Temp. (°C)	Mode	Run Date
5501	0	1	5	20	20	95	B2	520316-1- 3
5502	0	1	10	70	70	95	B2	520316-1- 4
5503	0	1	5	90	90	80	B2	520324-1- 5
5504	1.7	1	5	270	90	80	B2	520324-1- 6
5505	0	1	5	100	120	80	B2	520324-1- 7
5506	1.7	1	5	170	120	80	B2	520324-1- 8
5507	1.7	1	5	270	120	80	B1	520324-1- 9
5508	0	1	5	300	300	80	B2	520324-1-10
5509	1.7	1	5	450	300	80	B2	520324-1-11
5510	0	1	5	270	200	80	B2	520324-1-12
5511	1.7	1	5	330	200	80	B2	520328-1- 4
5512	1.7	1	5	320	200	80	B1	520328-1- 5
5513	0	4	5	160	160	120	B2	520328-1- 6
5514	1.7	4	5	200	160	120	B2	520328-1- 7
5515	0	4	5	200	200	120	B2	520328-1- 8
5516	1.7	4	5	330	200	120	B2	520328-1- 9

### 3. 実験結果と検討

#### 3.1 定常状態におけるテスト部差圧と出力の関係

##### 3.1.1 ループ抵抗の検定と発生蒸気量の算出方法

###### (1) 発生蒸気量算出の目的

シリーズ4実験に於いて、一次系流動抵抗の模擬方法として、炉心内で発生した蒸気の放出経路として、健全ループ、破断ループ共に有効と考えて、この時の全流動抵抗を一つのオリフィスで模擬する方法をとった。このオリフィスを使用する利点は、オリフィスの径を変えることによって、一次系全流動抵抗の炉心冷却に及ぼす影響を明確にできる事と、オリフィス前後の差圧から炉心で発生した蒸気量の経時変化を得ることができ、従って炉心冷却の状況と発生蒸気量との対応を明らかにすることができる点にある。

この場合、オリフィスの特性を明確にしておくことが必要である。即ち、オリフィス前後の差圧と蒸気流量との関係を前もって実験的におさえておくことが必要である。そこで、シリーズ4実験に於いては、オリフィス後の圧力が大気圧である時のオリフィス前後の差圧と、模擬炉心に飽和温度近い水を低速度(2~4 cm/S)で流し燃料体に印加した電力が全て蒸気発生に消費されたとした時の発生蒸気量との関係を実験的に求め、使用した。

ところが、シリーズ4実験解析中、系圧力が大気圧より大きい時のオリフィス前後の差圧から求めた蒸気発生量の見積りに疑点が生じてきたので、今回改めて、オリフィス後の圧力が2 kg/cm<sup>2</sup>aの場合とについて重点的に較正実験を行うことにした。

###### (2) オリフィス較正実験とその結果

(a)較正実験方法、Fig. 3.1 に較正実験のフローシートが示してある。図に示すように模擬炉心の発熱体に電圧を印加し、下部プレナムから定常的に低流速で飽和温度近い水を流す、炉心内で発生する蒸気量を次式で評価する。この時、炉心を取り囲む流路外管の温度が高い場合には外管壁で沸騰し、発生蒸気量の見積りに大きな誤差が生ずるおそれがある。一方外管壁が低温の場合発生した蒸気が壁面に触れて凝縮したり或いは、飽和温度近くの水から流路外管へ熱の移動を伴い、炉心での発生蒸気量の見積りを実際より大きく見積る可能性がある。そこで熱的な影響を流路外管が与えない様に、流路外管温度を系圧力の飽和温度に設定した。

炉心で発生する蒸気量の見積りは次式に依る。

$$W_g h_{fg} + W C_{pl} \Delta T_{sub} = Q \quad (3.1)$$

ここで、  $W_g$  ; 炉心での蒸気発生量 (kg/s)

$h_{fg}$  ; 炉心圧力での蒸発潜熱 (kcal/kg)

$W$  ; 下部プレナムからの定常注水量 (kg/s)

$\Delta T_{sub}$  ; 下部プレナムからの定常注水のサブクール度 (°C)

$C_{pl}$  ; 下部プレナムからの定常注水の比熱 (kcal/kg °C)

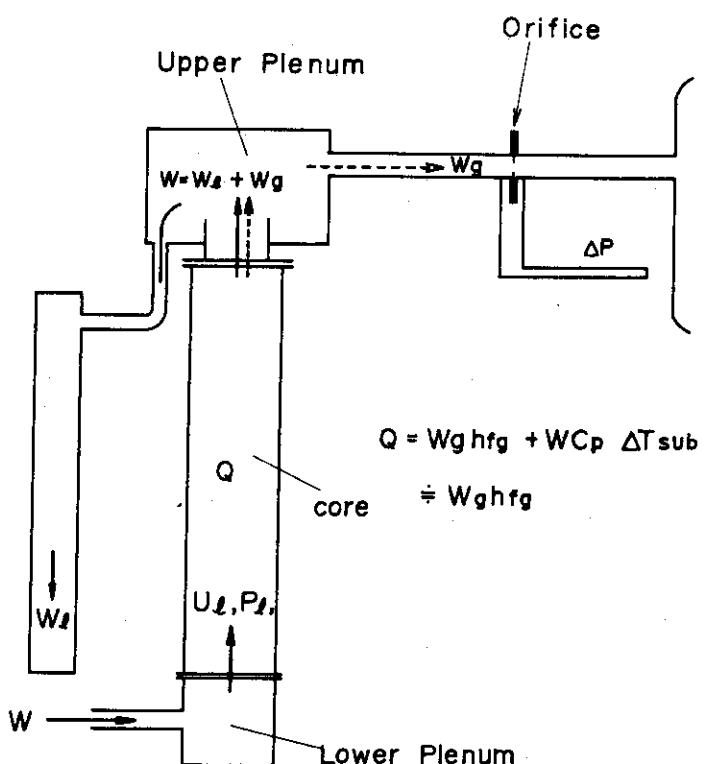


Fig. 3.1 Schematic Flow Sheet for Determination of the Orifice Flow Characteristics

$Q$  : 炉心内発熱体の定常熱出力 (kcal / s)

シリーズ 5 実験で使用したオリフィスはオリフィス口径が 15 mm のもので、シリーズ 4 実験で使用したものと同一である。

(3.1) 式で求まる  $W_g$  と、オリフィス前後の差圧との実験的関係が Fig. 3.2 に示してある。横軸は (3.1) 式で求めた炉心内での発生蒸気量であり、縦軸は、オリフィス前後の差圧を水頭 (m) で示してある。図中の実験点の記号の違いはパラメータである系圧力 (正しくはオリフィス後の定圧タンク内の圧力) の値になる。系圧力としては、1, 2, 4 kg/cm<sup>2</sup>a の 3 種類を行った。系圧力が 1 kg/cm<sup>2</sup>a の実験は既に前回のシリーズ 4 実験で行われていたが、今回は前回のチェックを兼ねて行ったものである。系圧力  $p = 2, 4 \text{ kg/cm}^2 \text{a}$  に比較して  $p = 1 \text{ kg/cm}^2 \text{a}$  の場合にデータのバラツキが見受けられる。

### (3) 蒸気発生量とオリフィス差圧との関係式の導出

本実験で使用したオリフィスの概念図を Fig. 3.3 に示す。一般にオリフィスに蒸気が流れた時の蒸気流量とオリフィス前後の差圧との間には次の関係式が成立する。

$$W_g = C(Z) \cdot A_2 \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{2g r_1 (P_1 - P_2)} \quad (\text{kg/s}) \quad (3.2)$$

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

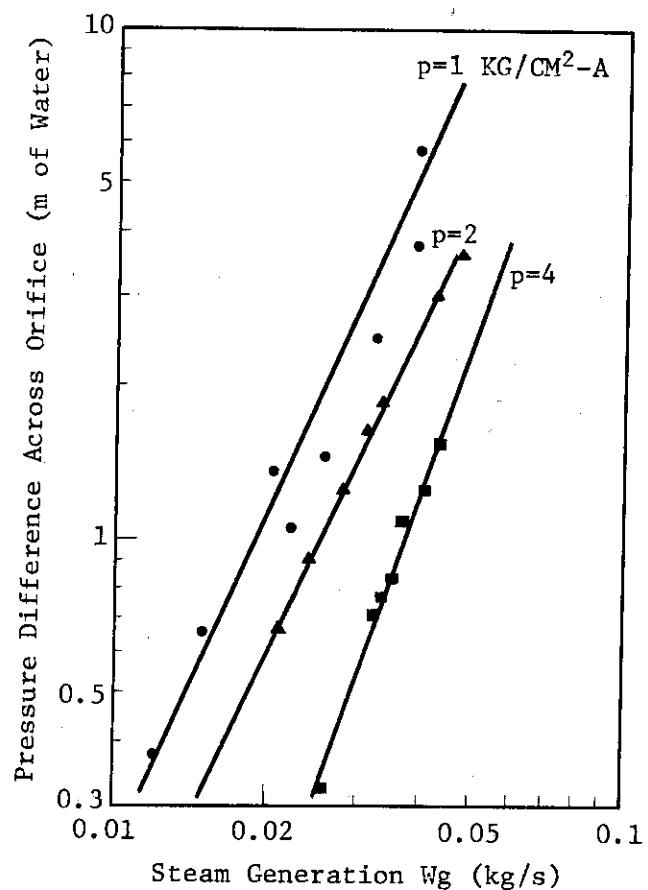


Fig. 3.2 Orifice Flow Characteristics

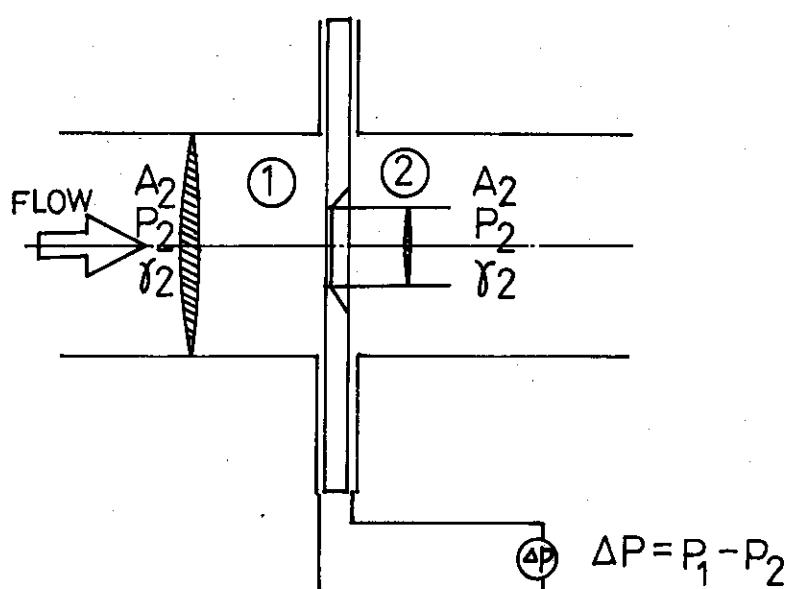


Fig. 3.3 Symbols of Orifice

$$\text{ここで, } y = (P_1 - P_2) / P_1$$

$$Z = P_2 / P_1$$

であり,

$W_g$  : 蒸気流量 (kg/s)

$C(z)$  : 縮流係数 (一)

$A_2$  : オリフィスの流路面積 ( $m^2$ )

$\epsilon$  : 膨脹係数 (一)

$r_1$  : ①の位置における蒸気の比重 (kg/m<sup>3</sup>)

$k$  : 断熱指数 (飽和蒸気の場合,  $k = 1.135$ )

$g$  : 重力加速度 (= 9.8 m/s<sup>2</sup>)

$P_1 - P_2$  : (3.2) 式中のオリフィス前後の差圧の単位は水頭 (mm 水頭)

ここで、縮流係数は一般にオリフィスが設置されている配管の径とオリフィス口径の比の二乗 (すなわち面積比) とオリフィス前後圧力比  $P_2 / P_1$  の函数であるので、実際のオリフィスで値を実験的に定めるべきものである。

そこで、 $C(z) = 1$  とまずおいて、実験で測定されたオリフィス前後の圧力差、系圧を用いて、(3.2)式から求められる値  $W_{g \text{ cal}}$  と (3.3) 式で求まる  $W_{g \text{ measured}}$  との関係を調べた。Fig. 3.4 に結果が示してある。図の横軸に  $W_{g \text{ cal}}$  が縦軸に  $W_{g \text{ measured}}$  が、各々とてある。図からわかるように  $C(z) = 1$  として (3.2) 式から求めた  $W_{g \text{ cal}}$  と  $W_{g \text{ measured}}$  との間には ± 10 % の誤差内で合致している。このことは、本実験の場合  $C(z)$  の値は、圧力比  $P_2 / P_1$  に依存しているとは判定し難い状況である。

そこで、オリフィスを用いた時の蒸気流量の算出方法として  $C(z) = 1$  として (3.2) 式を用いることすれば、± 10 % の誤差内で評価できる。

### 3.1.2 定常状態に於す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 4B 実験で、クエンチが取付られた全ての熱電対で検知された実験では、ダウンカマーパー部では遂に注入冷却水がオーバーフローして、4.8 m の一定水頭差を示し、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ど一定となり、定常的な状態が出現した。

本実験のシリーズ 5 実験でも同様の定常状態が出現している。

この定常状態における、炉心注入量  $W_L$  はダウンカマーパー部の静水頭  $H$  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される圧力損失  $\Delta P_{\text{Loop}}$  と、ダウンカマーパー部と下部プレナムを接続している配管中の流動抵抗とで決定され、これらから、炉心定常出力に対応する定常状態値が求まるはずである。

この定常状態時のピーク出力とテスト部差圧との関係をシリーズ 4 実験報告を既に述べたが、この時は圧力、入口サブクール度をパラメータにとって示した。圧力が 2 kg/cm<sup>2</sup>a, 4 kg/cm<sup>2</sup>a の時の一次系ループ圧力損失の見積りに際し、蒸気流量  $W_v$  と一次系ループにとりつけられるオリフィスの示す差圧との関係として、1 kg/cm<sup>2</sup>a で得た流量係数を用いた。本実験では、2 kg/cm<sup>2</sup>a, 4 kg/cm<sup>2</sup>a でこの関係を得たので、その結果を用いて、定常状態に於ける炉心

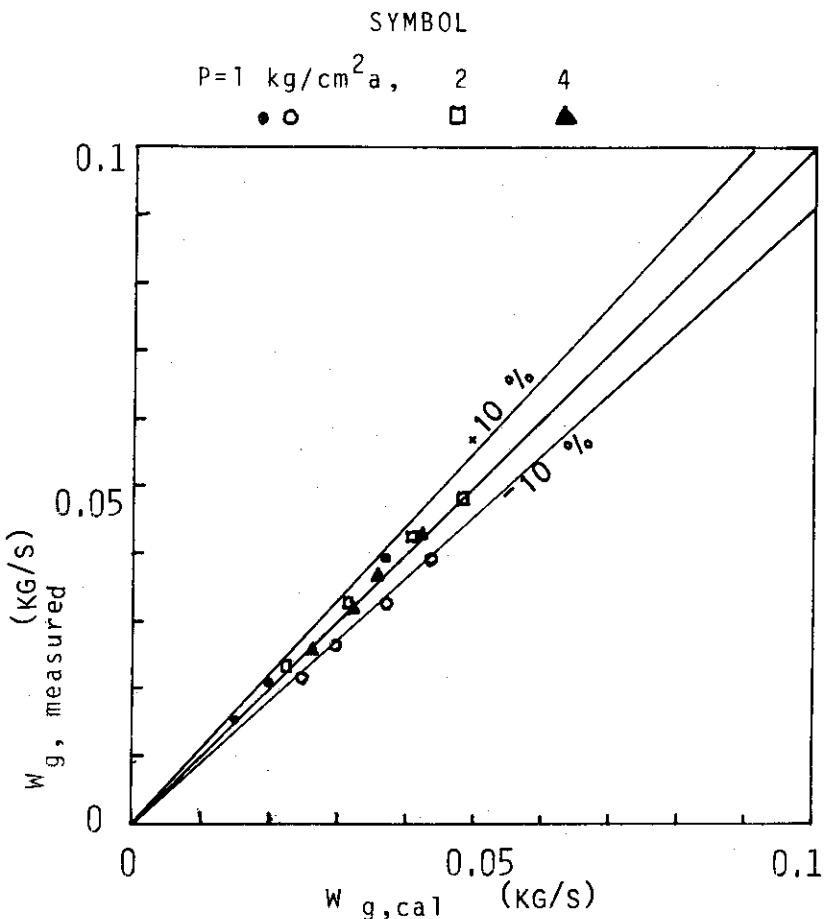


Fig. 3.4 Relation between Steam Generation and Pressure Difference across Orifice

ピーク出力とテスト部差圧の関係を圧力、サブクール度をパラメーターとして示す。

シリーズ4実験で採用した、ダウンカマーハンドピネルと下部プレナムを接続する配管中のターピンフローメーターは流動抵抗が大きく、シリーズ5の実験では採用していない。その代りにドラグデスク型の流量計を用いているが、流動抵抗としては、この流量計の及ぼす項は省略する。

以下にその導出方法を示す。(Fig. 3.5 参照)

(a) 一次系ループの圧力損失

◦ オリフィスでの流量と差圧の関係

$$W_V = C \cdot A_2 \cdot \epsilon \cdot \sqrt{2 g r_1 \Delta P} \quad (3.3)$$

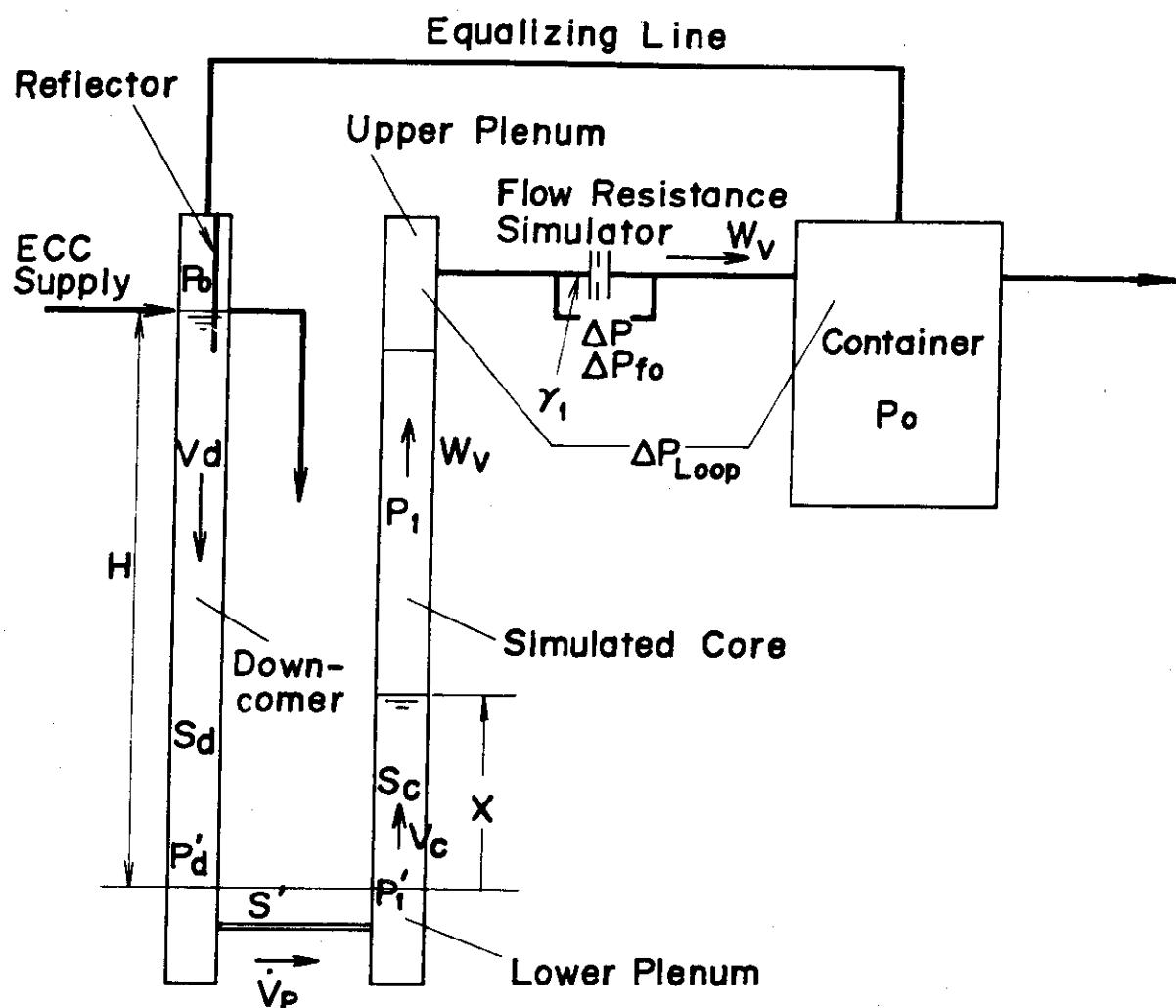
ここで、Cは縮流係数、 $\epsilon$ は膨脹係数、 $A_2$ はオリフィス面積、gは重力加速度、 $r_1$ は比重量、 $\Delta P$ はオリフィス差圧である。

◦ オリフィスによってもたらされる圧力損失  $\Delta P_{fo}$

$$\Delta P_{fo} = (1-m) \Delta P \quad (3.4)$$

ここでmはオリフィス流路面積と配管流路面積との比である。

◦ 一方、オリフィス部を除く配管部の圧力損失  $\Delta P_{fp}$  は次式で与えられる。



- |   |   |
|---|---|
| $H$ : Effective Water Head<br>in Downcomer                                  | $x$ : Accumulation Water<br>Level in the Core |
| $P_1$ : Core Pressure   | $\Delta P$ : Pressure Drop in the Section     |
| $P_o$ : Containment Pressure  | $A_2$ : Orifice Flow Area                     |
| $V_v$ : Steam Generation in the Core  | $S_d$ : Downcomer Flow Area                   |
| $\Delta P_{fo}$ : Pressure Drop in the Section of Flow Resistance Simulator | $S_c$ : Core Flow Area                        |
| $\gamma$ : Density  | $S'$ : Connecting Line Flow Area              |

Fig. 3.5 Test Rig Diagram for Analyzing the Steady State Conditions

$$\Delta P_{fp} = \lambda \frac{\ell}{d} r_1 \frac{u_v^2}{2g}$$

$$= \lambda \frac{\ell}{d} \frac{1}{2g r_1} \left( \frac{m}{A_2} \right)^2 w_v^2 \quad (3.5)$$

従って一次系ループ全体での圧力損失  $\Delta P_{Loop}$  は次式で与えられる。

$$\Delta P_{Loop} = \Delta P_{fo} + \Delta P_{fp}$$

$$= (1-m) \Delta P + \lambda \frac{\ell}{d} m^2 C^2 \epsilon^2 \cdot \Delta P$$

$$= \left\{ (1-m) + \lambda \frac{\ell}{d} (m c \epsilon)^2 \right\} \Delta P \quad (3.6)$$

ここでシリーズ4, シリーズ5の実測値の結果を利用して

$$\Delta P_{Loop} = P_1 - P_0$$

$$= 1.2 \Delta P \quad (3.7)$$

とおく。

### (b) 炉心の定常状態

$$\frac{1}{g} \frac{d}{dt} (S_c r_\ell x_c v_c) = S_c (P'_1 - P_1) - S_c r_\ell x_c$$

$$v_c = 0 \text{ であるから } P'_1 - P_1 = r_\ell x_c \quad (3.8)$$

### (c) ダウンカマーと下部プレナムの接続配管部の定常状態

$$\frac{1}{g} \frac{d}{dt} (S' r_\ell x_p v_p) = S' (P'_d - P'_1) - (\xi r_\ell \frac{v_p^2}{2g} + \frac{8\pi}{g} \nu r_\ell x_p \frac{v_p}{S'}) S'$$

$$\dot{v}_p = 0 \text{ であるから}$$

$$P'_d - P'_1 = \xi r_\ell \frac{v_p^2}{2g} + \frac{8\pi}{g} \nu r_\ell x_p \frac{v_p}{S'} \quad (3.9)$$

右辺第1項は曲り部、拡大縮少による流動抵抗で第2項は層流での配管流動抵抗である。

### (d) ダウンカマーでの定常状態

$$\frac{1}{g} \frac{d}{dt} (S_d r_\ell x_d v_d) = S_d (P_0 - P'_d) + S_d H r_\ell$$

$$\dot{v}_d = 0 \text{ であるから}$$

$$P_d' - P_0 = H r_\ell \quad (3.10)$$

(3.7), (3.8), (3.9), (3.10) 式より

$$1.2 \Delta P = (H - x_c) r_\ell + \frac{r_\ell}{2g} \left\{ \xi v_p^2 + 16 \pi \nu \frac{x_p}{s'} v_p \right\} \quad (3.11)$$

又次の関係がある。

$$W_p = s' v_p r_\ell \quad (3.12)$$

炉心のピーク出力  $P$  (kw/m) に対して発生蒸気量  $W_v$  は、炉心で完全蒸発の場合 (すなわち、炉心に入った水は全て蒸気になったとして)

$$W_p = P \times 3.6 \text{ (m)} \times (1/1.6) \times 16 \times 860 \times \frac{1}{3600} \times \frac{1}{h_{fg} + c_p \ell \Delta T_{sub}} \quad (3.13)$$

で示される。ここで  $h_{fg}$  はその圧力における蒸発潜熱で、 $c_p$  は水の比熱、 $\Delta T_{sub}$  は入口サブクール度である。

従って、系の圧力、入口サブクール度が与えられた時、ピーク出力  $P$  に対して (3.13) 式から発生蒸気量が求まり、Fig. 3.2 からこの蒸気量に対するオリフィス差圧  $\Delta P$  が求まる。(3.12) 式から  $v_p$  が求まり、従って (3.11) から  $H = 4.8 \text{ m}$  のときの炉心液位すなわちテスト部差圧が求まる。

以上の手順で求めた結果を Fig. 3.6 に示す。

### 3.2 低冠水速度域におけるクエンチ挙動

これまでの一定注入実験は、比較的大きな冠水速度 (5 cm/sec 以上) で行われてきた。冠水速度が小さい時は、大きい時に比較して発熱体上方のクエンチ時間が長くなるため、壁温が上昇し、許容温度を超えるためである。しかし、シリーズ 4B 実験等で、システム効果実験時の冠水速度は ~ 2.5 cm/sec 以下であることが確かめられており、低冠水速度での炉心内伝熱流動現象の解析が再冠水研究上必要である。

シリーズ 4 および本シリーズでの発熱体は、内部に MgO を充填し、熱容量が実際の燃料に近くなっている。シリーズ 3 以前の発熱体と比較して、温度上昇率が小さくなっている。このため、より低冠水速度での実験も可能となった。本シリーズの一定注入実験では、実験開始後 10 秒間は 6 cm/sec の低冠水速度の実験を行うことができた。ここでは、これらの実験における系圧力が冠水速度のクエンチ挙動に与える影響を述べる。

#### (1) 冠水速度の影響

Fig. 3.7 にクエンチ時間におよぶ冠水速度の影響を示す。縦軸はクエンチ先端の位置を示し、横軸は、注水開始後の時間経過を示す。パラメータは冠水速度であり、それぞれ 3, 2, 1 cm/sec である。シリーズ 2 やシリーズ 3 の冠水速度の比較的大きい一定注入実験の場合と異

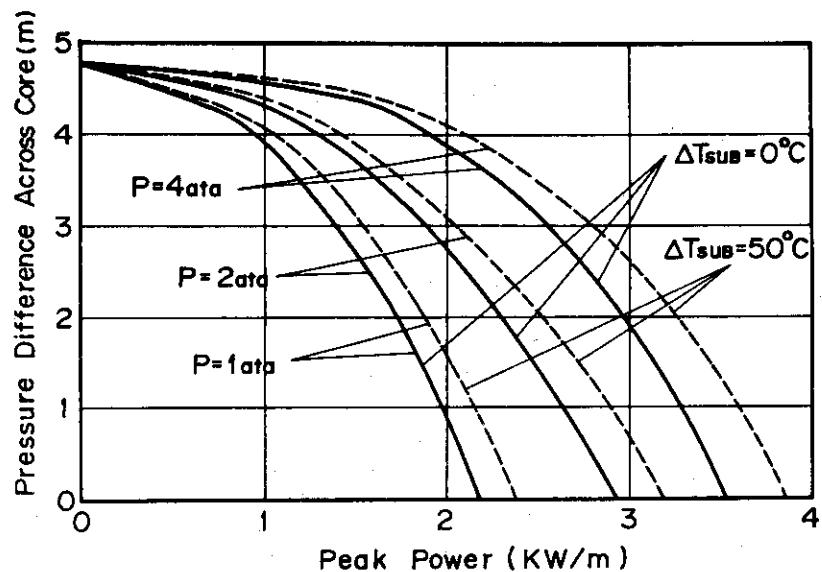


Fig. 3.6 Relation between Pressure Difference Across Core and Peak Power

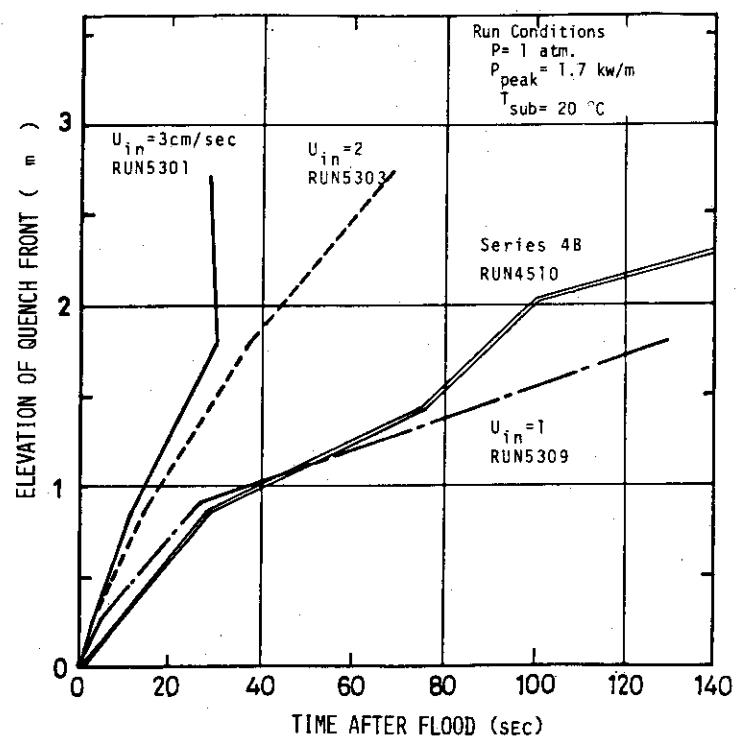


Fig. 3.7 Effect of Flooding Rate on Quench Behavior

なり、上方での早い時期でのクエンチがみられないことが特徴である。また冠水速度が小なる程クエンチ曲線の傾きは小となり、クエンチ点の移動速度が小さくなっていることを示している。同図上に参考のために、シリーズ4におけるシステム効果実験の結果を二重線にて示す。RUN 4510 のクエンチ曲線は、一定注入実験における1と2 cm/sec のクエンチ曲線の間にあり、その傾向は、1 cm/sec のものとよく似ている。本図は、系圧は大気圧である。

Fig. 3.8 に系圧が4気圧の結果を示す。またRUN 4536 の結果を二重線にて示す。大気圧の場合と同様に1, 2 cm/sec の間にあるが、その傾向は2 cm/sec に似ている。シリーズ4のダウンカマ液位変化をもとにした冠水速度の計算値は、Run 4510 は約1.5 cm/sec, RUN 4536 では約2 cm/sec であり、これらの図により示されている傾向とよく似ている。Fig. 3.9 に、前図と同じ実験におけるテスト部内の差圧応答を示す。差圧測定位置は発熱体有効発熱部下端を基準とし、それぞれ、1 m, 1.8 m, 2.8 m, 上部プレナムの4位置であり、記号3 ft, 6 ft, 9 ft, Full で各々の位置を示す。注水開始後から10秒間は、約5 cm/sec の冠水速度でテスト部への注水がなされ、図中各実験とも、差圧は直線的に増加し10秒後に約50 cmの液位を示し、差はでていない。10秒後に、冠水速度は3, 2, 1 cm/sec と各実験毎に減少し、そのため、差圧は、直線的な増加をまだ示しているが、その傾きは減少し、二重線で示す。それぞれの仮想液位線と、ほぼ似た傾きとなり、冠水速度が大きければ、より大きなテスト部内の蓄水があることを示している。その後、冠水速度が低いと、差圧は早い時期に平衡状態に達し、またその到達した値も低く、冠水速度が大きい場合と比較してボイド率が大きくなっていることがわかる。この傾向は、特に上方において著しく、RUN 5323 の場合では、Full と9 ft での差圧にはほとんど一致しており、また、9 ft と6 ft の間の差圧も小さく、テスト部上方ではボイド率が大きく、水がほとんど存在していないことがわかる。

RUN 4538 の差圧応答は本図に示されていないが、RUN 5320 の応答より少し低いけれどその傾向はよく似ている。

## (2) 系圧力の影響

Fig. 3.10 に系圧力をパラメータとした各高さ位置でのクエンチ時間を示す。冠水速度は6 cm/sec → 2 cm/sec のステップであり、ピーク出力は1.7 kw/mである。シリーズ4とは注水法が異なるので、そのまま比較するのは困難であるが、シリーズ4の結果では、系圧力が大きくなる程クエンチ時間は短かくなっていたが、低冠水速度の本シリーズ実験では、系圧力が大きくなる程クエンチ時間も長くなるという傾向を示している。この傾向は、6 → 3 cm/sec, 6 → 1 cm/sec の場合も同様である。Fig. 3.11 にこれらの実験でのテスト部差圧応答を示す。系圧力が1, 2 kg/cm<sup>2</sup>a の場合のRUN 5303, 5313 では、9 ft と6 ft 位置の差圧がほとんど一致しており、2.8 m - 1.8 mの間は、蒸気が主で、ほとんど水がないことを示している。しかし、4 kg/cm<sup>2</sup>a の場合では、0.2 m強の水頭差があり、その間に蒸気だけでなく、10% 強の水が存在していることを示している。しかしながら、本実験では、2.1 mの高さ3 U位置にある熱電対が正常な応答を示さなかったために、データがとれなかった。差圧応答から考えると、3 U位置では、系圧力が低いと、クエンチ時間は長くなる可能性があると思われる。

## (3) 低冠水速度域におけるクエンチ挙動のまとめ

以上のことまとめると以下のようになる。

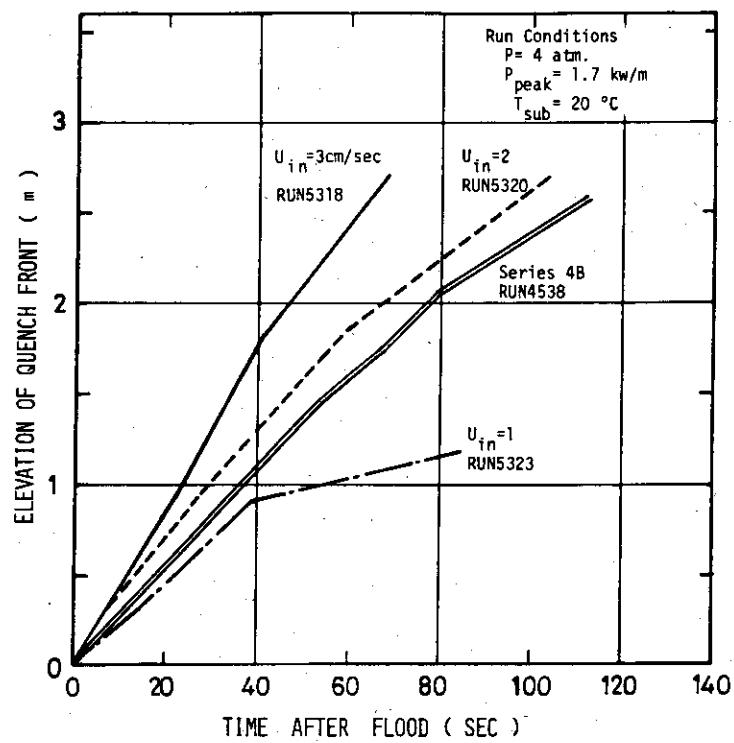


Fig. 3.8 Effect of Flooding Rate on Quench Behavior

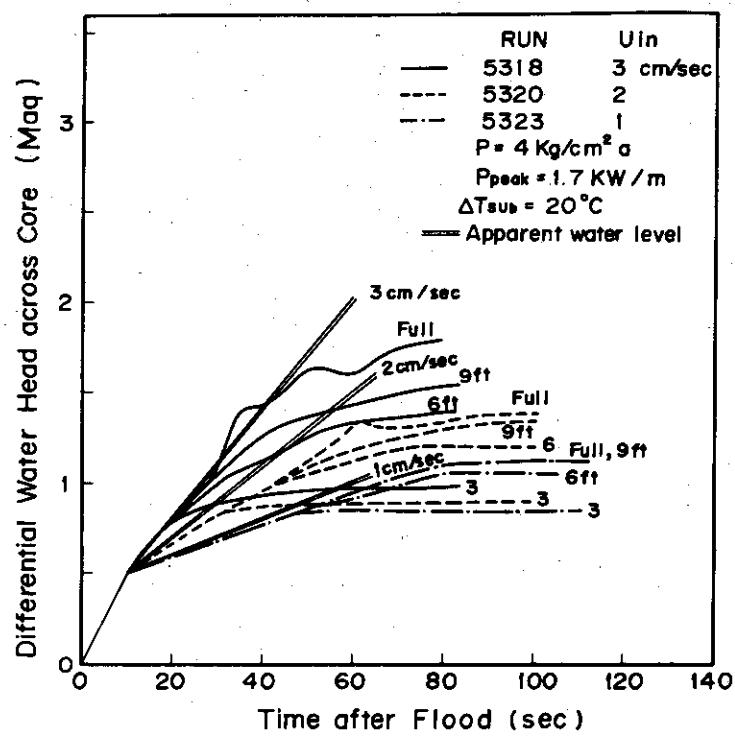


Fig. 3.9 Response of Differential Water Head Across Core

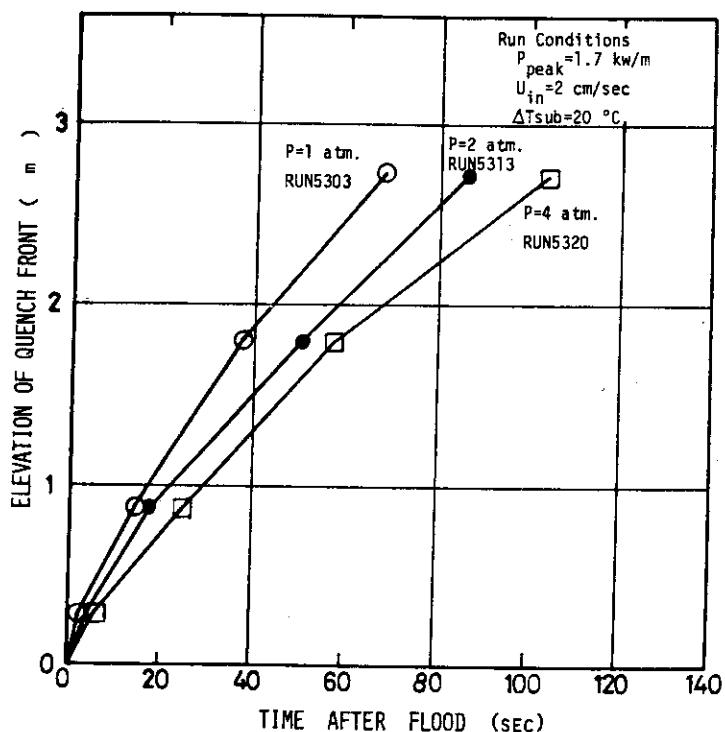


Fig. 3.10 Effect of System Pressure on Quench Behavior

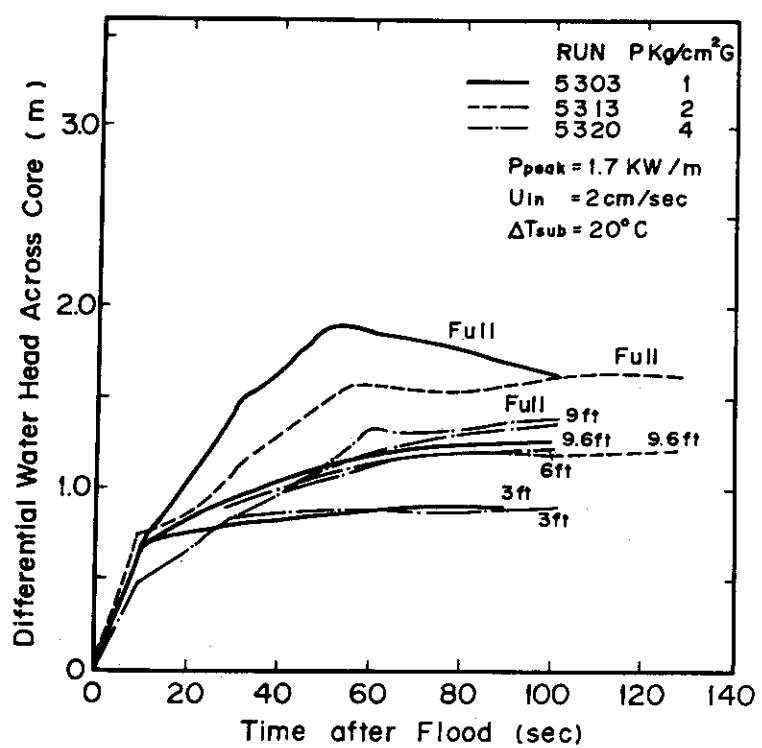


Fig. 3.11 Response of Differential Water Head Across Core

- ① 冠水速度が低くなると、クエンチ点の移動速度は小さくなる。
- ② 冠水速度が低くなるにつれ、テスト部上方でのボイド率が大きくなっている。
- ③ シリーズ4のシステム効果実験で得られたクエンチ挙動、テスト部差圧応答は、本シリーズ低冠水速度実験と類似している。
- ④ 冠水速度が低い場合の系圧力のクエンチ挙動に与える影響は、シリーズ4の冠水速度の速い実験結果(3)と逆の傾向を示し、系圧力が高いと、クエンチ時間は長くなっている。その影響を強く受けているものと思われる3U位置のデータは、得られなかった。次のシリーズ実験で明らかにされるものと思われる。

### 3.3 炉心差圧特性

実炉の再冠水過程では、冠水速度は炉心内の状況ひいては炉心が冷却しうるかどうかを左右する重要な因子である。シリーズ4で述べたように、冠水速度は、ダウンカマー有効水頭  $\Delta P_{DC}$ 、炉心差圧  $\Delta P_{TS}$ 、一次系流動抵抗  $\Delta P_L$  についてほぼ決定される。ところで、概略次の式が成立する。

$$\Delta P_{DN} = \Delta P_{TS} + \Delta P_L$$

ここで  $\Delta P_L$  が大きい場合、 $\Delta P_{TS}$  は小さくならざるを得ない。(  $\Delta P_{DN}$  には、ダウンカマーノ漏による上限  $\Delta P_{DNwax}$  があるため) その結果、炉心冠水速度が抑制される。これに対し、 $\Delta P_L$  が小さい場合、 $\Delta P_{TS}$  は相対的に大きくなりうる。そしてダウンカマーノへの注水量が全量炉心へ冠水しうるようになる。その結果、ダウンカマーノ水頭が抑制される。このように、 $\Delta P_{TS}$  は再冠水現象における重要な因子のひとつで、その特性を明らかにすることは、再冠水現象の解析に有用である。

#### 3.3.1 定常差圧

Fig. 3.12 は、5A 実験の炉心差圧測定結果の一例である。横軸は注水開始後の経過時間、縦軸は差圧を示す。図に示されるように注水開始後充分時間が経過すれば、炉心各部の差圧はほど一定値を示すようになる。例えば注水開始後 100 sec 以後では、各  $\Delta P$  は次の一定値を示している。

$$\Delta P_{T_3} = 85 \text{ cm}$$

$$\Delta P_{T_6} = 115 \text{ cm}$$

$$\Delta P_{T_9} = 130 \text{ cm}$$

$$\Delta P_{TS} = 145 \text{ cm}$$

ここで  $\Delta P_{T_3}$ 、 $\Delta P_{T_6}$ 、 $\Delta P_{T_9}$ 、 $\Delta P_{TS}$  は各々炉心発熱部下端から 1.0 m、1.8 m、2.8 m、4.4 mまでの区間の差圧である。このようにして、注水開始後充分時間経過した後の炉心各部差圧の軸方向分布が得られる。以下に一定値となった後の各部差圧の特性を検討する。

Fig. 3.13 に出力パラメータとして、炉心差圧軸方向分布を示す。図中の Static Head 線は炉心下端から上端まで静水に満たされた時の想定差圧である。図から次のことが明らかである。

- ① 実験点は Static Head 線より小さい。これは、炉心における沸騰で生じたボイドで静水

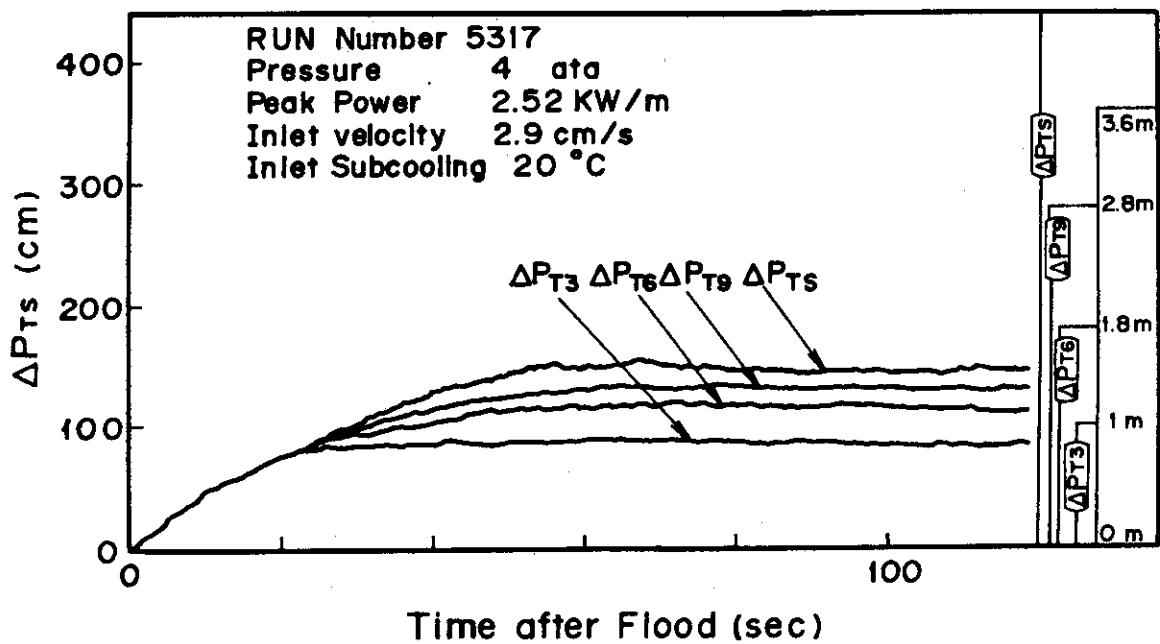


Fig. 3.12 Pressure Differences Behavior

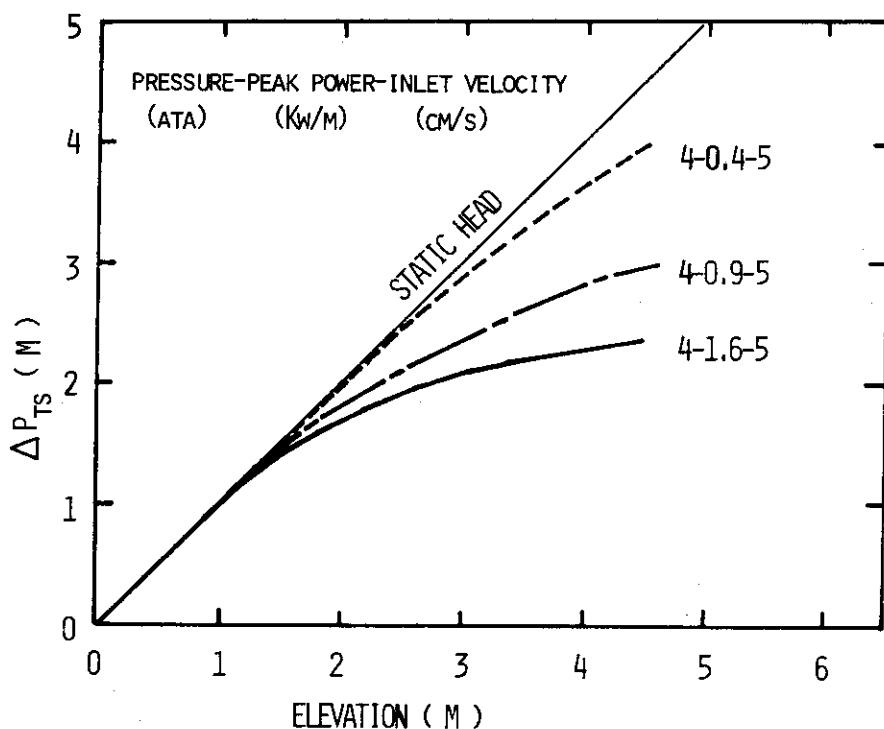


Fig. 3.13 Influence of Peak Power on Axial Pressure Difference Distribution

頭が減少したためである。

- ② 出力が大きい程  $\Delta P_{TS}$  は小さい。
- ③ 下流程、単位長さ当りの圧損は小さい。

Fig. 3.14, Fig. 3.15は、同様に出力をパラメータとして炉心差圧軸方向分布を示したものである。Fig. 3.14は低冠水速度(2 cm/s)の例、Fig. 3.15は低冠水速度かつ低圧(1 atm)の例である。いずれも、上記の①、②、③の特徴が示されている。

Fig. 3.16に冠水速度をパラメータとし炉心差圧軸方向分布を示す。図より次のことが明らかである。

- ① 冠水速度が小さい程  $\Delta P_{TS}$  は小さい。

Fig. 3.17に系圧力をパラメータとして、炉心差圧軸方向分布を示す。本図より次のことが明らかである。

- ①  $\Delta P_{TS}$  は系圧力が高い程大きい傾向がある。

- ② しかし、4-10-5, 1-10-5にみられるように Static Head 線近傍では、系圧力の影響は殆んどない。

Static Head 線近傍で系圧力の影響が小さくなるのは、ボイドが殆んどなくなるためである。米国WH社で我々と同様の低冠水速度の再冠水実験が行われており、FLECHT 実験と呼ばれている。

Fig. 3.18は FLECHT 実験の結果をもとに描いたグラフである。図中の3本の線は各々サブクールが異っている。サブクールが大きい程、沸騰開始点に達するまで長い距離を要することである。

Fig. 3.19は、サブクールの差を補正して FLECHT データと原研のデータを比較したものである。サブクールの補正是、原研のデータと等しいサブクールに達した位置からエレベーションを計測することによって行った。Fig. 3.19によれば、FLECHT データとシリーズ5実験における原研のデータの傾向はほど同じである。 $\Delta P_{TS}$  の絶対値は若干 FLECHT が低めのように見受けられる。上記のサブクールの補正法では、FLECHT と原研のデータで出力分布が異なり、FLECHT の方が低いエレベーションに出力のピークが来る。その結果、ボイド率は FLECHT の方が大きく、 $\Delta P_{TS}$  は低めになることが予想される。

これらのことを考慮すれば、FLECHT データと原研のデータはほど一致していると考えてよからう。

炉心差圧の計測結果から炉心内のボイド率を推測することができる。任意の区間における圧力損失は次式で表わせる。

$$\Delta P = \Delta P_{\text{Static}} + \Delta P_{\text{acc}} + \Delta P_{\text{fric}}$$

ここで第1項は静水頭、第2項は加速損失、第3項は摩擦損失である。

今、注水開始後充分時間が経過した後を考える。そして更に、炉心からの熱出力は定常熱出力のみであるとする。即ち注水開始初期の発熱体壁蓄積熱の放出による爆発的な蒸気発生の期間は、考慮の対象外とする。

この時、

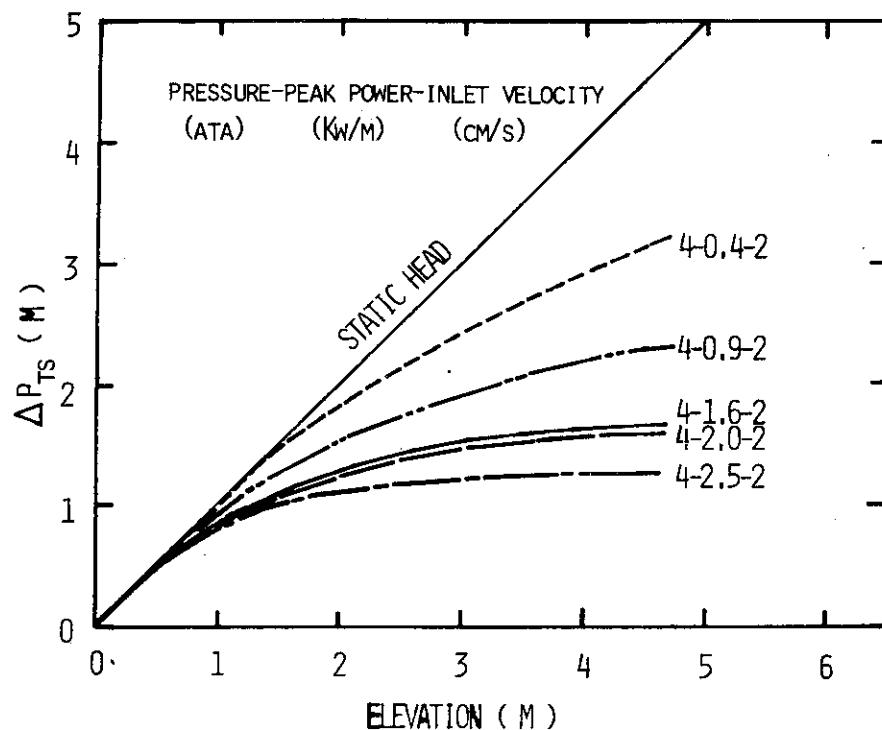


Fig. 3.14 Influence of Peak Power on Axial Pressure Difference Distribution

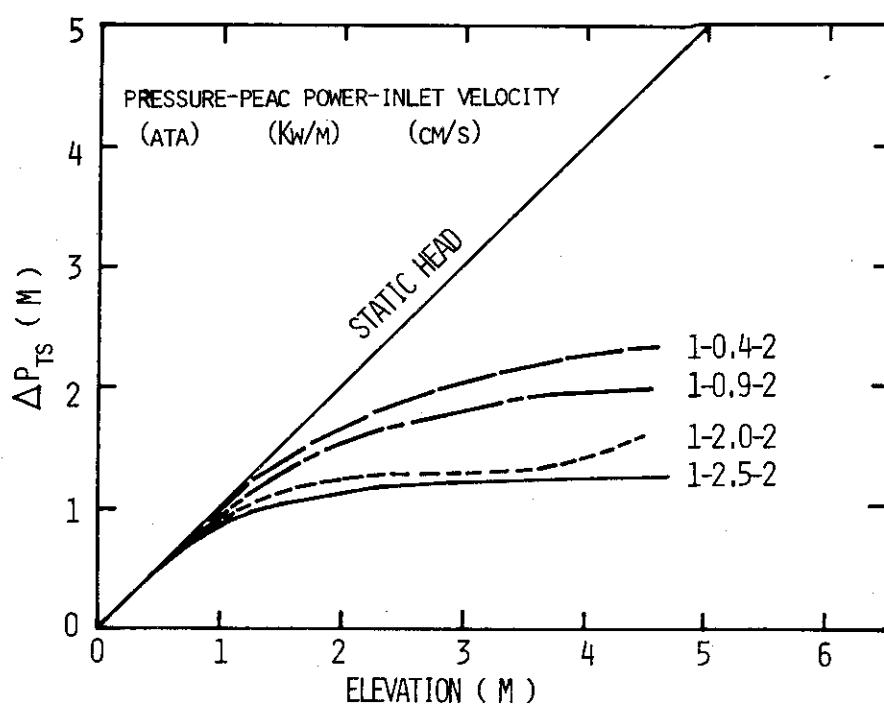


Fig. 3.15 Influence of Peak Power on Axial Pressure Difference Distribution

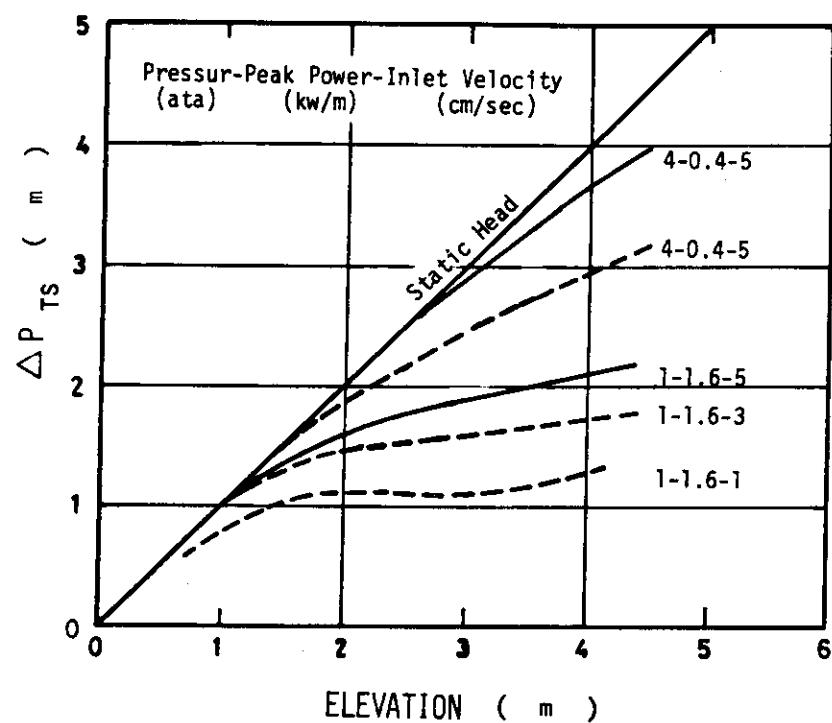


Fig. 3.16 Influence of Inlet Velocity on Axial Pressure Difference Distribution

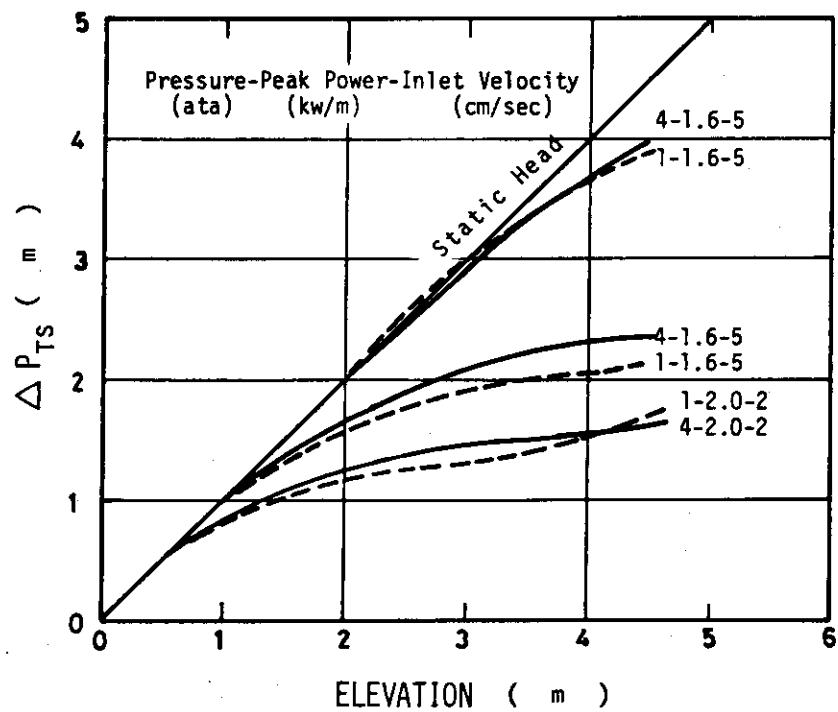


Fig. 3.17 Influence of Pressure on Axial Pressure Difference Distribution

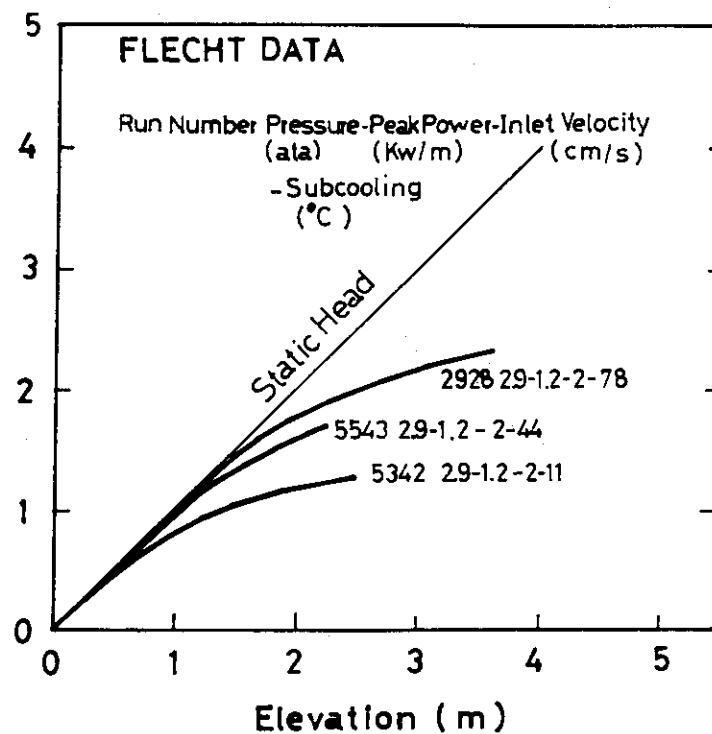


Fig. 3.18 FLECHT Pressure Difference Distribution Data

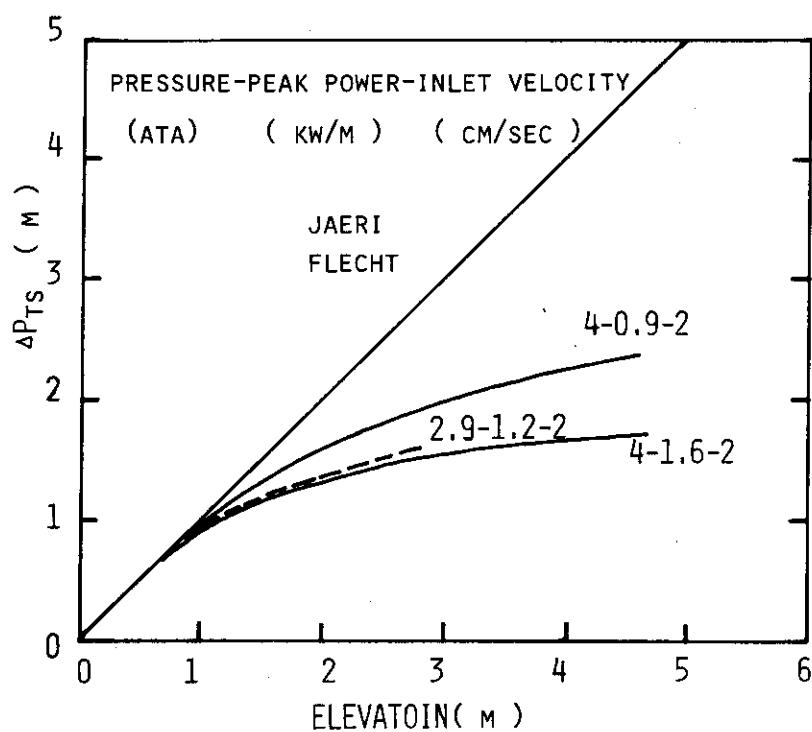


Fig. 3.19 Comparison between JAERI's Data and FLECHT's Data

$$\Delta P_{acc} = \frac{G}{g_c} \Delta u = \frac{G}{g_c} \left( \frac{\Delta V}{A} \right) = \frac{G}{g_c} \left( \frac{\Delta Q}{\gamma \rho_g A} \right)$$

$$\frac{d \Delta P_{acc}}{dz} = \frac{G}{g_c} \frac{\frac{dQ}{dz}}{\gamma \rho_g A}$$

$U_{in} = 5 \text{ cm/s}$ ,  $q = 2.5 \text{ kw/m}$  とすると

$$G = 46 \text{ kg/m}^2\text{s}, \frac{dQ}{dz} = 9.6 \text{ kcal/m s} \text{ であり,}$$

$$\frac{d \Delta P_{acc}}{dz} \leq 2 \left( \frac{\text{cmaq}}{m} \right) \quad (P = 4 \text{ ata})$$

と見積れる。

また,

$$\frac{d \Delta P_{fric}}{dz} = \lambda \rho_g \left( \frac{U^2}{2g} \right) \left( \frac{1}{d_e} \right) \leq 3 \left( \frac{\text{cmaq}}{m} \right) \quad (P = 4 \text{ ata})$$

ここで

$$G = 46 \text{ kg/m}^2\text{s}$$

$$Q = 21.6 \text{ kcal/s}$$

$$\lambda \leq 0.02$$

$\frac{d \Delta P}{dz}$  が  $5 \left( \frac{\text{cmaq}}{m} \right)$  以上では、次のように近似できる。

$$\Delta P = \Delta P_{static}$$

二相流流動状況では  $\Delta P_{static} = (1 - \alpha) \Delta Z$  と考えられるので、近似的に

$$\frac{\Delta P}{\Delta Z} = 1 - \alpha \quad (3.14)$$

で、ボイド率が推測できる。

炉心内のボイド率は、(3.14)式によって推測することができる。Fig. 3.13~Fig 3.19 に示された炉心内差圧の軸方向分布からボイド率に与える各種パラメータの効果がわかる。即ち、

- ① 炉心上部程ボイド率は大きい。
- ② 出力が大きい程ボイド率は大きい。
- ③ 冠水速度が大きい程ボイド率は小さい。
- ④ 圧力が高い程ボイド率は小さい。

このように大出力程、低冠水速度程ボイド率が大きいことは、クオリティないし蒸気流量とボイド率の間に関係があることを予測させる。

Fig. 3.20 は、クオリティとボイド率の関係を示したものである。クオリティは、炉心定常熱出力から熱計算で求めた値である。ボイド率は、差圧データと (3.14) 式から求めてある。データは、エレベーション 1.8 m ~ 2.8 m の平均値である。

ボイド率は、クオリティに大きく影響されているが、圧力の及ぼす影響も大きい。

実験データは、ほど図中のバンド内に入っている。FLECHT データも、類似した傾向にある。

Fig. 3.21 は、前図と同じデータを蒸気流量とボイド率の関係に書きなおしたものである。蒸気流量が増すにつれて、ボイド率は大きくなっている。

Fig. 3.20, Fig. 3.21 に従来の相関式 (Martinelli, Wilson, Behringer)<sup>(4)</sup><sup>(5)</sup><sup>(6)</sup> からの推測値が示してある。クオリティが大きい程ボイド率は大きい、圧力が高い程ボイド率は小さい、蒸気流量が大きい程ボイド率は大きい等の傾向は一致している。しかしながら、絶対値はかなり異っている。図に見られるように我々の実際結果の方がボイド率は小さい。これらの比較の仕方には次のような問題がある。

- ① 我々の実験データは、エレベーション 1.8 m から 2.8 m の間の区分の測定結果によっている。区間長 1 m の間では、その下端の間ではかなり状態が変化していることが予想される。この間の平均の仕方に問題がある。
- ② ボイド率が小さい領域では、 $\Delta P_{acc}$ ,  $\Delta P_{fric}$  が無視しえなくなる場合がある。 $\Delta P_{acc}$ ,  $\Delta P_{fric}$  を無視することは、ボイド率を過小評価することになる。即ち、ボイド率が大きい領域では、現実のボイド率は更に大きい筈である。

以上の問題点はあるが、Fig. 3.20, Fig. 3.21 の結果を見ると、実験データと既往の相関式の一一致はあまりよくないよう見受けられる。その理由の一つに、対象としているテスト部形状が、従来対象とされていたテスト部形状に比べ異っていることがある。即ち、従来の単一管形状に比べ、バンドル形状であること、また相当直徑も従来対象とされてきた管径にくらべかなり小さいこと等が影響していると思われる。

Fig. 3.22 は、Fig. 3.20 のクオリティとボイド率の関係を炉心全エレベーションに適用して差圧軸方向分布を求めた結果を図示したものである。計算値と実測値の一致はかなりよい。この事実は、クオリティ・圧力で一次近似的にボイド率が推測できることを間接的に示すとともに、エレベーションの違いによる差は殆んどないことを示す。

### 3.3.2 炉心ボイド率の時間変化

Fig. 3.12 に示したように、計測された炉心差圧は、注水開始後次第に増加し、最終的には一定値に到達する。

次式でボイド率  $\alpha$  を定義し、その時間変化特性を Fig. 3.23(a) に示す。

$$\alpha = 1 - \frac{\Delta P}{\tau_e L} \quad (3.15)$$

図中の 3 本の実線は、差圧計測のエレベーションが異っている。各々発熱体の発熱部下端から 0 ~ 1 m, 1 ~ 1.8 m, 1.8 ~ 2.8 m の間の差圧計測から得られたデータである。一般に次のような経過を辿る。

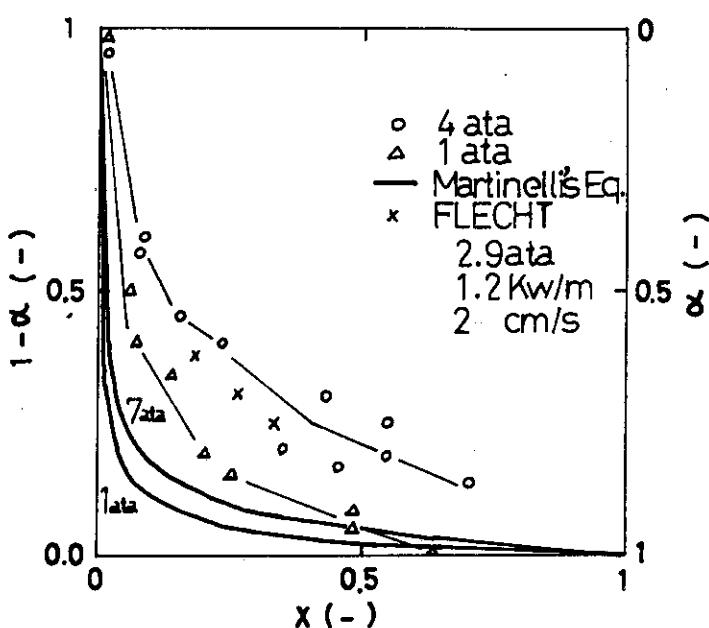


Fig. 3.20 Characteristics of Void Fraction

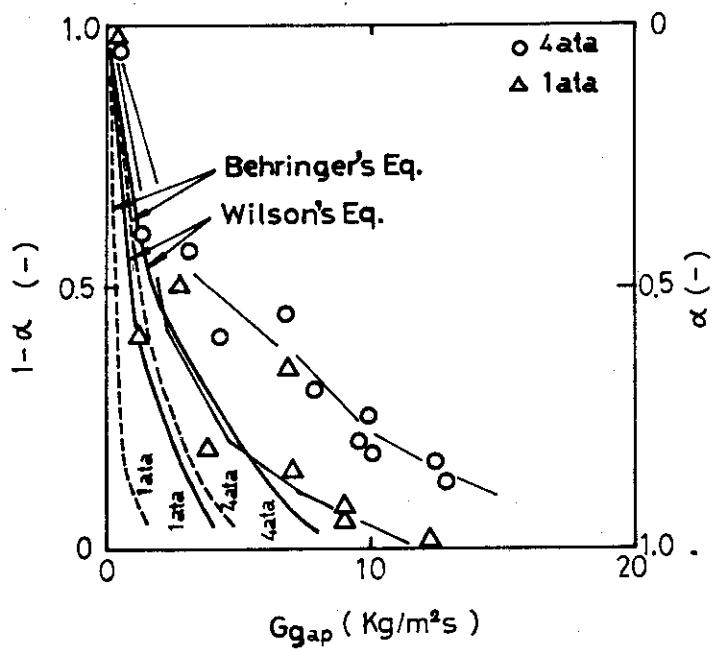


Fig. 3.21 Characteristics of Void Fraction

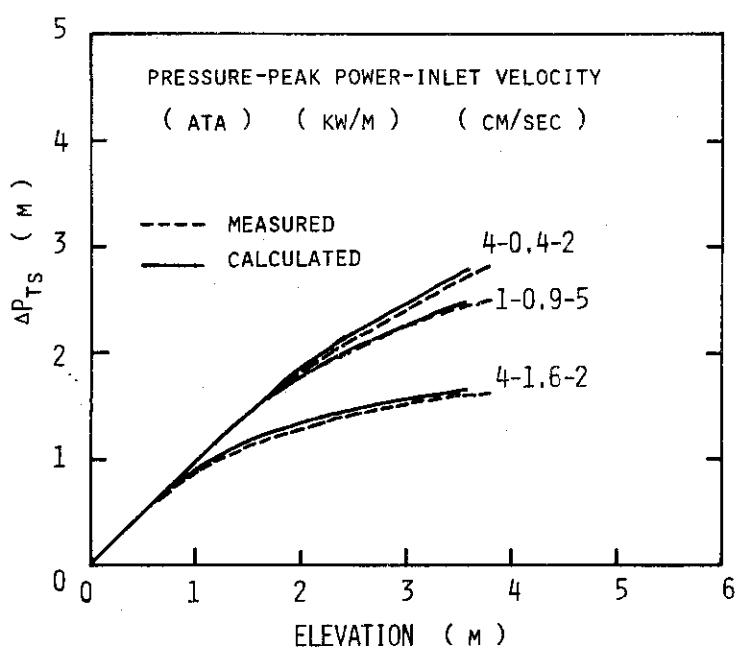


Fig. 3.22 Results of Calculation on Pressure Difference Distribution

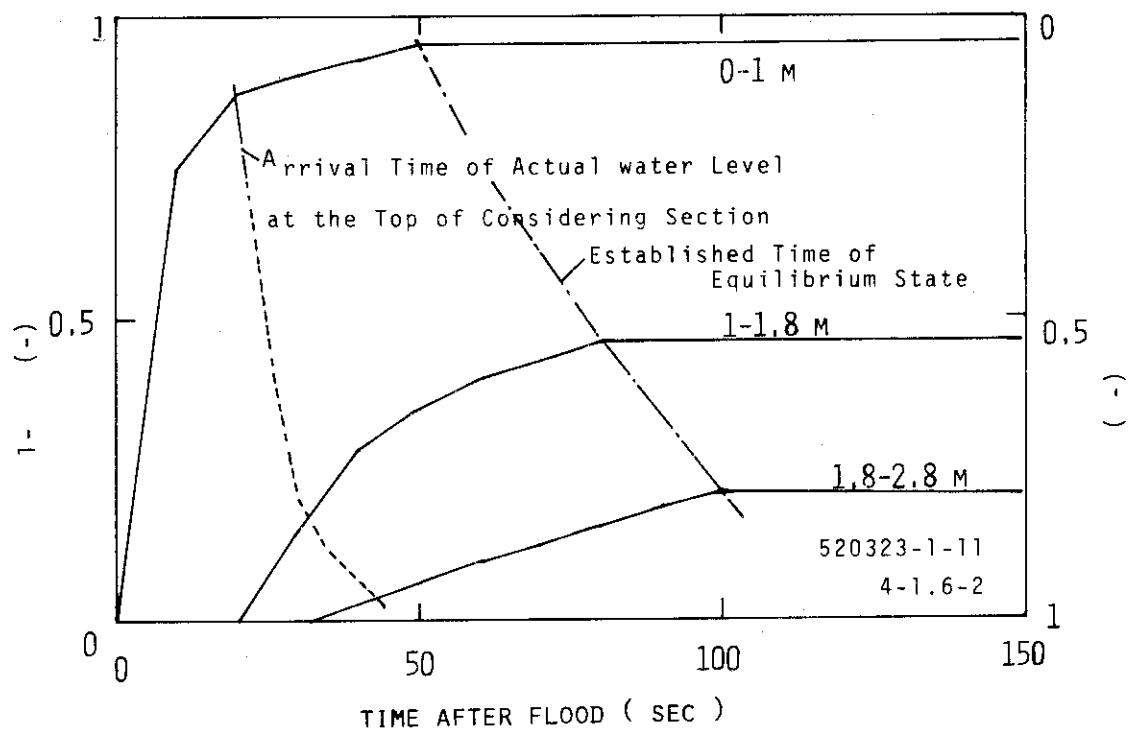


Fig. 3.23(a) Void Fraction Behavior

- ① 注水開始初期暫くの間は、  $1 - \alpha = 0$  である。
- ② その後、  $1 - \alpha$  は増加する。増加速度は、初め急激で次第にゆるやかになる。
- ③  $1 - \alpha$  が増加しはじめる時刻は、エレベーションが高い程、遅い。
- ④ やがて、  $1 - \alpha$  は一定値を示すようになる。

注目区間の  $1 - \alpha$  が 0 から増加しはじめる時刻  $t_1$  および  $1 - \alpha$  が一定値に達する時刻  $t_2$  を決めることができる。

注目区間の下の区間では、  $t_1$  以前では、二相流液位が区間の上端に達せず、従って、(3.15) 式の定義が無意味になってくる。従って、 $t_1$  以降でのみ  $1 - \alpha$  のデータは意味を持つ。以後  $t_1$  を上端差圧感知時刻と呼ぶ。図中に点線で  $t_1$  の軌跡を示す。

注目区間の蓄積熱量が完全に放出され、その区間内の流体的状況が定常化された時、 $1 - \alpha$  は一定値になる。図中に一点鎖線で  $t_2$  の軌跡を示す。 $t_2$  を定常化達成時刻と呼ぶ。

上端差圧感知時刻  $t_1$  は次のような物理的意味を持つ。

- ① 固定した注目点で、その周辺の流体の状況を見ると、
  - $t_1$  以前では、注目点周辺の差圧は殆んどなく従って液相は例えれば dispersed flow のようなまばらな状態で存在するかあるいは全然存在しない。
  - $t_1$  以後では、注目点周辺の差圧はそれ以前に比べ急激に大きくなり、それ以前の液相の存在率と明らかに異った値になる。
- ② このことから、液相の存在率が急激に異なる点があることおよびその点が次第に上方に移動することがわかる。そして、その点が次第に上方に移動することがわかる。そして、その点でのボイド率は、かなり大きい値となる。(例えば、Fig. 3.23 では  $L = 1\text{ m}$  で  $\alpha = 0.14$ ,  $L = 1.8\text{ m}$  で  $\alpha = 0.83$ ,  $L = 2.8\text{ m}$  で  $\alpha = 0.96$ )
- ③ これらのこととは、加熱管内の沸騰による膨脹液位が次第に上昇する状況を示唆する。膨脹液位が注目点を通過する時刻が上端差圧感知時刻  $t_1$  である。
- ④ 炉心出口からの流出水量を測定した FLECHT 実験の結果<sup>(9)</sup> から、膨脹液位の上方には分散液が存在すると考えられる。それは次の理由による。

Fig. 3.23(b) は FLECHT 実験結果である。膨脹液位は、

位置 2' を 10 sec に

位置 4' を 70 sec に

位置 6' を 200 sec に

通過する。

膨脹液位が位置 7' を通過する時刻には、炉心からの流出水量が既に測定されている。

すなわち、膨脹液位が位置 6' を通過する以前に 6' の位置には、分散液滴又は、それに近い低密度の水が存在していることになる。

Fig. 3.24 ~ 3.28 は、上端差圧感知時刻  $t_1$ 、定常化達成時刻  $t_2$  と、クエンチ時刻  $t_q$ 、ターンアラウンド時刻  $t_t$  の関係を示したものである。

- ① 殆どの場合、クエンチ時刻は、 $t_1$  と  $t_2$  の間にある。
- ② ピーク出力  $1.6\text{ kw/m}$ 、注水速度  $5\text{ cm/s}$  (Fig. 3.24)、ピーク出力  $0.6\text{ kw/m}$ 、注水速度  $5\text{ cm/s}$  (Fig. 3.25) のように単位冷却水に与える熱出力の小さい場合では、ターン

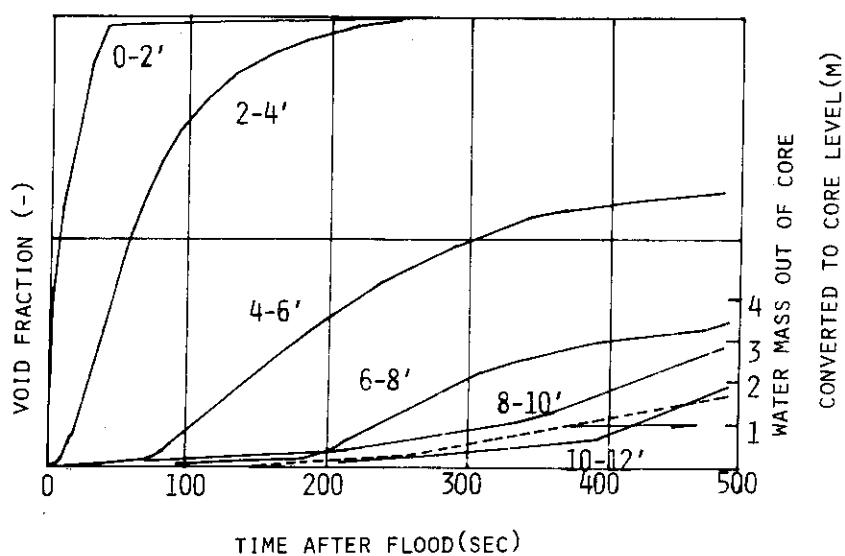


Fig. 23(b) Void Fraction Behavior (FLECHT LOW FLOODING TEST RUN 03325)

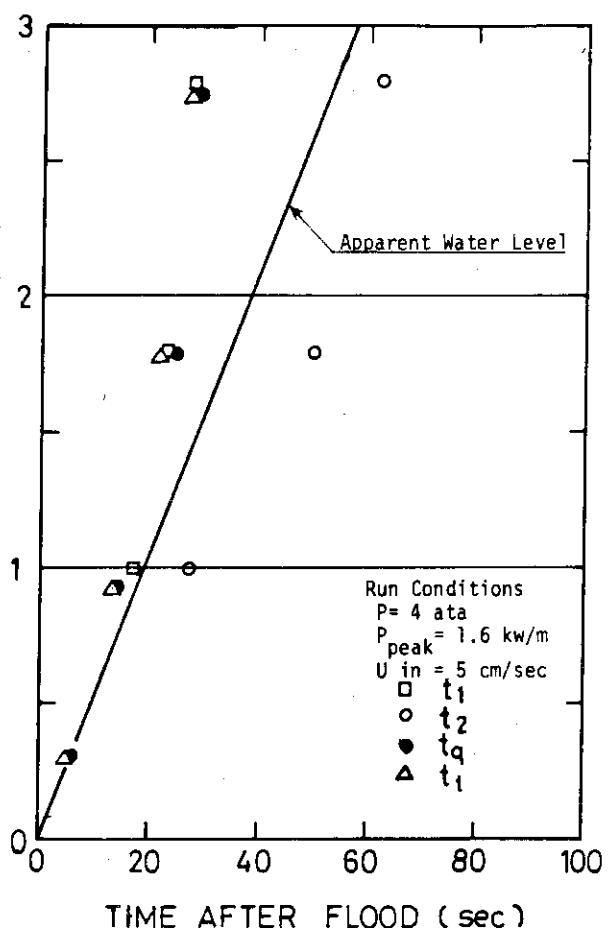


Fig. 3.24 Characteristics of Various Timings

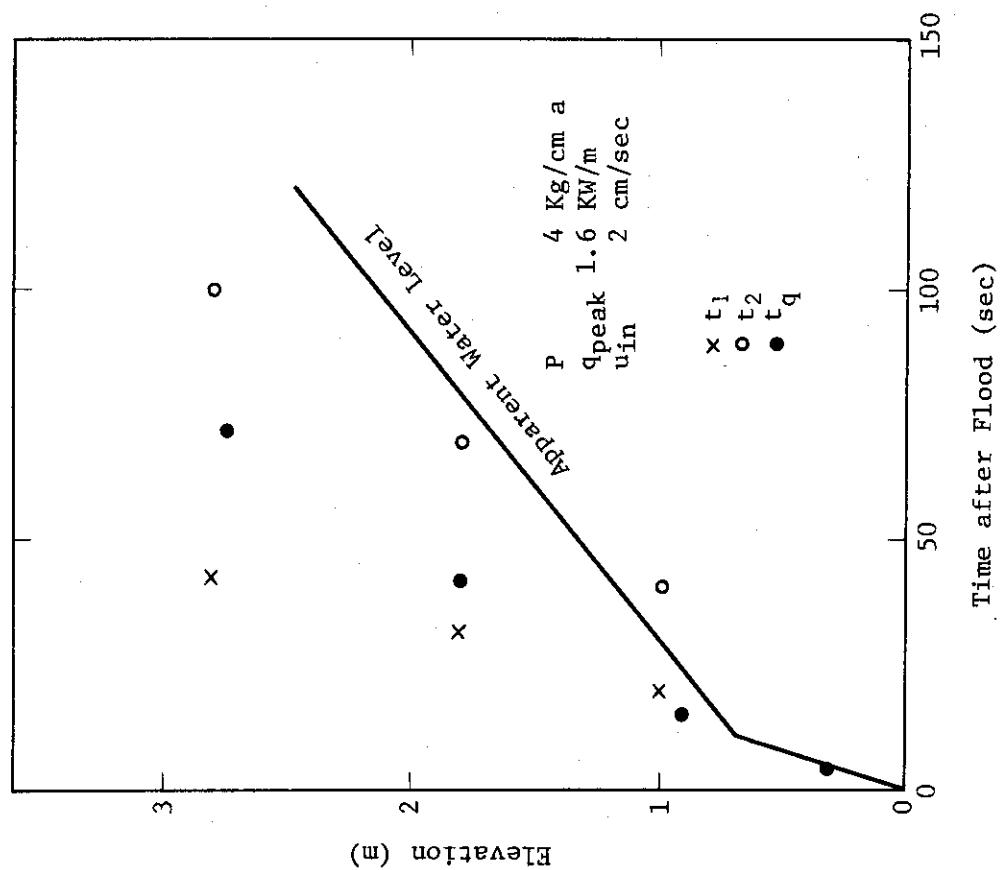


Fig. 3.26 Characteristics of Various Timings

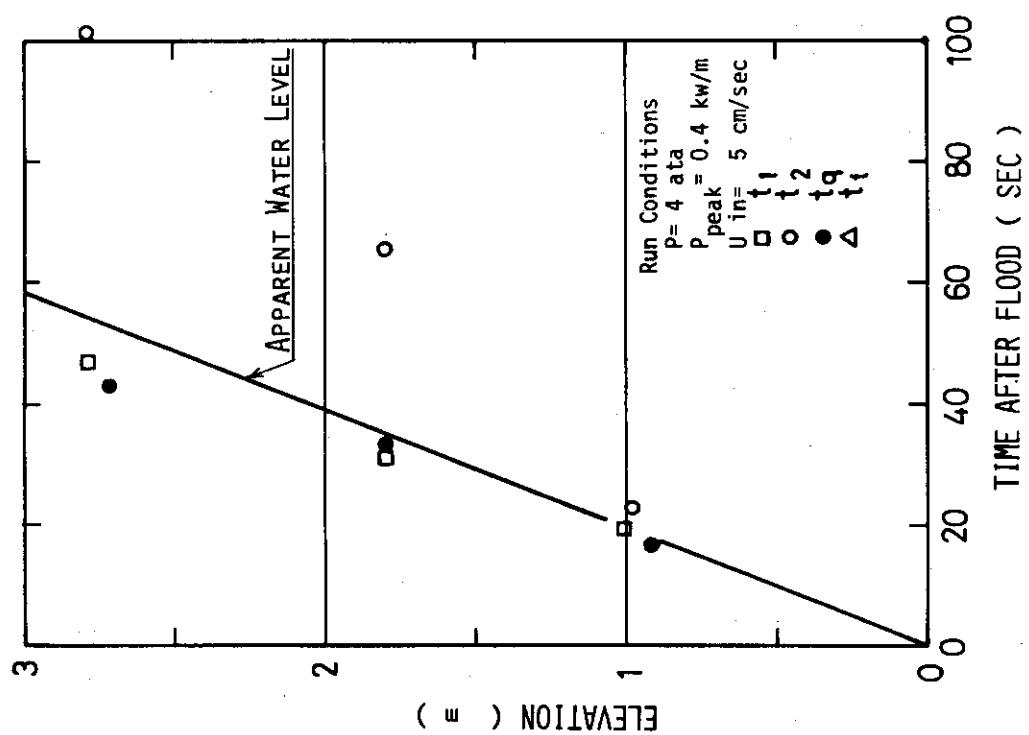


Fig. 3.25 Characteristics of Various Timings

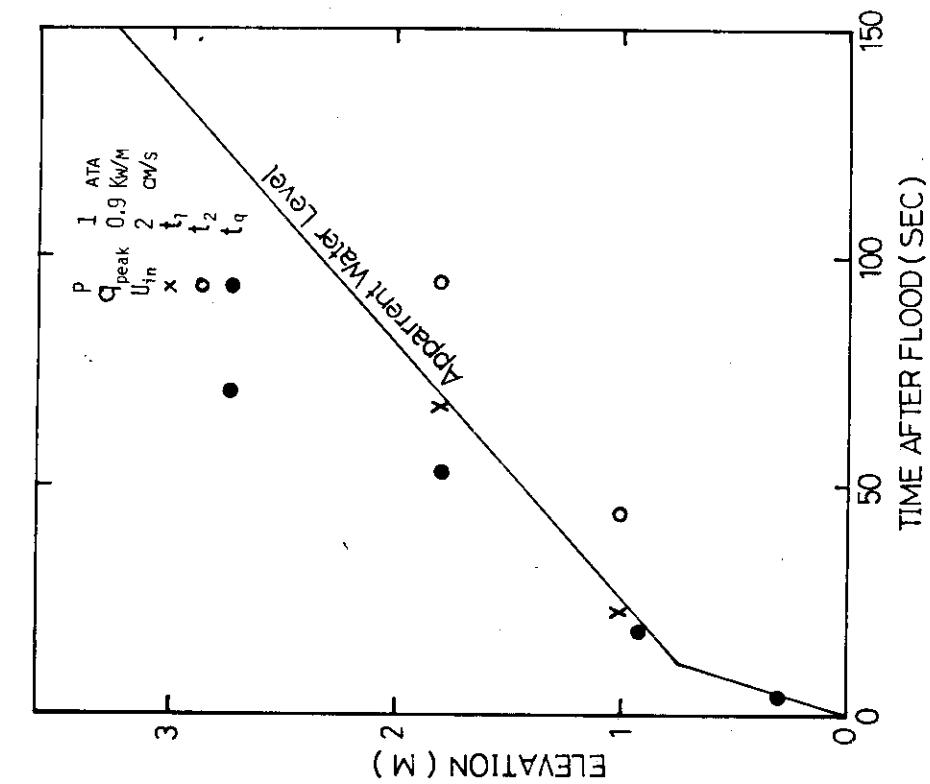


Fig. 3.28 Characteristics of Various Timings

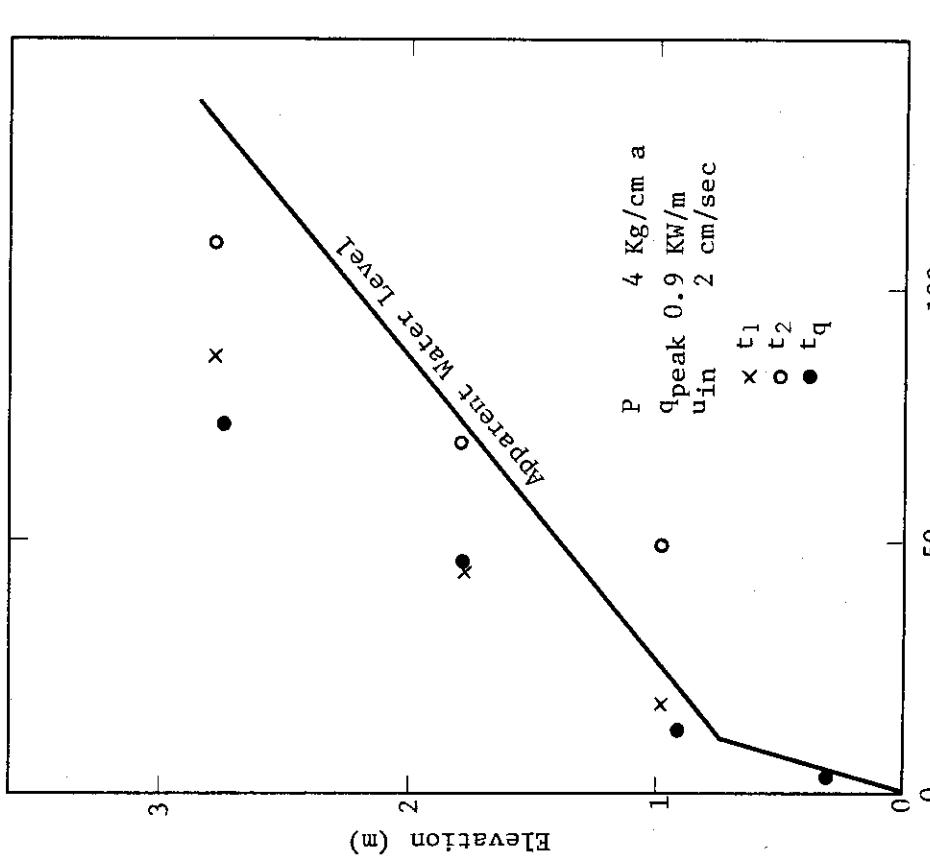


Fig. 3.27 Characteristics of Various Timings

アラウンド時間、クエンチ時刻、上端差圧感知時刻の間に殆んど差がない傾向がみられる。即ち、このような条件では、膨脹液位到達と殆んど同時にターンアラウンド、クエンチが起る。

③ Fig. 3.26, Fig. 3.27, Fig. 3.28 のように注水速度の小さい場合では、上端差圧感知時刻とクエンチ時刻は異ってくる。

④ クエンチ時刻後数 10 秒で、定常化達成時刻になっている。

Fig. 3.29 に  $t_1$ ,  $t_2$ , クエンチ時刻におけるピーク出力、注水速度の効果を示す。

⑤ 注水速度の大きい場合、注水速度が小さい時に比べ、 $t_1$ ,  $t_q$ ,  $t_2$  共に早くなる。

⑥ ピーク出力  $1.6 \text{ kw/m}$  と  $0.9 \text{ kw/m}$  の間では、 $t_q$ ,  $t_2$  は殆んど差がない。しかし、 $t_1$  はピーク出力が大きい時明らかに早くなっている。

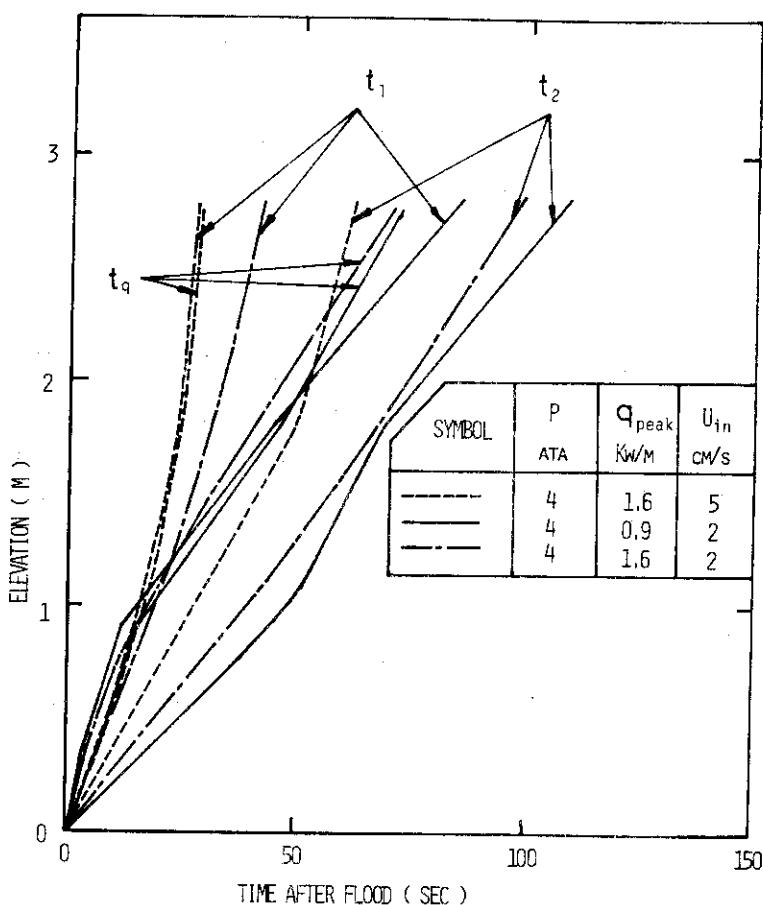


Fig. 3.29 Characteristics of Various Timings

### 3.4 システムの振動現象

#### 3.4.1 振動の特徴と振動体系の検討

##### 1) 振動の有無の分類

振動の有無についてのデータをまとめると、Table. 3.1 のようになる。

Table 3.1 Summary of Oscillatory Behavior appeared in Series 5B Experiment

Run No.	Date 52-03	P/ Injection Mode (kg/cm <sup>2</sup> a)	E (V)	Housing Temp. (°C)	Oscillation
5503	24-1- 5	1/B2	0	90	negligible
5504	1- 6	1/B2	22	90	small
5505	1- 7	1/B2	0	120	negligible
5506	1- 8	1/B2	22	120	small
5507	1- 9	1/B1	22	120	small
5508	1-10	1/B2	0	300	large
5509	1-11	1/B2	22	300	large
5510	1-12	1/B2	0	200	large
5511	28-1- 4	1/B2	22	200	large
5512	1- 5	1/B1	22	200	large
5513	1- 6	4/B2	0	160	negligible
5514	1- 7	4/B2	22	160	large
5515	1- 8	4/B2	0	200	negligible
5516	1- 9	4/B2	22	200	large

すなわち、有意な振動は、大気圧では、チャンネル外管温度が 200 °C 以上の場合、炉心出力有無に関係なく生じ、120 °C以下では、炉心出力が 22 V の時でも微小振動であるが四気圧では、炉心出力が 22 V の時に生じている。

大気圧では、Run 5510 を除いて、蒸気流量増加時ならびに飽和時に振動が生じている。

(Run 5510 では、増加時のみ)、四気圧では、蒸気流量増加時ののみ振動が生じている。

## 2) 振動現象の定式化

体系は Fig. 3.30 に示すように模式図で表されるとする。体系は 1) 炉心部 2) ダウンカマ部 3) 下部連結部 4) 定圧タンク部 に大別される。

各部を結ぶ質量保存の式は、

$$\dot{m}_{in} = \eta A_2 \dot{X}_2 + r_f A_3 v_3 \quad (3.16)$$

$$r_f A_3 v_3 = r_f A_1 \dot{X}_1 + \dot{m}_{out} \quad (3.17)$$

各部内の運動方程式は、

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{r_f}{g_c} X_1 \dot{X}_1 \right) = P_{13} - P_1 - r_f \frac{g}{g_c} X_1 - K_1 \frac{r_f}{2g_c} |\dot{X}_1| \dot{X}_1 \quad (3.18)$$

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{r_f}{g_c} X_2 \dot{X}_2 \right) = P_{23} - P_2 - r_f \frac{g}{g_c} X_2 - K_2 \frac{r_f}{2g_c} |\dot{X}_2| \dot{X}_2 \quad (3.19)$$

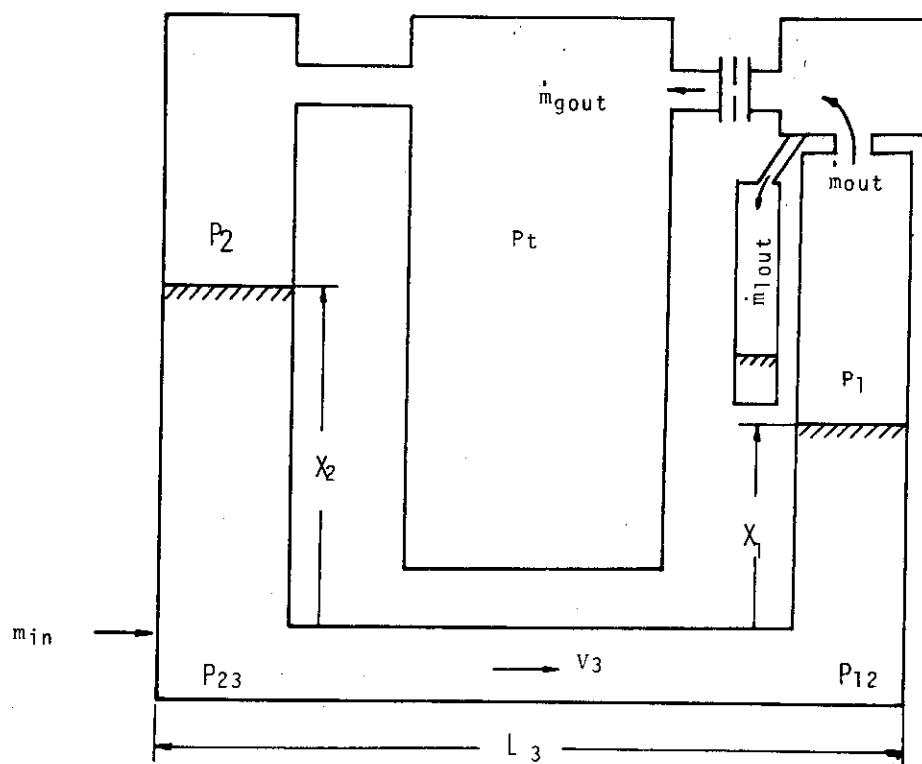


Fig. 3.30 Schematic Diagram of Test Rig

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{r_f}{g_c} L_3 v_3 \right) = P_{23} - P_{13} - K_3 \frac{r_f}{2g_c} | v_3 | v_3 \quad (3.20)$$

(3.16) ~ (3.20) 式より (文献(7)参照) ,

$$\begin{aligned}
 & \frac{r_f}{g_c} \left( X_1 + \frac{A_1}{A_2} X_2 + \frac{A_1}{A_3} L_3 \right) \ddot{X}_1 + \frac{r_f}{g_c} \left( \dot{X}_1^2 - \dot{X}_2^2 \right) + \frac{r_f}{2g_c} \left( K_1 \dot{X}_1 + \dot{X}_1 - K_2 \dot{X}_2 + \dot{X}_2 \dot{X}_1 \right. \\
 & \left. + K_3 | v_3 | v_3 \right) + r_f \frac{g}{g_c} ( X_1 - X_2 ) \\
 & = P_2 - P_1 + \frac{1}{g_c} \frac{X_2}{A_2} \frac{d}{dt} ( \dot{m}_{in} - \dot{m}_{out} ) - \frac{1}{g_c} \frac{L_3}{A_3} \frac{d}{dt} ( \dot{m}_{out} ) \quad (3.21)
 \end{aligned}$$

ただし、記号の意味は

- $A_1, K_1$  : 炉心部流路断面積、抵抗係数
- $A_2, K_2$  : ダウンカマ部流路断面積、抵抗係数
- $A_3, L_3, K_3$  : 連結部断面積、有効長、抵抗係数
- $\dot{m}_{in}$  : ダウンカマ部への水の流出質量速度
- $\dot{m}_{out}$  : 炉心部からの水の流出質量速度
- $r_f$  : 水の比重

$g$  : 重力加速度

$g_c$  : 重力加速度標準値

さらに上部プレナム部、定圧タンク部、キャリーオーバー水計量タンク部との間に次式が成立している。

$$m_{out} = m_{gout} + m_{lout} \quad (3.22)$$

$$P_1 - P_t = K_L \cdot \frac{1}{2g_c r_g} \cdot \left( \frac{m_{gout}}{A_L} \right)^2 \quad (3.23)$$

ただし、 $A_L, K_L$  : ループ部断面積、抵抗係数

$m_{gout}, m_{lout}$  : 上部プレナム部からの蒸気相、水相の流出質料速度

$r_g$  : 蒸気の比重

### (1) 一定水柱U字管振動

#### 固有振動数

簡単のために、まさつを無視しさらに水の出入もないものと仮定して固有振動数を求める。

(3.21) 式で、

$$K_1 = K_2 = K_3 = 0$$

$$m_{in} = m_{out} = 0$$

$$P_2 = P_1$$

とおくと、

$$(X_1 + \frac{A_1}{A_2} X_2 + \frac{A_1}{A_3} L_3) \ddot{X}_1 + (\ddot{X}_1 - \ddot{X}_2) + g (X_1 - X_2) = 0 \quad (3.24)$$

さらに (3.16), (3.17) より

$$A_1 X_1 + A_2 X_2 = M / r_f - A_3 L_3 \quad (\text{Const}) \quad (3.25)$$

(3.24), (3.25) より

$$\ddot{X} + \omega^2 \times \epsilon (X \ddot{X} + \dot{X}^2) = 0 \quad (3.26)$$

ただし、

$$X = X_1 - X_0$$

$$X_0 = (M - r_f A_3 L_3) / r_f (A_1 + A_2)$$

$$\omega = g (1 + A_1 / A_2) / L^* \quad (3.27)$$

$$\epsilon = \{ 1 - (A_1 / A_2)^2 \} / L^*$$

$$L^* = (1 + A_1 / A_2) X_0 + A_1 L_3 / A_3$$

本試験装置においては  $A_1 \approx A_2$  であるので、(3.26) 式で  $\epsilon \approx 0$  として第0近似の固有振動数  $\omega_0$  を求めることができる。

$$\omega_0 = \frac{2g}{2X_0 + A_1 L_3 / A_3} \quad (3.28)$$

$2X_0 \equiv \ell$ ,  $A_1 L_3 / A_3 = \ell^*$  とおけば周期 T は

$$T = \pi \frac{2(\ell + \ell^*)}{g} \quad (3.29)$$

で与えられる。

本装置試験における  $\ell^*$  の値は

$$\ell^* \approx \frac{22.15}{6.16} \times 3.2 \approx 11.5 \text{ (m)}$$

の程度である。

#### 実験データとの対応

Fig. 3.31 は RUN 5511 におけるダウンカマ部差圧 (DPDN), テスト部差圧 (DPTS) のデータである。時間と共に DPTS に生じている振動の振動数が変化し、時間と共に周期が増加してゆく傾向のあることがわかる。

Fig. 3.32 は振動が生じている実験において、ある時刻の周期 T (sec) に対して、同時刻のダウンカマ部とテスト部の仮想液柱の和  $\ell$  (DPDN + DPTS) (m) をプロットしたものである。振動周期に対し次の特徴のあることがわかる。

(i)  $\ell$  の増加と共に T がゆるやかに増大してゆく領域がある。

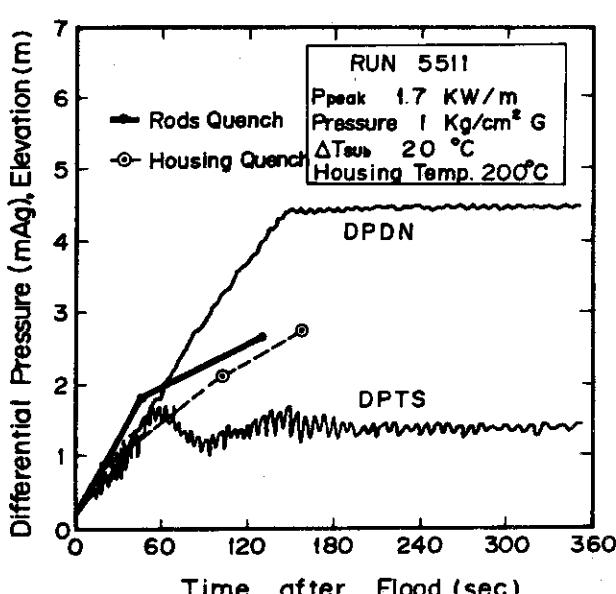


Fig. 3.31 Oscillatory Phenomena for RUN 5511

Symbol	Run	Pressure (Kg/cm² G)	P <sub>peak</sub> (KW/m)	ΔT <sub>sub</sub> (°C)	Hiring Temp(°C)
●	5504	t	1.4	20	90
○	5506	1	1.4	20	120
×	5508	1	1.4	20	300
△	5510	1	0	20	200
■	5511	1	1.4	20	200
□	5516	4	1.4	23	200

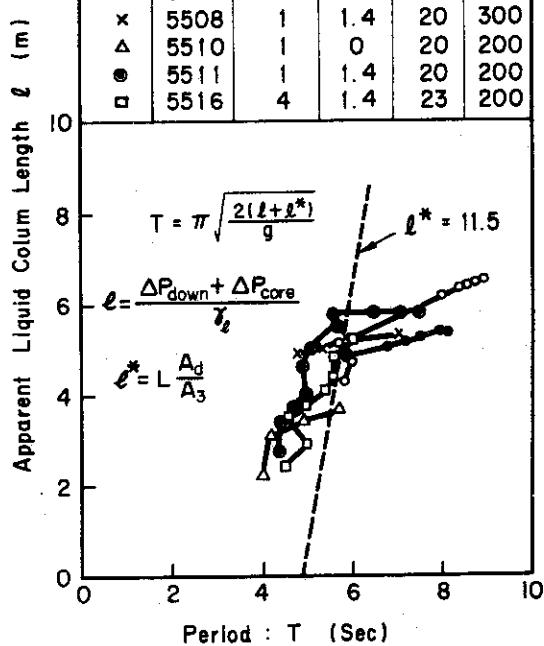


Fig. 3.32 Characteristics of Oscillation Period

- (ii)  $\ell$  がほぼ一定に達したあと、周期  $T$  が増大してゆく領域がある。
- (iii) (i)の領域の周期  $T$  は、4秒～6秒程度であり、(iii)の領域の  $\ell$  は 5m～6m程度である。
- (iv) 振動の周期に与える、系圧力、線出力等の影響は比較的少ない。
- (v) (i)の領域では (3.29) 式で  $\ell^* \approx 10$  と選ぶとデータとほぼ一致する。(図では装置上の値  $\ell^* = 11.5$  をプロットしている。)

## (2) 抵抗係数の見積り

(3.18)～(3.20)式における、抵抗係数  $K_1, K_2, K_3$  はそれぞれの部分の摩擦損失  $\Delta P_{f_i}$  に對して次式で定義されている。  
 $i=1\sim3$

$$\Delta P_{f_1} = K_1 \cdot \frac{r_f}{2g} + \dot{X}_1 + \dot{X}_1$$

$$\Delta P_{f_2} = K_2 \cdot \frac{r_f}{2g} + \dot{X}_2 + \dot{X}_2 \quad (3.30)$$

$$\Delta P_{f_3} = K_3 \cdot \frac{r_f}{2g} + v_3 + v_3$$

一方、炉心部での流速  $X_1$  ( $\sim X_2$ ) の代表的な値は約 5 cm/sec であり、これは下部連結部での流速  $v_3$  では約 20 cm/sec に対応している。したがって、各部でのレイノルズ数  $Re_i$  は（水温を 80 °C として）

$$Re_1 = \frac{0.05 \times 0.0126}{0.37 \times 10^{-6}} \sim 1.7 \times 10^3$$

$$Re_2 = \frac{0.05 \times 0.0535}{0.37 \times 10^{-6}} \sim 7.2 \times 10^3$$

$$Re_3 = \frac{0.2 \times 0.028}{0.37 \times 10^{-6}} \sim 1.5 \times 10^4$$

となり、多くの場合で乱流として取扱ってよいことがわかる。

炉心部、ダウンカマ部摩擦

体系がなめらかな円管または円管群外で、レイノルズ数が上記  $Re_1, Re_2$  程度のとき、

$$\Delta P_f = \lambda \cdot \frac{\ell}{d} \cdot \frac{r_f}{2g} \cdot v^2$$

で定義され摩擦係数  $\lambda$  は、炉心部・ダウンカマ部でそれぞれ

$$\lambda_1 \approx 0.04$$

$$\lambda_2 \approx 0.035$$

の程度である。<sup>(8)</sup>

したがって (3.28) 式の  $K_1, K_2$  はそれぞれ

$$K_1 \approx 0.04 \times \frac{2.0}{0.0126} \approx 6$$

$$K_2 \approx 0.035 \times \frac{4.0}{0.0535} \approx 3$$

の程度である。ただしテスト部、ダウンカマ部の  $\ell$  としてそれぞれ 2 m, 4 m を選んだ。

#### 炉心入口抵抗

炉心部とダウンカマ部を結ぶ下部連結部には、Fig. 2.6 に示したようにエルボー部分が数ヶ所あり、さらにドラッグディスク型流量計、バルブが挿入されていて、実際の形状はかなり複雑になっている。そのため、(3.28)式の抵抗係数  $K_3$  の見積りを理論的に定めることは容易ではない。

一方で、(3.21)式の摩擦項 [ $K_1 | X_1 | X_1 + K_2 | X_2 | X_2 + K_3 | v_3 | v_3$ ] のうち、  
 $K_1 \approx K_2 \approx K_3$  と仮に置いても、 $v_3 \approx 4 X_1$  であるから、 $K_3 | v_3 | v_3$  の項は他の項の 16 倍も寄与が大きい。すなわち、 $K_3$  の値は現象を記述する上で重要なものであることがわかる。

そこで、実験的に  $K_3$  の値を見積ることにした。Fig. 3.33 はそのための実験の初期条件の概念図である。初期にテスト部に  $X_{10}$ 、ダウンカマ部に  $X_{20}$  の長さの水を入れておき、 $t = 0$  で下部連結部のバルブ (V 5) を開として、以後のドラッグディスク流量計の指示を見たものが、Fig. 3.34 における破線である。また同図に同じ初期条件から (3.21)式より計算された、異なった  $K_3$  の値に対する流量の計算値がプロットしてある。同図から  $K_3$  の値は

$$K_3 \approx 30$$

程度で、実験と計算がよく一致することがわかる。

この時、 $v_3 \approx 0.2$  (m/sec) に対して、(3.30)式の  $\Delta P_{f3}$  は水頭  $h_{f3}$  (m) に換算して

$$h_{f3} = \frac{\Delta P_{f3}}{\gamma_f} \approx 30 \times \frac{1}{2 \times 9.8} \times (0.2)^2 \approx 0.06$$

で、6 cm 程度である。

#### 3) 前シリーズ実験との比較

前回までのシリーズ実験においては、システム効果実験時、下部連結部での炉心入口流量の計測には、タービン型フローメータを使用していた。<sup>(2)</sup>

本シリーズ実験ではこれに、新しく開発したドラッグディスク型流量計を用いたので、炉心入口抵抗の値が異っている。

そこで相違を定量的に明らかにしておく必要がある。

Fig. 3.35, Fig. 3.36 に前回シリーズ 4 実験 RUN 4501 で得られた、テスト部差圧 (DPTS) とダウンカマ部流量 (FMDN) のデータを示す。ここでの初期条件は Fig. 3.32 において、

$$X_{10} = 0, \quad X_{20} = 4.4 \text{ (m)}$$

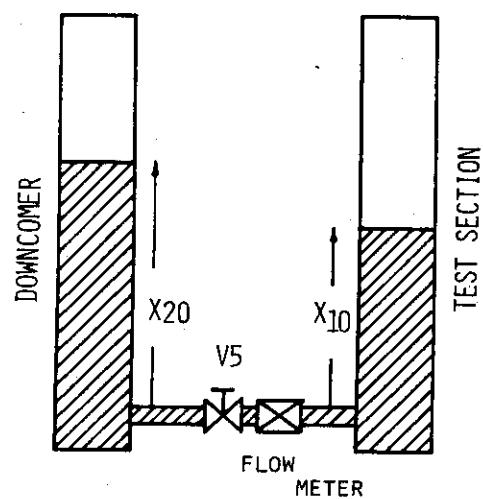


Fig. 3.33 Initial Condition for Cold Oscillation Test

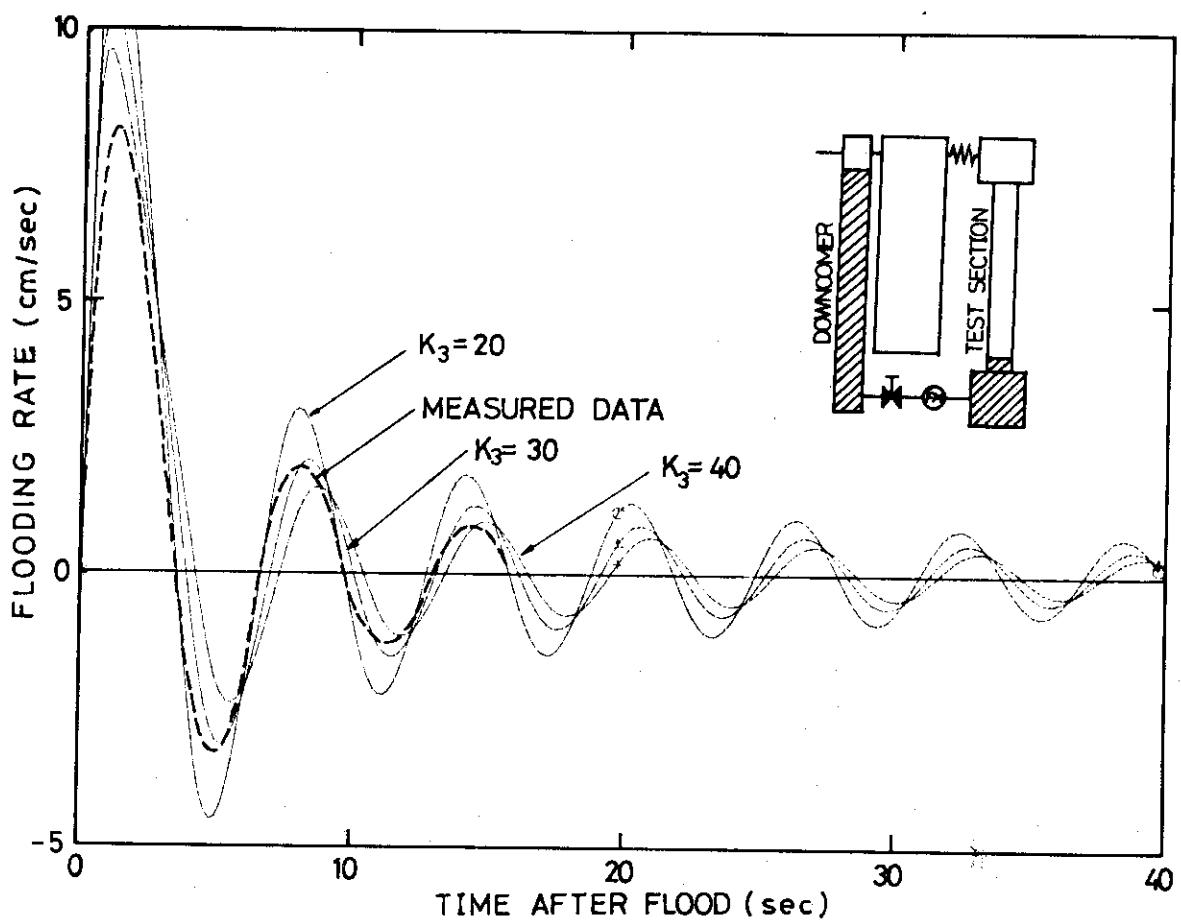


Fig. 3.34 U-Tube Oscillation with Low Inlet Flow Resistance

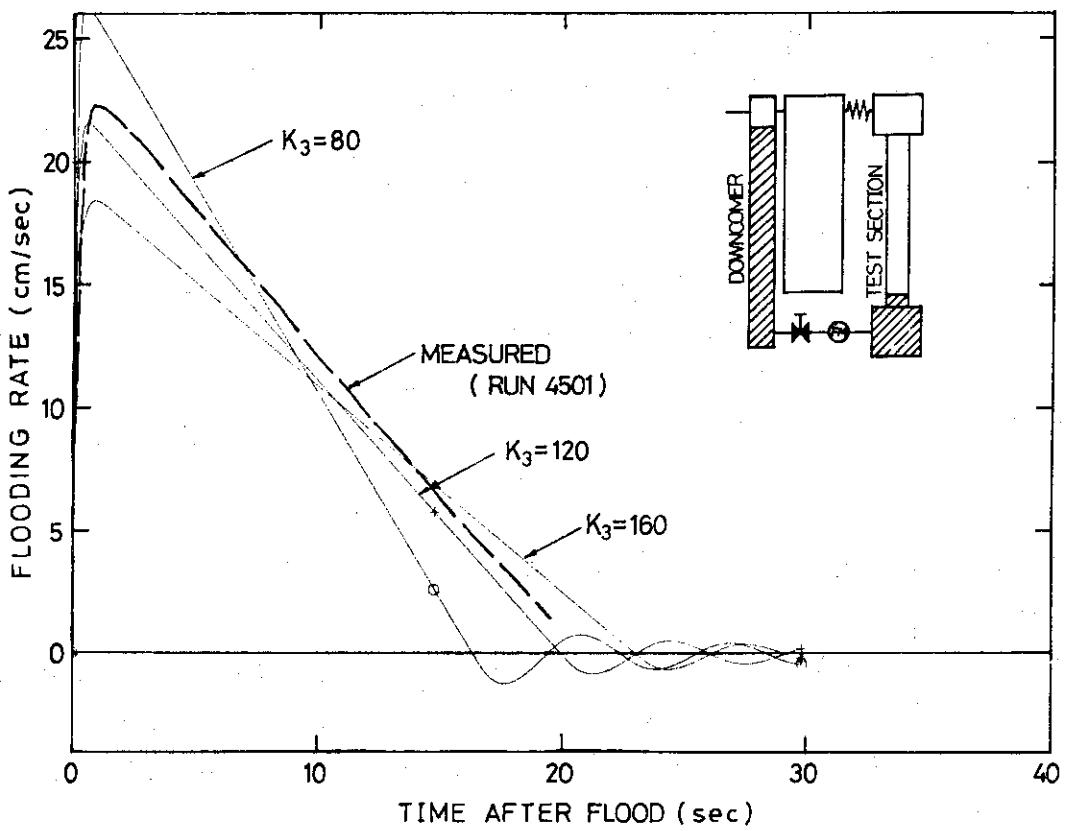


Fig. 3.35 O-Tube Oscillation with High Inlet Flow Resist

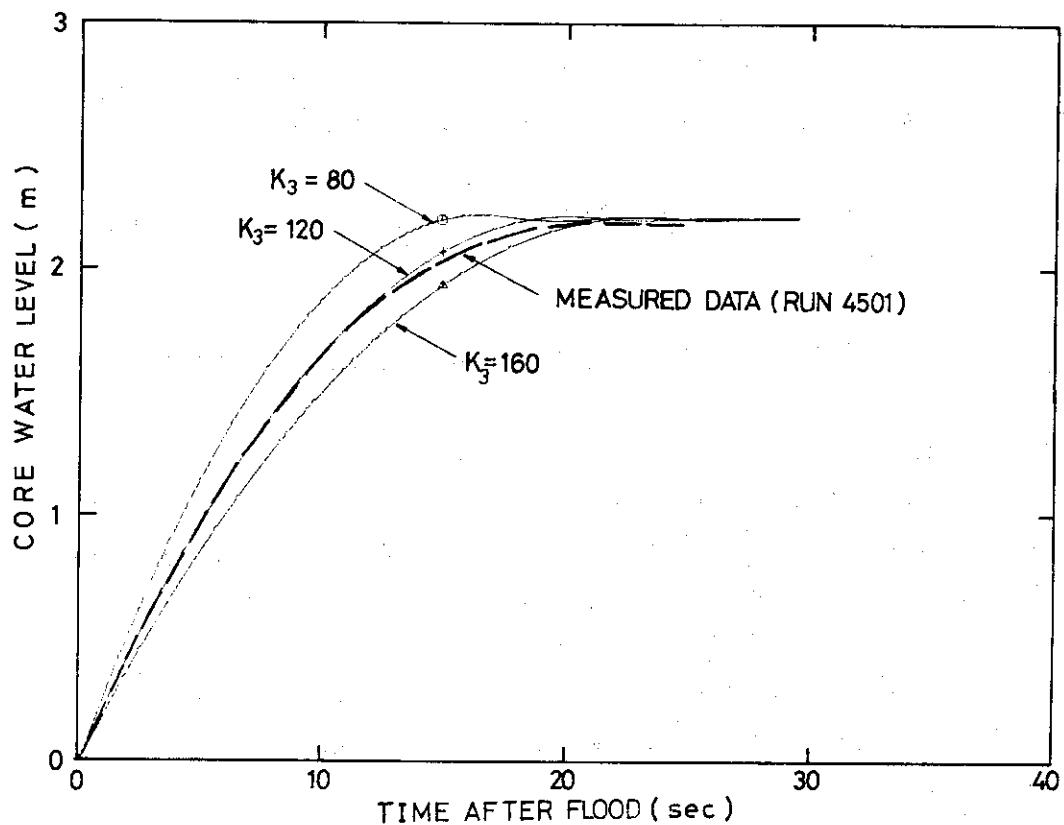


Fig. 3.36 Cold Fill Experiment with High Inlet Flow Resistance

である。(t = 0 で V5 急開)

また同図に、やはり(3.21)式より同じ初期条件で異なった  $K_3$  の値に対し計算されたものを示す。

これによれば、前回までのシリーズ実験での入口抵抗係数の値は

$$K_3 \approx 120$$

程度であり、今回に比べて 3 ~ 4 倍も大きかったことがわかる。

このことは、前回までのシステムが今回シリーズ 5 実験でのシステムに比べて、振動が生じ難い、あるいは生じても減衰しやすい、いわゆる「かたい」体系であったことを意味している。

実際の PWR で、この入口抵抗の値がどの程度であるかは、実際の再冠水現象に及ぼす重要因素であろうと思われる。

### 3.4.2 炉心模擬部の流速変動と他の状態量との関係

#### 1) 解析的目的

本解析の目的は、この装置のような、ダウンカマー、蒸気出口抵抗部を有するシステムにおけるダウンカマーペとテスト部との間に流れの U 字管振動を生ずる原因を調べることにある。

すなわち、流れの振動が、管摩擦等によるエネルギー損失に抗して発生・持続するためには、加振源がなければならない。

そこで、線型振動を考えることにすると、集中定数系の振動に関する運動方程式は、次のように表わされる。

$$m\ddot{X} + c\dot{X} + kX = -F \quad (3.31)$$

ここで、X は、変位、m は慣性項、c は粘性項、k は弾性項、F は加振力とし、X の方向と逆向きとする。(3.31) 式に、 $\dot{X}$  を乗じ、振動の一サイクルについて積分すると、

$$\left[ \frac{1}{2} m\dot{X}^2 + \frac{1}{2} kX^2 \right] + \oint c\dot{X}^2 dt = - \oint F\dot{X} dt \quad (3.32)$$

$\left[ \frac{1}{2} m\dot{X}^2 + \frac{1}{2} kX^2 \right]$  の項は、線型振動で一定と考えられるから、初期値を 0 とすると、振

動が持続する条件は、次式で示される。

$$\oint c\dot{X}^2 dt = - \oint F\dot{X} dt \quad (3.33)$$

一般には、左辺は、摩擦等によるエネルギー損失であり、実際には減衰力は、速度に比例しているとは限らないので、エネルギー損失項は、更に複雑となる。

右辺は、加振力による系へのエネルギー供給を示している。

-  $F\dot{X} dt$  が正である条件を考えることにする。

まず  $X = A \sin \omega t$ 、したがって  $\dot{X} = A\omega \cos \omega t = A\omega \sin(\omega t + \frac{\pi}{2})$   
また、 $F = A' \sin(\omega t + \phi)$  とすると

$$-\oint F\dot{X} dt = -A A' \pi \sin \phi > 0 \quad (3.34)$$

すなわち、 $\pi < \phi < 2\pi$ であればよく、 $\phi = \frac{3}{2}\pi$ で最大となる。云いかえれば、加振力 F には X と逆位相の成分がなければならない。

Fig. 3.37 に示すように、テスト部を一つのブラックボックスとして考えると、加振力としては、テスト部差圧： $\Delta P_{TS}$  の変動、上部プレナム圧力： $P_{UP}$  の変動と考えられる。 $P_{UP}$  の変動は、ポンプ流動抵抗部の差圧： $\Delta P_{PM}$  の変動により、更に考えれば、テスト部での蒸気発生量に関係すると思われる。

システム効果実験のデータを解析することにより、振動が生ずる条件を調べ、かつ、テスト部差圧  $\Delta P_{TS}$ 、ポンプ流動抵抗部の差圧： $\Delta P_{PM}$  の振動と流れ：FDN2 の振動の関連を調べ、加振源を追求することにする。

すなわち、加振力と想定される状態量の変動は、変位、云いかえれば、テスト部蓄水位ではなく、速度（流速）と逆位相か、又は、少なくとも逆位相の成分を有していなければならないから、位相を調べることにより、加振源が何であるかを知ることが出来ると考えられる。

### 2) データ処理法

再冠水実験生データテープを 0.25 秒毎に平均化して作成された編集テープをディスクファイルに記録し、本ファイルを用いて、各種のデータ処理を行った。

電気回路の R-C フィルタを数値計算的に模擬し、ハイパスフィルタ、ローパスフィルタサブルーチンを作り、N 段階直列に接続することにより  $6N \text{ dB/OCT}$  の減衰特性のハイパス、ローパス、バンドパスフィルタ特性を実現させた。

これらの「フィルタ通過信号」を時間軸に対して、又、互いに、X-Y 軸にプロットし、振動の時間的関係、相互関係を調べた。（Fig. 3.38(a), (b) 参照）

実際には、ハイパスフィルタの時定数 = 10.0 sec、ローパスフィルタの時定数 = 1.5 sec、各フィルタの段数 N = 6 にて解析を行った。

### 3) 炉心入口流量の変動と他の状態量との関係

Fig. 3.39(1) ~ 3.39(14) に、テスト入口流速変動を横軸として、縦軸に下から、テスト部差圧、ポンプ部差圧、ホールドダウンタンク液位の変動についてのリサーチュ图形を示す。

図から明らかなように、テスト部差圧変動と流速変動とは、位相が約  $\frac{1}{2}\pi$  ずれており、ホールドダウンタンク液位変動と流速変動とは、大気圧の場合、約  $\frac{1}{2}\pi$  ずれていて、4 気圧では、多少逆位相の成分を含んでいる。

ポンプ部差圧と流速変動とは、位相は、ほとんど逆位相であることがわかる。

ホールドダウンタンクの液位の上昇は、テスト部出口の飛散液滴の増加によると考えられ、実炉では、飛散液滴の一部分は、蒸気発生器内で、二次系からの熱により蒸発し、ポンプ部等の差圧を増加させるので、4 気圧での逆位相の成分は、振動に影響する。しかし、本体系においては、飛散液滴は、分離され、ポンプ部等へ送り込まれないので、ポンプ部差圧変動が流速変動と逆位相であることが振動の加振源と考えられる。

すなわち、テスト部入口流速変動に伴う蒸気発生量の変化が、上部プレナムの圧力を変化させ、その位相のいずれかは逆位相であることが、システム効果振動を生じさせていることがわかる。

テスト部差圧の変動もテスト部入口流速変動と完全に  $\frac{1}{2}\pi$  の位相差という訳ではなく、 $\frac{1}{2}\pi$

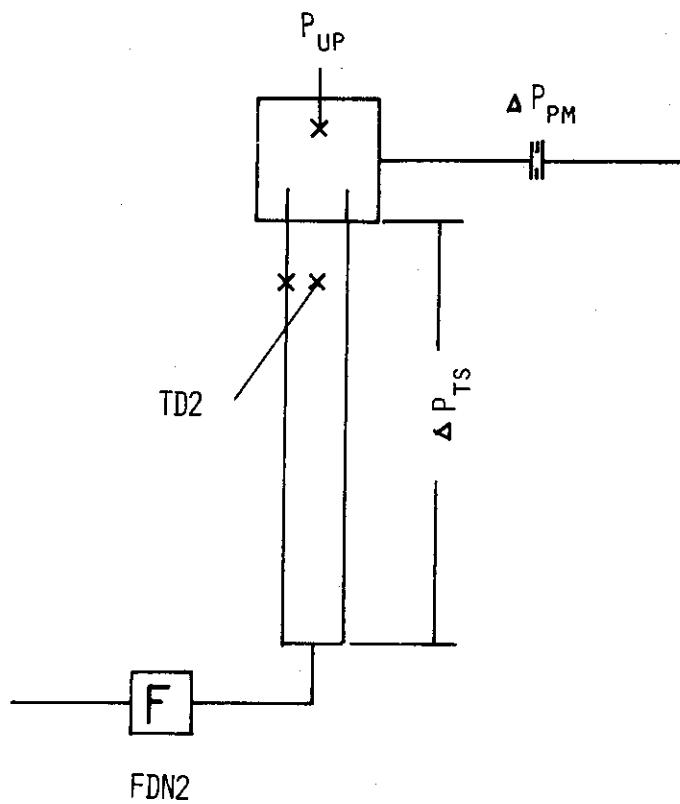


Fig. 3.37 Definition of Some Variables for System Effect Study

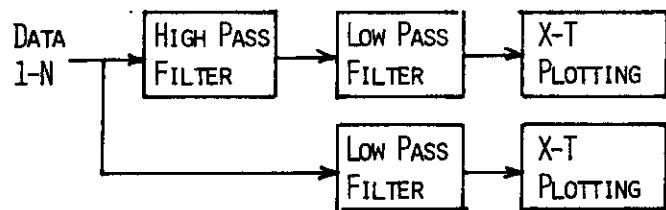


Fig. 3.38(a) Block Diagram of Data Processing (X-Y Plot)

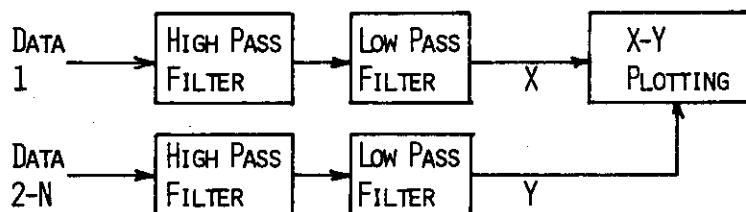


Fig. 3.38(b) Block Diagram of Data Processing (X-Y Plot)

以上ずれていることから、振動の原因の1部分となっていると考えられるが、主たる原因とは、考えられない。

### 3.4.3 振動発生条件の検討

テスト部入口の流速変動に伴う蒸気発生量の変動が逆位相になる原因としては、入口サブクール度の存在による沸騰開始点の変動が、蒸気発生領域を変動させることが理由として考えられる。

振動が持続するためには、(3.33)式が成立しなければならないが、 $X = A \cos \omega t$  として、(3.33)式は、

$$CA^2 \omega \pi = AA' \pi$$

$$\therefore A' = CA\omega = C|X|$$

テスト部の単位面積あたりの加振力は、

$$K_{loop} \frac{1}{2g} r_g V_{loop}^2$$

であり、変動分は、線型振動を仮定して、

$$A' = K_{loop} \frac{r_g}{g} V_{loop} |\Delta v_{loop}|$$

U字管の部分（ダウンカマーとテスト部とその結合部）の抵抗の変動分も同様にして求めると、

$$C|X| = K_1 \frac{1}{g} r_1 V_1 |\Delta v_1|$$

すなわち、線型振動が持続するためには、次式が成立しなければならない。

$$K_{loop} r_g V_{loop} |\Delta v_{loop}| = K_1 r_1 V_1 |\Delta v_1| \quad (3.35)$$

たゞし、

$K_{loop}$  : ループ抵抗係数、炉心部蒸気流速  $V_{loop}$  で定義したもの。

$K_1$  : U字管の部分の抵抗係数、炉心部入口流速  $V_1$  で定義したもの。

$r_g, r_1$  : 蒸気、水の密度

$\Delta v_{loop}$  :  $V_{loop}$  の変動項

$\Delta v_1$  :  $V_1$  の変動項

単位流路面積あたりの炉心出力を  $Q$  とすると、次のように表わされる。

$$V_{loop} = \frac{Q}{h_{fg} r_g} - \frac{C_p \Delta T_{sub}}{h_{fg}} \frac{r_1}{r_g} V_1$$

たゞし、 $h_{fg}$  : 蒸発潜熱、 $C_p$  : 液体の比熱、 $\Delta T_{sub}$  : 液体の入口サブクール度、変動項を計算すると、

$$\Delta v_{loop} = - \frac{C_p \Delta T_{sub}}{h_{fg}} \frac{r_1}{r_g} \Delta v_1$$

上の二式を (3.35) 式に代入し、整理すると、

$$\left( \frac{Q}{h_{fg} V_1} - \frac{C_p \Delta T_{sub} r_1}{h_{fg}} \right) \frac{C_p \Delta T_{sub}}{h_{fg} r_g} = \frac{K_1}{K_{loop}} \quad (3.36)$$

実炉の再冠水条件を考慮して  $(Q/V_1)$  と  $(C_p \Delta T_{sub} r_1)$  と比較すると、 $\Delta T_{sub} = 30^\circ\text{C}$   $V_1 = 2 \text{ cm/sec}$ ,  $Q = 2.4 \text{ kw/cm}^2$  に対して、 $(Q/V_1)$  は、約 10 倍大であることがわかる。

よって近似的に、次式が振動の持続する条件となる。

$$\frac{Q C_p \Delta T_{sub}}{h_{fg}^2 V_1 r_g} = \frac{K_1}{K_{loop}} \quad (3.37)$$

$K_1$  として、U字管部分の水の抵抗係数のみを考えると、 $K_1$  は、節で求めた  $K_3$  (流路断面積  $A_3$  で定義されている。) を炉心流路 (断面積  $A_1$ ) で再定義することにより、次式で求まる。

$$K_1 = K_3 \times \frac{A_1^2}{A_3} = 388.8$$

$K_{loop}$  は、シリーズ4 実験報告 Fig. 2.8 より、ループ部の差圧を 3 m と仮定すると、 $P = 1 \text{ ata}$  で  $K_{loop} \approx 280$ ,  $P = 2 \text{ ata}$  で  $K_{loop} \approx 250$ ,  $P = 3 \text{ ata}$  で  $K_{loop} \approx 225$  となる。振動が持続するためには、 $Q$  の最小値  $Q_{min}$  は、次のようになる。

$$Q_{min} = \frac{K_1}{K_{loop}} \frac{h_{fg}^2 V_1 r_g}{C_p \Delta T_{sub}} \quad (3.38)$$

$\Delta T_{sub} = 20^\circ\text{C}$ ,  $V_1 = 2 \text{ cm/sec}$ ,  $P = 1 \text{ ata}$  とすると、

$$Q_{min} \approx 0.155 \text{ kw/cm}^2$$

$K_1$  として、U字管部分の水の抵抗とループ部の抵抗とを共に考慮すると、

$$K_1 = K_3 \times \frac{A_1^2}{A_3} + K_{loop} \frac{r_g V_{loop}}{r_1 V_1}$$

右辺の第二項を  $0.9 \times K_{loop}$  として、概略計算をすると  $K_1$  は U字管部分の水の抵抗のみを考慮した場合の約 1.5 倍となる。すなわち、 $Q_{min} \approx 0.23 \text{ kw/cm}^2$

再にテスト部内の二相流による抵抗を考慮すれば、 $K_1$  と  $Q_{min}$  は、より大きくなると考えられる。

振動のダンピングファクタとしての  $K_3$  は、非加熱炉心に対して実験的に求められたものである。 $K_1$  としては、本質的には、加熱実験により求められるべきものであり、今後の実験に期待されるものである。

供給電圧 22 V の場合、単位流路面積あたりの炉心出力  $Q$  は、 $2.8 \text{ kw/cm}^2$  であり、計算された  $Q_{\min}$  の約 10 倍大である。この場合でも、大気圧で、壁温が低い場合には、振動が生じていない場合があり、実際の  $Q_{\min}$  は更に大となる可能性がある。

計算された  $Q_{\min}$  と、実験結果との不一致がなぜ生じるかは、不明であるが、可能性のある原因としては、

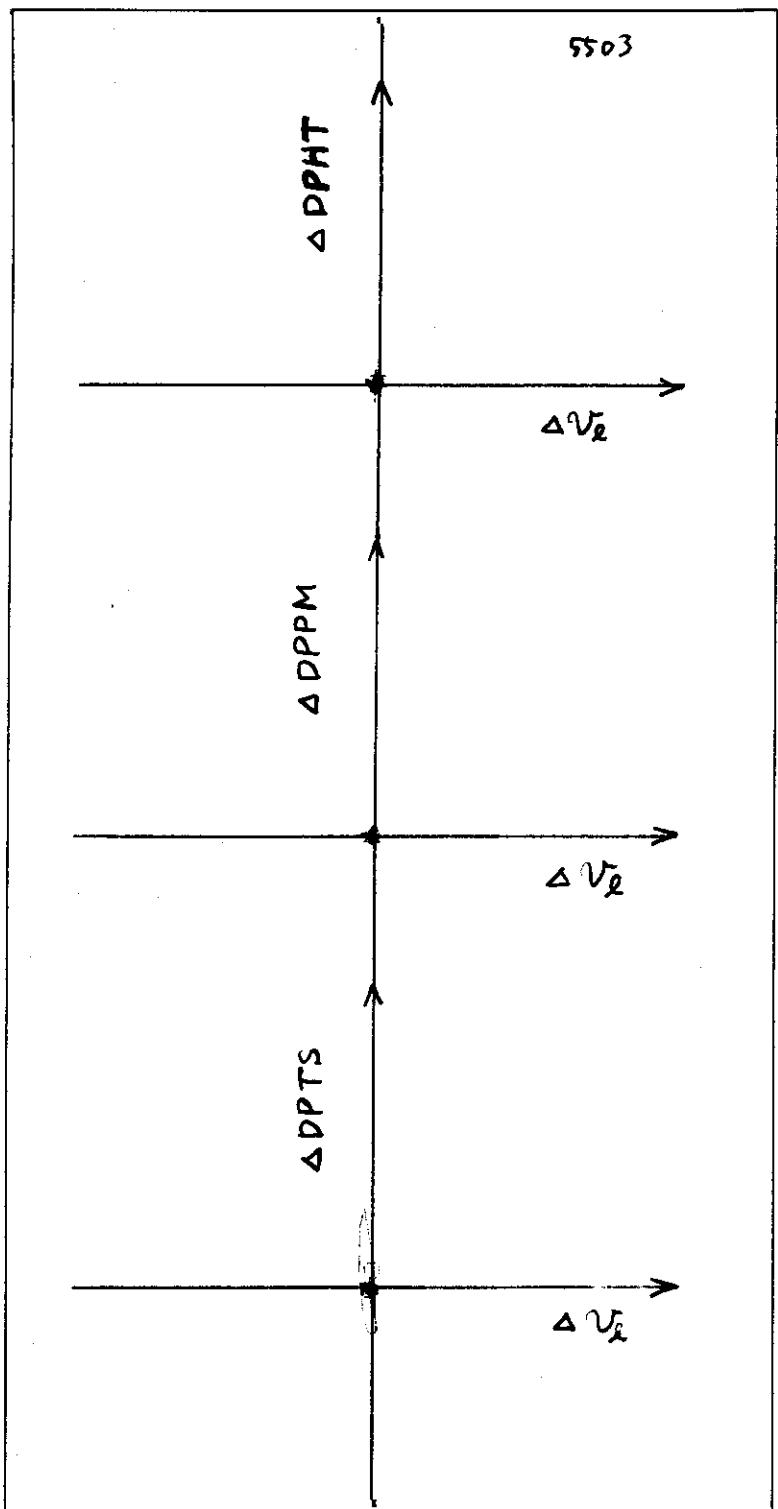
- (i) テスト部内の動的な流動抵抗が大であり、無視できないこと。
- (ii) テスト部内での入口流速変化に対する蒸気発生量の変化が予測よりも小であること。（テスト部圧力の変化、再冠水特有の熱伝達によるもの）
- (iii) テスト部上端電極部での二相流動抵抗によるもの。

等が考えられる。

圧力の影響としては、 $r_g$  は、圧力に比例すると考え、 $K_1$  は、圧力に依存しないと考えると、 $Q_{\min}$  は、4 気圧で約 4 倍となるが、実験的には、大気圧の場合と同等又は、それ以下で振動が生じている。これは、テスト部内およびテスト部上端での二相流動抵抗が 4 気圧では小であること。入口流速変化に対する蒸気発生量の変化が、4 気圧では予測値に近づくこと等の原因により、 $Q_{\min}$  の変化はほとんどないか又は、減少していると考えられる。

4 気圧での計算による  $Q_{\min}$  は、約  $1.2 \text{ kw/cm}^2$  となり、実験の  $Q (= 2.8 \text{ kw/cm}^2)$  とほぼ同じオーダとなる。

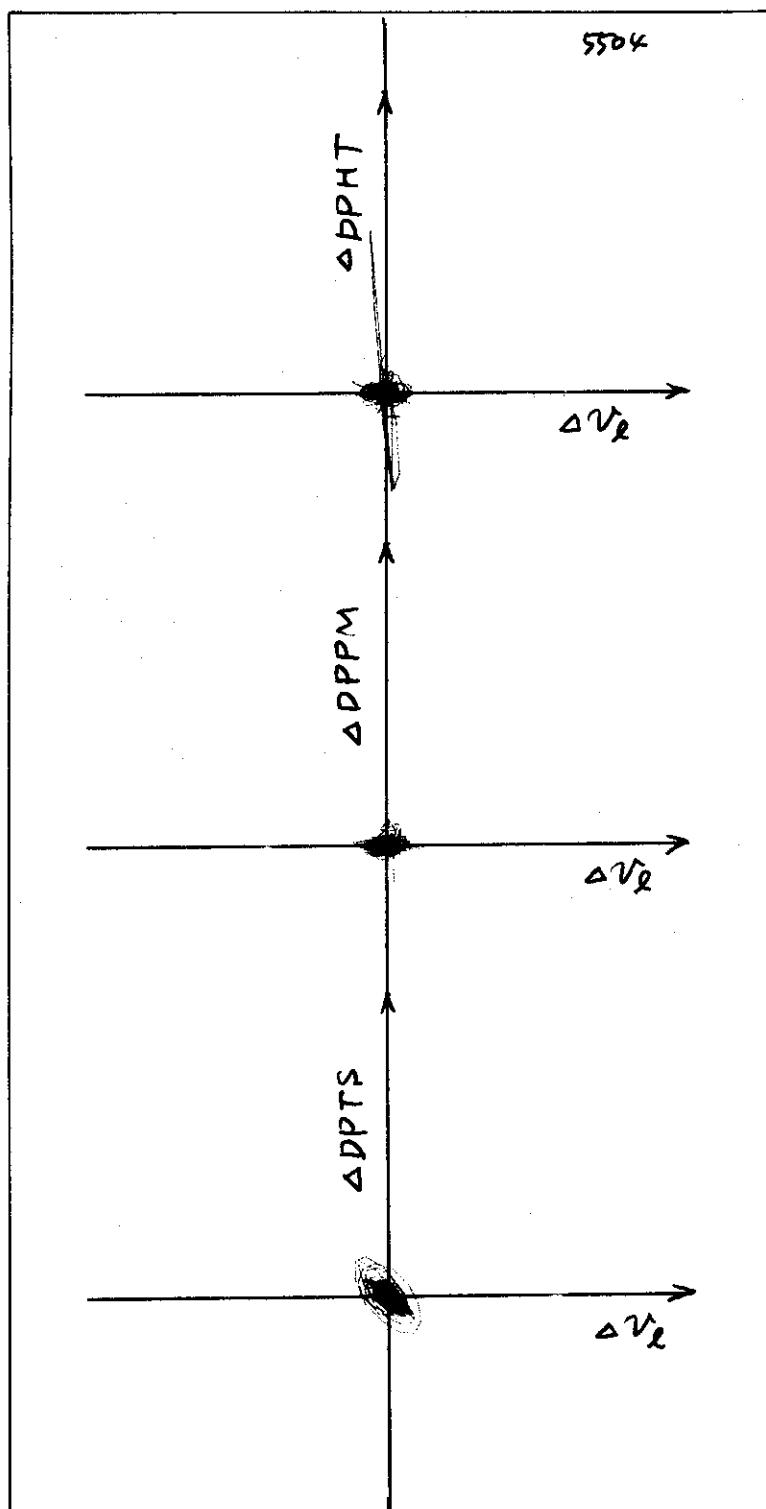
なお、リサーチュ図形から見る限りでは、大気圧での蒸気系ループ抵抗（オリフィス部差圧）の変動は、四気圧の場合より、明らかに小であり、テスト部内での入口流速変化に対する蒸気発生量の変化が、大気圧の場合、本解析では考慮しなかった何らかの作用により小となっていると考えられる。

RUN NO. 5503 $\Delta v_e$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta P_{TS}$ ,  $\Delta P_{PM}$  and  $\Delta P_{HT}$ : Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

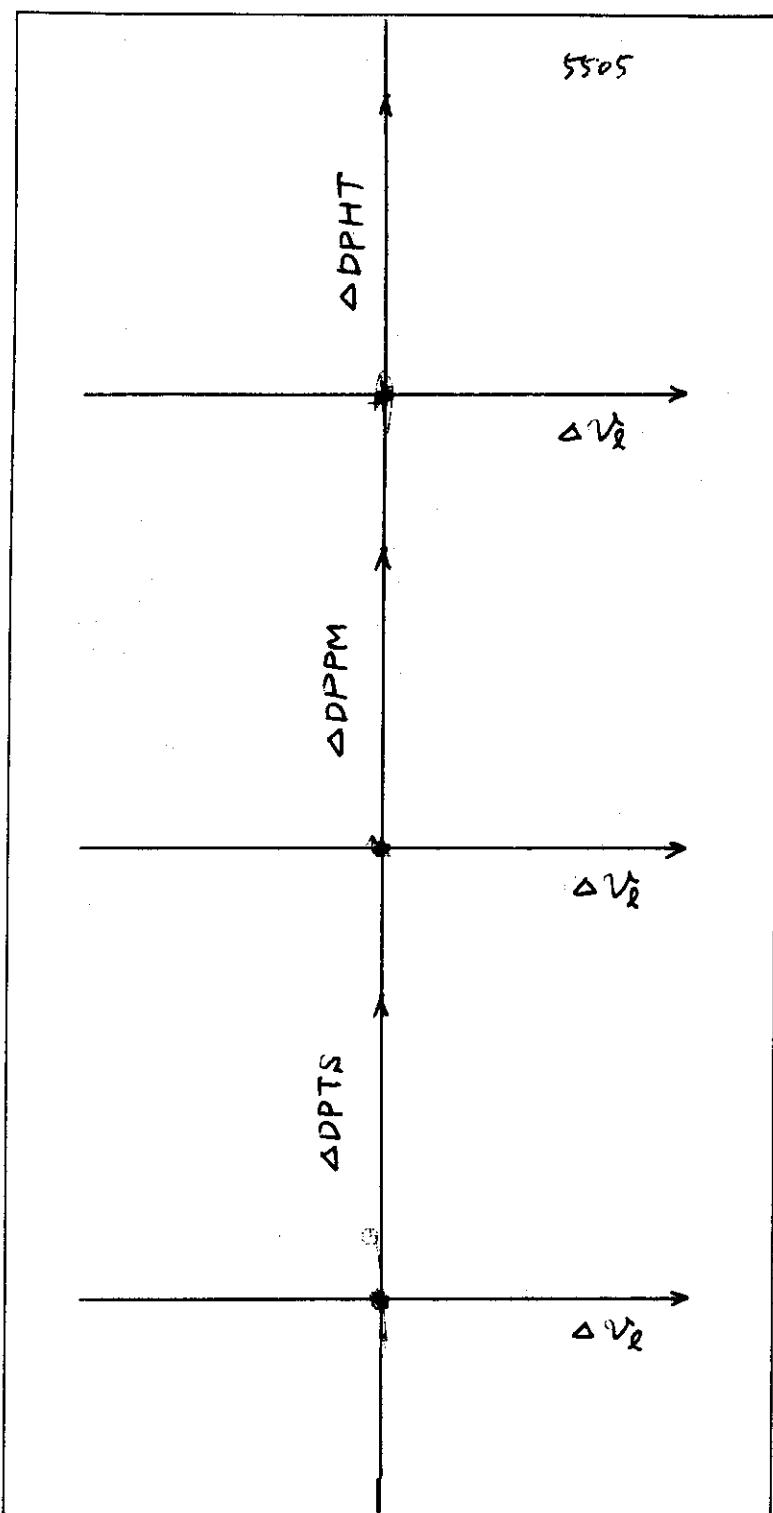
Fig. 3.39(1) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5504 $\Delta v_e$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta DPTS$ ,  $\Delta DPPM$  and  $\Delta DPHT$ : Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

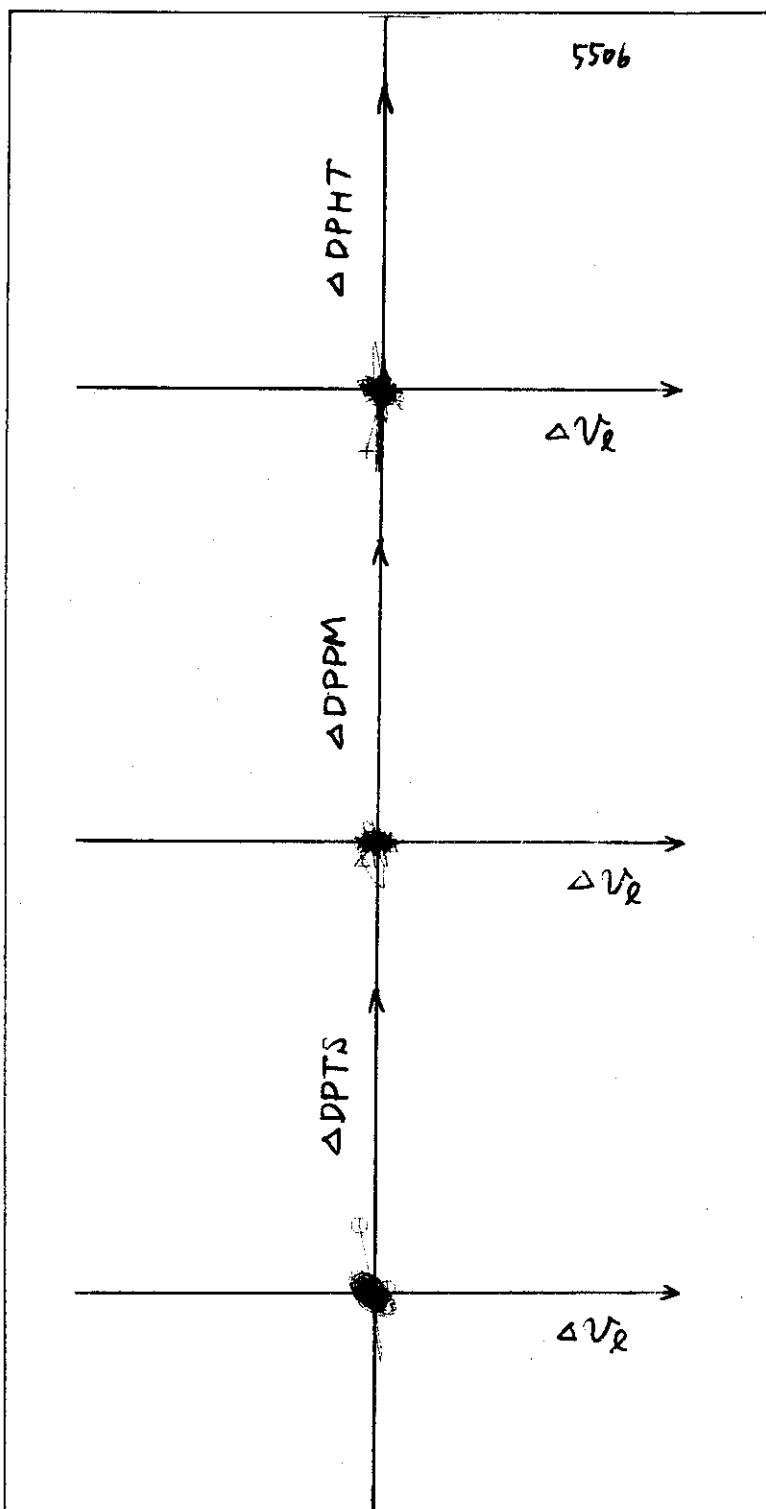
Fig. 3.39(2) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5505 $\Delta v_i$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta P_{TS}$ ,  $\Delta P_{PM}$  and  $\Delta P_{HT}$ : Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

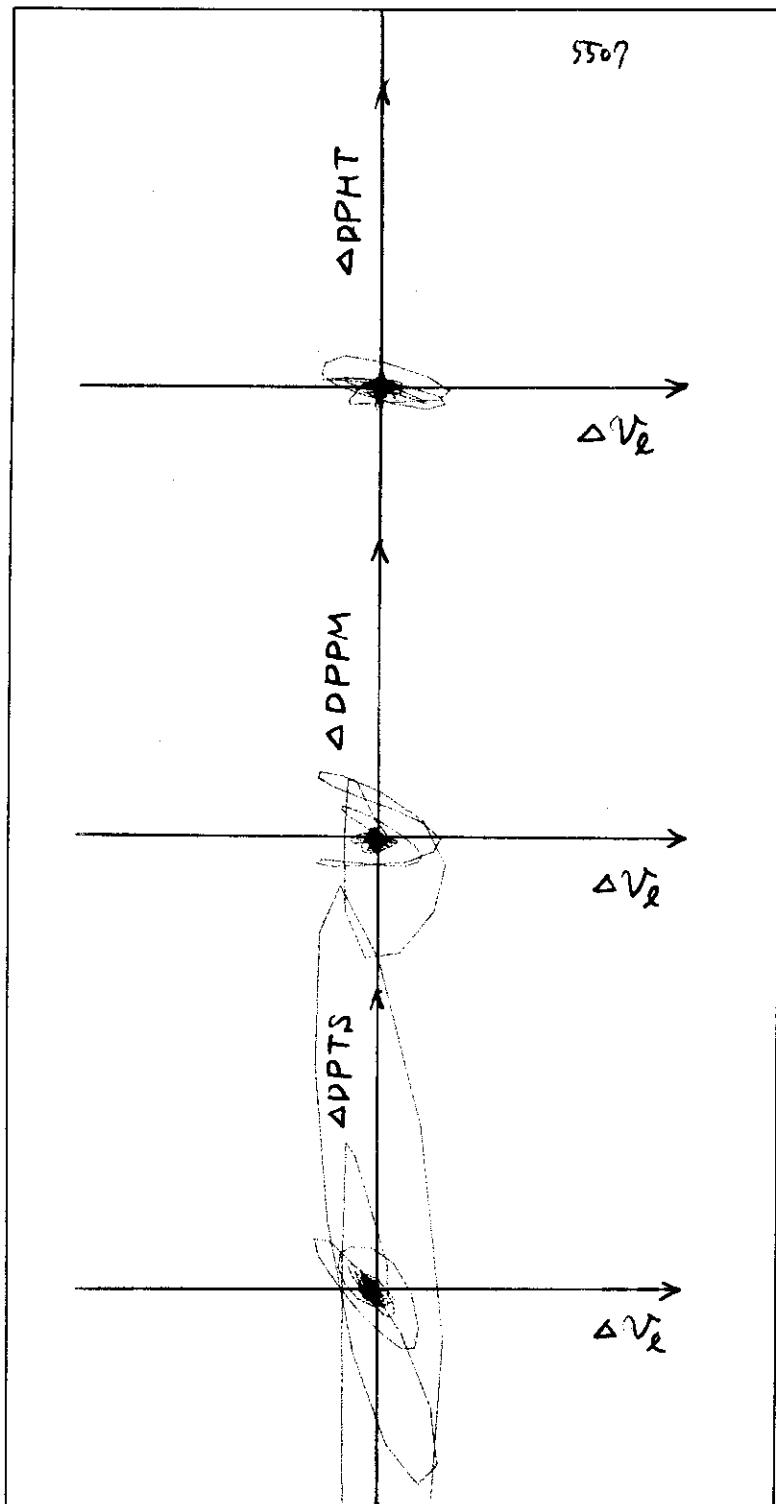
Fig. 3.39(3) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5506 $\Delta v_L$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta DP TS$ ,  $\Delta DPPM$  and  $\Delta DPHT$ : Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

Fig. 3.39(4) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

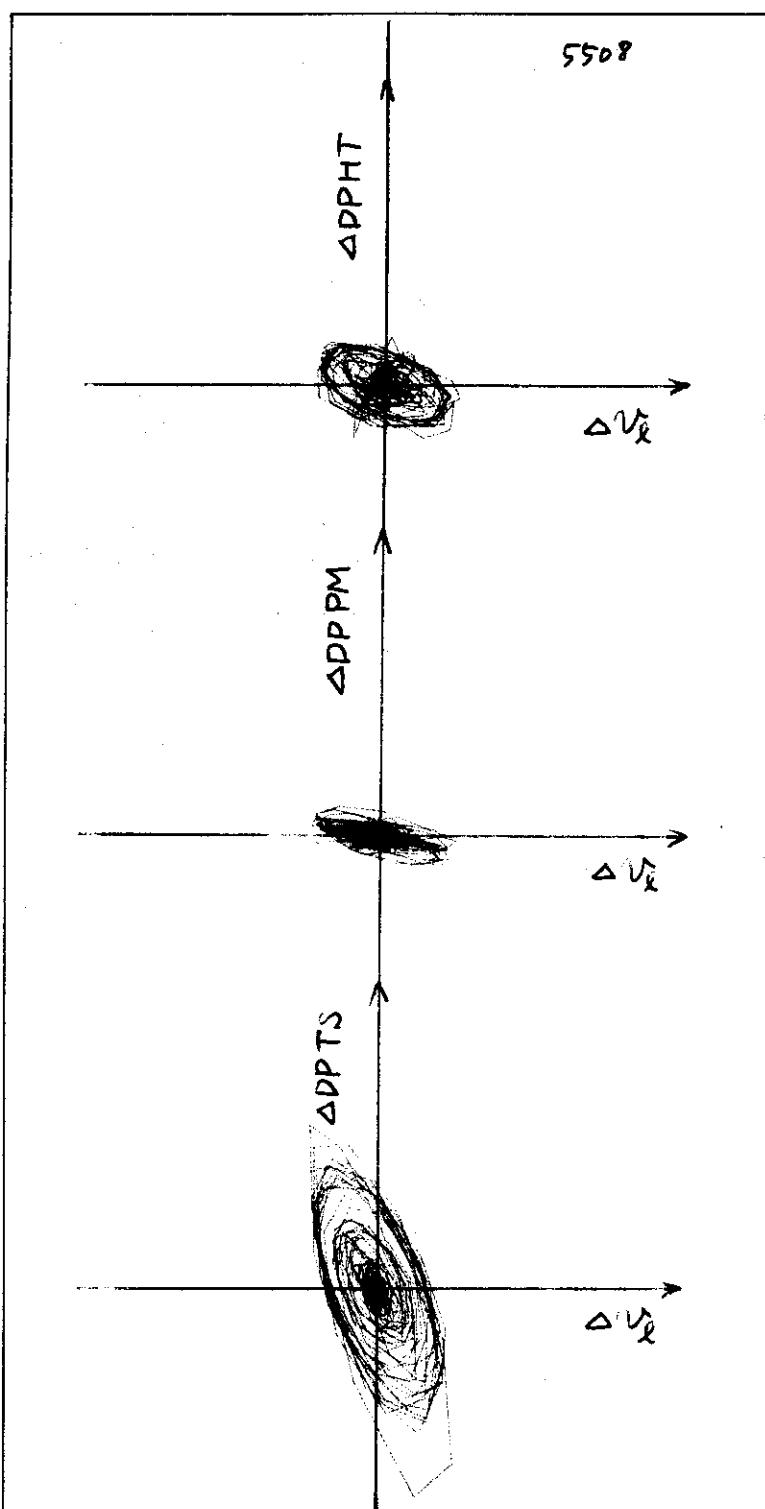
RUN NO. 5507

$\Delta v_e$ : Inlet Velocity  
Fluctuation

$\Delta P_{TS}$ ,  $\Delta P_{PM}$  and  $\Delta P_{HT}$ :  
Differential Pressure  
Fluctuation of Test  
Section, Pump Simulator  
(Orifice for Vapor Flow  
Measurement) and Liquid  
Level of Hold-up Tank  
for Entrainment Rate  
Measurement

Units: Arbitrary

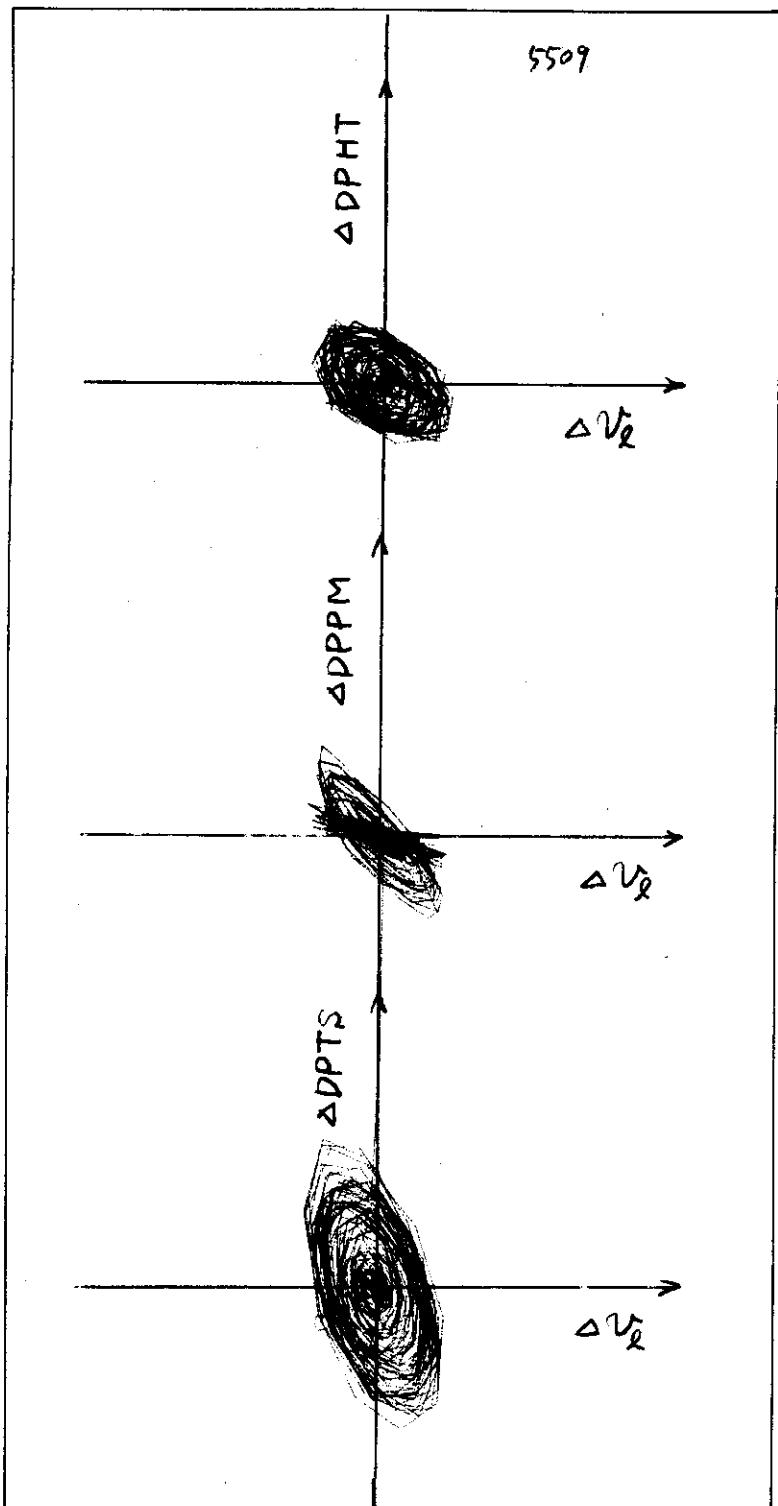
Fig. 3.39(5) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5508 $\Delta v_L$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta DPTS$ ,  $\Delta DPPM$  and  $\Delta DPHT$ : Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

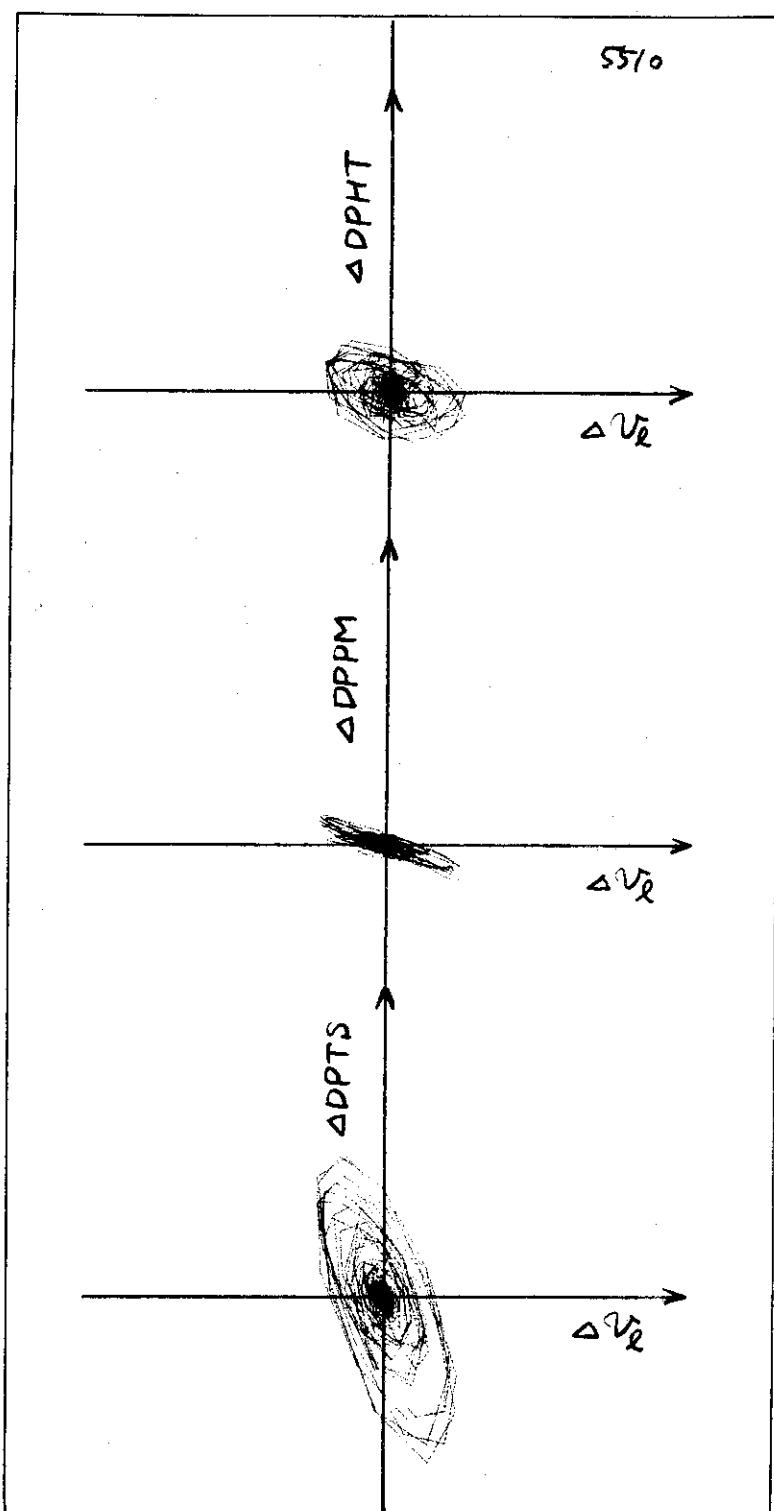
Fig. 3.39(6) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5509 $\Delta v_L$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta P_{PTS}$ ,  $\Delta P_{PPM}$  and  $\Delta P_{HT}$ : Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

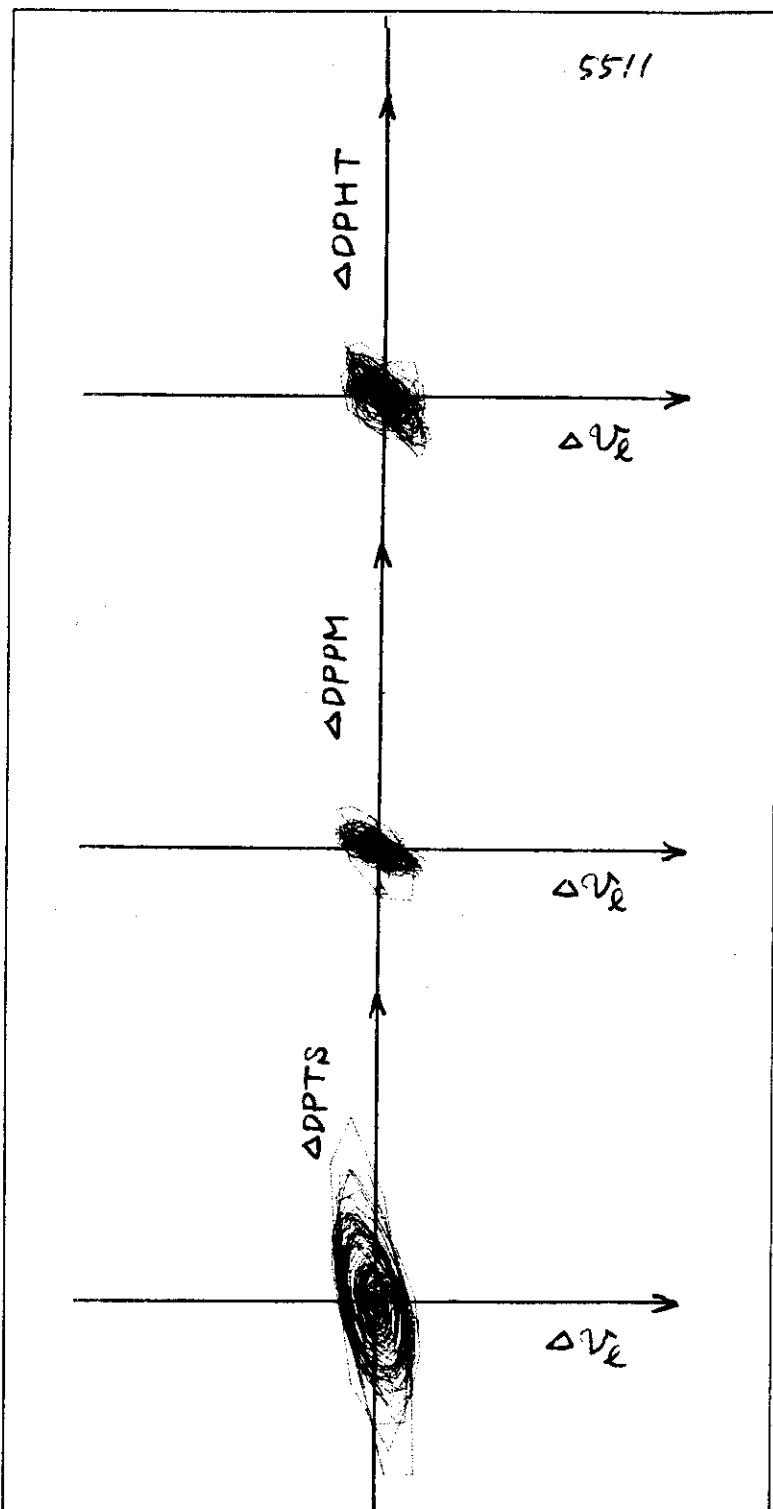
Fig. 3.39(7) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5510 $\Delta v_L$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta DPHT$ ,  $\Delta DPPM$  and  $\Delta DPTS$ : Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

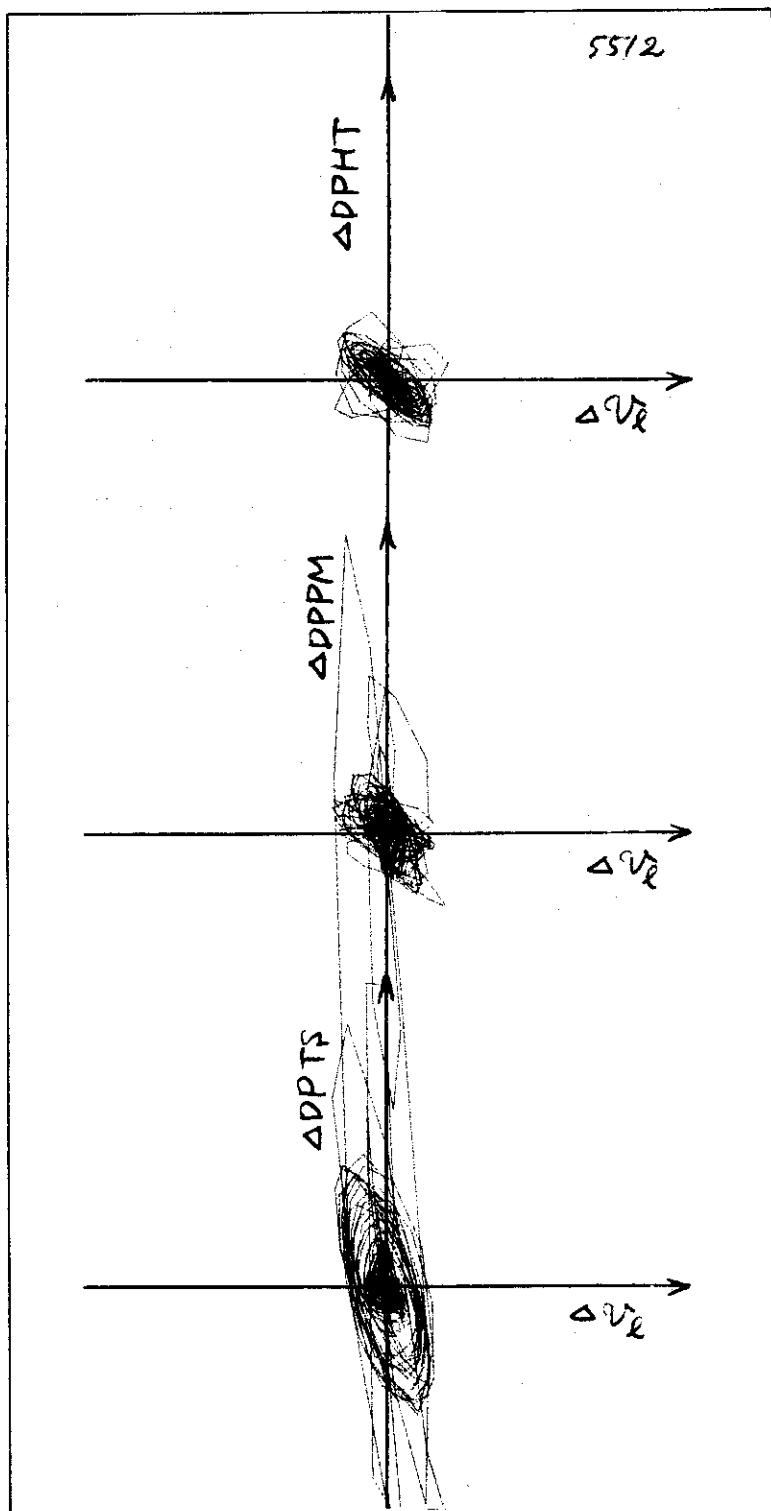
Fig. 3.39(8) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5511 $\Delta v_L$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta D_{PTS}$ ,  $\Delta D_{PPM}$  and  $\Delta D_{PHT}$ : Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

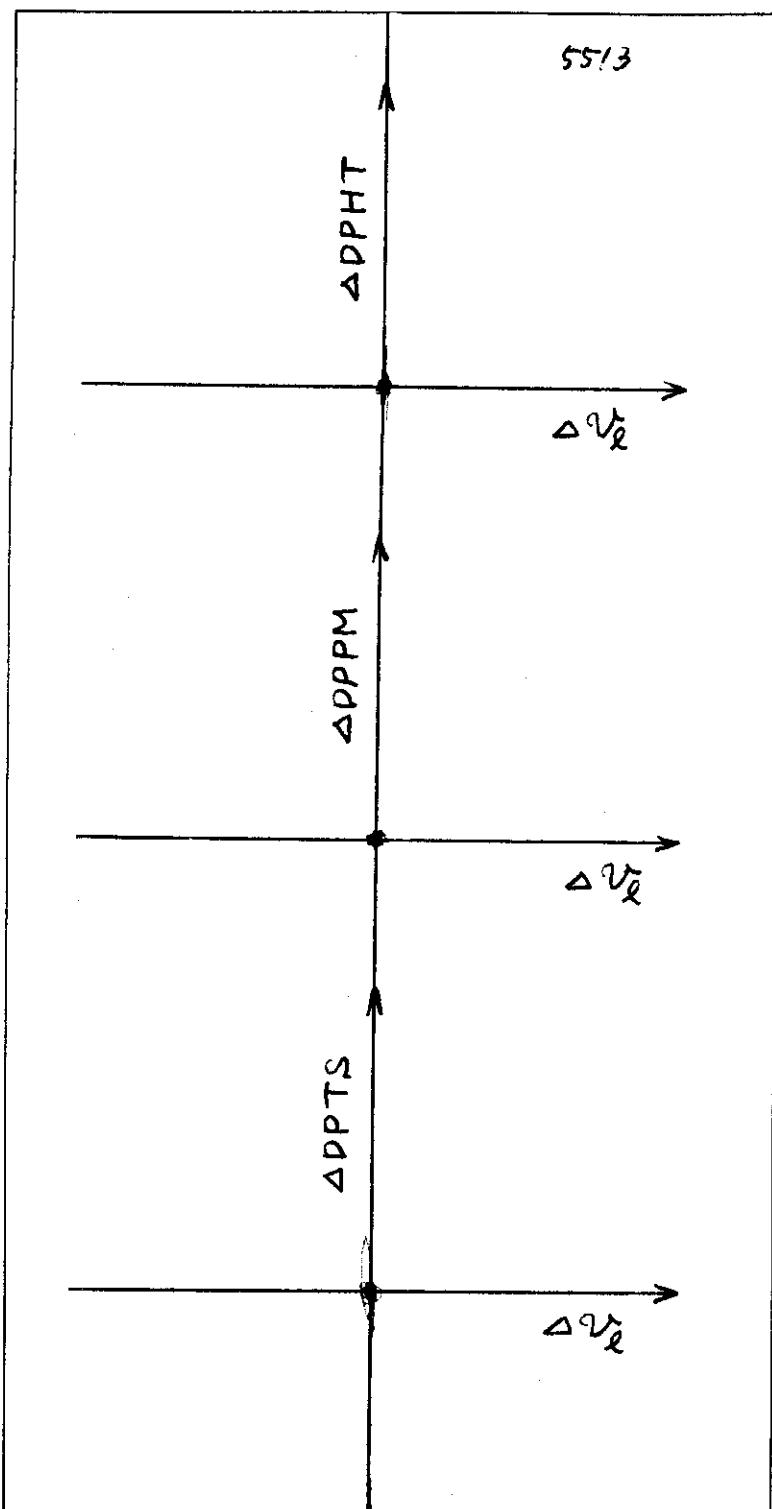
Fig. 3.39(9) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5512 $\Delta v_e$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta PTS$ ,  $\Delta PPM$  and  $\Delta PHT$ :  
 Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

Fig. 3.39(10) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

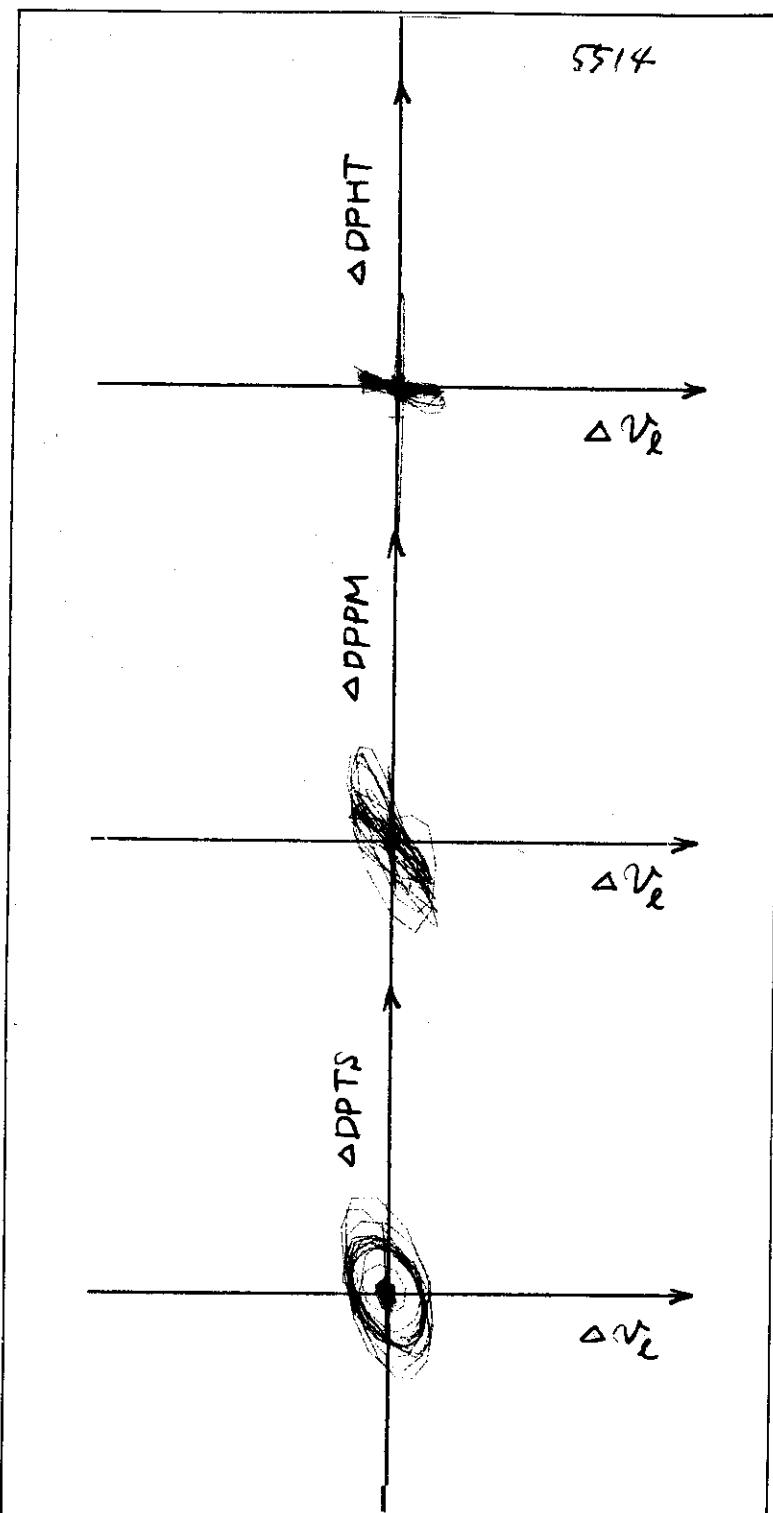
RUN NO. 5513

$\Delta v_e$ : Inlet Velocity  
Fluctuation

$\Delta PHT$ ,  $\Delta PPM$  and  $\Delta PTS$ :  
Differential Pressure  
Fluctuation of Test  
Section, Pump Simulator  
(Orifice for Vapor Flow  
Measurement) and Liquid  
Level of Hold-up Tank  
for Entrainment Rate  
Measurement

Units: Arbitrary

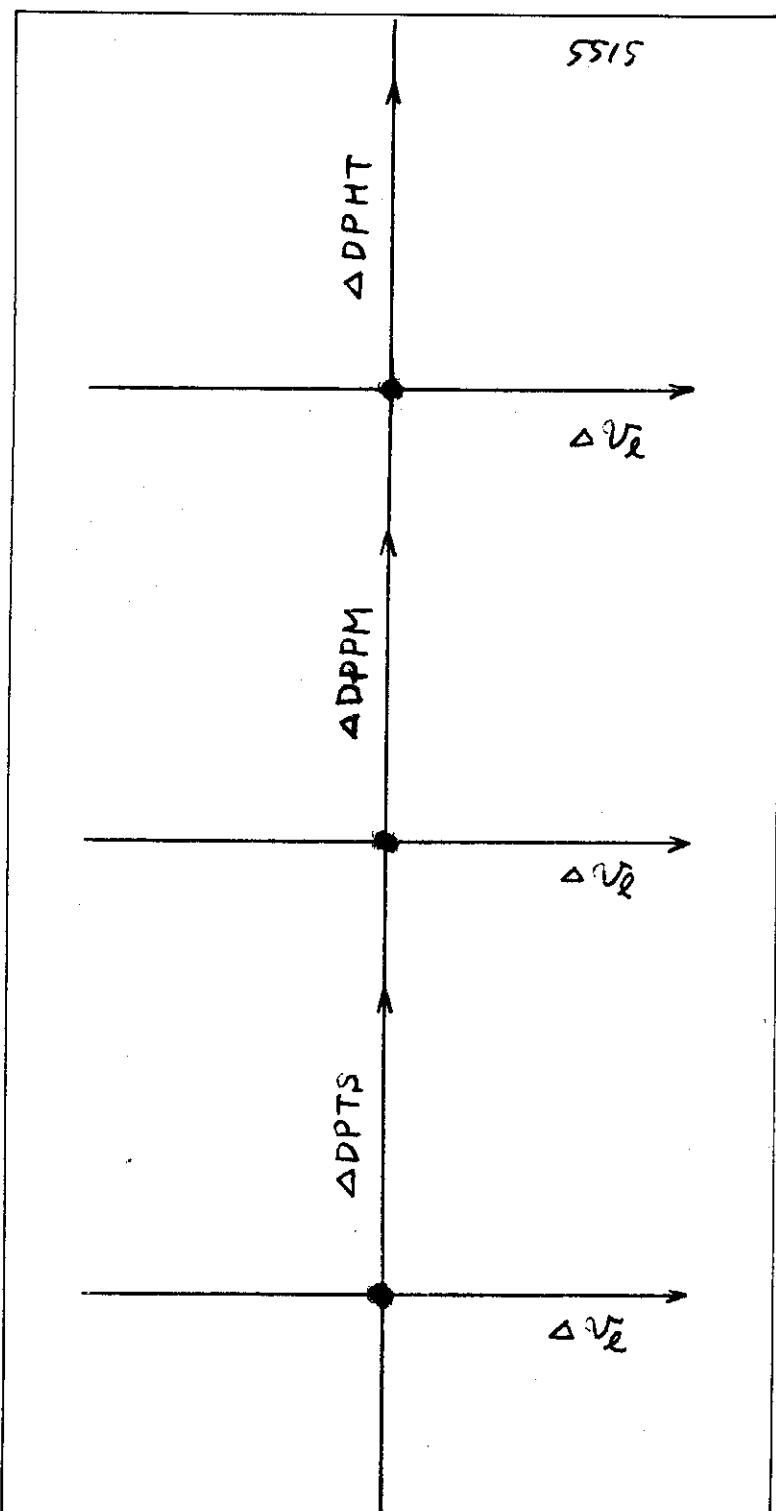
Fig. 3.39(11) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5514 $\Delta v_e$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta DPPTS$ ,  $\Delta DPPM$  and  $\Delta DPHT$ :  
 Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

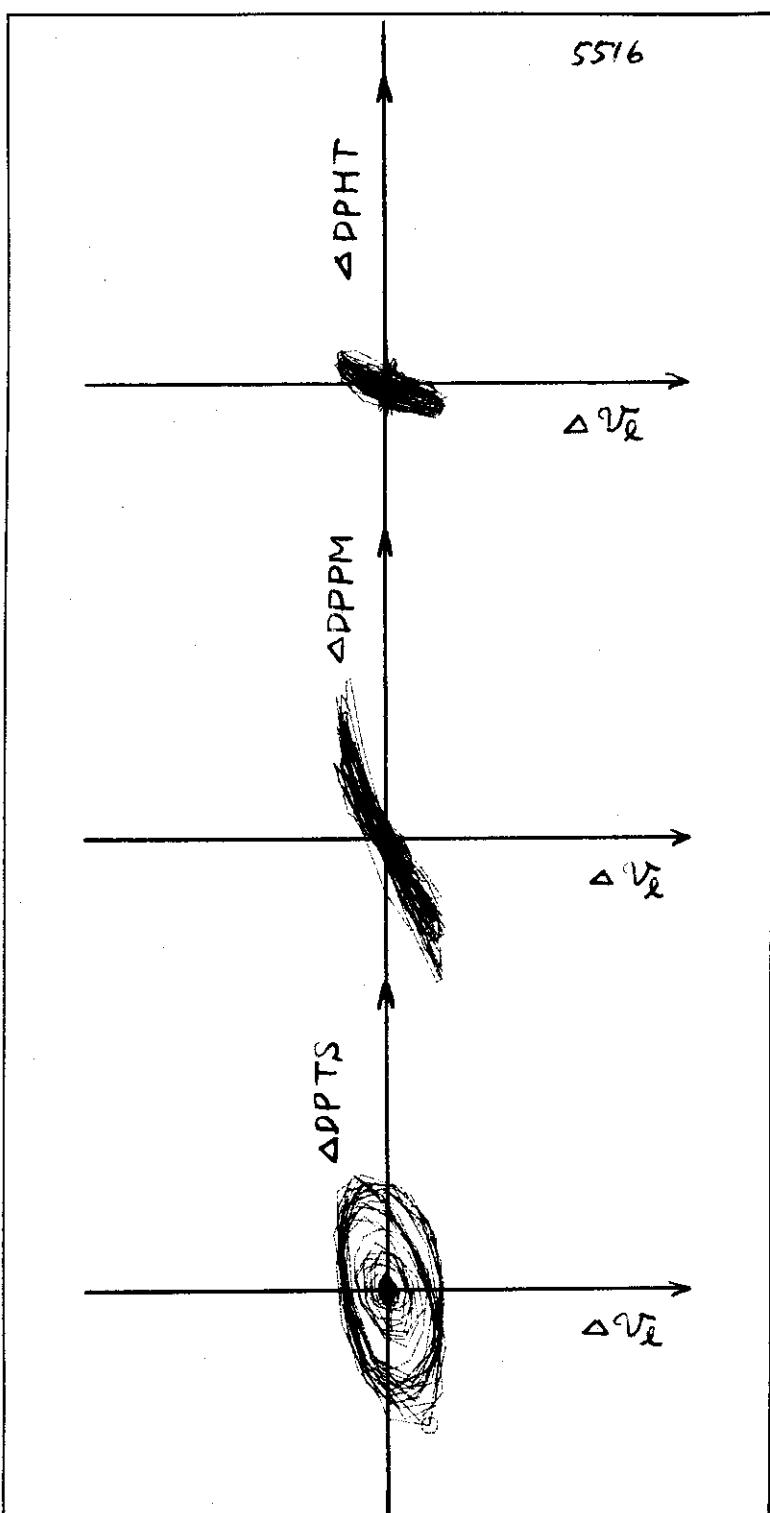
Fig. 3.39(12) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5515 $\Delta v_e$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta P_{HT}$ ,  $\Delta P_{PM}$  and  $\Delta P_{TS}$ : Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

Fig. 3.39(13) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

RUN NO. 5516 $\Delta v_L$ : Inlet Velocity Fluctuation

$\Delta DPTS$ ,  $\Delta DPMM$  and  $\Delta DPHT$ :  
 Differential Pressure Fluctuation of Test Section, Pump Simulator (Orifice for Vapor Flow Measurement) and Liquid Level of Hold-up Tank for Entrainment Rate Measurement

Units: Arbitrary

Fig. 3.39(14) Lissajous's Figures for Some Differential Pressure Fluctuations and Inlet Velocity Fluctuation

#### 4. 結論

- (1) 大気圧から4気圧(絶対圧)までの圧力下で、一次系蒸気流部に設したオリフィスの抵抗測定を行い、オリフィスの縮流係数を1.0としても、蒸気流量の算出は±10%の誤差範囲内で可能であることがわかった。
- (2) 一定流量注入実験法で、6 cm/sec で10秒間流し、ステップ状に希望する流量に減少させる方法で、低冠水速度のクエンチ特性を大気圧から4気圧(絶対圧)の圧力下で調べた。そして、低冠水時には、系圧力が高い程クエンチ時間が伸びることがわかった。  
又、シリーズ4実験のシステム効果のデータと比較し、両者が類似していることを見い出した。
- (3) 炉心部差圧計を4個に増し、炉心の差圧特性を調べた。その結果、同じクオリティーに対するボイド率は、Martinelli - Nelson の相関式等既存のものによるより小であることがわかった。  
又、1.8 ~ 2.8 mの中央部の差圧から求めたボイド率と定常熱計算により求めたクオリティーから作図した関係を全ての位置に適用した計算結果は、実測値と良い一致を示した。
- (4) 炉心に設置した4個の差圧計のデータより、炉心差圧タップ間の差圧を求め、差圧が変化し始める時刻、定常になる時刻とクエンチ時刻とを比較し、クエンチ点の近傍にその下流より液体の密度が不連続的に高い領域が存在することを示した。微小液滴が存在する液滴分散流領域では、ほとんど密度がないので、液体が滞留している領域と思われる。
- (5) ダウンカマーテスト部間の流量計を配管と同じ径のドラッグディスク型流量計に取換え、比較的ダンピングの少ない体系で振動特性を調べた。  
そして、大気圧では、チャンネル外管温度が200°C以上で、4気圧(絶対圧)では、供給電圧が22 Vで振動が生じた。  
U字管型振動の非線型運動方程式を解き、非加熱時の振動特性データより入口流動抵抗係数を定めた。  
ダウンカマ部とテスト部の仮想液柱の和と振動の周期とのデータをプロットすることにより、単純なU字管振動の公式が成立する期間と、仮想液柱の和は、ほど一定であるが周期が長くなる実験の末期の期間があることがわかった。
- (6) テスト部入口流速とテスト部差圧、ポンプ抵抗(実験はループ部オリフィス抵抗)の振動解析を行い、蒸気発生量の変動が振動を発生させる主たる加振源であることを見い出した。  
線型振動と考え、振動が持続できる条件を求めた。4気圧の場合、必要な炉心出力の計算値は、実験条件と同じオーダであったが、大気圧では、10倍程度の違いがあった。大気圧では炉心の動的な流動抵抗が大であるが、炉心入口の流速変動に対する蒸気発生量の変動が小であるかといろいろ理由も考えられるが、実験的に今後調べて行くべき課題である。

## 謝　　辞

本実験を遂行するに当り、安全工学試験研究センタ村主進センタ長、安全工学部能沢正雄部長山崎弥三郎主任研究員から適切な助言、御指導を受けた。こゝに深謝の意を表する。

又、ドラッグディスク型流量計の製作については、技術部工作課後藤新平氏に負うところが大であり、感謝の意を表する。

## 参考文献

- (1) Sudoh, T., Murao, Y., Iguchi, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K.; Data Report on series 4 Reflood Experiment, JAERI - M 7169 (1977)
- (2) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K.; Report on Series 2B Reflood Experiment, JAERI - M 6788 (1976)
- (3) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K.; Report on Series 4 Reflood Experiment, JAERI - M 6982 (1977)
- (4) Martinelli, R. C., Nelson, D. B.; "Prediction of Pressure Drop during Forced-Circulation Boiling of Water," Trans. ASME, 70, 695 (1948)
- (5) Wilson, J. F.; et al; "The Velocity of Rising Steam in a Bubbling Two-Phase Mixture", Amer. Nucl. Soc. Trans., 5 [1], 151 (1962)
- (6) Behringer, D.; VDI-Forshungheft 365 B 4 (1934)
- (7) Waring, J. P., et al; "PWR FLECHT-SET PHASE B1 EVALVATION REPORT", WCAP - 8583, August, 1975
- (8) 日本機械学会; "機械工学便覧"
- (9) Rosal, E. R., et al.; "FLECHT LOW FLOODING RATE COSINE TEST SERIES DATA REPORT", WCAP - 8651, December, 1975