JAERI-M
6981

再冠水シリーズ3実験報告

1977年3月

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

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，複製などのお問合わせは，日本原子力研究所技術情報部（茨城県那珂郡東海村）あて，お申しこしください．

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

JAERI－M 6981

再冠水シリーズ3実験報告

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

村尾良夫・井口　正・須藤高史・数土幸夫
杉本　純・新妻　泰・深谷好夫・平野見明

（1977年2月1日受理）

この実験報告書は，1975年12月から1976年1月にかけて行われたシリーズ3実験の結果をまとめたものである。

シリーズ3実験の目的は，1）熱電対取付法の改良による温度応答，熱電対の耐久性のチエックのための予備実験，2）流路外管温度，一次系ループ抵抗をパラメータとした一定水頭注水システム効果実験である。

実験の結果次のことが明らかとなった。1）熱電対取付法の改良は，多少の問題はあるが有効であり，耐久性も向上し，最高1,000℃で使用できる。2）流路外管温度は，再冠水現象に大きな影響を与え，特に振動現象の支配因子である。3）一次系ループ抵抗は，炉心注水速度を決定し，結果的に再冠水現象に影響を与える。

JAERI-M 6981

Report on Series 3 Reflood Experiment

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

Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI
(Received February 1,1977)

Series 3 reflood experiment was carried out from December 1975 to January 1976.

The purpose was to confirm temperature response and durability of the improved thermocouple installation and to examine system effect with parameters,flow housing temperature and primary loop flow resistance.

The results are :

1) The improved thermocouples installation still has some problems, but is generally satisfactory up to 1000°C.

2) The flow housing temperature has large influence on the reflood phenomena, especially oscillation.

3) The primary loop resistance determines the flooding rate, and so influences the reflood phenomena.

目　　次

第1章　序　論 …… 1

第2章　実験装置および実験方法 …… 3
2－1　実験装置の概要 …… 3
2－2　装置の主な改造点 …… 8
2－3　一次系ループ部流動抵抗 …… 13
2－4　実験方法 …… 19
2－5　実験条件 …… 22
2－6　測定項目および測定箇所 …… 22
2－7　データ処理方法 …… 22

第3章　実験結果とその検討 …… 28
3－1　熱電対取付法改良の効果に関する予備実験 …… 28
3－2　システム効果実験における流路外管温度の影響 …… 34
3－3　システム効果実験における一次系ループ部流動抵抗の影響 …… 40
3－4　システム効果実験における振動現象 …… 52

第4章　結　論 …… 65

謝　辞 …… 65
引用文献 …… 66
付　録　シリーズ3実験データ編集テープの記録内容 …… 67

第1章 序 論

現在まで，シリーズ1，2A，2Bと実験を行い，再冠水現象についての定性的把握がなされ，実験装置も種々の改良がなされ，定量的把握についても徐々に精度を上げて来た。しかし，上述のシリーズの実験においては，発熱体最高温度は600℃であり，又，発熱体のクエンチ時刻については，高さ位置とクエンチ時刻との関係が，米国ウエスティングハウス社のFLECHT実験に見られる比較的単調な関係と異っていた。すなわち，テスト部流路内で液滴が形成されたと考えられる時刻に多くの下流側の点でほとんど同時にクエンチが生じ，あたかも生じた液滴が，発熱体表面の熱電対に直接作用してクエンチを生じさせているかのような現象を呈していた。

上に述べた事柄を考慮して，シリーズ1，2A，2B実験で用いられていたスポット溶接による熱電対の取付法を変更して，被覆管に熱電対の先端部を半分埋込んだ状態で溶接する取付法を採用して実験を行うことゝした。

熱電対の取付法の改良にともない，発熱体表面温度の最高許容温度として800℃を目標値とすることにした。

このような実験技術の向上を背景としてシリーズ3実験では，蒸気の流動抵抗が再冠水システム効果に及ぼす影響ならびに熱電対取付法を改良した発熱体の特性を調らべることに重点を置いた。

実験項目は次のとおりである。

1）予備実験1－熱電対取付法の改良がクエンチ特性，伝熱流動特性に与える影響

2）システム効果実験－蒸気流動抵抗が再冠水現象に与える影響

- o 流路外管温度の準定常伝熱流動特性に与える影響
- o 一次系ループ部流動抵抗の準定常伝熱流動特性に与える影響
- o 各種パラメータが振動特性に与える影響

3）予備実験2－発熱体の使用限界温度の確認

1），3）の予備実験は，模擬炉心への冷却材注入速度を一定として行ったので，便宜上，シリーズ3A実験と呼び，2）のシステム効果実験をシリーズ3B実験と呼ぶことにする。

実験条件は，Table 1.1のとおりである。

Table 1.1 実験条件の概略

	予備実験 1	システム効果実験	予備実験 2
系圧力	大気圧	大気圧	大気圧
冷却材注入流量（cm／sec）	8 ∿ 12	——	5 ∿ 10
冷却材注入温度（℃）	50 ∿ 80	50 ∿ 80	80
発熱体ピーク出力(kW／m)	1.4 ∿ 2.2	0.4 ∿ 1.7	1.0 ∿ 3.1
発熱体初期温度（℃）	350	300 ∿ 550	400 ∿ 500
発熱体最高許容温度（℃）	600	600 ∿ 800	1000
流路外管初期温度（℃）	300	120 ∿ 380	300
蒸気系流動抵抗	——	orifice 8∿12mmφ +steam generator simulator	——

第２章　実験装置および実験方法

2.1　実験装置の概要

再冠水試験装置のフローシートをFig. 2.1に示す。

2.1.1　テスト部

テスト部の概略をFig 2.2に示す。テスト部は４×４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になっている。正方格子の四隅にある中実の棒は非発熱棒で内側の流路外管に固定されている。

12本の発熱体はステンレス製の中空円筒であり，発熱方式は直流による直接通電加熱方式である。また軸方向には同Fig 2.2に示す階段状コサイン分布となるように肉厚の変化が施されている。

発熱体表面温度測定用に，外径0.5ｍｍアルメル・クロメルシース型熱電対が発熱体表面に取付けられている。

発熱体は600ｍｍ間隔で取付けられたスペーサ・グリッドにより正方格子形に配列されている。スペーサ・グリッドは電気絶縁用石英ブロックにより外側の流路外管に固定されている。Fig2.3にスペーサ・グリッド部の写真を示す。

なお流路外管は８分割され，各々はフランジにより接続されている。各々の流路外管は加熱用ヒータが取付けられ，またフランジ部も加熱用ヒータが取付けられ，任意の温度に設定することが可能である。

テスト部の上下には上部プレナムと下部プレナムとが付随している。

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

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

テスト部の電気絶縁には，各々の場所に適合した絶縁材が選ばれている。すなわち上部の電極には，気密性と耐熱性の優れたモンタニットが，スペーサ・グリット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。

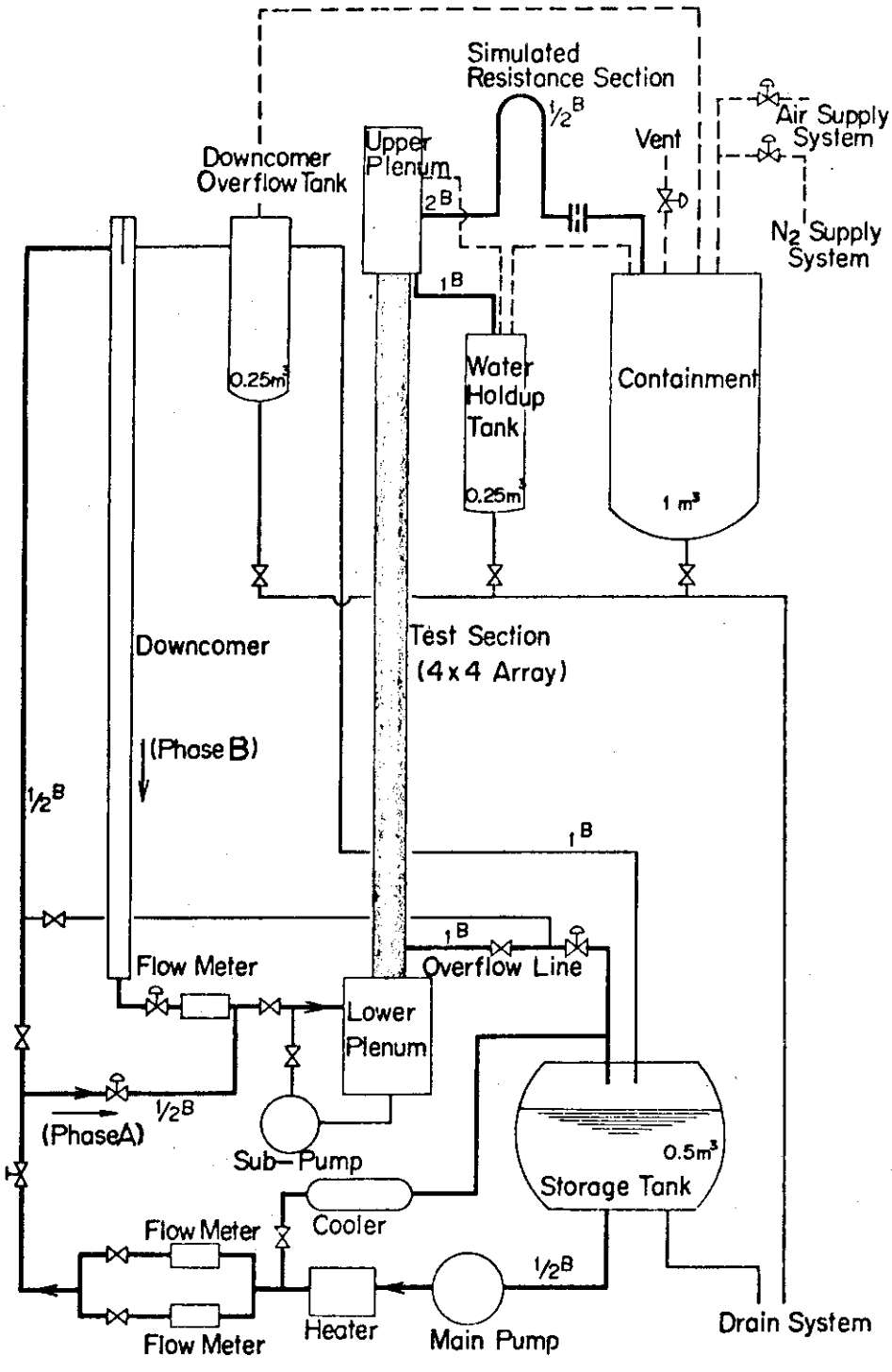


Fig. 2.1 Reflooding Test Rig Flow Sheet

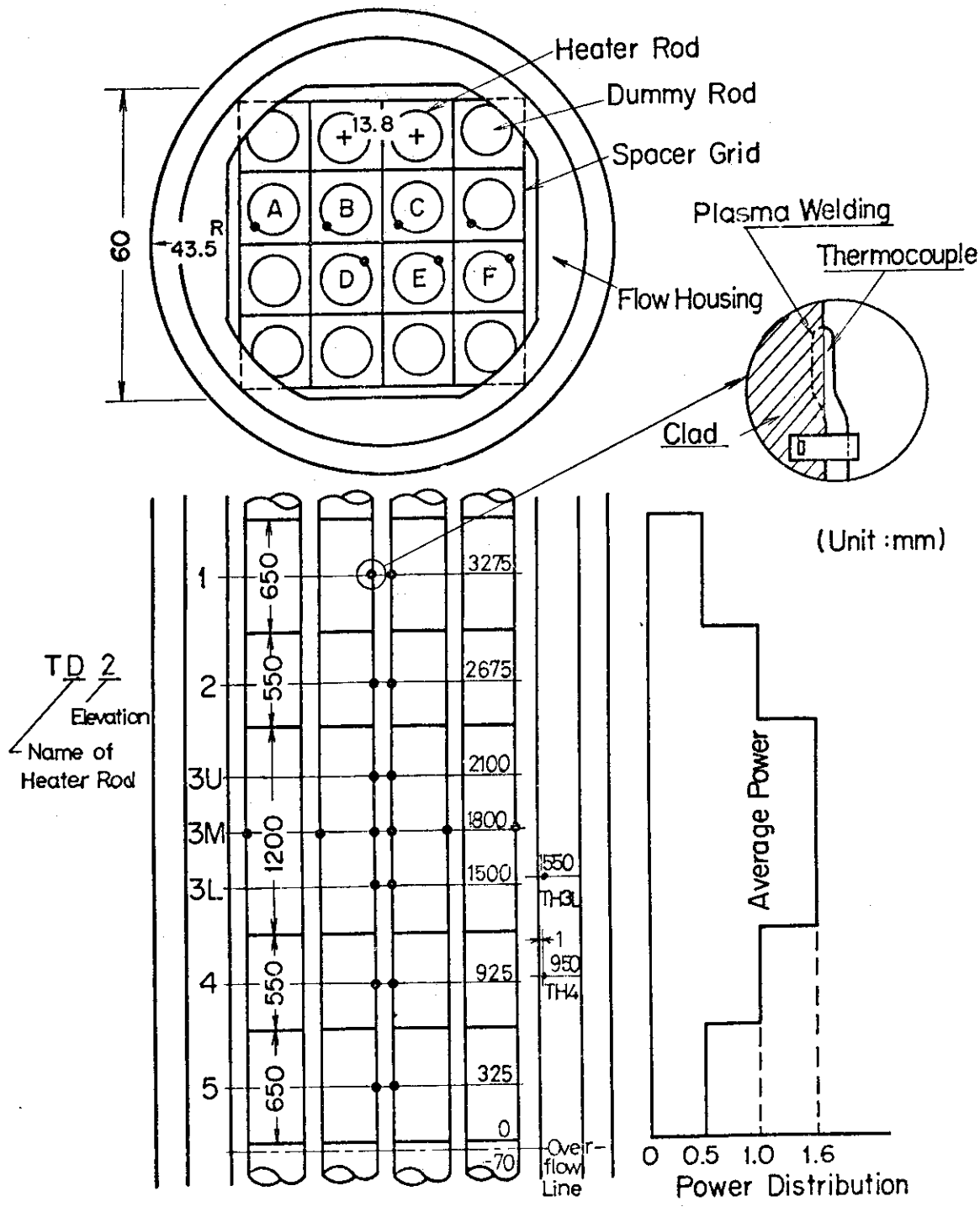


Fig. 2.2 Crosssection of Test Channel and Location of Thermocouples

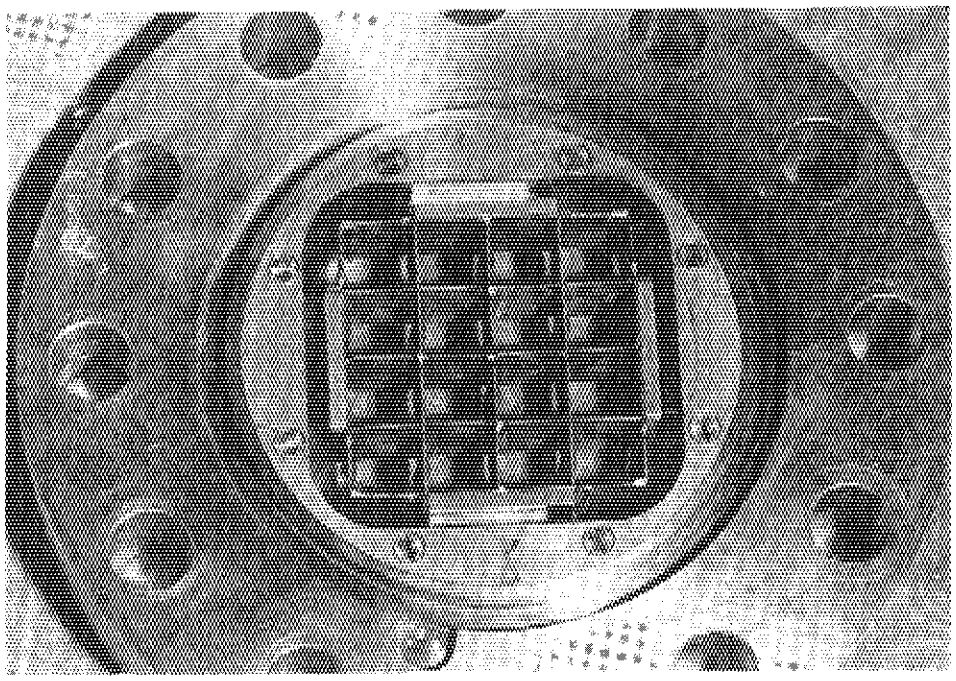


Fig. 2.3 Test Section Spacer Grid

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

再冠水試験装置における各構成機器の機能は次の通りである。

(1) テスト部；実炉の炉心を模擬する。

(2) 模擬抵抗部；上部プレナムから破断口までの流動抵抗を模擬し，蒸気発生器模擬部とポンプ模擬部とからなる。

(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。

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

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/t kW
Material	AISI Type 304
Test section	
Max. pressure/temperature	5 atg./800°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
Flow housing geometry	6cm×6cm square AISI Type 304
Spacer grid	4×4 square lattice of 13.8mm pitch Hastelloy metal egg crate

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，オーバーフローした水は，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，それぞれの目的を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，各タンクは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**2.3**で述べる。

2.2 装置の主な改造点

前シリーズまで使用された再冠水試験装置[1]に対し，シリーズ3では，以下の項目が改造されている。

テスト部

従来用いられたテスト部の流路外管は正方形断面であった。大気圧以上での実験も行えるようこれをFig 2.4のような円形断面の流路外管とし，第1種圧力容器規格に適合するようにした。耐圧構造上，流路外管は最小肉厚値が制限され，角に丸味をつける必要がある。4×4本バンドルの角の4本を発熱棒とすると，外管と接触してしまう。したがって今回のシリーズ3では，この隅の4本を中実の非発熱棒とし，発熱体総数を16本から12本に減少させた。

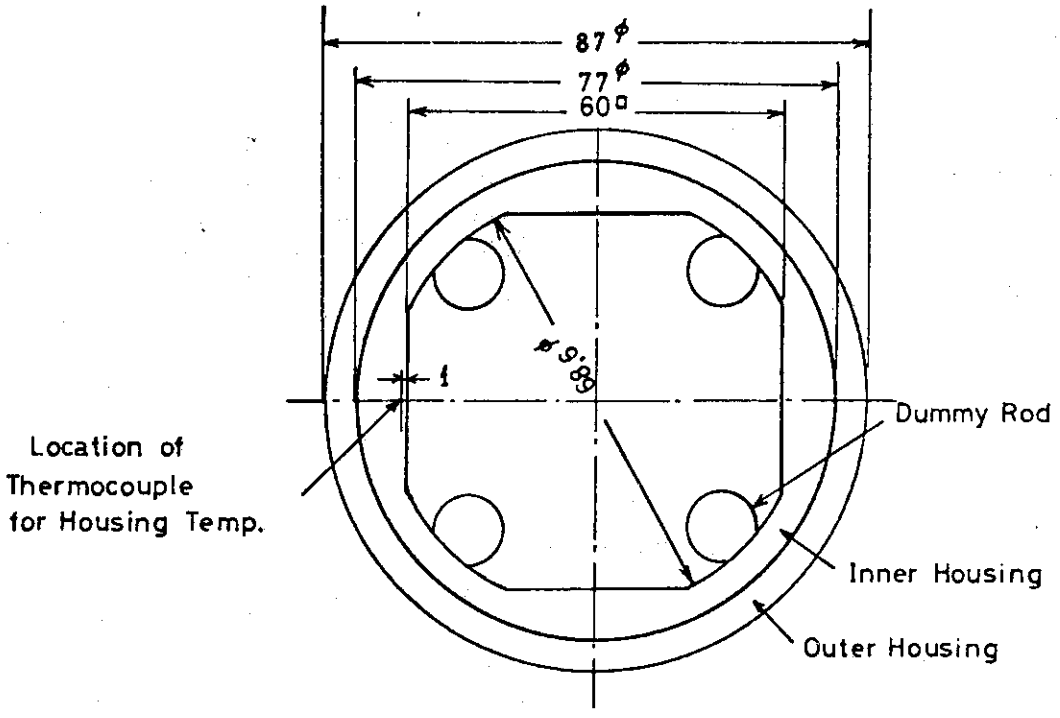


Fig. 2.4 Cross Section of Flow Housing

熱電対取付法

発熱体はほとんど変更されていないが，従来発熱体表面にスポット溶接で直接取付けられていた表面温度測定用熱電対は，Fig 2.5に示すように，発熱体表面に掘られた溝に，熱電対シース径0.5mmの約半分0.25mm埋められ，さらに先端部はプラズマ溶接により取付けられた。

上部電極部

Fig 2.6(a)，(b)に上部電極部を示す。

上部電極には，従来流路として8φの穴が25個あけられていて，流路面積はテスト部内での流路面積の約半分であった。さらに，上部電極支持板もあって，その部分での拡大縮少も含めた流動抵抗は，$6 \times u^2_{core}$ ／2g 程度と無視できない値となっていた。上部電極に，流路用の穴を25個追加し，上部電極支持板を取り除き，流動抵抗を減少させた。

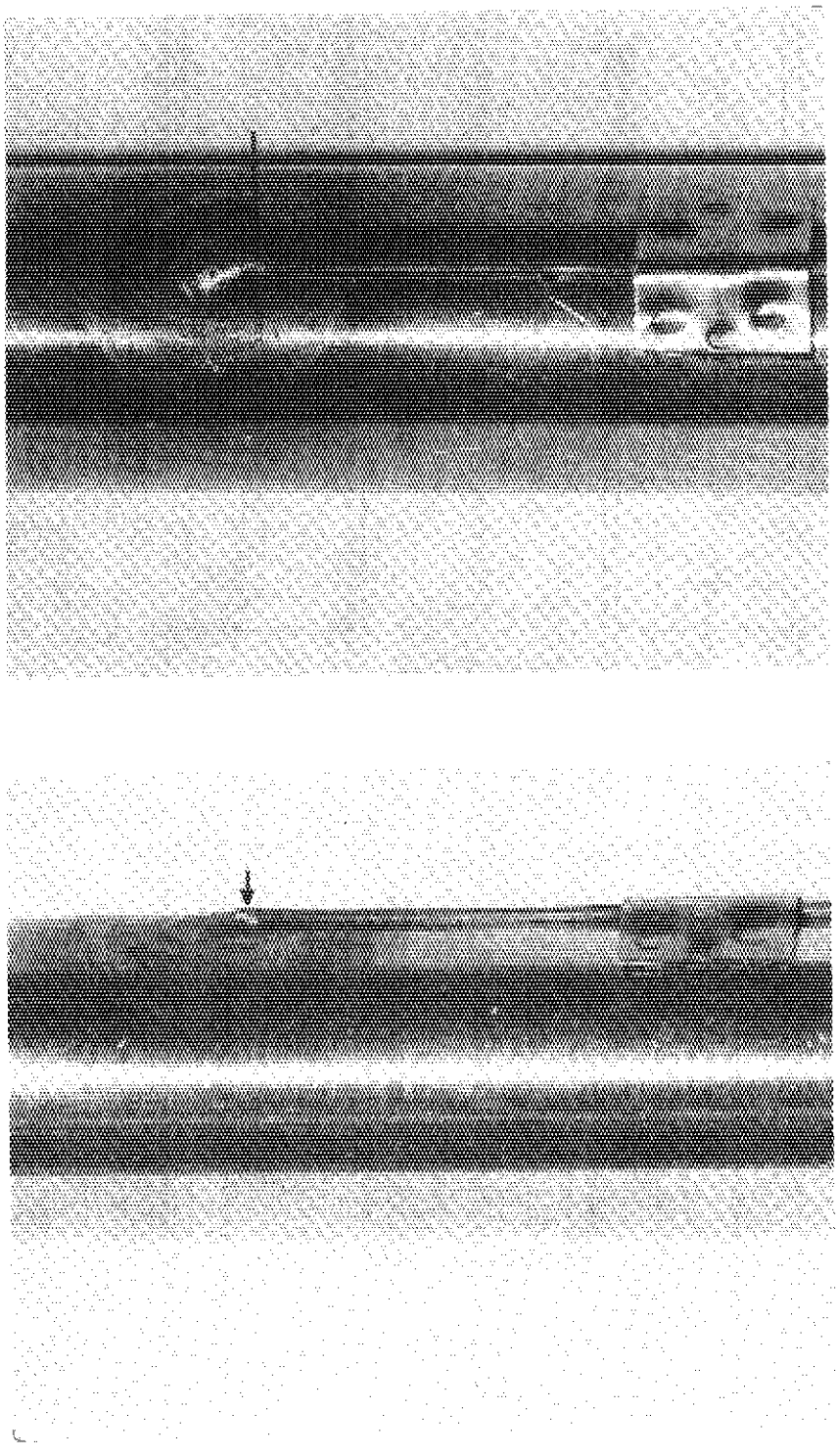


Fig. 2.5 Heater Rod Thermocouple
(↓ indicates end of thermocouple)

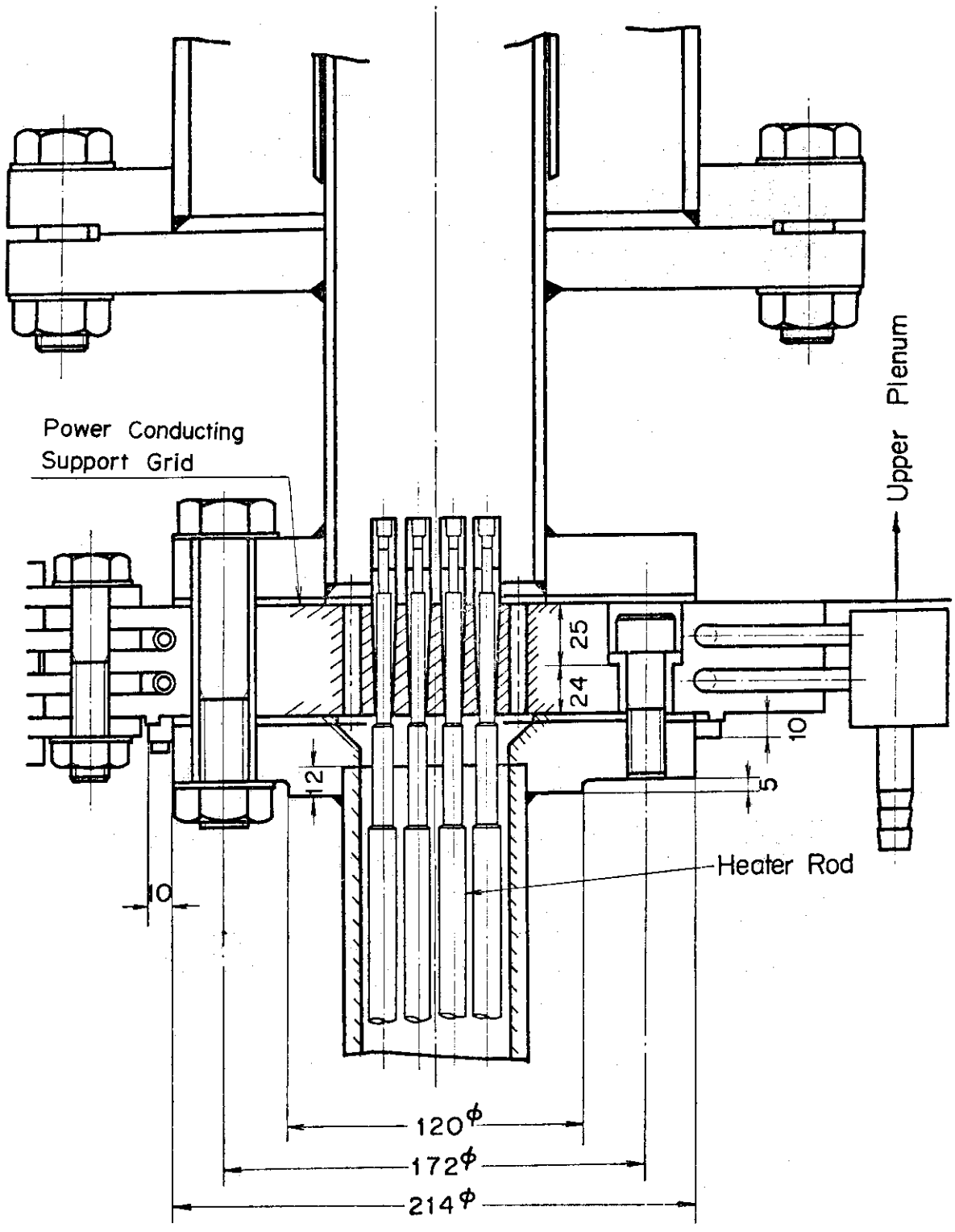


Fig. 2.6(a) Power Conducting Support Grid

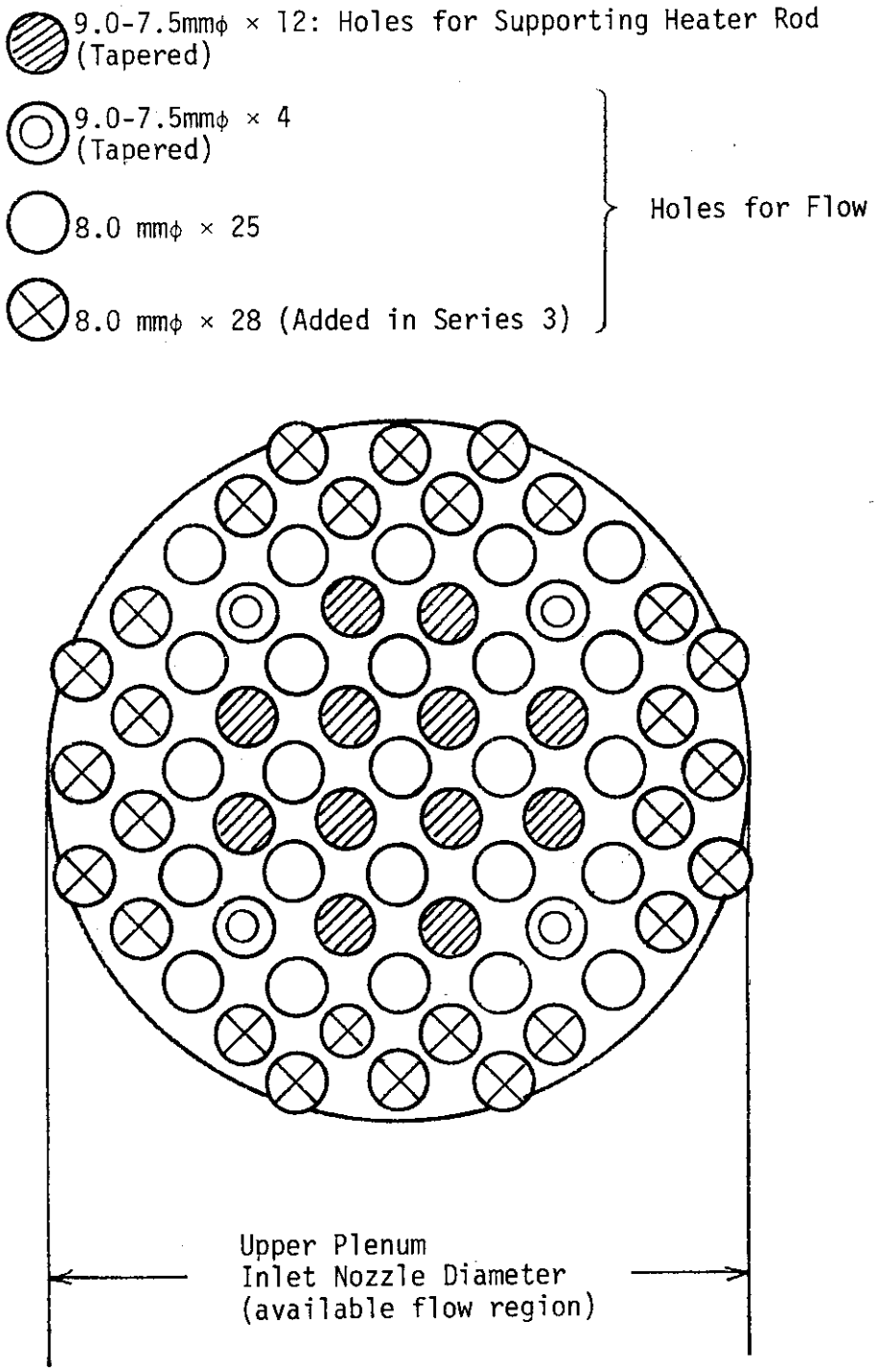


Fig. 2.6(b) Flow Area of Power Conducting Support Grid

一次系ループ部

一次系ループ部にオリフィスを挿入し，その径を変更することにより，一次系ループ部流動抵抗を変化させるようにした。

計測系

蒸気発生器，オリフィス等の一次系ループ部の圧力損失を測定するための差圧検出器を取付けた。

2.3 一次系ループ部流動抵抗

シリーズ3B実験では，一次系ループ部流動抵抗を3種類に変化させ，その影響を調べている。本節では各々の場合の抵抗係数を評価し，さらにそれらを実際の原子炉の場合と比較・検討してみる。

Fig. 2.7に，上部プレナムから，定圧タンクへ至る一次系ループ部の径路を示す。

またTable 2.2に一次系ループ各部の流動抵抗係数の計算値を示す。

シリーズ3実験では，使用するオリフィスの口径を12mm，10mm，8mmと変えることによって，一次系ループ部の流動抵抗を変えた。

一次系ループ部流動抵抗の定義

区間iにおける圧損ΔP_iと，その地点における流速u_iとの関係は次式で表現できる。

$$\Delta P_i = k_i \frac{\gamma_i u_i^2}{2g} \qquad (2\cdot1)$$

こゝで，γ_iは区間iにおける蒸気の密度であり，k_iは流動抵抗係数である。模擬炉心から

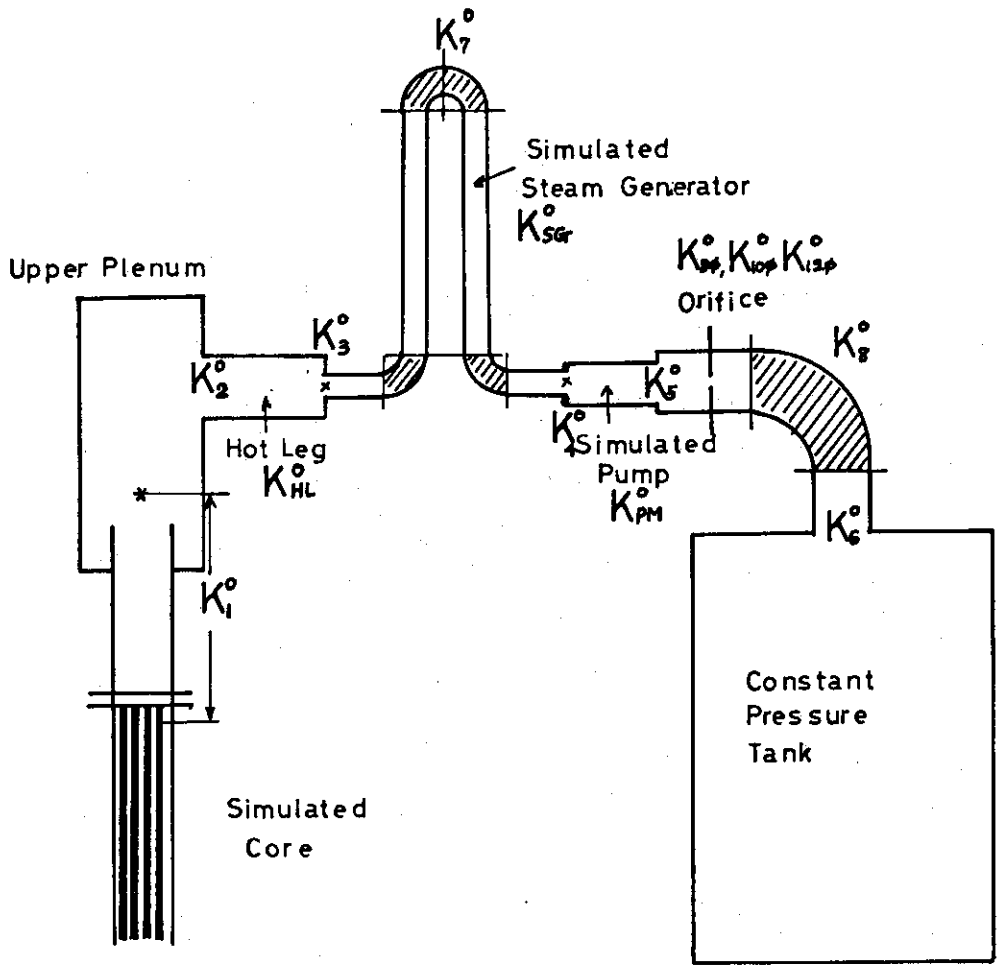


Fig. 2.7 Flow Resistance Section

Table 2.2 Flow Resistance Coefficient

Item	Reason	Value of $K_i°$	
$K_1°$	contraction expansion friction	1.6	($K_1°$=6.4, Series 2)
$K_2°$	contraction	0.44	109.6
$K_3°$	"	42	
$K_4°$	expansion	65	
$K_5°$	"	1.3	
$K_6°$	"	0.9	
$K_7°$	bend	59.2	=14.8/90° × 90° × 4
$K_8°$	"	0.4	=0.13/90° × 90° × 3
$K°_{HL}$	friction	1.2(1)	(= $62\lambda^*_{HL}$)
$K°_{SG}$	"	345(2)	when λ=0.02 (= $17240\lambda^*_{SG}$)
$K°_{PM}$	"	0.8(3)	(= $40\lambda^*_{PM}$)
$K°_{8\phi}$	orifice	1810	when ΔP_L=0.3kg/cm^2
$K°_{10\phi}$	"	980	
$K°_{12\phi}$	"	300	

(Note)

• (1)∿(3) Calculated under following dimensions

	Diameter (mm)	Cross Section (cm^2)	Length (cm)
Hot leg	54.9	23.67	388
Simulated Steam-Generator	16.7	2.19	283
Simulated Pump	36.9	10.69	34

* λ means friction coefficient

区間i に至る間に流体の質量の増減がなければ，次式が成立する。

$$A_c \dot{G}_c = A_c \gamma_c U_c = A_i \gamma_i U_i \qquad (2・2)$$

こゝで

A_c ： 模擬炉心流路面積
A_i ： 区間i 流路面積
γ_c ： 模擬炉心蒸気密度
γ_i ： 区間i 蒸気密度
U_c ： 模擬炉心蒸気流速
U_i ： 区間i 蒸気流速
$\dot{G}_c$ ： 模擬炉心 mass velocity

上式を考慮すれば

$$\Delta P_i = k_i \left(\frac{\gamma_i U_i^2}{2g} \right) = \left[k_i \left(\frac{A_c}{A_i} \right)^2 \left(\frac{\gamma_c}{\gamma_i} \right) \right] \left(\frac{\dot{G}_c^2}{2g \gamma_c} \right)$$

$$= K_i \left(\frac{\dot{G}_c^2}{2g \gamma_c} \right) \qquad (2・3)$$

こゝで，K_i は模擬炉心を基準とした時の区間i の流動抵抗で，次式で表現される。

$$K_i = k_i \left(\frac{A_c}{A_i} \right)^2 \left(\frac{\gamma_c}{\gamma_i} \right) \qquad (2・4)$$

右辺で $(A_c / A_i)^2$ は形状による補正，(γ_c / γ_i) は区間i の静圧による補正である。

一次系ループ部（上部プレナムから定圧タンクに至る区間）における圧損 ΔP_L は，各部i の圧損の総和である。

$$\Delta P_L = \Sigma \Delta P_i = \left(\Sigma K_i \right) \left(\frac{\dot{G}_c^2}{2g \gamma_c} \right)$$

$$= K_L \left(\frac{\dot{G}_c^2}{2g \gamma_c} \right) \qquad (2・5)$$

こゝで，K_L は模擬炉心を基準とした時のループ部の流動抵抗係数であり，この値が大きい程ループ部における圧損が大きいことになる。

一次系ループ部流動抵抗係数の値

実験に使用されたループ部の流動抵抗係数は実際にどの程度の値であるかは次のような過程で定められた。

Fig. 2.8に，本実験のループ部の概略の状況と，圧力計ないし差圧計の取付け位置を示す。本図でオリフィスに生ずる差圧 ΔP_{pM} は，オリフィスにおいて等エントロピー変化が起きると仮定すれば炉心におけるmass velocity $\dot{G}_C$ と理論的に関係づけられる。

すなわち

$$\Delta P_{PM}\ (kg/cm^2) = 6.8 \times 10^{-3}\ \dot{G}_C^2\ (kg/m^2 s)$$

よって

$$\dot{G}_C = 12.13\sqrt{\Delta P_{PM}}$$

このようにして求めた $\dot{G}_C$ と ΔP_L との関係をFig. 2.9に示す。本図はオリフィス口径が10 mmの時の結果である。Fig. 2.9および（2.5）式からループ部流動抵抗係数 K_L が求められる。Fig. 2.9に得られた K_L を示す。K_L は G_C によって若干変化する。$\Delta P_L = 0 \sim 0.5 kg/cm^2$ の時，$K_L = 1280 \sim 1700$（オリフィス口径10 mmの時）であり，$\Delta P_L = 0.3 kg/cm^2$ では $K_L = 1460$ である。

Fig. 2.10は，ΔP_{SG} （すなわち $\Delta P_L - \Delta P_{PM}$ ）と ΔP_L がほゞ一定の比率であることを示す。すなわち，

オリフィス口径8 mmの時	$\Delta P_{SG} / \Delta P_L$	$= 0.20\ (\pm 0.01)$
〃 10 〃	〃	$= 0.33\ (\pm 0.035)$
〃 12 〃	〃	$= 0.62\ (\pm 0.02)$

この特徴を利用して，オリフィス口径8 mm，12 mmの時の K_L を求めれば，次のようになる。

オリフィス口径 8 mmの時 $K_L = 2360$

オリフィス口径 12 mmの時 $K_L = 791$

たゞし，$\Delta P_L = 0.3 kg/cm^2$ の時の値である。

Table 2.3に流動抵抗係数 K_L を示す。同表に，参考のため，実炉の場合の想定流動抵抗係数を示す。実炉は4ループであるとし，再冠水過程で上部プレナムから破断孔を経て格納容器へ蒸気が放出される時，放出蒸気の経路として，破断ループのみが有効の場合が最も流動抵抗係数は大きく，破断ループおよび健全ループ3ループが有効の場合が最も流動抵抗係数は小さい。Table 2.3に示されるように，本シリーズで採用された流動抵抗は，破断ループのみ有効と想定した場合より小さく，破断ループおよび健全ループが有効と想定した場合より大きい。

なお，我々の装置でループ部圧損をもたらすホットレッグ配管の拡大，縮少，蒸気発生器の摩擦，オリフィス等の各要因が，ループ部流動抵抗係数 K_L のうちどの程度の部分を占めているかは，Fig 2.7に示された各要因に対応する K_i の値（Table 2.2参照）によって判断できよう。

ループ部圧力損失と炉心における蒸気のmass velocity の関係

Fig. 2.11に本装置のループ部における圧損とそこを流れる蒸気のmass velocity との関係を示す。再冠水開始後300sec（スクラム後340sec と想定する）における燃料棒出力（ピーク出力で1.8KW／mと想定する）を水の蒸発によって除熱すると仮定した時発生する蒸気によっ

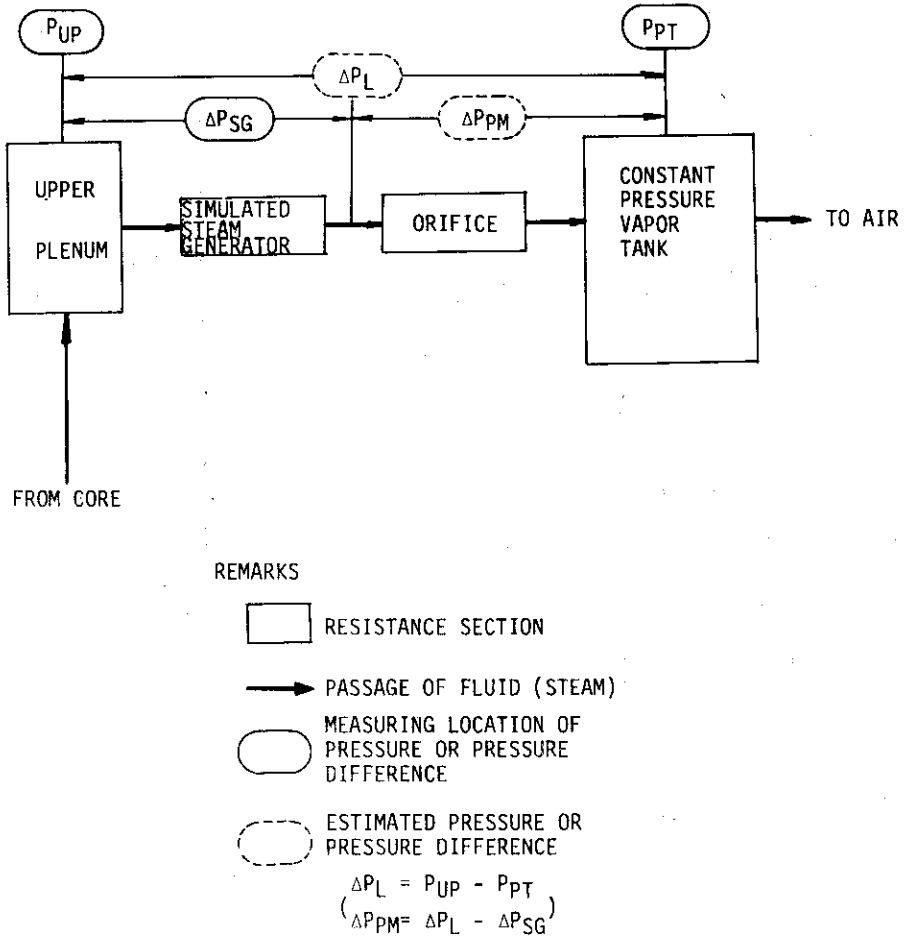
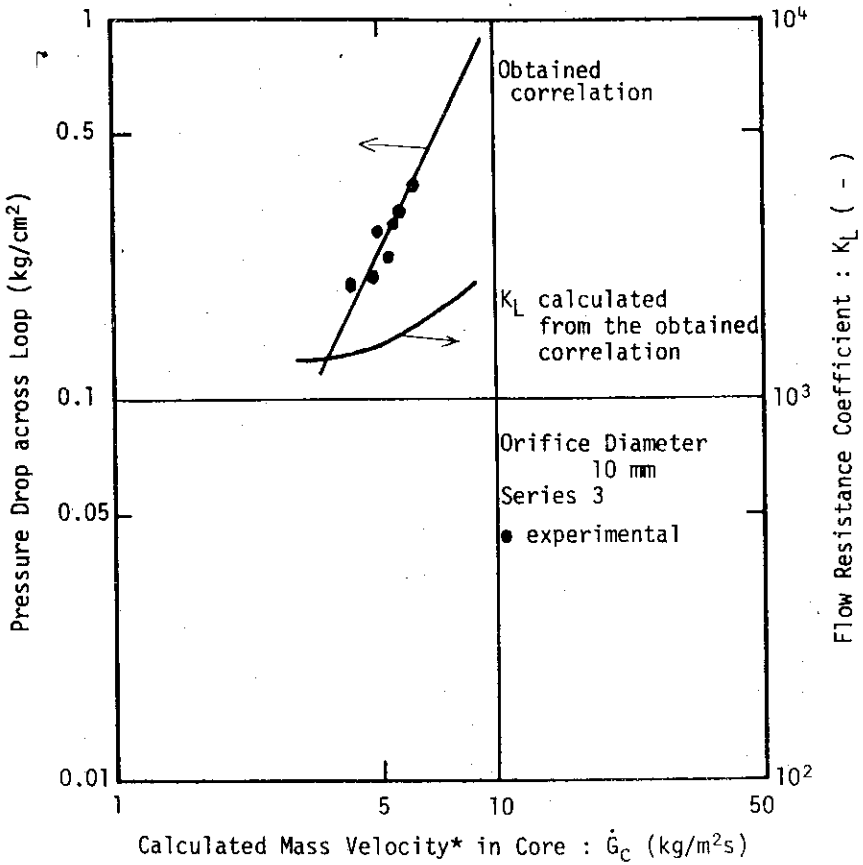


Fig. 2.8 Primary Loop Instrumentation Flow Sheet



* This values are derived from measured ΔP_{PM} and theoretical relation** between ΔP_{PM} and G_C where ΔP_{PM} : Differential Pressure across pump

** $\Delta P_{PM}(kg/cm^2) = 6.8 \times 10^{-3}\ \dot{G}_C{}^2(kg/m^2s)$

Fig. 2.9 Determination of Flow Resistance Coefficient K_L

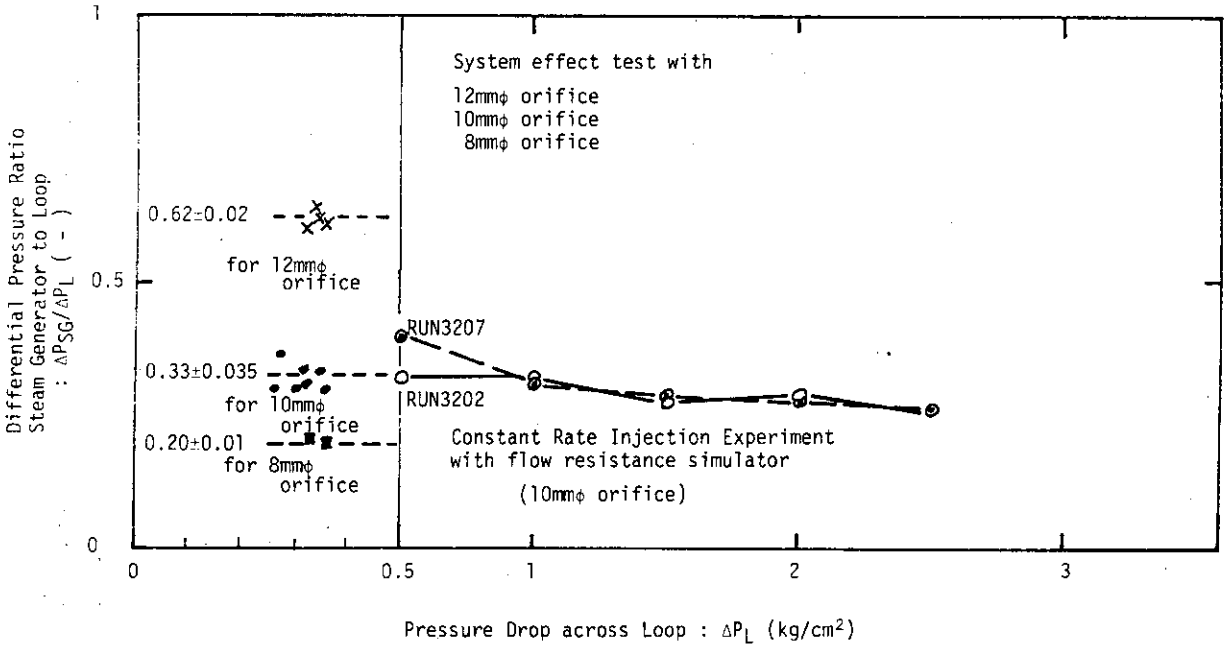


Fig. 2.10 Differential Pressure Ratio of Steam Generator to Loop

Table 2.3 Flow Resistance Coefficient

CONDITION		FLOW RESISTANCE COEFFICIENT K_L	NOTES
SIMULATION LOOP WITH STEAM GENERATOR, PUMP AND ORIFICE OF DIAMETER WRITTEN RIGHT SIDE	8mmφ	2360	ESTIMATED UNDER THE FOLLOWING CONDITIONS 1) ATOMOSPHERIC PRESSURE 2) SATURATION TEMPERATURE 3) PRESSURE DROP ACROSS LOOP: 0.3kg/cm²
	10mmφ	1460	
	12mmφ	790	
ACTUAL REACTOR WITH LOOPS WRITTEN RIGHT SIDE	BROKEN AND INTACT LOOPS	321	REFERRED FROM REF.(5) AND CALCULATED
	BROKEN LOOP	4225	

て生ずるループ部圧損は

オリフィス口径 12 mmで 0.5 kg/cm²
〃 10 mm 1 kg/cm²
〃 8 mm 2 kg/cm²

である。

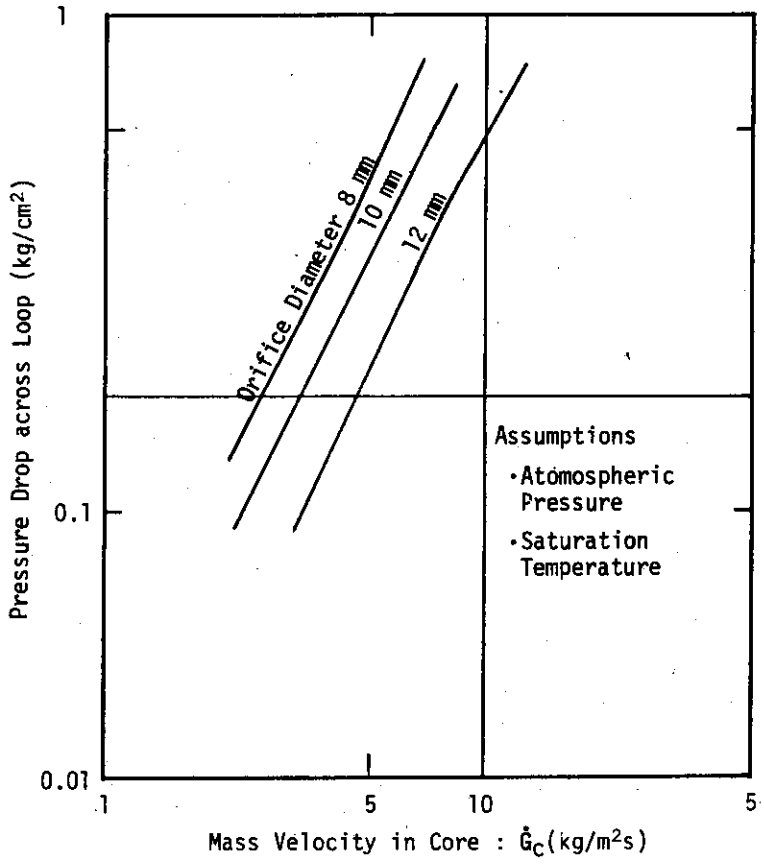


Fig. 2.11 Calculated Relation between Pressure Drop across Loop (ΔP_L) and Mass Velocity (G_c)

2.4 実験方法

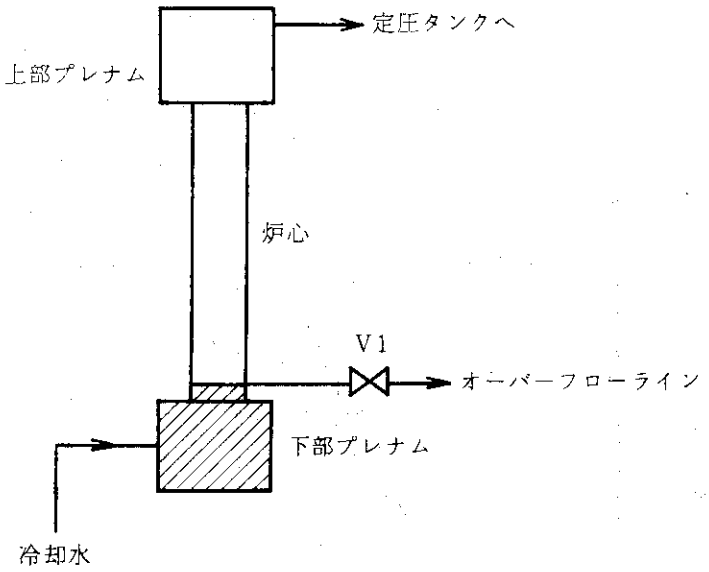
実験方法には大別して，一定流量注入実験（略して3A実験）と，システム効果実験（3B実験）の2通りの実験モードがある。以下にそれぞれの実験方法の概略を述べる。

2.4.1 一定流量注入実験（3A実験）

テスト部下部プレナムに直接一定流量の冷却水を注入する方式である。

図のオーバーフロー弁V 1を閉じることにより注水は開始される。

注水開始前には，冷却水は図の斜線部分にある。



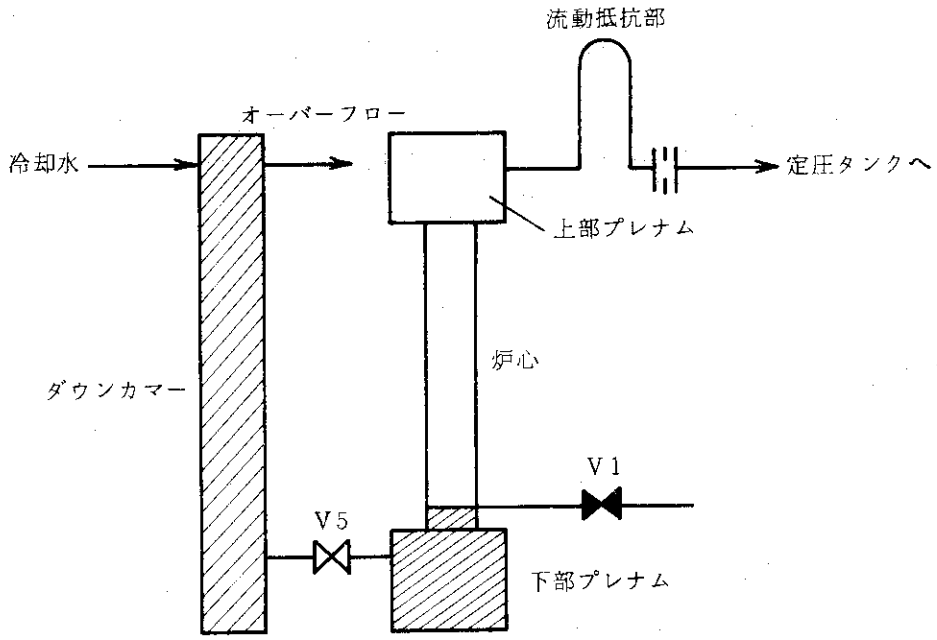
3 A 実験注水開始前

2.4.2 システム効果実験（3B実験）

ダウンカマー部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。

図のダウンカマー弁V 5を急開することにより，注水は開始される。

注水開始前には，冷却水は図の斜線部分を満たしている。

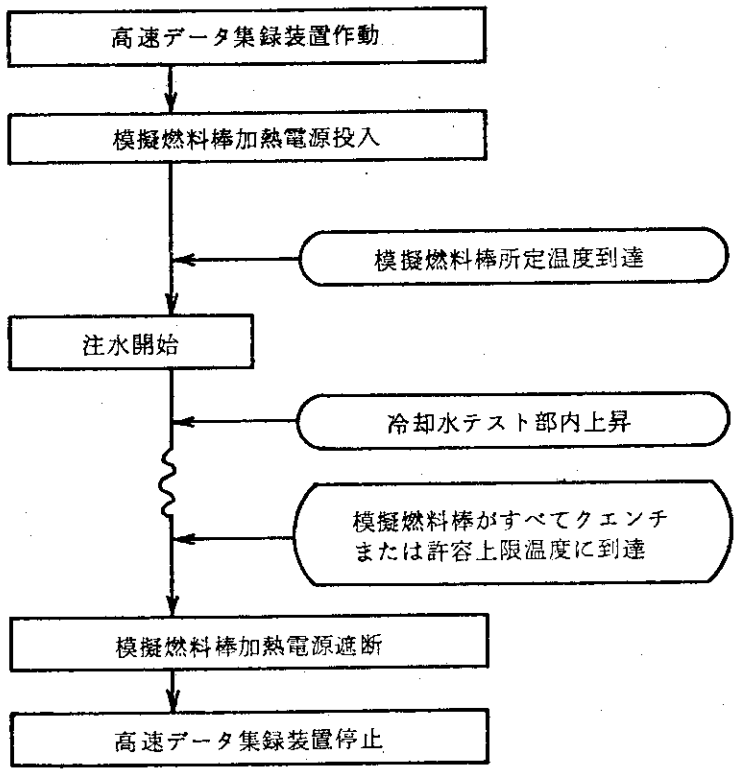


3 B 実験注水開始前

2.4.3　実験シーケンス

実験開始前は，上述の３Ａ，３Ｂ実験共に，冷却水は，貯水タンク→循環ポンプ→ヒーター→流量計→（３Ｂ実験ではダウンカマー）→下部プレナム→オーバーフローライン→貯水タンクの経路で循環される。この期間に，流路外管，注入冷却水の予熱を行い，発熱体ピーク出力値等を設定する。ただし，３Ｂ実験においては開始直前に，ダウンカマー弁（Ｖ５）およびオーバーフロー弁（Ｖ１）を閉じ，ダウンカマー部が冷却水で満たされ始め，ダウンカマーオーバーフロータンクに冷却水がオーバーフローされているのを確認する。

予熱がすべて整うと実験は開始される。実験は計装系シーケンスに組み込まれた制御系により，次のように自動的に進行する。



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。

2.5 実験条件

システム効果実験（3B）と一定流量注入実験（3A）の実験条件のパラメータ範囲はすでにTable 1.1に示してある。個々の実験条件について，それぞれTable 2.4，Table 2.5に示す。ただし，Table 2.5においてRUN 3001～3014が序論で述べた予備実験1)に相当し，RUN 3201～3209が予備実験2)に相当している。

2.6 測定項目および測定箇所

本実験で測定した項目をTable 2.6に，また測定箇所をFig 2.12に示す。

発熱体の表面温度測定用の熱電対の取付位置はFig 2.2に示されている。発熱体の中央部の熱電対一本（TF 3M）は，実験制御用と共用であり，これにより実験開始，終了（あるいは許容最高）温度等を検知している。

テスト部流路外管温度の測定には，外径1mm，アルメルクロメルシース型非接地熱電対を用いている。熱電対の先端は流路外管内壁より約1mmの位置にある。

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，動歪増巾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，システム効果実験時に，ダウンカマー部を通っ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ビン流量計1台を使用した。

発熱体加熱用電源としては，定格直流50V，10,000Aを使用した。

2.7 データ処理方法

シリーズ3実験のデータ処理方式で以前より変更，あるいは改善された点は以下の通りである。

(1) 注水開始スタート信号を従来は1チャンネル占めていたが，この信号を発熱体印加電圧と重複させて，チャンネル数の節約をはかった。

(2) 温度応答が以前より比較的スムーズであったので，熱伝達率計算結果の平均化個数をシリーズ2の前後9点から前後5点とした。

(3) 注入水温度は自動計測されていないので，注水開始時刻等の情報と共に保存テープに書き込んだ。

Appendixにシリーズ3の保存磁気テープの内容を示す。

その他の詳細については文献(1)，(3)を参照のこと。

Table 2.4 Summary of 3B - Reflooding Test Run Conditions

Run No.	Peak Power (kW/m)	Orifice Diameter (mmϕ)	Inlet Water Temp. (°C)	Initial Rod Temp. (°C)	Flow Housing Temp. (°C)	Run Date
3501	0	-	50	300	300	501217-1-5
3502	0	10	40	25	25	501217-1-4
3503	∿0	10	55	300	300	501217-1-3
3504	∿0	10	80	300	300	501218-1-3
3505	0.4	12	50	350	300	501219-1-3
3506	0.4	12	80	350	300	501219-1-8
3507	0.4	10	50	350	300	501217-1-7
3508	0.4	10	80	350	300	501218-1-4
3509	0.4	8	50	350	300	501222-1-4
3510	0.4	8	80	350	300	501222-1-8
3511	0.5	10	50	350	130	510113-1-3
3512	0.5	10	50	350	180	510113-1-5
3513	0.5	10	80	350	200	510120-1-3
3514	0.7	10	50	300	200	501219-1-3
3515	0.5	10	50	350	220	510113-1-18
3516	0.5	10	80	350	200	510120-1-10
3517	0.5	12	50	350	300	501219-1-5
3518	0.5	12	80	350	300	501219-1-8
3519	0.5	10	50	350	300	501217-1-8
3520	0.5	10	80	350	300	501218-1-5
3521	0.5	8	50	350	300	501222-1-5
3522	0.5	8	80	350	300	501222-1-9
3523	0.7	10	50	350	160	510113-1-6
3524	0.7	10	80	350	170	510120-1-4
3525	0.7	10	50	350	230	510113-1-14
3526	0.7	10	80	350	200	510120-1-11
3527	0.7	12	50	350	300	501219-1-6
3528	0.7	12	80	350	300	501219-1-10
3529	0.7	10	50	350	300	501217-1-9
3530	0.7	10	80	350	300	501218-1-6
3531	0.7	8	50	350	300	501222-1-6
3532	0.7	8	80	350	300	501222-1-10

Table 2.4 Summary of 3B - Reflooding Test Run Conditions (cont.)

Run No.	Peak Power (kW/m)	Orifice Diameter (mmϕ)	Inlet Water Temp. (°C)	Initial Rod Temp. (°C)	Flow Housing Temp. (°C)	Run Date
3533	0.9	10	50	350	160	510113-1-7
3534	0.9	10	80	350	170	510120-1-6
3535	0.9	10	50	350	200	510113-1-16
3536	0.9	10	80	350	200	510120-1-12
3537	0.9	12	50	350	300	501219-1-7
3538	0.9	12	80	350	300	501219-1-11
3539	0.9	10	50	350	300	501217-1-10
3540	0.9	10	80	350	300	501218-1-8
3541	0.9	10	80	350	300	510122-1-9
3542	0.9	10	80	450	300	510122-1-10
3543	0.9	8	50	350	300	501222-1-7
3544	1.1	10	50	350	160	510113-1-8
3545	1.1	10	80	350	160	510120-1-7
3546	1.1	10	50	350	200	510113-1-17
3547	1.1	10	80	350	210	510120-1-13
3548	1.1	10	80	350	300	510122-1-7
3549	1.4	10	50	350	150	510113-1-10
3550	1.4	10	80	350	160	510120-1-9
3552	1.7	10	80	500	350	510122-1-14
3553	1.7	10	80	550	380	510122-1-15

Note: System Pressure = 1 ata

Table 2.5 Summary of 3A - Constant Injection Rate Test Run Conditions

Run No.	Peak Power (kW/m)	Inlet Water Velocity (cm/sec)	Inlet Water Temp. (°C)	Initial Rod Temp. (°C)	Flow Housing Temp. (°C)	Run Date
3001	1.4	12	50	350	300	501210-1-3
3002	1.4	12	50	350	300	501212-1-3
3003	1.4	12	80	350	300	501211-2-3
3004	1.4	10	50	350	300	501210-1-4
3005	1.4	10	80	350	300	501211-2-4
3006	1.4	8	50	350	300	501210-1-5
3007	1.4	8	80	350	300	501211-2-5
3008	2.2	12	50	350	300	501211-1-5
3009	2.2	12	80	350	300	501211-3-3
3010	2.2	12	80	350	300	501211-3-6
3011	2.2	10	50	350	300	501211-1-4
3012	2.2	10	80	350	300	501211-3-4
3013	2.2	8	50	350	300	501211-1-3
3014	2.2	8	80	350	300	501211-3-5
3201	1.7	10	80	400	300	510120-1-17
3202	1.7	10	80	500	300	510122-1-5
3203	1.7	5	80	400	300	510122-1-3
3204	1.7	5	80	450	300	510122-1-4
3205	2.2	5	80	450	300	510122-1-11
3206	2.2	5	80	450	320	510122-1-12
3207	2.2	5	80	520	320	510122-1-13
3208	2.6	5	80	500	330	510122-1-18
3209	1.7	10	80	380	300	510120-1-16

Table 2.6 Contents of Symbols

DATAC CH. No.	Symbol	Description
1 ～ 16	TC1, TC2, TC3U, TC3M, TC3L, TC4, TC5, TD2, TD3U, TD3M, TD3L, TD4, TA3M, TE3M, TB3M, TF3M T □ □ Elevation Name of Heater Rod	Temperature of Heater Rods
17	TSG	Temperature at Steam Generator Simulator
18 19	TH 3L TH4 TH □ ← Elevation	Temperature of Flow Housing
20	PLP	Pressure in Lower Plenum
21	DPC	Conductor Pressure Drop
22	PUP	Pressure in Upper Plenum
23	DPSG	SG Pressure Drop
24	DPPM	Pump Pressure Drop
25	PPT	Pressure in Constant Pressure Vapor Tank
26	LHT	Water Level in Downcomer Overflow Tank
27	FM	Flow Rate at Main Line
28	FMDN	Flow Rate into Lower Plenum
29	E (+ start)	Supplied Voltage (+ Start Signal of Water Injection)
30	I	Supplied Current

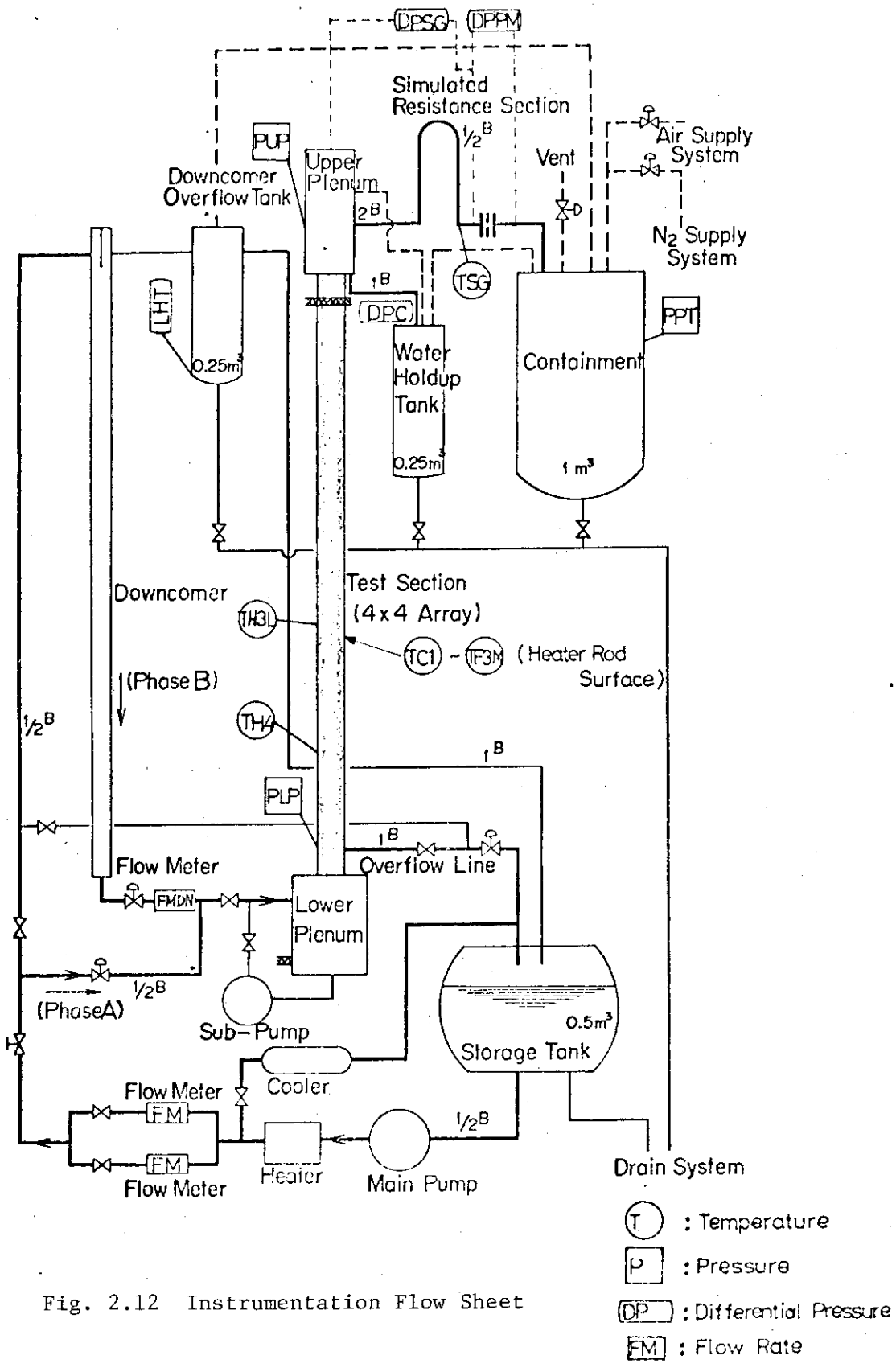


Fig. 2.12 Instrumentation Flow Sheet

第3章　実験結果とその検討

3.1　熱電対取付法改良の効果に関する予備実験

3.1.1　予備実験の概要

熱電対取付法改良の効果と，発熱体の最高許容温度と耐久性を調べるために，一連の一定流量注水実験が行われた。実験条件は既にTable．1.1に示してある。実験方法についてはシリーズ2A実験[4]と同一であり，一定流量の冷却材を炉心に注入している。

3.1.2　温度応答特性

(1)　2A実験との比較

シリーズ2A実験RUN2007とシリーズ3A実験RUN3004はほぼ同一の実験条件下で行われた。

2つの実験条件は下記の通りである。

	RUN2007	RUN3004
発熱体ピーク線出力（kW／m）	1.4	1.4
注入水温度　（℃）	50	50
注入水炉心換速度（cm／sec）	10.3	9.6
初期発熱体温度　（℃）	360	350
流路外管温度	300	300～330

Fig 3.1にRUN2007の温度応答を示す。同図からわかるようにRUN2007では注水開始直後ある時刻（図の矢印）にほとんど同時にクエンチが起き，また温度応答に乱れが生じている。この時刻に蒸気の発生が始まり，それに伴い液滴が飛び上がったものと考えられるので，この現象は熱電対の先端部が，液滴又は液塊の影響を比較的強く受けているものと考えられる。

Fig 3.2にシリーズ2A，シリーズ3の同等の実験についての1例として2つのRUNのクエンチ時刻を高さ位置に関してプロットしたものを示す。

これから，次の諸点が指摘される。

① 最下端位置(5)のクエンチ時刻はどちらもほぼ等しい。

② 上方になるに従いクエンチ時刻はRUN3004の方がおくれる。
特に3M位置でその差が大きい。

③ RUN2007に見られるようなほぼ同一時刻のクエンチ（図の点線）がRUN3004には見られない。

①は，最下方のクエンチ状況が流路外管の効果や熱電対取付法の影響をほとんど受けないことを示している。

シリーズ3実験とシリーズ2A実験とでは特に流路外管の形状が異なり，その熱容量が約2倍程異なっているので，実験条件はほぼ同一でも初期保有熱量はシリーズ3実験の方がかなり

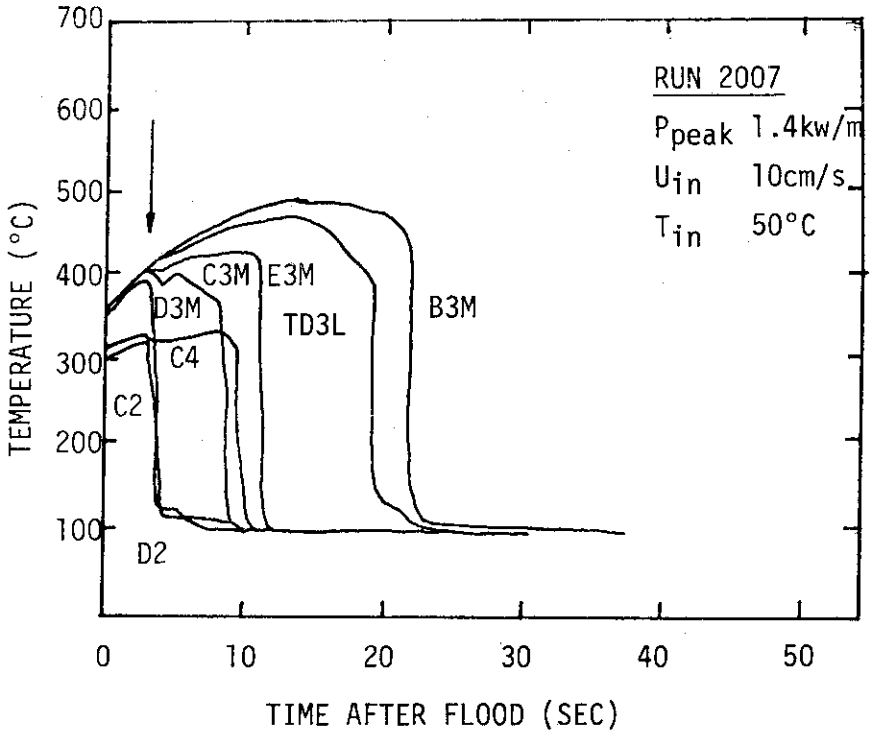


Fig. 3.1 Temperature Profile
(Series 2A)

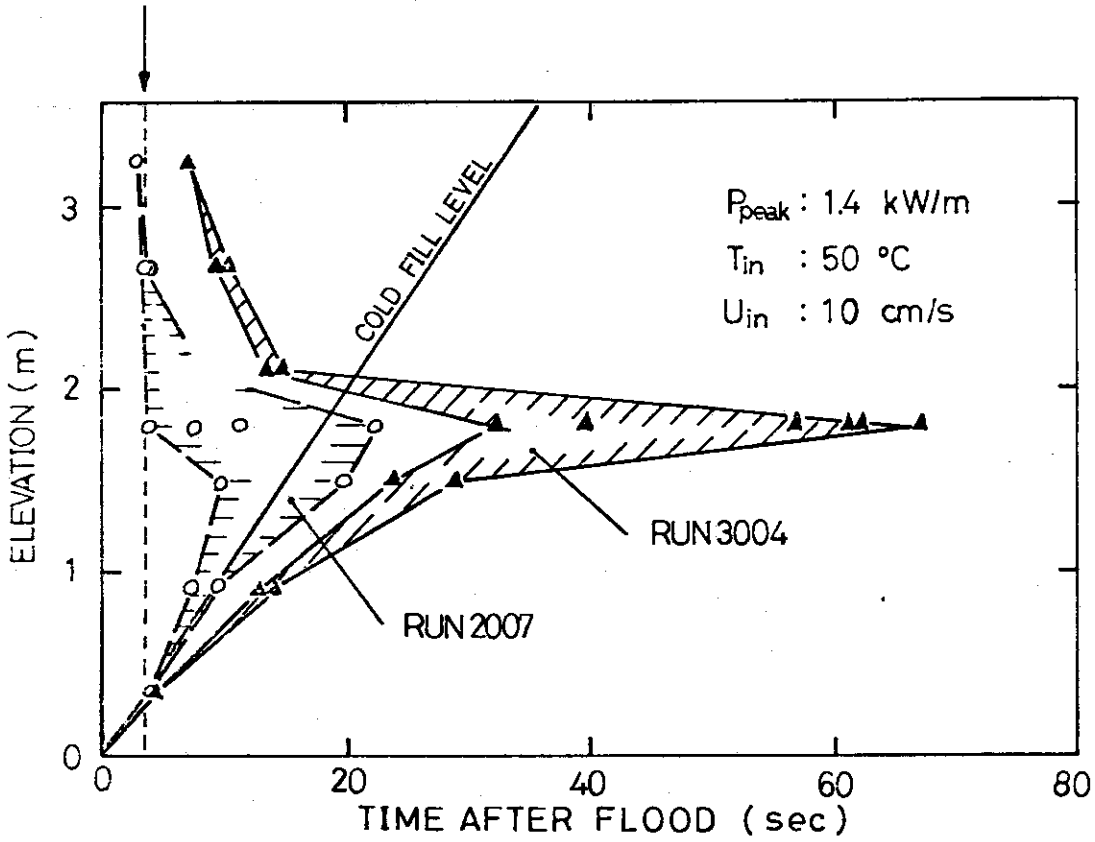


Fig. 3.2 Comparison of the Quench Envelopes
of Heater Rods Thermocouples Attached
in Different Manners

大きい。よって，②点が必ずしも熱電対取付法改良の効果であるとは判じ難い。

しかしながら，③の点は最初の発生蒸気・飛散液滴のためのものであろうから，この両者の相違は主に熱電対取付法の相違からきているものと思われる。

すなわち，熱電対の先端部を発熱体表面に半分埋め込んだことにより，外側の流体や液滴の影響を受けにくくなったものと推察される。

Fig 3.3に両者のB3M位置の熱伝達率を示す。クエンチ時刻は異なっているが，熱伝達率の値自体（50～100Kcal／m²h℃)には顕著な差は見られないことがわかる。

(2) 対称性

シリーズ3では発熱体中央部位置（3M）には熱電対は6本の異なるピン（A～Fロッド）に付いている。（Fig 2.2参照）Fig 3.4は，シリーズ3A実験（一定流量注入実験）における各熱電対のクエンチ時刻をロッド名A～Fに対して示したものである。これより次のことがわかる。

① “クエンチの取り残され”あるいは“hot spot”的な現象が一部の実験において見られる。（図の○印）

② “クエンチ時刻の順は，一般にC，Dロッドが早い傾向がある。

上述の①の点は3B実験ではほとんど見られていない現象なので，このような不均一性は恐らく3A実験の注水速度（8～10cm／sec）が，3B実験における実際の冠水速度（1～2cm／sec）に比べてかなり大なることに起因しているものと考えられる。

また，②の点は前回シリーズ2Aでも指摘された点であるが，[3] この原因は主にC，Dロッド

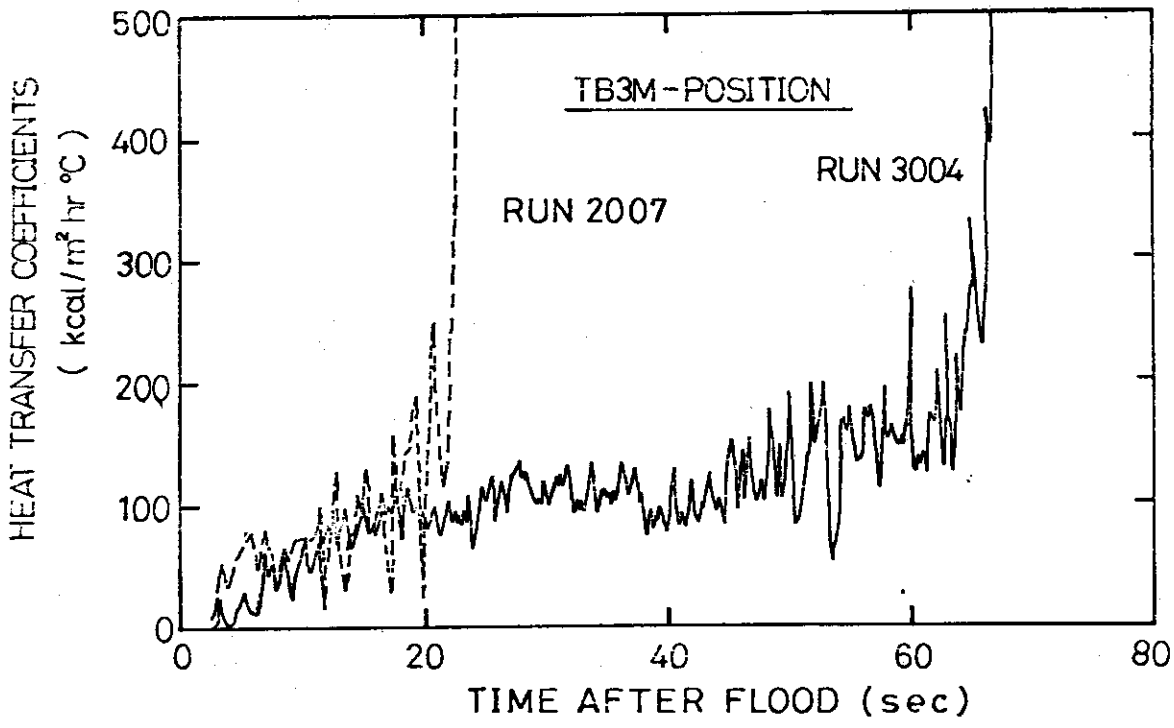


Fig. 3.3 Comparison of Heat Transfer Coefficient Histories at Midplane Thermocouples Attached in Different Manner

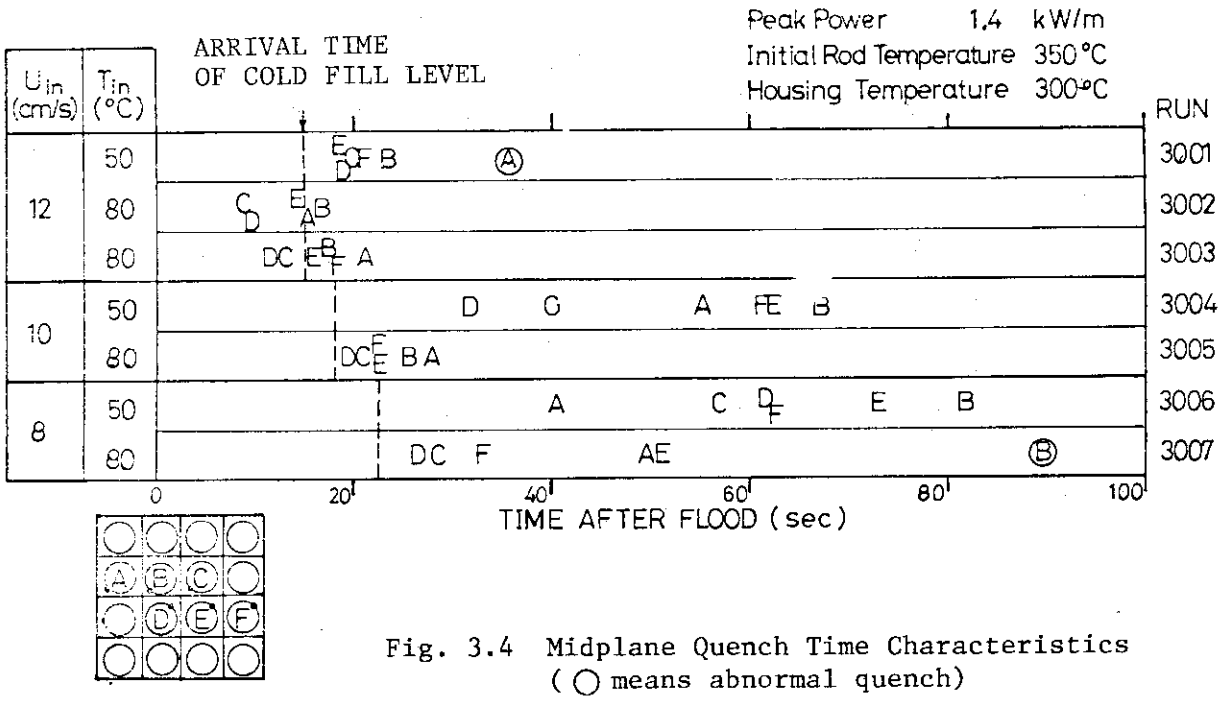


Fig. 3.4 Midplane Quench Time Characteristics
(○ means abnormal quench)

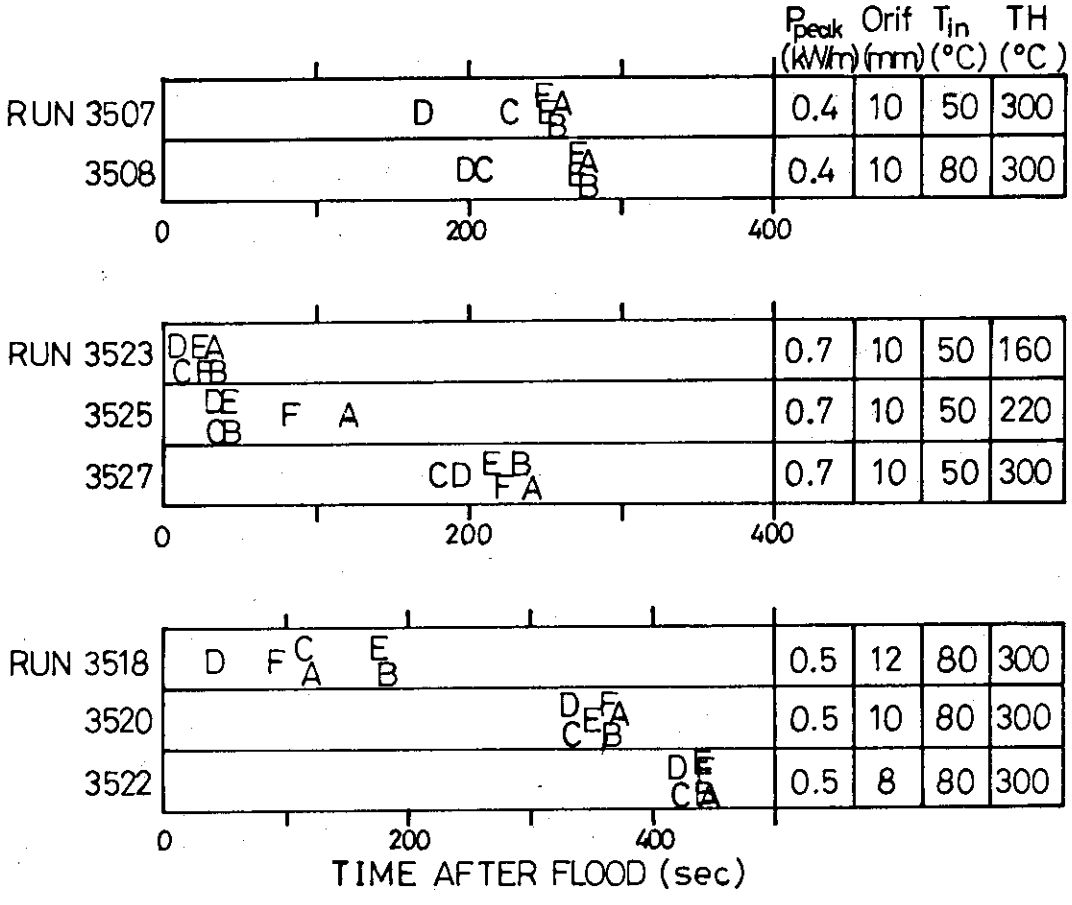


Fig. 3.5 Midplane Quench Time Characteristics

に装着されている熱電対リード線数（７本）が他のロッドの本数（１本）より多いためと思われる。すなわち，C，Dロッドでは３M位置の熱電対先端部に，３U，２，１位置の温度を測定する熱電対のリード線が隣接している。そのため，熱電対１本付の発熱体より，液滴，液塊を捕捉しやすく，早期冷却現象を表わすものと考えられる。

同様な整理法をシリーズ３B実験（システム効果実験）に適用した結果をFig 3.5に示す。同図から以下のことがわかる。

i） ３M位置でのクエンチ時刻のバラツキの程度は一定流量注入予備実験に比べて小さい。

ii）C，Dロッドのクエンチ時刻がA・B・E・Fロッドに比べて一般に小さい。

i）のバラツキの程度が小さいことは，３B実験（システム効果実験）における冠水速度が，３A実験（一定流量注入予備実験）における注水速度に比べて，非常に小さいこと，したがって現象自身が非常にゆるやかになっているためと考えられる。それにもかかわらず，ii）で指摘する点が，流路外管温度（TH），注入水温度（T_{in}），ループ部抵抗オリフィス径（ORIF）等によらず，かなり一般的に言えるのは，熱電対の取付法，特にリード線の問題と考えられる。

Fig 3.6はRUN 3527における，３M位置の各熱電対の実際の応答を示したものである。このRUNではC，Dロッドの熱電対が注水開始直後に一時飽和温度まで降下している。この現

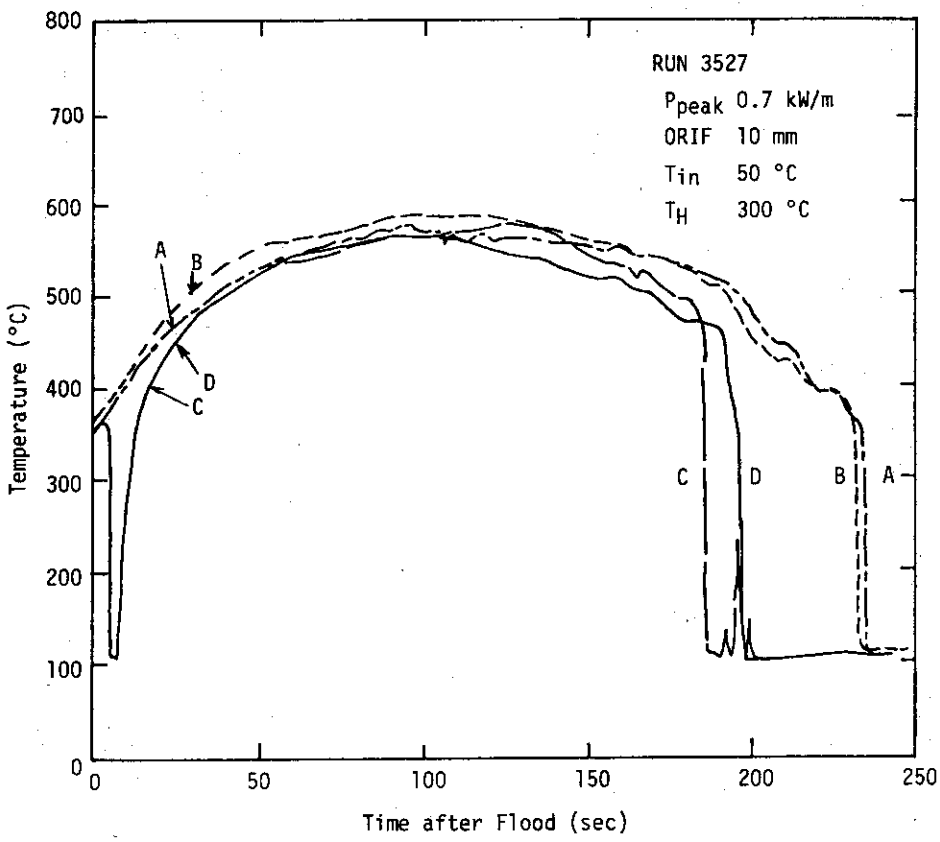


Fig. 3.6 Temperature Profile at Midplane (3M Elevation)

象もやはり上述の熱電対リード線のためと考えられる。

3.1.3 熱電対の耐久性

前回シリーズ2の発熱体に取付けられていた熱電対は，最終的には約半数近くが絶縁劣化により指示不良あるいは使用不能となった。特に発熱体の最高発熱部に1本のみ取付けられている熱電対（TA3M, TB3M, TE3M, TF3M）はすべて実験の初期に使用不能となった。

今回シリーズ3実験では，最高許容温度を前回の600℃から一部800℃，1000℃に上げたにもかかわらず，指示不良となった熱電対はわずか1本（TA3M)で，それも全実験終了近くまでは健全であった。

このように熱電対の耐久性が非常に向上した原因は以下のものが考えられている。

(1) 熱電対先端部をクラッドに半埋め込み方式にし，プラズマ溶接により接触をよくしたこと。

(2) 各回の実験終了直前に発熱体用電源を遮断するが，その後にテスト部内に急速に注水することをなるべく少くし，熱衝撃がかからないようにしたこと。（以前は，早期に発熱体を冷却させるために注水を継続又は，増加させていた。）

(3) 熱電対自体の耐熱性・耐久性が優れていたこと。

3.1.4 熱電対取付法についてのまとめ

シリーズ3における熱電対取付法の改良の効果についてまとめると次のようになる。

1）熱電対に液滴，液塊が付着して異常な温度応答をすることが少なくなった。

2）熱電対リード線の影響は依然残っている。

3）装置運転法の改良の効果もあり耐久性は向上した。本実験の終了時に1000℃までの耐熱性を実証した。

前回シリーズ2A・2Bの方式に比較すると改良されていると言えるが，まだ改善の余地がある。具体的には発熱体の表面にリード線も出さない方式を将来検討していく必要がある。

3.2 システム効果実験における流路外管温度の影響

3.2.1 流路外管の概要

テスト部は，4×4本バンドルの模擬燃料体（そのうち12本が発熱体，他の4本はダミー棒）と流路外管により構成されている。その流路断面は約22cm²，発熱体の濡れ縁長さは，39.6cmに，流路外管の同長さは，ダミー棒を含め，37.2cmとなっている。また流路外管壁も本シリーズでは前回に比べて厚くなっており，これらの影響は，更に大きくなっていると思われる。

3.2.2 流路外管初期温度の影響

流路外管により，テスト部内の伝熱流動現象がどのように影響を受けるのか，外管温度をパラメータとした実験を検討してみる。

Fig 3.7に，炉心差圧と，ループ部オリフィスでの差圧の挙動を示す。実験条件は，一定水頭注入，注入水温50℃，ピーク出力0.5kw／mであり，流路外管温度はRUN 3512，3515，3519でそれぞれ180℃，220℃，300℃である。RUN 3519のオリフィス差圧は，検出器不良のため，図示されていない。初期の0～20秒の間は振動的に変化しているので図示していないが，その振動は減衰し，炉心差圧つまり炉心内みかけの水位は漸増し，オリフィス差圧が示す，蒸気発生量は漸減するという傾向は，3つの実験で共通している。しかし，外管温度が低いRUN 3512においては，他と比べ炉心内みかけ水位の初期の値も大きく，またその時間とともに増加している割合も大きい。このことは，逆にオリフィス差圧で明らかなように，流路外管温度が高くなると，蒸気発生量が大きく，また，その時間的変化も小さいため，炉心内みかけ液位が，低いところで停滞する原因となっている。

Fig 3.8に，各実験における温度上昇（ターンアラウンド温度－初期温度），ターンアラウンド時間，クエンチ時間を示す。横軸は流路外管温度，縦軸は，上からそれぞれ，TA3M熱電対に注目した温度上昇，ターンアラウンド時間，クエンチ時間である。

ターンアラウンド点は，流路外管温度が低い180℃の場合は，クエンチ点とほとんど同時にしかも早い時間で生じている。このため温度上昇も小さくなっている。しかし，流路外管温度が，高くなると，温度挙動は，ターンアラウンド点を経て，しばらく降温をつづけ，やがてクエンチに至るという傾向を示すようになり，温度上昇も大きくなり，ターンアラウンド時間も大きくなっている。その変化は，外管温度180－220℃よりも，220－300℃と温度が高くなるにつれて大きくなっており，その傾向は，特にクエンチ時間において著しい。

このように，流路外管温度により，これら温度上昇，ターンアラウンド時間，クエンチ時間は影響を受けている。特に外管温度が高くなると顕著である。ここでは，TA3M熱電対の温度挙動に注目したが，同一平面上における発熱棒の違いによる温度挙動の差は，シリーズ2Aほど大きくない。[4] Fig. 3.9に，発熱体中央部におけるクエンチ時間を示す。図中の記号は，発熱体ロッド名を示す。流路外管温度が低いと，実験開始時は，流路の外側にある発熱体温度は，中心側にあるものより数10℃低いが，開始後は短時間にほぼ同じ温度となり，ほとんど同時刻にクエンチしていることがわかる。ターンアラウンド時間，温度上昇も，クエンチ時間と同様で，流路外管の温度にかかわらず，同一断面内における温度挙動の不均一性は大きくない。

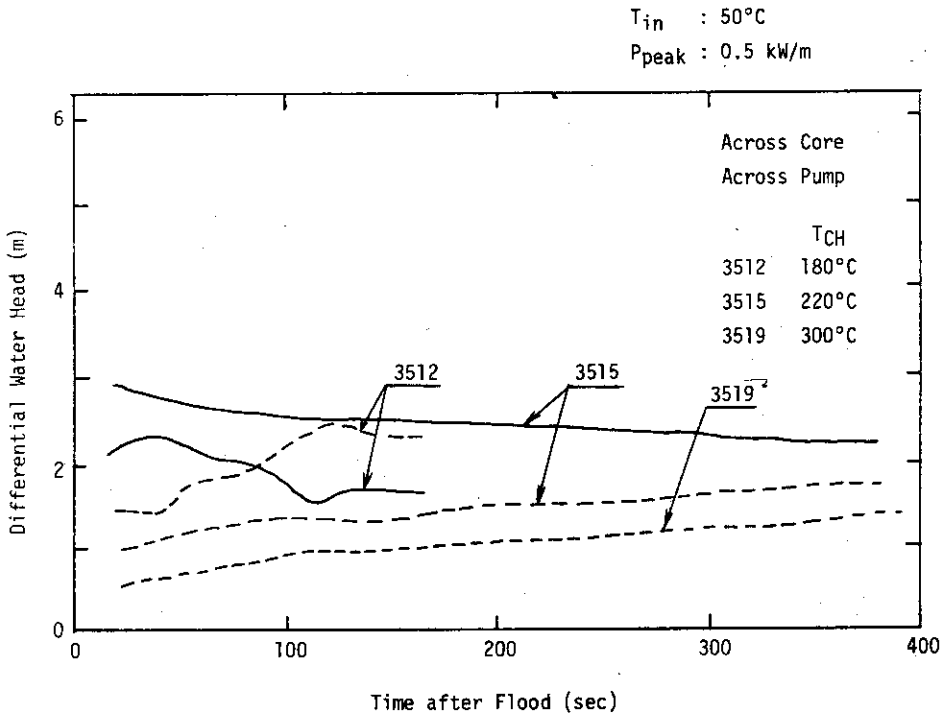


Fig. 3.7 Differential Water Head Behavior

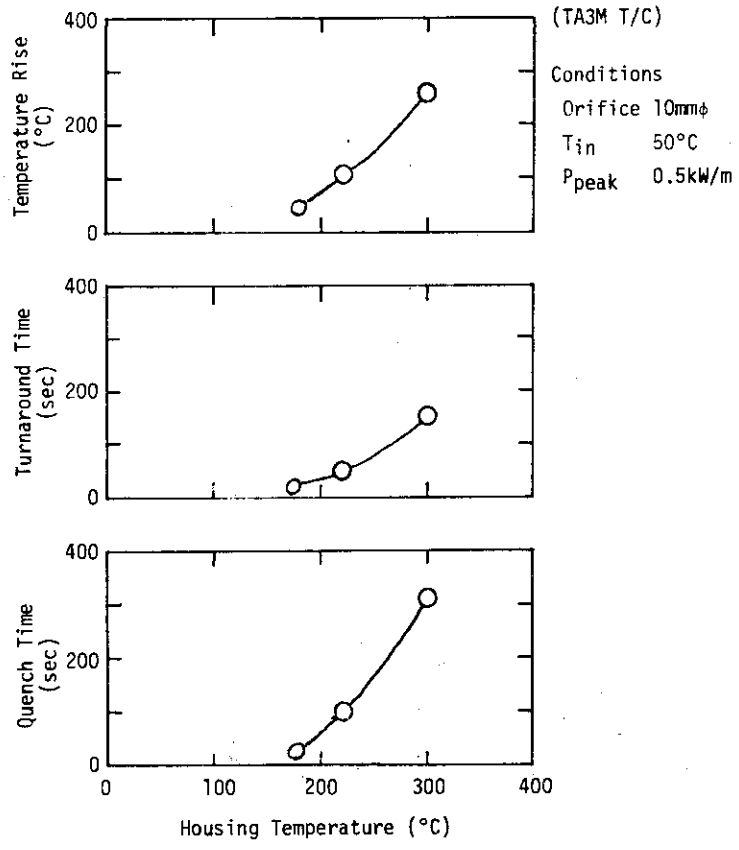


Fig. 3.8 Effect of Housing Temperature on Rod Temperature Behavior

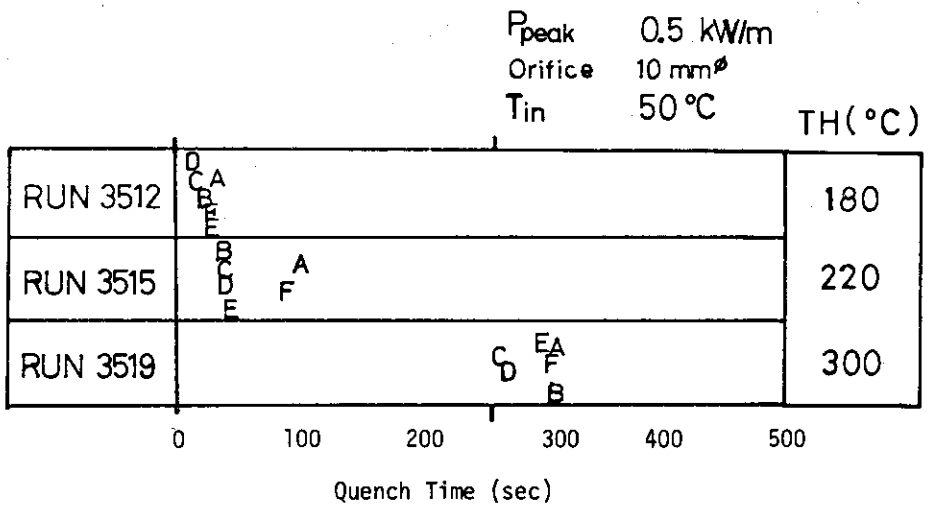


Fig. 3.9 Characteristics of Midplane Quench Time

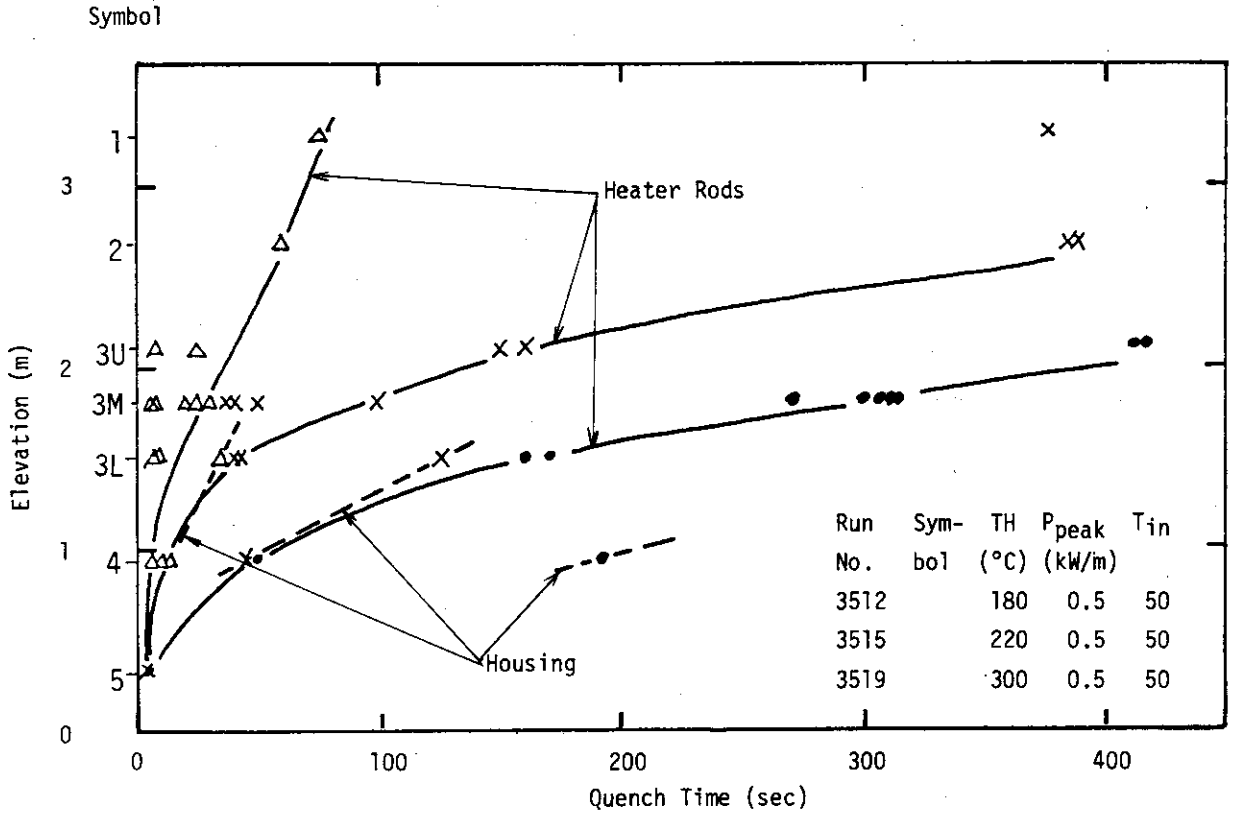


Fig. 3.10 Effect of Housing Temperature on Quench Time

Fig. 3.10 に，軸方向各高さにおけるクエンチ時間を示す。縦軸は高さ位置，横軸はクエンチ時間であり，流路外管温度をパラメータとして，実線で発熱体のクエンチ時間を，破線で流路外管のクエンチを示す。

流路外管温度の低いRUN 3512 では，クエンチは急速に移動し，中央部から上方にかけては，ほぼ直線的になっているが，RUN 3515 では，注水開始後の初期には，クエンチ点は急速に上昇しているが，それは，発熱体の高熱流束部で急激に鈍化している。流路外管温度が高いRUN 3519 では，さらにその鈍化は大きくなっていることが図より明らかである。破線で示す流路外管のクエンチ点の移動は，流路外管の温度が高くなるにつれ，傾きが小さくなり，移動速度が減少していることを示している。また流路外管のクエンチは，同一断面上の発熱体のクエンチより遅れて生じている。これは，流路外管温度が低いRUN 3512 においてもみられる。そして，そのクエンチ曲線の傾きは，同時刻における発熱体のクエンチ曲線の傾きにほぼ等しくなっている。これらのことから発熱体のクエンチ点の上昇は，流路外管のクエンチ点上昇に著しく影響されているものと思われる。

流路外管から流体への熱放出量は．クエンチ点が上昇した長さの熱容量に等しいとすれば，RUN 3515 において，約 2.0 kcal／sec であり，発熱体下半分の出力 1.6kcal／sec と，ほぼ同程度であり，出力と比較して，流路外管からの熱放出量は無視できない。Fig. 3.7 で示したオリフィス差圧つまり蒸気発生量の流路外管温度による差は，単位長さあたりの熱容量の差が影響しているものと思われる。

Fig. 3.11 に，実験条件の異なる 4 回の実験の発熱体，流路外管のクエンチの移動を示す。実線は流路外管を，破線は発熱体のクエンチの移動を示す。流路外管温度は，いずれも 300 ℃である。RUN 3005 と 3006 は注入水サブクール度が異なり，3506 と3508 は一次系ループ部 流動抵抗が異なり，3506 と3517 は発熱体出力が異なる実験条件で行なわれた。3505 と3506 にみられるように，注入水サブクール度の影響は少ないが，3517 においては，前者よりクエンチは遅れている。Fig. 3.12 に，炉心内みかけ液位の挙動を示す。3506 では，液位がなだらかに上昇しているが，3517 では発熱体の高熱流束部に達する 1.1 m程度で停滞していることがわかる。またRUN 3508 では，クエンチの移動はさらに緩やかになっており，液位の上昇も遅くなっている。このように発熱体と流路外管のクエンチの移動は，注入水サブクール度には，あまり影響されないが，発熱体出力，一次系ループ部流動抵抗の変化には敏感に応答していることがわかる。またいづれの場合も発熱体のクエンチ時間は，同一断面上の流路外管のクエンチ時間よりも短かく，そのクエンチ曲線の傾きは，同一時刻における流路外管のクエンチ曲線の傾きにほぼ等しくなっている。

3.2.3　システム効果実験における流路外管温度の影響についてのまとめ

以上検討したことをまとめると次のとおりである。

(1) 流路外管温度が高くなると，温度上昇，ターンアラウンド時間，クエンチ時間ともに大きくなっている。また蒸気発生量も多くなっている。特に流路外管温度が 220 ℃以上でこの傾向が著しい。

(2) 発熱体のクエンチ先端は，流路外管のクエンチ先端より下流側（上側）にあり，そのクエ

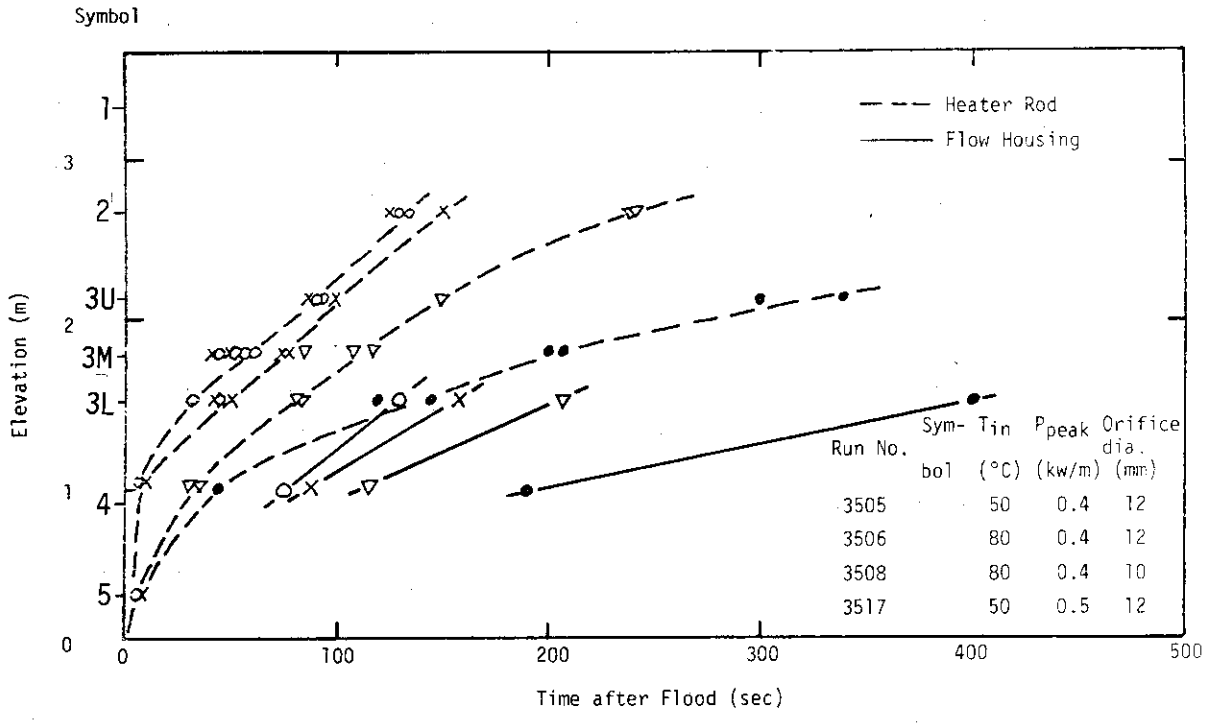


Fig. 3.11 Quench Time of Heater Rods and Flow Housing

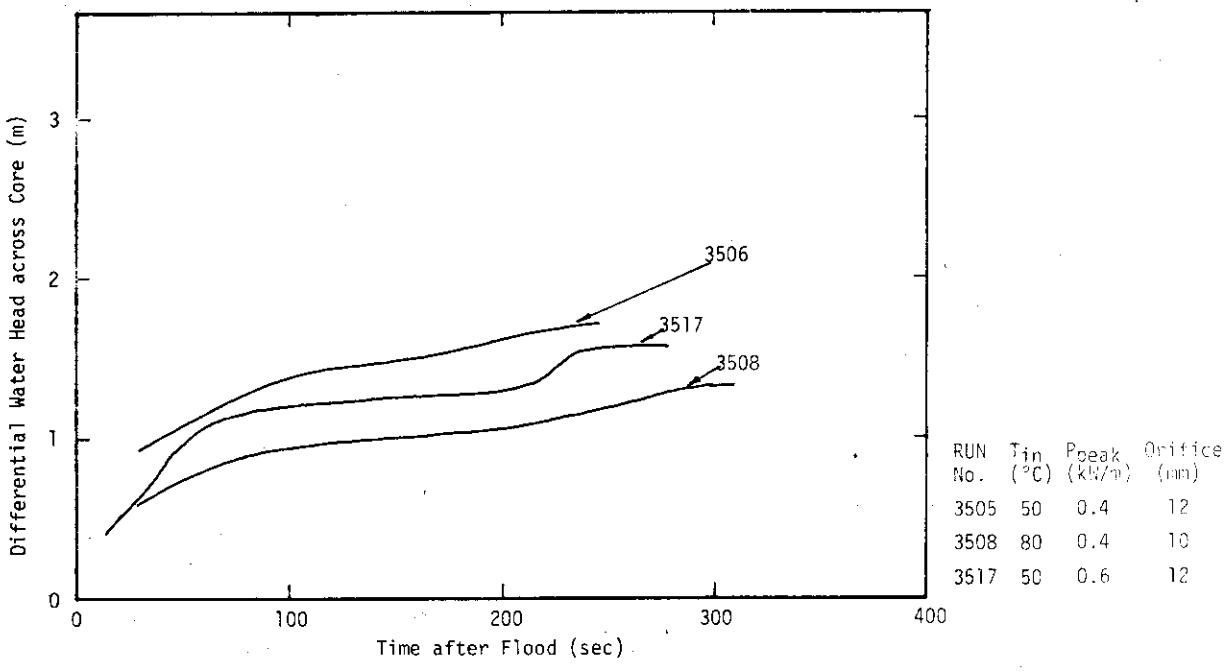


Fig. 3.12 Characteristics of Differential Water Head across Core

ンチ速度は同時刻における流路外管におけるクエンチ速度とほぼ等しい。

このように，炉心内の現象は流路外管からの熱放出の影響を強く受け，特に圧力挙動，温度挙動にその影響が如実に現われていることがわかる。流路外管からの熱放出を除くために，その温度を飽和温度まで下げて実験を行うことが望ましいと思われる。しかし，そのように低温の壁が，発熱体に近接して存在することによる炉心内流動への影響，発熱体初期温度の設定法等を新たに考慮しなければならない。

3.3 システム効果実験における一次系ループ部流動抵抗の影響

3.3.1 再冠水速度

Fig. 3.13 にシステム効果実験における再冠水速度の実測値を示す。本図は，RUN 3518，3520，3522，のもので，オリフィス口径がそれぞれ12，10，8mmφのものである。

注水開始後15秒程度までは，再冠水速度の変動のオリフィス口径による差は，ほとんど見られない。

それ以後は，再冠水速度は振動的でありオリフィス口径の大なる程，振巾が大で，再冠水速度が大なることがわかる。

前報で述べたように，使用した流量計は，流れ方向が判別できず，又，低流量域に不感帯が存在するので，詳細なことを述べられないが，再冠水速度は，炉心換算の時間的平均値として2cm／sec 以下であることがわかる。

注水開始初期は，再冠水速度は，非熱的に決定され，蒸気の発生とともに一次元ループ部圧力損失が，再冠水速度を決定しているように考えられる。

3.3.2 一次系ループ部差圧

Fig. 3.14，Fig. 3.15 に各々上部プレナム圧力および一次系ループ部圧損を示す。一次系ループ部流動抵抗の違いによる差は殆んどみとめられない。

Fig. 3.13，Fig 3.14 中のRUN 3513， 3516 のデータは，一次系ループ部流動抵抗に比べ，流路外管温度の方がこれらの量に与える影響が大きいことを示している。

一次系ループ部圧損（DPL）が注水開始後比較的短時間（15～20sec）で，ほぼ4mに達し，それ以降は，オリフィス口径の違いによらずほとんど一定である。

この原因としては，テスト部での差圧がほゞ一定であり，かつ，発生蒸気量に対してループ部流動抵抗が大なることが考えられる。

すなわち，ダウンカマー静水頭は，ほゞ一定であり，テスト部での差圧が，熱水力学的条件によらずほゞ一定なので，その差の圧力（すなわち，ダウンカマー静水頭－テスト部差圧）に等しい圧力損失がループ部に生ずるような蒸気発生がなされることになる。

再冠水速度がこのような蒸気発生量に対応する値と次に述べるテスト部蓄水速度の和に近いことが推定される。(これは，再冠水速度が低い場合には，キャリオーバされる液滴も少ないと考えた結果である。)

3.3.3 炉心差圧

Fig. 3.16 に炉心差圧を示す。注水開始後10sec までは，オリフィス口径の差はなく，振動は約20sec 後まで続き，以後単調に増加している。この炉心差圧の単調増加の程度は，ループ部差圧の減少の程度とほとんど同じである。オリフィス径が大なる程，わずかに炉心差圧が大である。これは，再冠水速度が大であることに対応していると考えられる。

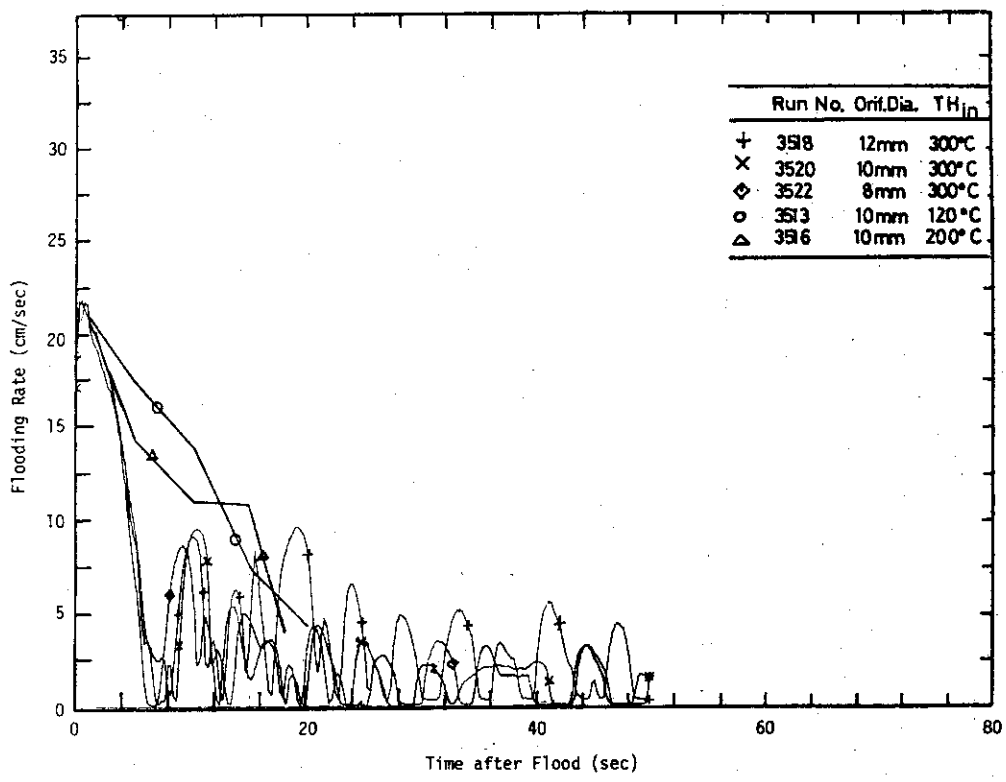


Fig. 3.13 Effect of Primary Loop Resistance and Flow Housing Temperature on Flooding Rate

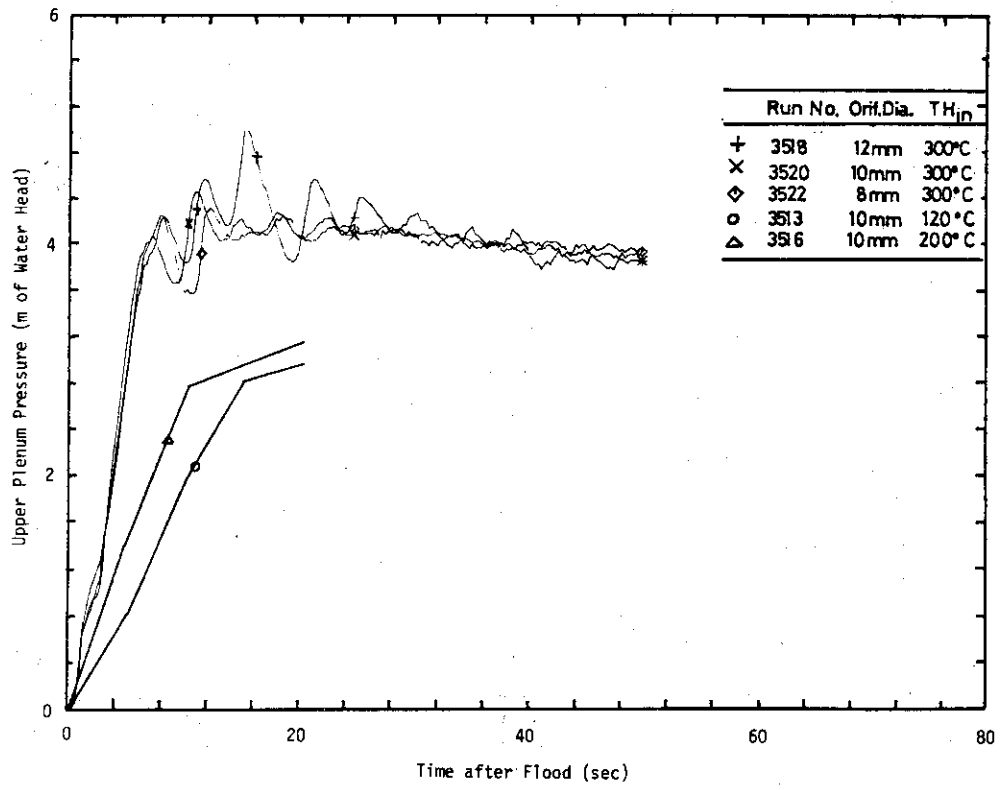


Fig. 3.14 Effect of Primary Loop Resistance and Flow Housing Temperature on Upper Plenum Pressure

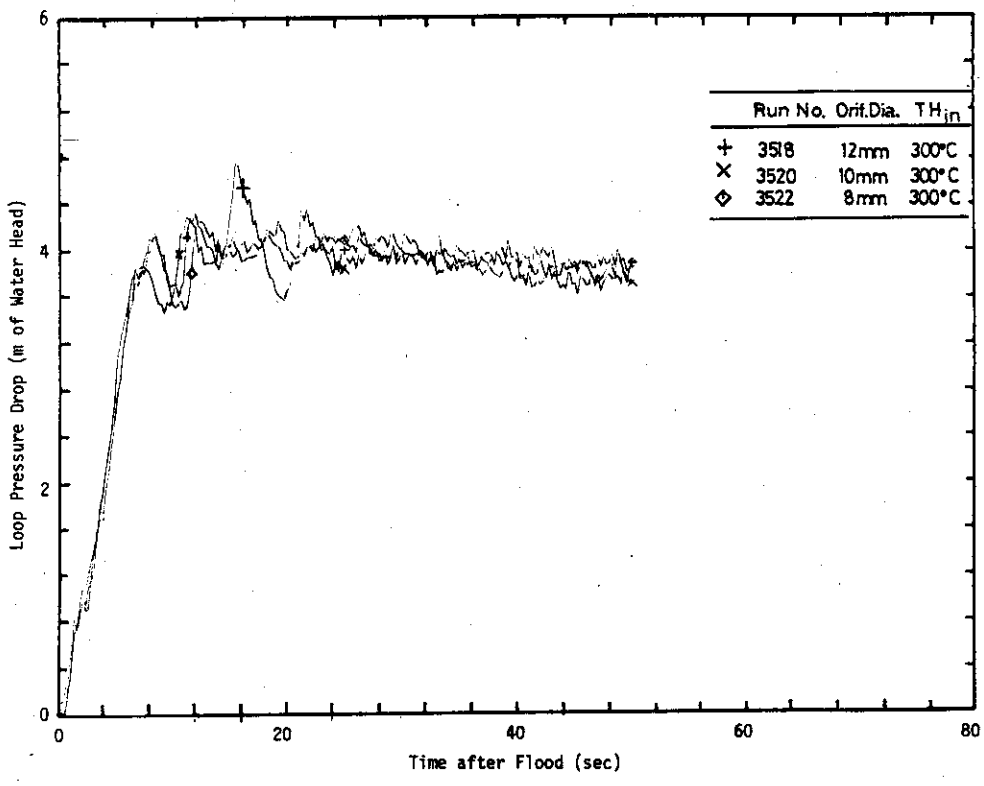


Fig. 3.15 Effect of Primary Loop Resistance on Loop Pressure Drop

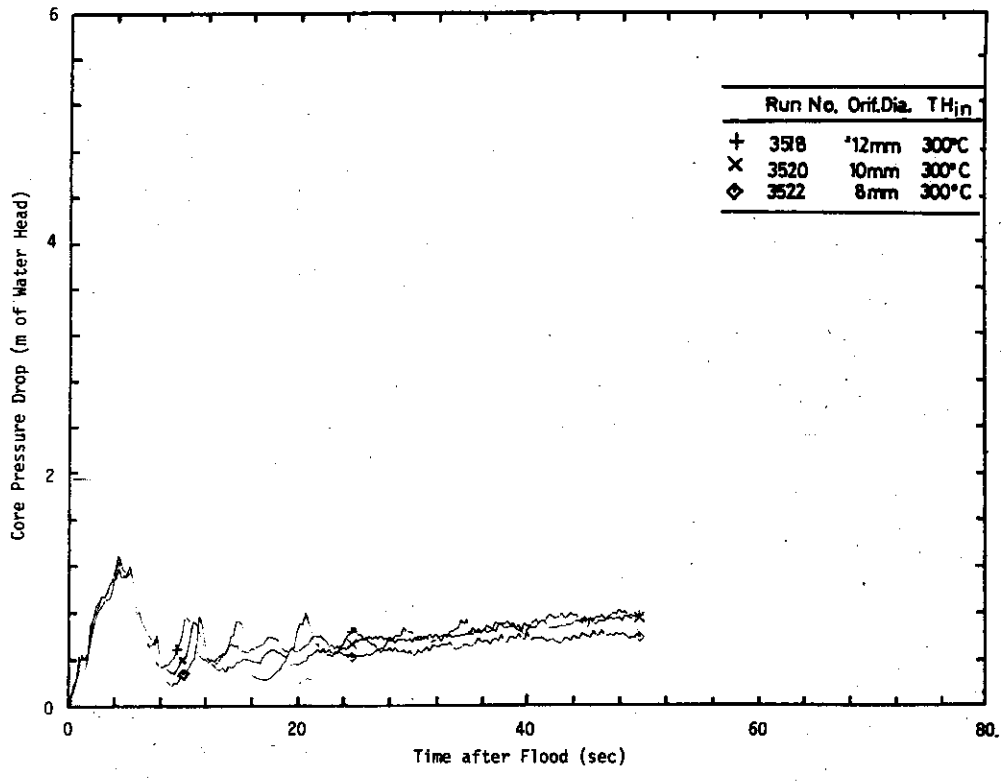


Fig. 3.16 Effect of Primary Loop Resistance on Core Pressure Drop

3.3.4　熱伝達率

Fig. 3.17 に熱伝達率を示す。オリフィス径が大きい程熱伝達率は大きい。これは，再冠水速度が大なることに対応していると考えられる。

3.3.5　クエンチエンベロープ

Fig. 3.18 にクエンチエンベロープを示す。オリフィス径が大きい程早くクエンチが起る。これも再冠水速度が大なることに対応していると考えられる。

3.3.6　ターンアラウンド

Fig. 3.19(a)，(b)にターンアラウンド温度T_t，ターンアラウンド温度上昇ΔT_{rise}，ターンアラウンド時間t_tと流動抵抗係数K_Lの関係を示す。K_Lの増加に伴って，T_t，ΔT_{rise}，t_t共に増加する。Fig. 3.19(a)は注水温度T_{in} = 80 ℃の時のデータであり，同(b)はT_{in} = 50 ℃の時のデータである。オリフィス口径12 mm，10 mmではT_{in}の違いによるT_t，ΔT_{rise}，t_tの差は小さい。オリフィス口径8 mmでは，若干差がでている。この傾向はFig. 3.20により明確に示されている。Fig. 3.20はΔT_{rise}とt_tの関係を示したものである。t_tが大きい時，ΔT_{rise}はT_{in}に影響されている。

3.3.7　クエンチ

Fig. 3.21 は発熱体中央部のクエンチ時刻と，出力の関係を示したものである。図中のAより小さい出力では，それぞれのオリフィス径において上限温度600 ℃に達する以前に冷却しうることを示す。Aより大きい出力では，発熱体中央部で600 ℃に達し，600 ℃以上の高温状態が出現することは避けえない。

Fig. 3.22 は炉心内差圧と出力の関係を示したものである。炉心内差圧は時間と共に一般に増加する。本図における炉心内差圧は，発熱体中央部がクエンチした時刻ないし発熱体中央部表面温度が上限温度（600 ℃）に達した時刻における値である。本図の可冷領域で示される炉心差圧が確保されれば，発熱体を冷却しうることを意味する。炉心内差圧は大部分炉心内に蓄積された水の静水頭によるものと思われるが，炉心内水量が，約1 m以上確保されれば，発熱体は可冷である。

3.3.8　一定注入実験の熱伝達率との比較

Fig. 3.17 にみられるようにシステム効果実験の熱伝達率は極めて小さく殆んど50kcal/m²hr℃未満である。従来シリーズ2A[4]等で報告したように一定注入実験で得られた熱伝達率に比べかなり小さい値であると思われる。以下に一定注入実験の熱伝達率とシステム効果実験の熱伝達率とを比較してみる。

Fig. 3.23 は，一定注入実験の時の発熱体中央部の熱伝達率と炉心差圧の関係を示したものである。図は，注水開始後からクエンチ前約30sec までの期間の結果である。クエンチ前約30secを除いた理由は，こゝでは伝熱形態が膜沸騰又は，それに類似したものであると予想され，その時刻以前と伝熱形態が異なると考えられるからである。次の範囲のデータがプロットされている。

電　　圧 E　　：　20 v，25 v.
注水速度 U_{in}　：　8cm/sec，12cm/sec
注 水 温 T_{in}　：　50℃，　80℃　(nominal)

図から上記の範囲では，熱伝達率と炉心差圧はほゞ一定の関係にあるとみられる。この関係を利用して，システム効果実験の熱伝達率を調べる。

Fig. 3.24 はシステム効果実験の熱伝達率と炉心差圧との関係を示したものである。パラメータは注水温およびオリフィス口径である。h と ΔP_{TS} にほゞ一定の関係があることがみられる。注水温の違いによる差は殆んどない。オリフィス口径の違いによる差は若干あるように思われる。すなわち，オリフィス口径が大きい時，熱伝達率は大きい。

Fig. 3.25 は同様の図でパラメータは出力である。h と ΔP_{TS} にほゞ一定の関係があることがみられる。Fig. 3.27 は流路外管温度をパラメータとした図である。この場合も h と ΔP_{TS} にほゞ一定の傾向がみられる。

Fig. 3.28 はFig. 3.24～27 の全データをプロットした図である。同図中の斜線部分は，Fig. 3.23 のデータの包絡線で一定注入実験の時の h と ΔP_{TS} の関係を示す。図でみられるように，同じ炉心差圧で比較すれば，熱伝達率は，一定流量注入実験，システム効果実験の違いによる差は小さく，後者の熱伝達率がわずかに小さいだけである。

3.3.9　システム効果実験における一次系ループ部流動抵抗の影響についてのまとめ

以上の議論をまとめると次のようになる。

1）再冠水速度は振動的であり，流動抵抗の小なる程（オリフィス口径の大なる程）再冠水速度は大である。しかし，注入開始初期の再冠水速度変動は，オリフィス口径の影響を受けていない。

2）注水開始初期は，再冠水速度は非熱的に決定され，蒸気発生とともに一次系ループ部圧力損失が，再冠水速度を決定しているように思われる。

3）一次系ループ部差圧は，流動抵抗の違いにほとんど依存しない。むしろ流路外管温度の影響が強い。

4）炉心差圧は，いずれの実験でもほゞ一定である。

5）一次系流動抵抗が小なる程，熱伝達率は大，クエンチ速度は大，ターンアラウンド時間は小である。

6）炉心内差圧（水頭）が約 1 m以上あれば，発熱体はクエンチ可能と考えられる。

7）炉心内差圧とクエンチ前 30 秒以前の熱伝達率とはほゞ一定の関係がある。

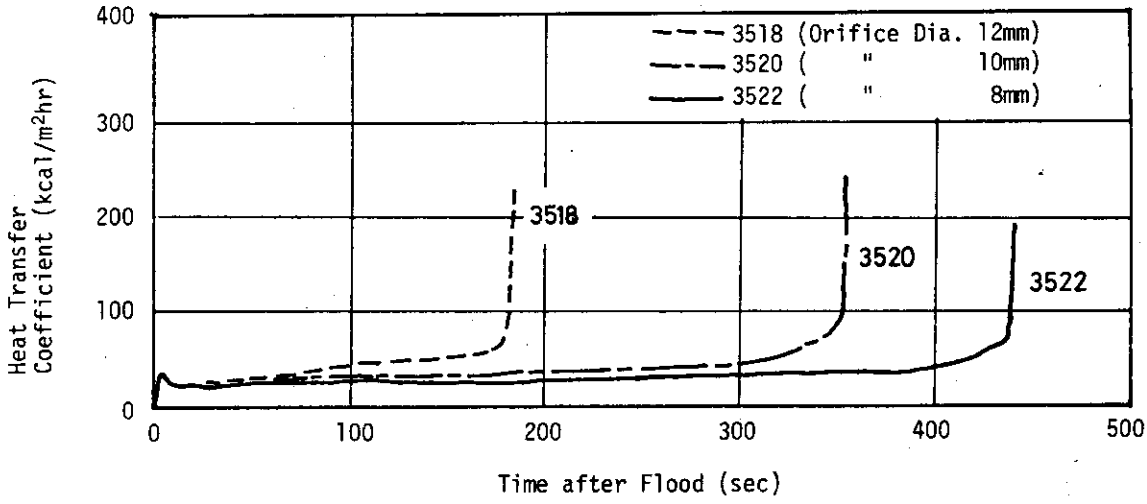


Fig. 3.17 Effect of Primary Loop Resistance on Heat Transfer Coefficient

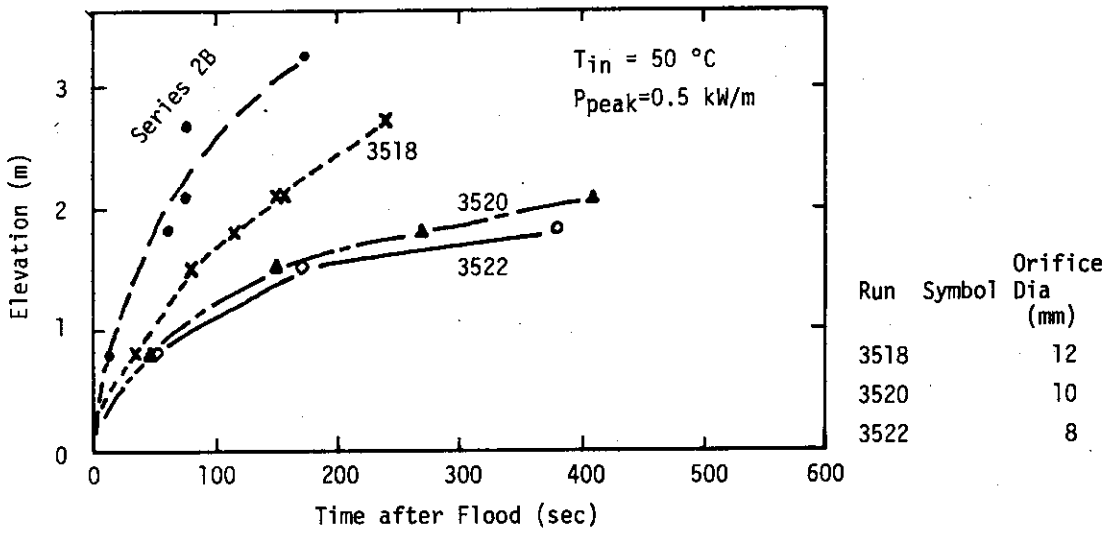
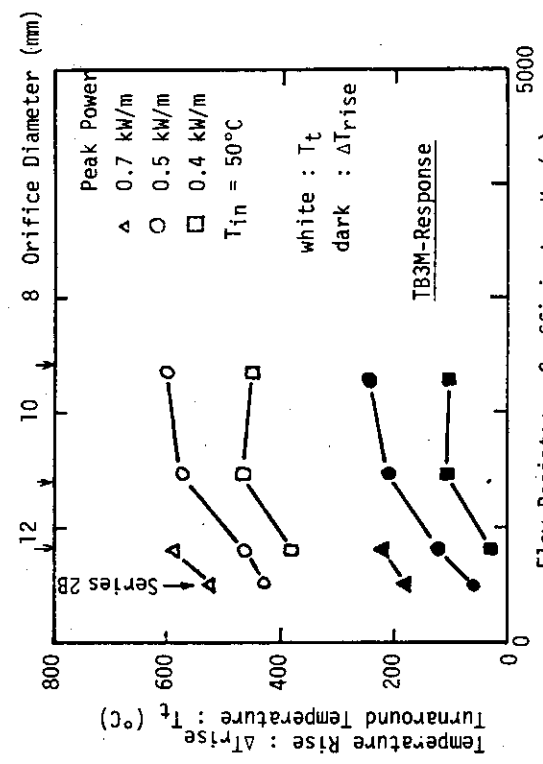


Fig. 3.18 Effect of Flow Resistance Coefficients on Quench Envelope



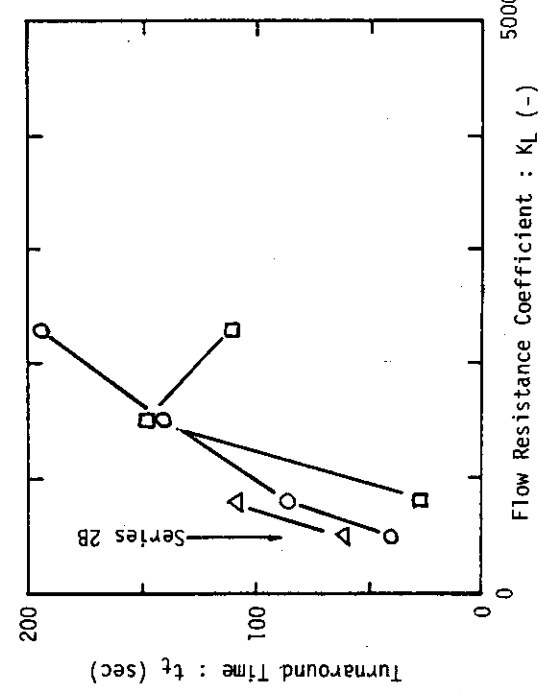
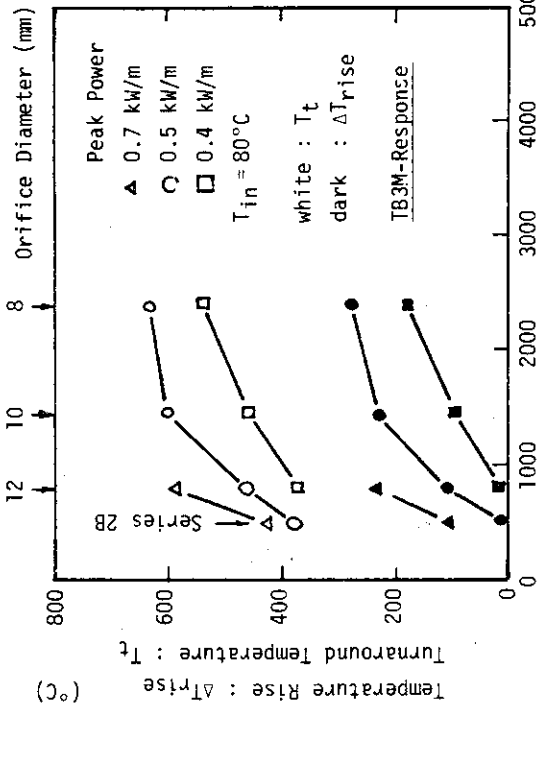


Fig. 3.19(b) Temperature Rise, Turnaround Temperature, Turnaround Time versus Flow Resistance Coefficient



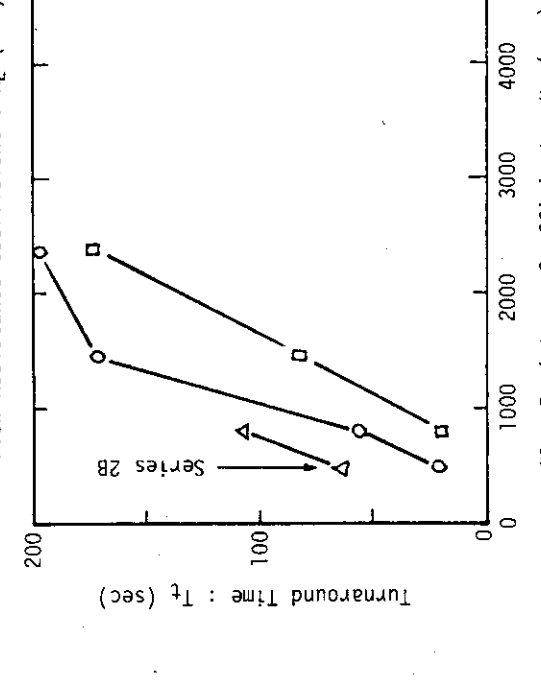


Fig. 3.19(a) Temperature Rise, Turnaround Temperature, Turnaround Time versus Flow Resistance Coefficient

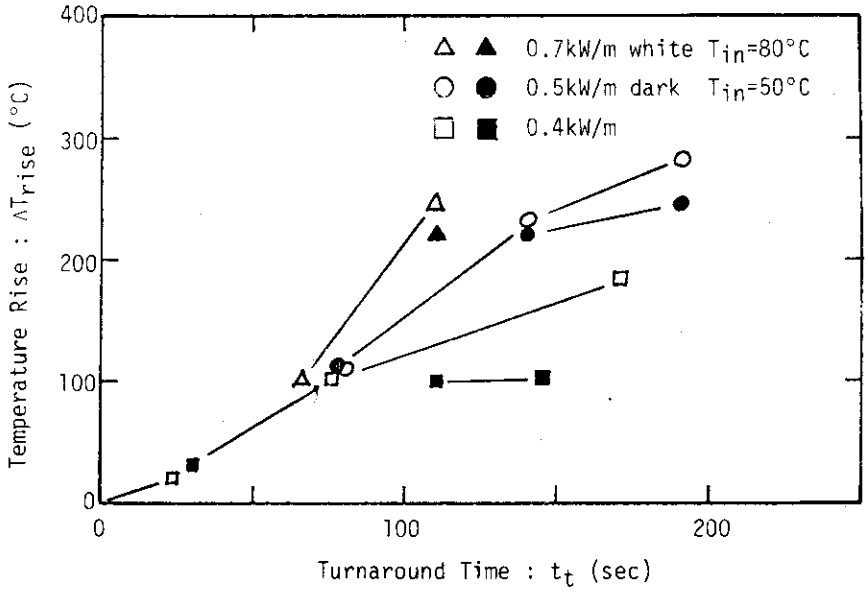


Fig. 3.20 Temperature Rise Versus Turnaround Time

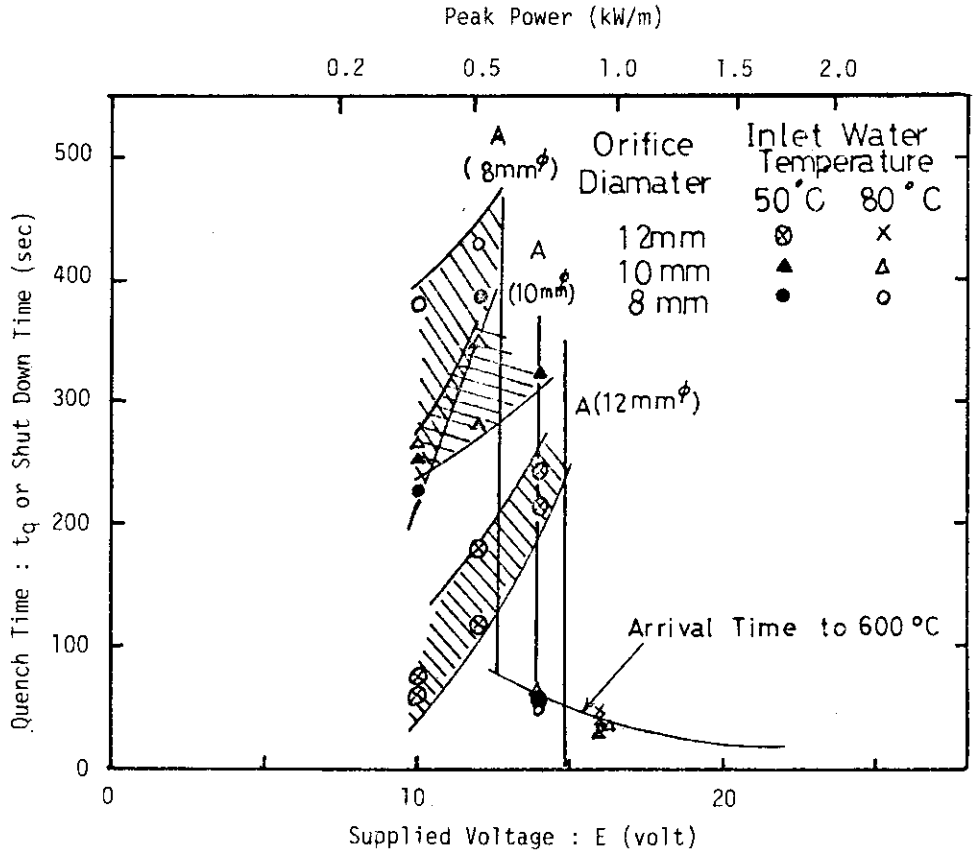


Fig. 3.21 Quench Time, Power Shutdown Time Versus Supplied Power Voltage

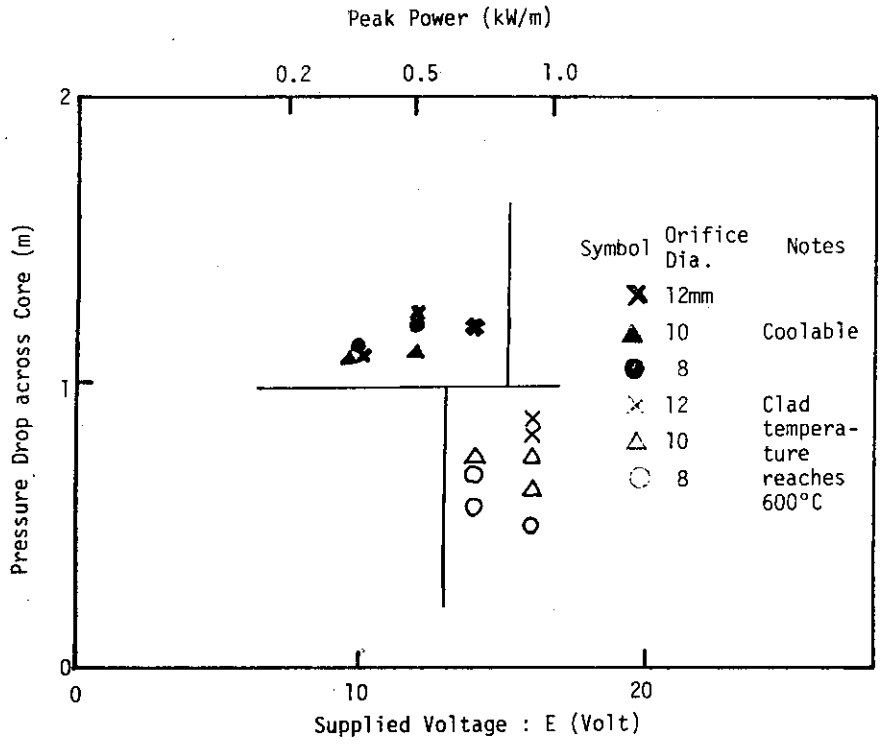


Fig. 3.22 Core Pressure Drop Versus Supplied Power Voltage

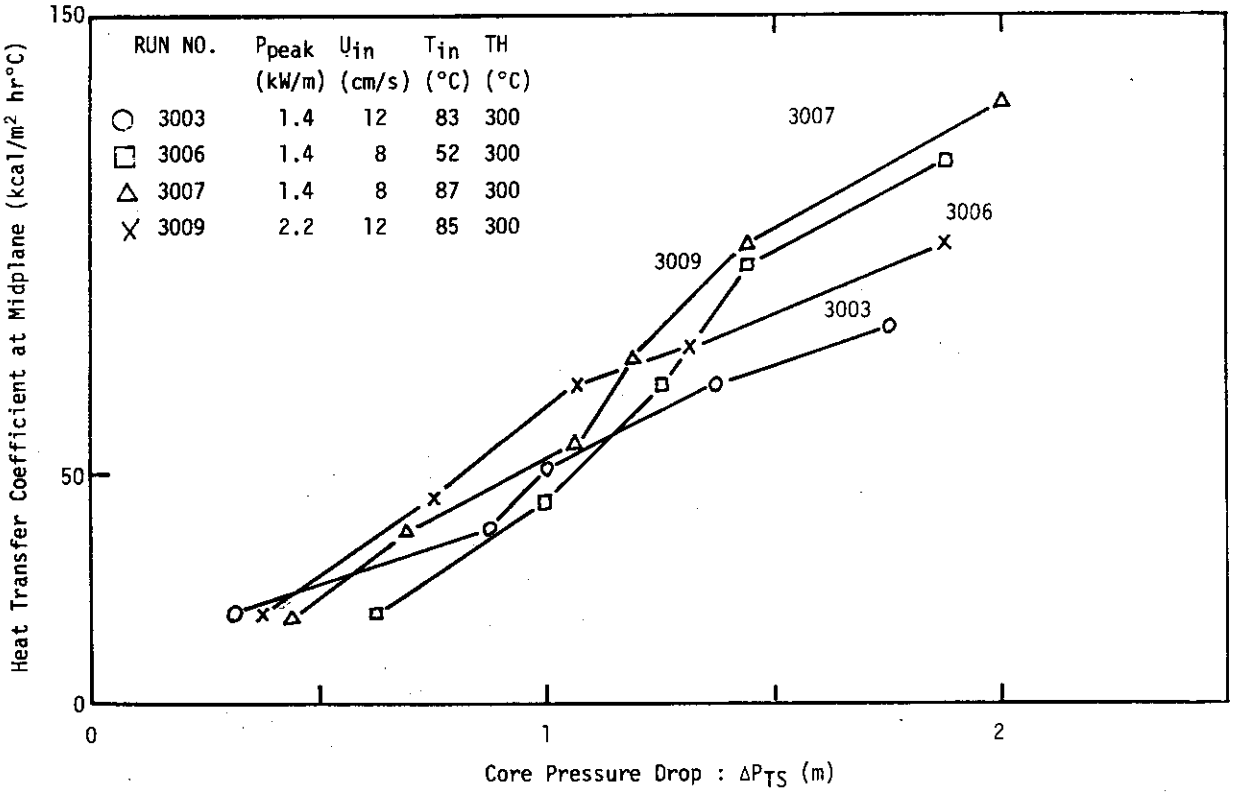


Fig. 3.23 Heat Transfer Coefficients Versus Core Pressure Drop (3A)

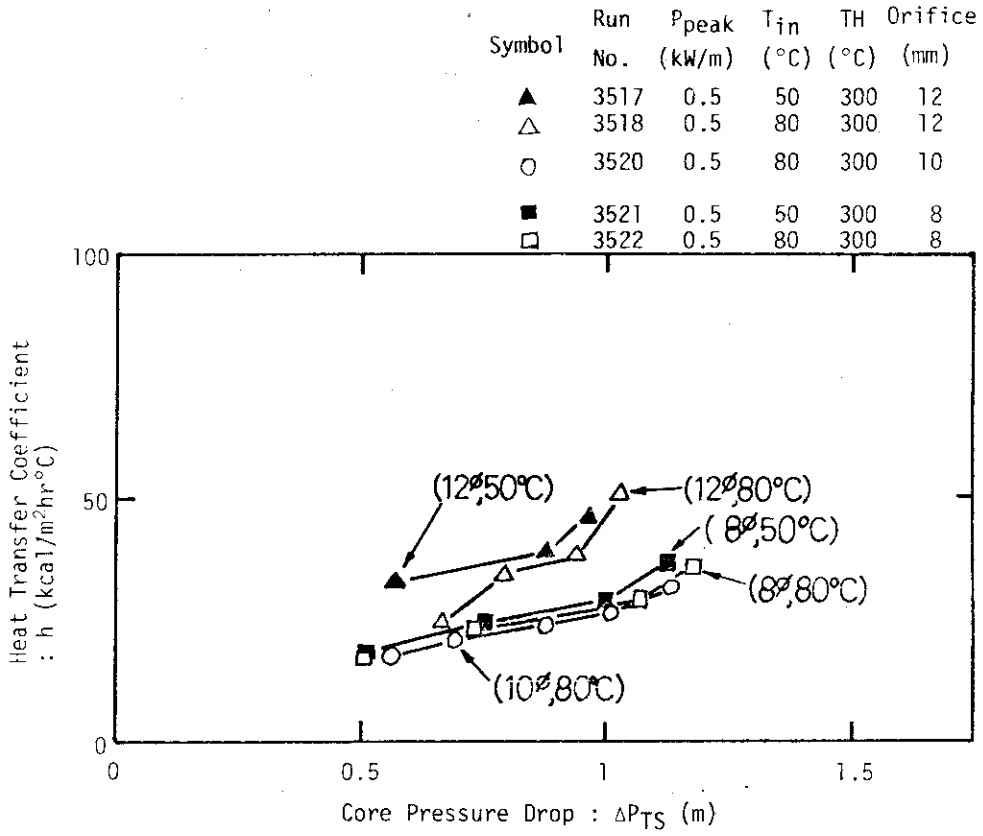


Fig. 3.24 Effect of Inlet Subcooling and Orifice Diameter on Heat Transfer Coefficients for System Effect Test

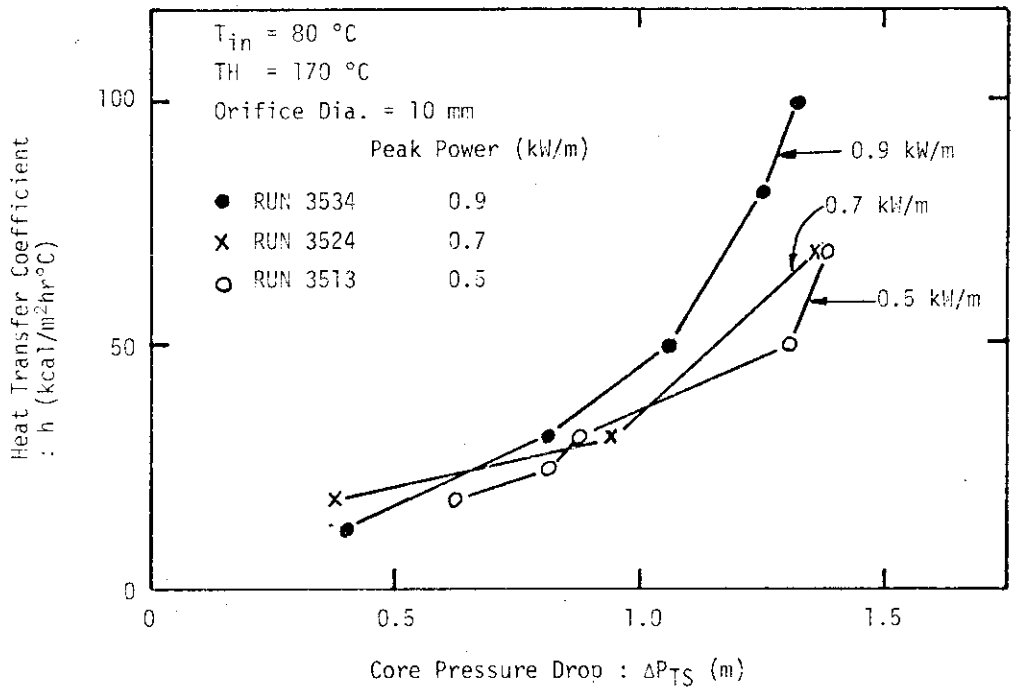


Fig. 3.25 Effect of Supplied Power on Heat Transfer Coefficients for System Effect Test

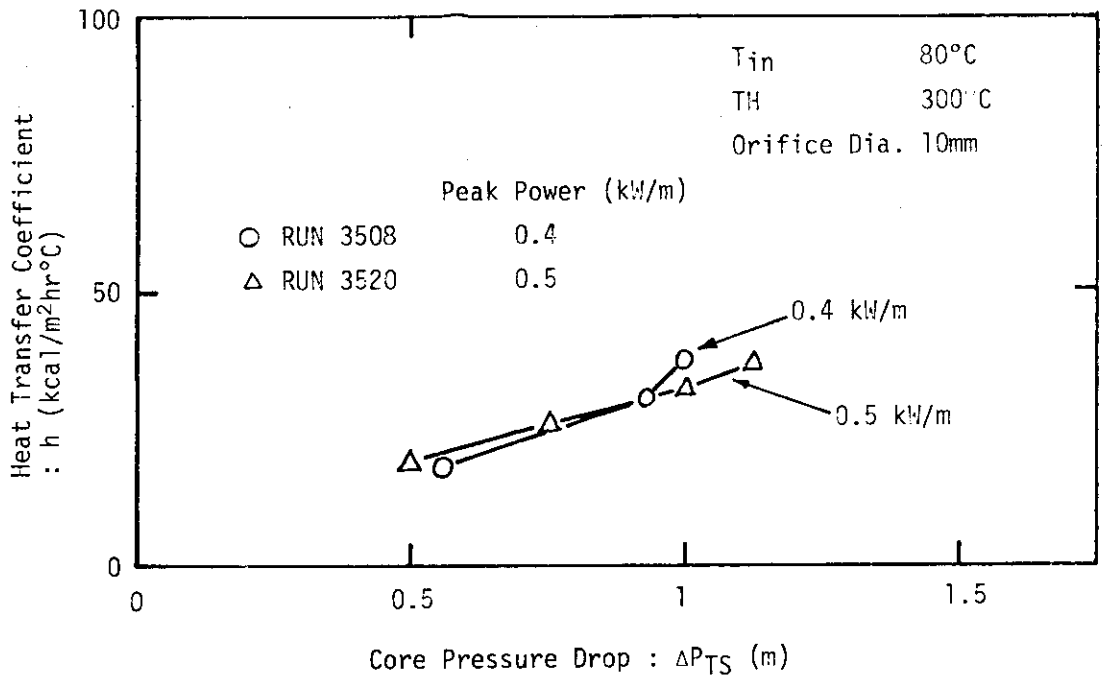


Fig. 3.26 Effect of Supplied Power on Heat Transfer Coefficients for System Effect Test

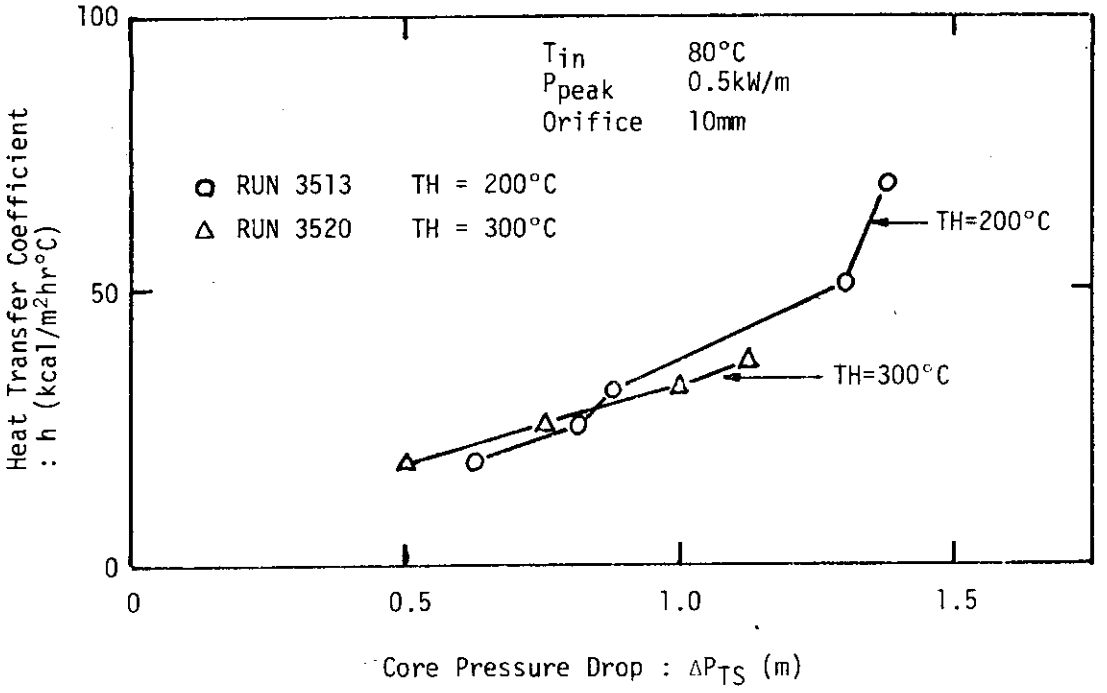


Fig. 3.27 Effect of Housing Temperature on Heat Transfer Coefficients for System Effect Test

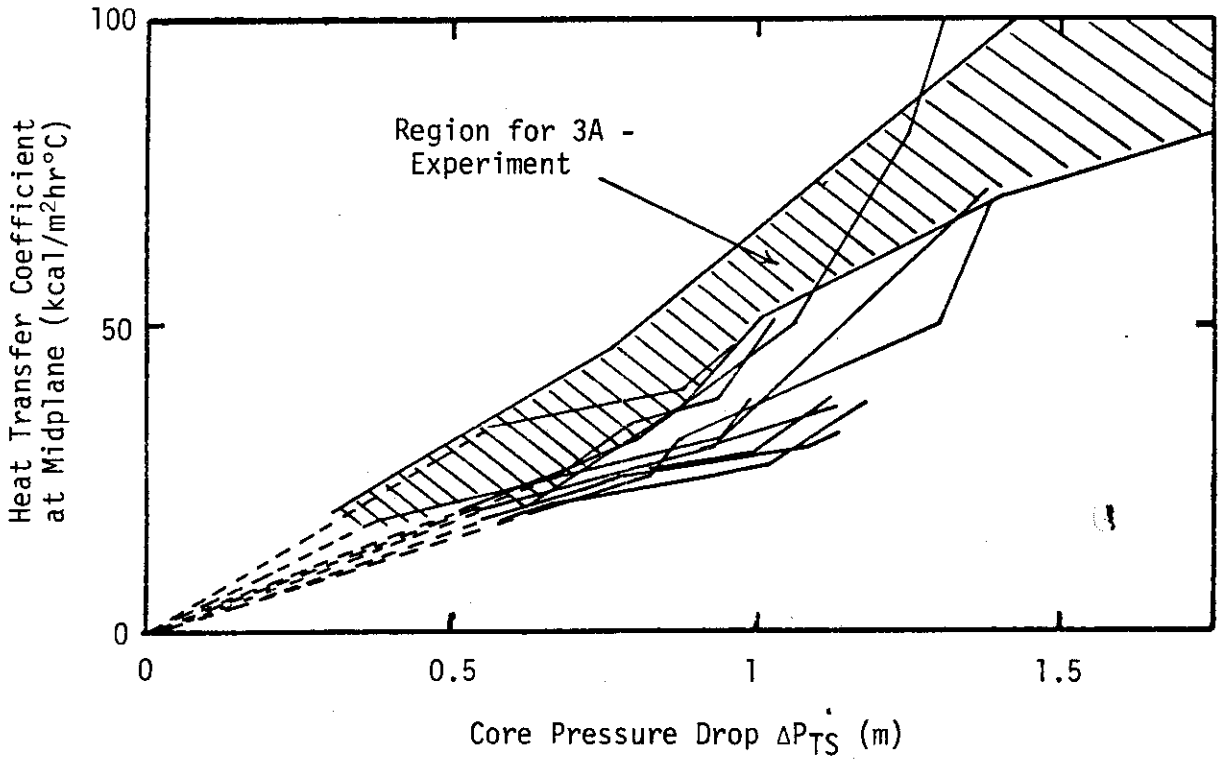


Fig. 3.28 Comparison of Heat Transfer Coefficients for System Effect Test and Constant Rate Injection Test in Series 3 Experiment

3.4 システム効果実験における振動現象

3.4.1 振動現象の概要

シリーズ2B実験報告[2]で述べたように，システム効果実験において，圧力，流量，温度変化に特徴的な振動現象が出現していた。シリーズ3B実験にも，シリーズ2B実験と同様に物理量に振動的変化が出現している。

特徴的な振動的変化が出現している物理量は次の様に大別してみることができる。

(1) 圧力（差圧）；①下部プレナム圧力，②上部プレナム圧力，③炉心内圧力差，④一次系ループ圧力損失，⑤蒸気発生器模擬部圧力降下，⑥ポンプ模擬部流動抵抗（圧力差）

(2) 温度；①発熱体表面温度

(3) 流量；①炉心注入水量，②炉心内蒸気発生量

(4) 熱伝達率；'2)の①項から計算で求まる

これらの，(1)から(4)の項目の物理量は互いに独立に振動的変化を呈するのではなく，相互に密接な関係を有している。既にシリーズ2B実験報告[2]およびシリーズ2A実験報告[4]に述べたように，これらの振動的変化は下部プレナム圧力変化を基準にとって考えると理解が容易である。

ところで，米国PWR型FLECHT－SET実験報告[5]には，システム効果実験において有意の圧力振動が発生し，その発生原因は蒸気発生量を外乱とするダウンカマーと炉心とが形成するU字管振動であると結論している。蒸気発生量を基本的には炉心内液位の一次関数で表わすことによってその定量的評価に成功している。

一方，原研におけるシステム効果実験で出現している振動は，初期冷却水の注入方式の違いによるものとも考えられるが，異なった特徴が見受けられる。すなわち，シリーズ2B実験報告で述べたように，振動の初期（注水開始から約30秒間），振動の中期（注水開始後30秒から60秒までの間），振動の後期（注水開始後60秒以後）の3段階に分けて考えることが出来，それぞれの期間でその振動特性は異っていた。

また，原研における特徴は一定流量注入実験においても注入初期に明確な振動現象が出現していることであって必ずしもU字管振動と考えられない点があることである。シリーズ2A実験（一定流量注入実験）で，振動的現象の発生原因として，ピーク出力，流路外管温度，発熱体初期温度，冷却水注入水温，冷却水注入速度の5つの主要パラメータの内で，特に流路外管温度が大きな支配的要因であることを示した。シリーズ2Bでは流路外管温度が全ての実験で300℃であり，流路外管温度の影響を調べることが出来なかったが，本シリーズでは流路外管の温度の影響が調べられている。

以下に，本実験で出現した振動現象の特徴について述べることにする。

Fig. 3.29(A)，(B)にシリーズ3Bに於ける代表的実験結果が示してある。図の横軸には炉心注水開始時からの時間(秒)，縦軸には圧力，差圧ならば水頭（cm），温度ならば℃，流量ならばℓ/hrがそれぞれ単位としてとってある。グラフ中の記号は，それぞれの物理量を示す。この実験は実験番号が#3517のものであり，発熱体全長にわたって表面がクエンチした実験である。

Fig. 3.30に発熱体が全長にわたって完全にクエンチせず，発熱体保護のための許容最高温度

まで昇温したため印加電力を途中で遮断した実験結果が示してある。

Fig. 3.29(A) ，(B)およびFig. 3.30 からわかるように，振動的変化が顕著に出現している物理量間には，図中の矢印で示したように規則的は対応関係が存在することがわかる。

また，下部プレナム圧力変化に顕著に見受けられるが，振動の周期，振幅の傾向から図中に示したように，A，B，Cの三領域に振動領域を分けて考えることができよう。

3.4.2 振動現象特性

Fig. 3.29(A) ，(B)およびFig. 3.30 で見たごとく，振動的変化の状況は，下部プレナム圧力にもっとも顕著に現われている。そして，その振動の特徴から，振動の時期を，A領域（振動の初期），B領域（振動の中期），C領域（振動の後期）に分けて考えると，A領域に於いて最も激しい振動が生じており，B領域では振動は一時減衰消滅し，C領域になって再び振動的変化が生じている。C領域における振動の振幅は，せいぜい水頭にして40cm程度であり，周期は初期に比べて大きくなっている。そこで，ここでは振動初期の特性を，振幅，周期の二つの観点から調べることにする。

Fig. 3.31 に，シリーズ3Bで下部プレナム圧力に振動的変化を生じた実験について，印加電圧，注入水温度，一次系ループ内に設置したポンプ模擬のためのオリフィスの口径の各パラメーターによって，振動初期（A領域）の振幅および周期がどのように変わるかが示してある。ここに示した実験の流路外管温度は全て250 ℃以上の実験である。

注入水温度と一次系ポンプ模擬のオリフィス口径の影響は図から見い出されないが，印加出力の影響については，印加出力が大きくなるほど周期，振幅共大きくなる傾向にあることがわかる。図中に示したハッチングの領域はデータの傾向を示したものである。

振幅については，大まかにいって水頭にして0.5～2.5 mの範囲にあり，一方周期は3～10秒で特に5秒前後の周期のものが多いことがわかる。

3.4.3 振動発生に影響を与える要因

再冠水実験のシステム効果実験で，採用しているパラメータは今のところ，注入水温度，流路外管温度，発熱体ピーク出力，発熱体初期温度，一次系ポンプ模擬オリフィス口径の5つのパラメーターである。この内でも特に流路外管温度がシリーズ2A実験（一定流量注入実験）で出現した振動の支配的要因であったのに対し，シリーズ2B（ダウンカマー一定水頭実験）では他のパラメータの影響は調べることができたが，流路外管温度300 ℃に固定したために不充分であった。

Fig. 3.32 に振動発生のマップが示してある。図の縦軸は流路外管温度（℃），横軸は印加電圧（ボルト）で○印はオリフィス口径8 φ，△印は10 φ，□印は12 φのものである。また記号の右肩に〃印が附されているものは注入水温が80 ℃のもの，無いものは50 ℃のものである。記号が白抜きのものはその条件で振動的現象が発生しなかったもの，黒塗りのものは，その条件で振動的現象が出現したものである。

図からわかるように，流路外管温度200 ℃近傍を境界としてそれ以上の温度では振動的現象が

発生し，それ以下では振動的現象が発生していないことがわかる。特に，印加電圧が零のときでもこの傾向がはっきりあらわれていることは注目すべきことであり，後述のごとく流路外管の保有熱の熱放出による蒸気発生量が，振動発生の支配的要因になっていると考えられる。流路外管温度以外のパラメーターについては，本実験範囲では支配的要因になっていると考えられない。

そこで，流路外管の保有熱の熱放出による蒸気発生が振動の発生の支配的要因であるとすれば，流路外管温度200 ℃が発熱体出力の何%に相当するかを調べて見ることは興味あることである。

Fig. 3.33 に，シリーズ2B実験での流路外管の保有熱量の放出率（Q_H），発熱体線出力（Q_P），発熱体の初期温度による保有熱量の放出率（Q_R）がそれぞれどの割合になっているかを示す。ここで示す保有熱量の放出率Q_H，Q_Rは，流路外管および発熱体のクエンチ速度をもとに一定の割合で放出されるものとして求めたものである。

流路外管の保有熱の放出率は，

$$Q_H = 0.63 \sim 0.67\,kw/m$$

のオーダーであり，全熱量（$Q_H + Q_P + Q_R$）の3割以上であって無視できない量であった。

シリーズ3Bの結果を下に示す。流路外管温度が300 ℃ではS_1＝流路外管断面積＝ $26.4 \times 10^{-4} m^2$ であるので，

$$S_1 \rho C_p \Delta T U_q = 26.4 \times 10^{-4} m^2 \times 7820\,kg/m^3 \times 0.12\,kcal/kg℃ \times 200\,℃$$

$$\times \frac{1.55}{235}\,m/sec \times 3600\,kcal/hr/860\,kw$$

$$= 13.7\,kw$$ （RUN3517の場合）となる。

流路外管のクエンチ状況はFig. 3.34 に示してある。

従ってこの時の流路外管からの放出線の割合は，発熱ピンのピーク出力に換算して約0.51kW／mに相当することになる。

流路外管温度が200 ℃の場合にはRUN 2526 を例にとって示すと，

$$S_1 \rho Cp \Delta TUq = 26.4 \times 10^{-4} \times 7820 \times 0.12 \times 100 \times \frac{1.55}{170} \times 3600/860$$

$$= 9.5\ kW$$

となり，ピーク出力にして，0.35 kW／mの増加となっている。

これらのQ_Hの値は，その実験での発熱体ピーク出力の6割強に相当し，無視できる値ではないことがわかる。

3.4.4 振動の発生原因に対する考察

(a)蒸気発生を無視した場合の炉心内蓄水量；FLECHT－SET実験で出現した振動の原因と同じように，本実験で出現した振動もダウンカマー流路と模擬炉心流路とが形成するU字管の流体振動と考える時，この解析にはまず，模擬炉心および流路外管が非加熱の時の注入特性すな

わち蒸気発生を無視した場合の炉心内蓄水量を明らかにしておく必要がある。

そこで，まず試験部の構成を簡単にFig. 3.35に再録しておく。図でB部はダウンカマー模擬部であり，C部分は，ダウンカマーと下部プレナムとを接続する配管での配管部分にタービン型流量計，開閉バルブ，曲り等の流動抵抗の原因となるものが付随している。D部分は模擬炉心，E部分は一次系ループで蒸気発生器，ポンプ模擬のオリフィスが設置されている。

実験開始時には，ダウンカマー流路，ダウンカマーと下部プレナム間の配管および炉心下部のオーバーフローラインまで水が満たされている。そして，ダウンカマーのA部に一定流量を注入し，水頭が常にH_d だけかかるようにダウンカマーへの注入量は余分な水量はオーバーフローされている。このような状態で，バルブV5が開いて炉心への注水開始と共に実験が始まる。

Fig 3.35において注入開始時からの冷却水の運動方程式は次の様に表わすことができる。

$$\frac{M}{g_C}\ddot{x} = S_d H_d \gamma_L - S_c x \gamma_L - F_f \tag{1}$$

ここで，Mはダウンカマー流路及び炉心模擬流路までに含まれる水の質量，S_d はダウンカマー流路面積，H_d はダウンカマー有効高さ，S_c は炉心流路面積，Xは炉心液位，γ_L は水の比重量，F_f は摩擦力である。

$$M = S_I H_d \gamma_L + W_{piping} + W_{LP} + S_c \gamma_L X \tag{2}$$

$$F_f = \sum_i f_i = f_1 \text{（配管流動抵抗）} + f_2 \text{（曲り部）} + f_3 \text{（拡大縮少）} + f_4 \text{（バルブ）} + f_5 \text{（流量計）} \tag{3}$$

$$f_1 = \frac{8\pi}{g_C} \nu \ell_o \frac{S_d}{S_{piping}} \gamma_L \dot{X} \tag{4}$$

$$\sum_{i=2}^{4} f_i = \frac{13.5}{2g} \frac{S^2 d}{S_{piping}} \gamma_L \dot{X}^2 \tag{5}$$

$$f_5 = 77.1 S_{piping} \gamma_L \dot{X}^{1.756} \tag{6}$$

特にf_5 についてはタービン型フローメーターの流量と圧力損失との関係を用いた。

簡単にすると，(1)式は

$$(5.94+0.226x)\ddot{X} = 2.214(4.8-X) - 0.03062\dot{X} - 6.8762\dot{X}^2 - 170.8\dot{X}^{1.756} \tag{7}$$

となる。

初期条件$t = 0$ で，$x = 0$，$\dot{x} = 0$ なる仮定で解いた炉心内液位変化（炉心内蓄水量）は，

Fig. 3.36に示すように，実験結果とよく一致している。従ってシリーズ3Bにおける炉心注入特性は(7)式であらわすことができ，配管抵抗等は(3)，(4)，(5)，(6)式で表わすことができる。この結果は，振動のある加熱炉心実験結果にも使用できるものである。

また，同図中には，ダウンカマーに冷却水を供給せずにバルブV 5を開けた時の炉心液位の変化（炉心内蓄水量）も示してある。

この時の表式は，

$$5.94x = 2.214\,(4.8-2x) - 0.0306x - 6.8762x^2 - 170.8x^{1.756} \tag{8}$$

となる。この結果も実験結果と良く一致している。

(b)蒸気発生量が一定の場合の炉心内蓄水特性

炉心に注入された水が発熱体加熱部および流路外管加熱部に到達すると，蒸気が発生し炉心圧力が増大し，ダウンカマー水頭とテスト部上部圧力の差であるテスト部への注入水駆動水頭が減少することになる。この時の，運動方程式は次の様になる。

$$\frac{(S_d H_d \gamma_L + W_{piping} + W_{LP} + S_c \gamma_L x)\,\ddot{X}}{g_c}$$

$$= S_d H_d \gamma_L - S_c X \gamma_L - S_c P_1 + S_d P_d$$

$$- \left[\frac{8\pi}{g_c}\nu \ell_0 \left(\frac{S_c}{S_{piping}}\right)\gamma_L X + \frac{13.5}{2g_c}\left(\frac{S_c}{S_{piping}}\right) S_c \gamma_L X^3 + 77.1\, S_{piping}\, \gamma_L X^{1.756}\right.$$

$$\left. + \frac{W_g^2}{S_{piping}\gamma_v g_c}\right] \tag{9}$$

$$V_0 \frac{dp_1}{dt} = R_v T_s (W_g - W_{out}) \tag{10}$$

$$W_{out} = C\sqrt{P_1 - P_a} \tag{11}$$

ここで，問題となるのは，発生蒸気量W_gの見積りである。

FLECHT－SETの解析では，この発生蒸気量の評価を，

$$t < t_0 \text{ で } W_g = W_{go} - bt + C\,(x - x_0\,(t_0))$$

とおき，$-bt$はdecay heatの効果，$C\,(x - x_0\,(t_0))$は発熱体が冠水されている部分の発熱量による蒸気発生量を示し，この時の振動を解析している。

Fig. 3.37に実験番号3548の下部プレナム圧力および上部プレナム圧力を例示した。また同時に非加熱のテスト部にダウンカマーから注水した時の下部プレナム圧力変化も示した。

①，②，③式に於いて，蒸気発生量W_gを，

$$W_g = 一定$$

とおいた時の上部プレナム圧力および炉心液位の水頭（炉心内蓄水量）の変化の計算の例が，同図中に示してある。

実験結果（＃3548）と比較すると，上部プレナム圧力の計算値には振動的変化は生じていないが，実験値の変動部分をとり去った平均的挙動を比較的良く表現しているといえる。また上部プレナム圧力と炉心液位の水頭との和は，炉心内の二相流の圧力損失が無視できるので，下部プレナム圧力に等しいものと考えられ，この和は，実験値の下部プレナム圧力の平均的変化とよく一致している。

しかし，問題は実験値の注入初期の振動的変化を説明することができない点であり，これは，蒸気発生量 W_g を一定とすることに問題があることを意味すると思われる。

振動の発生原因が，蒸気発生の時間的変化によるものであって，その関数関係を見つけることによって振動発生を説明できるのか，どうかも含めて今後明らかにすべき点である。

3.4.5 システム効果実験における振動現象についてのまとめ

以上のことをまとめると次のようになる。

1） 振動発生が流路外管温度に強く依存し，他の発熱体出力，注入水温等には，あまり依存していないことが明らかとなった。

2） 流路外管温度が 200 ℃ 近傍を境界として，それ以上では，振動的現象が発生し，それ以下では，発生していないことを明かにした。印加電圧が零の時でもこの傾向がはっきり現われた。

3） 流路外管保有熱量の放出量は外管温度 200 ℃ の場合，全体の約 1／2 であることが計算された。

4） 定量的な計算として蒸気発生を無視した場合の炉心内蓄水量を求め，実験結果と比較し，振動成分を除きよい一致を得た。振動の生ずる原因は，何らかの原因で，蒸気発生量が変動することにあると考えられ，上で述べたように流路外管温度が振動の支配的因子であることから，約 200 ℃ 以上の流路外管が蒸気発生の変動とどのように関係するか，今後明らかにすべき点である。

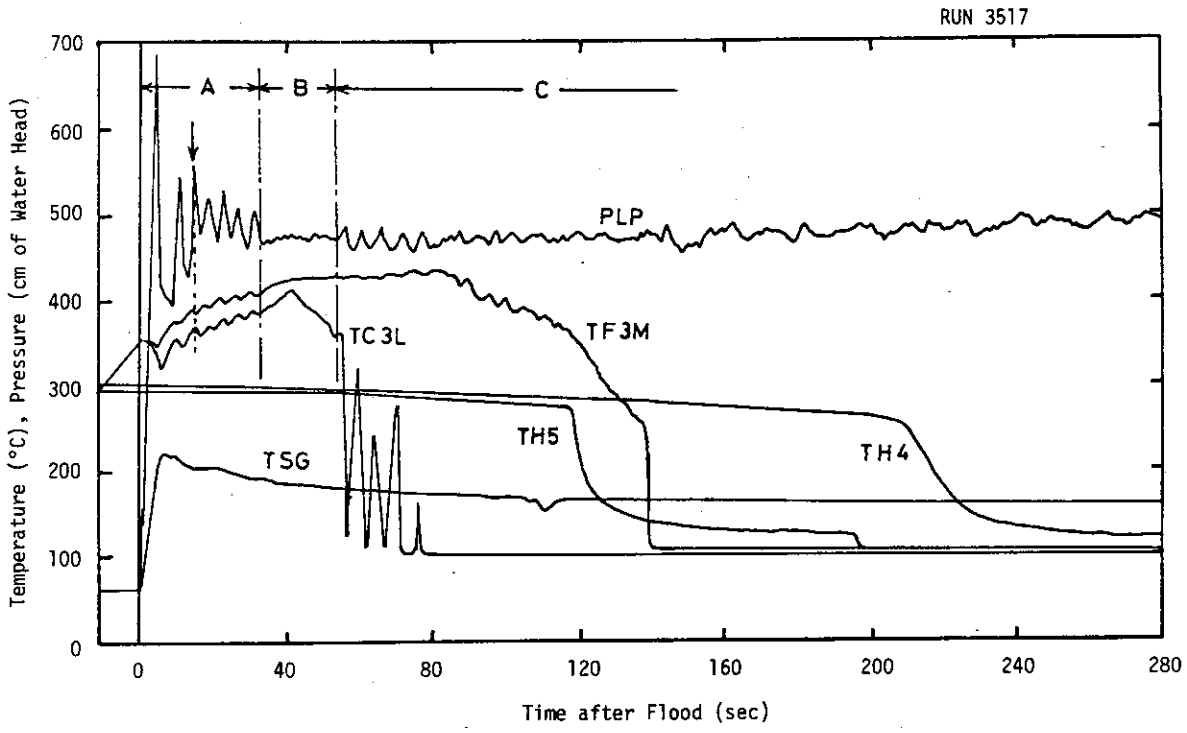


Fig. 3.29(a) Examples of Oscillatory Phenomena in Series 3 System Effect Test

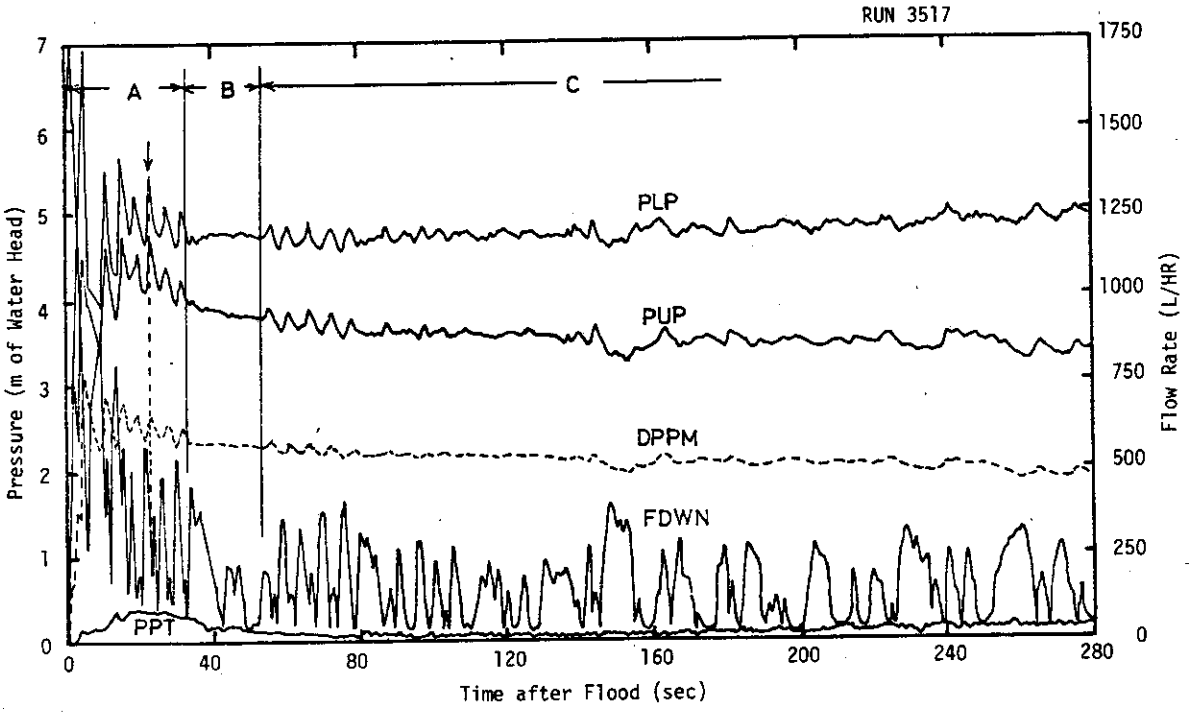


Fig. 3.29(b) Examples of Oscillatory Phenomena in Series 3 System Effect Test

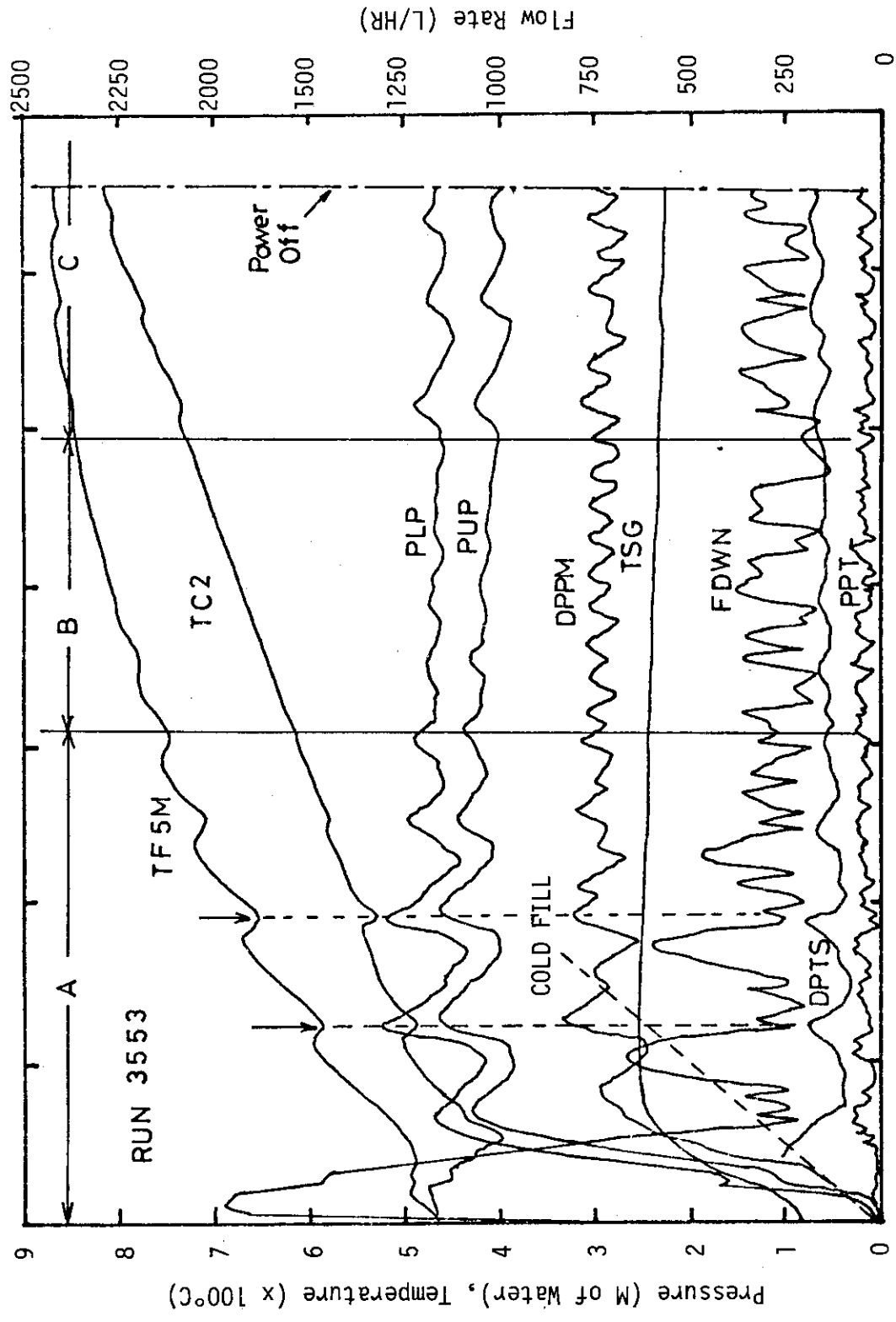


Fig. 3.30 Examples of Oscillatory Phenomena in Series 3 System Effect Test

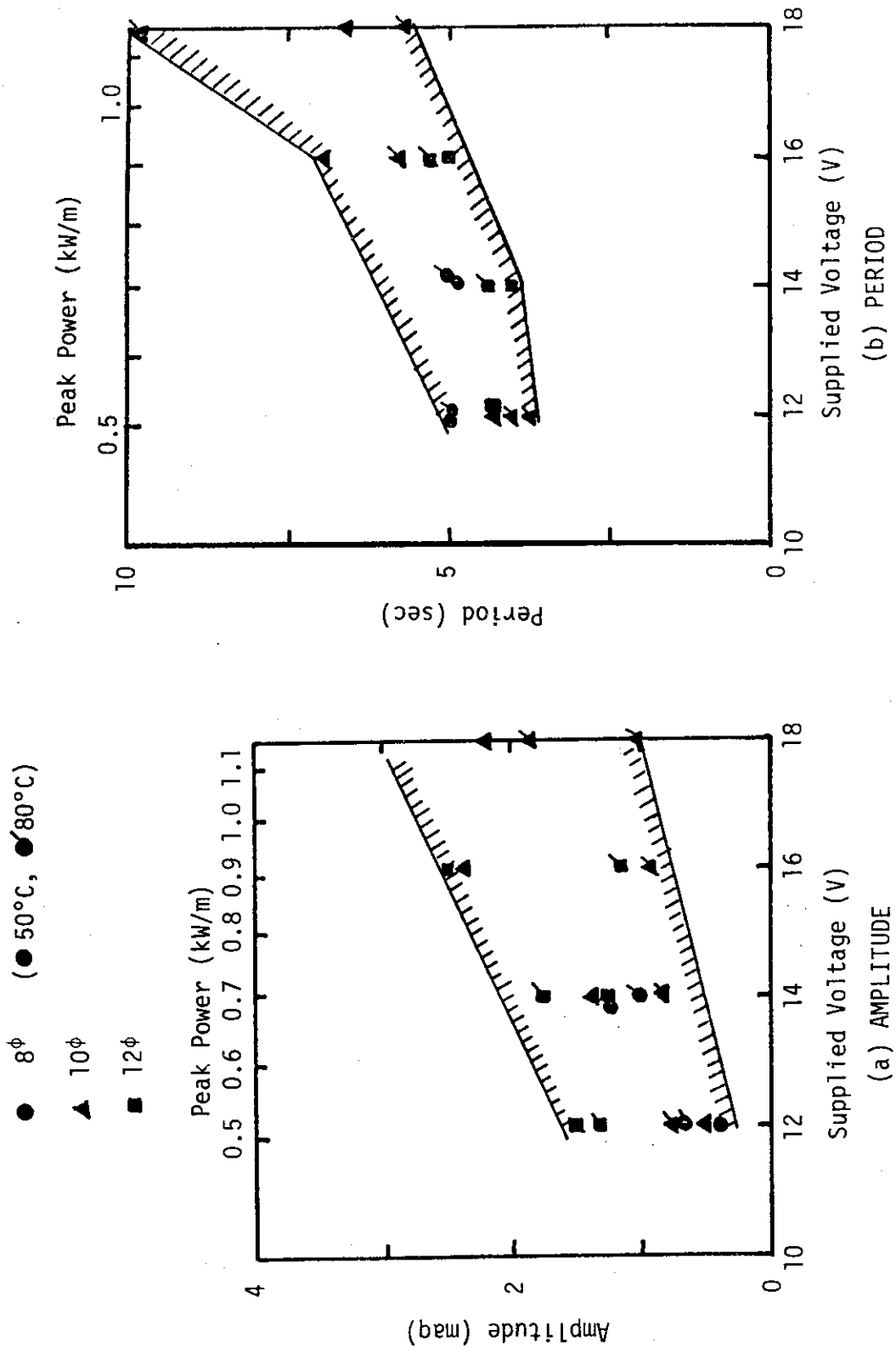


Fig. 3.31 Characteristics of Lower Plenum Pressure Oscillation (Amplitude and Period in the 1st Oscillation Region)

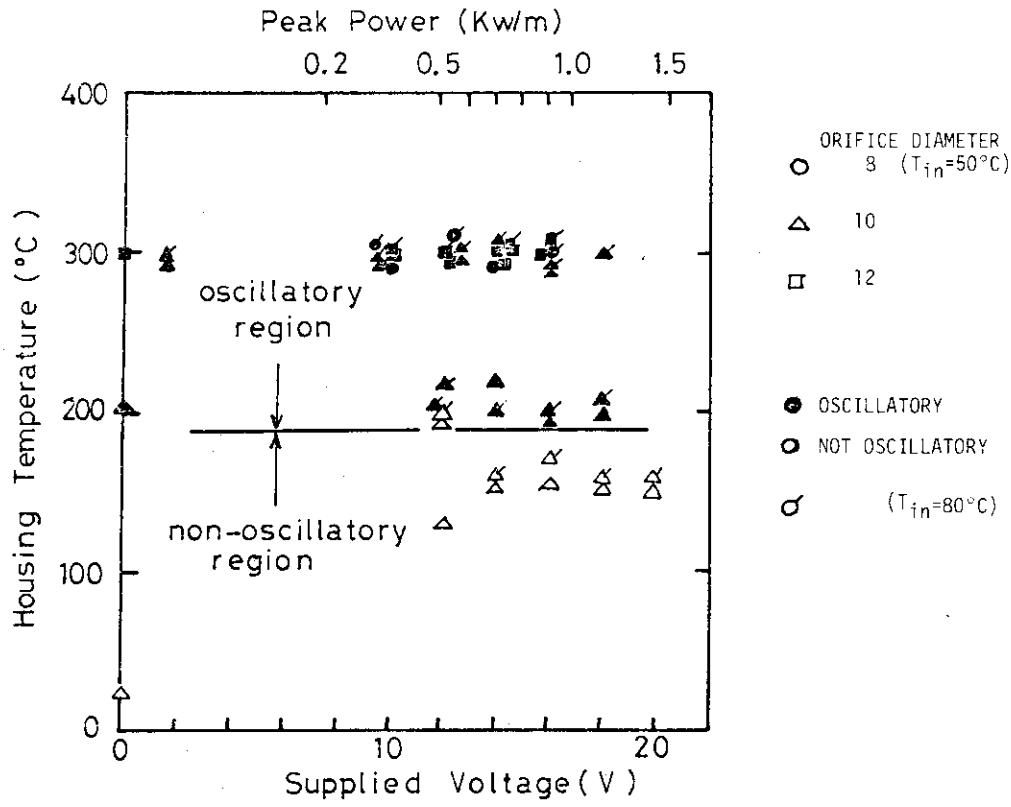


Fig. 3.32 Effects of the Parameters on the Initiation of the Oscillation

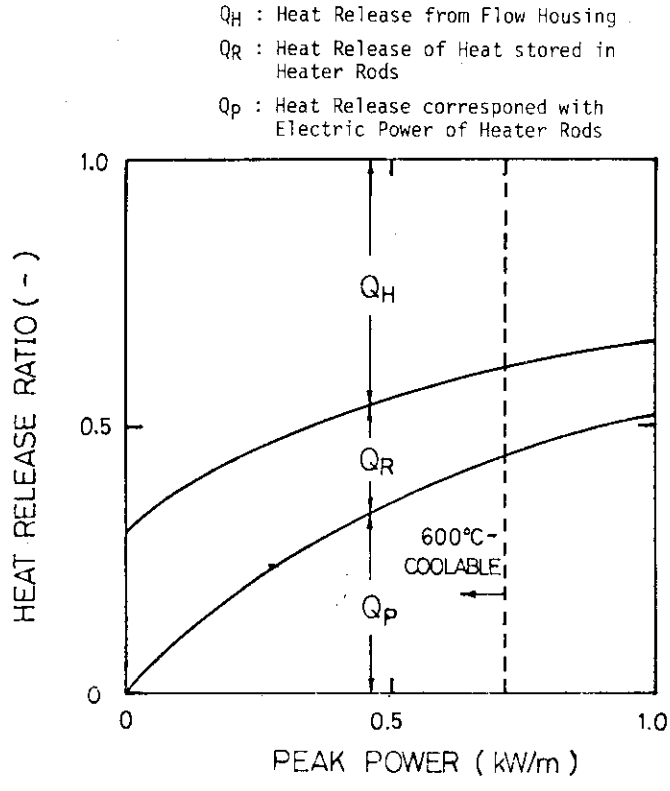


Fig. 3.33 Heat Release from the Flow Housing (The Results of Series 2 System Effect Test)

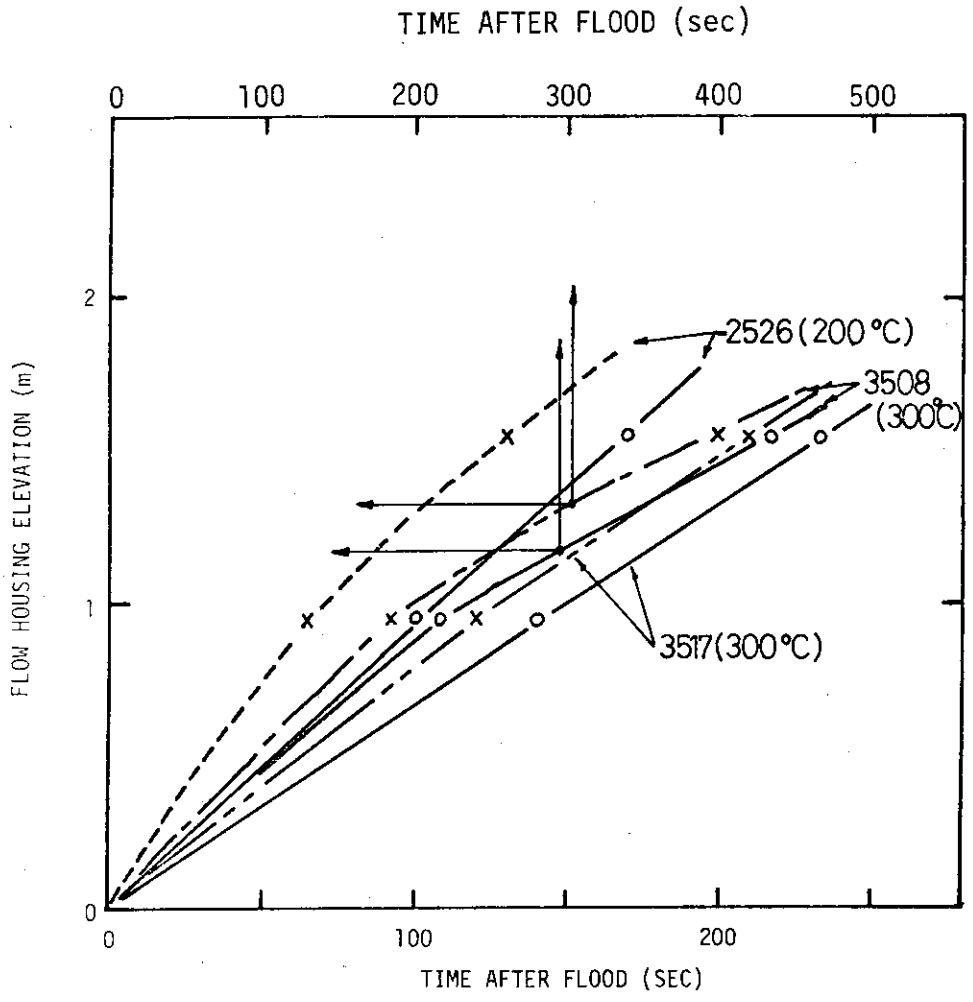


Fig. 3.34 Flow Housing Quench Envelope

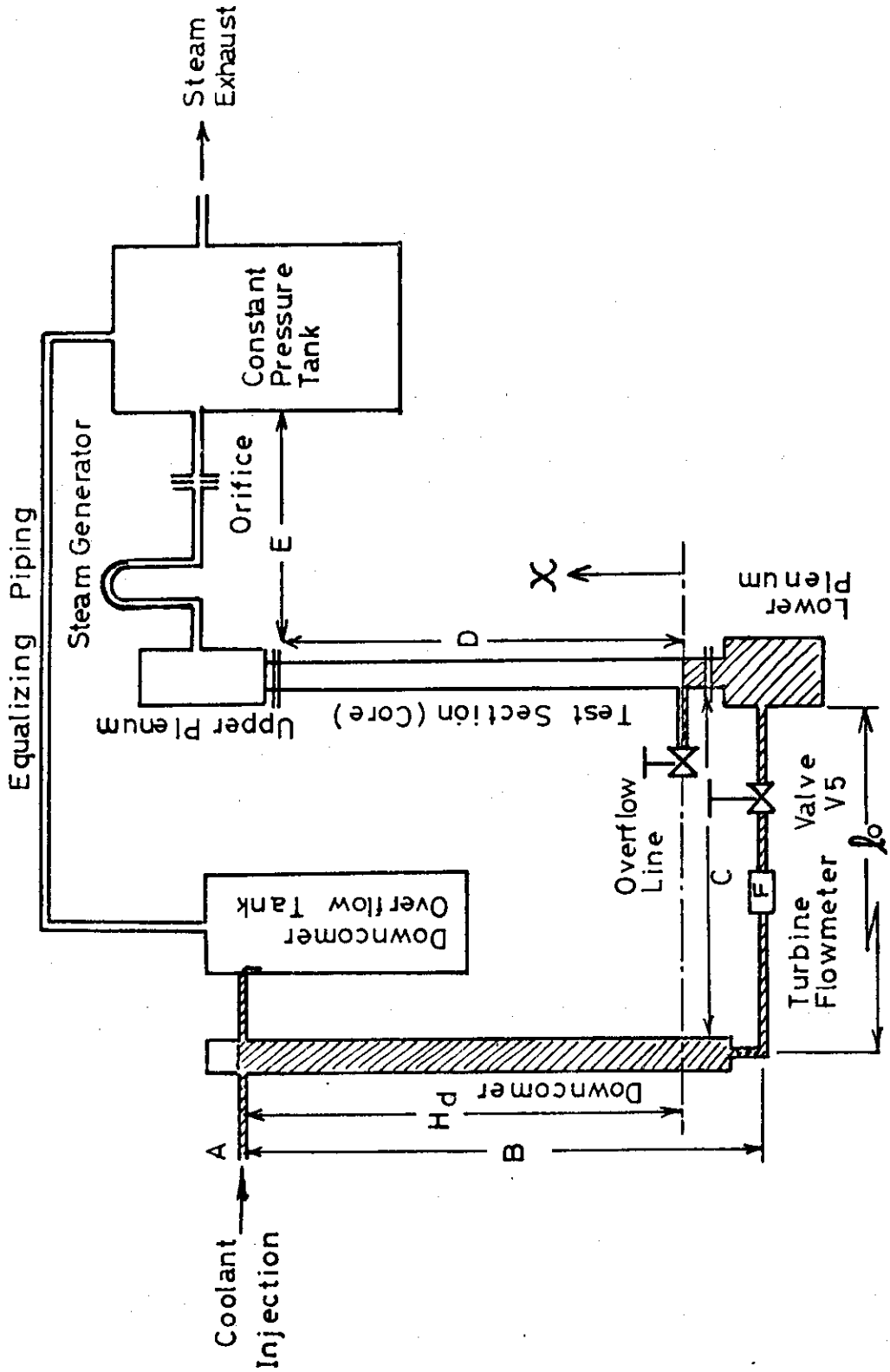


Fig. 3.35 Schematic Diagram of Injection Line and Steam Exhaust Line

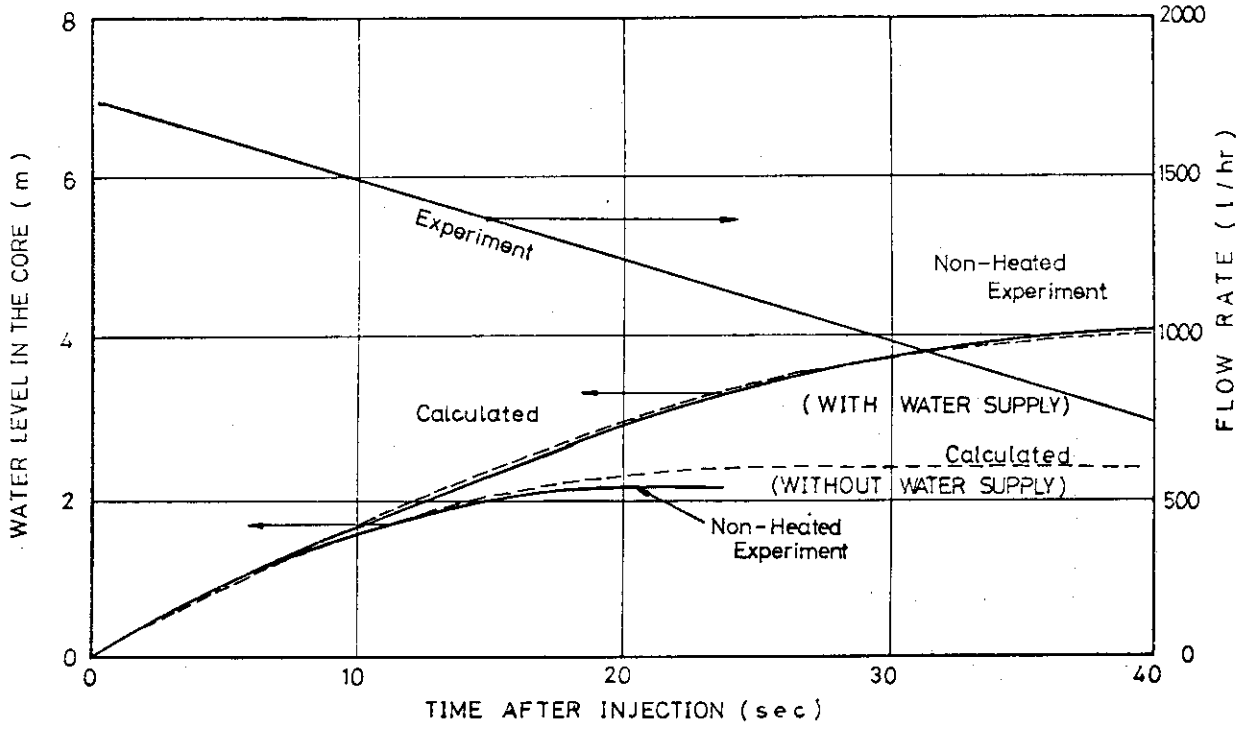


Fig. 3.36 Injection Characteristics of Downcomer-Cold Fill

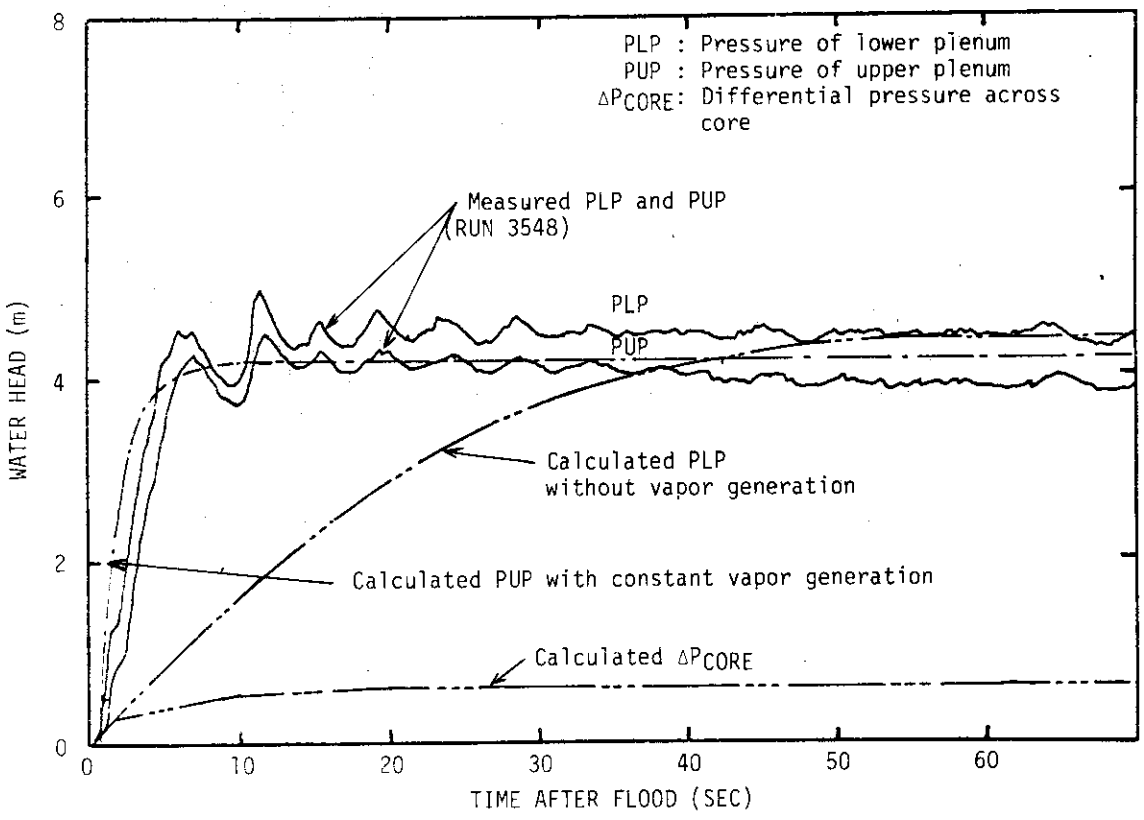


Fig. 3.37 Comparison of the Pressure Histories Calculated and Measured

第4章 結 論

シリーズ3実験ならびにその解析により次の結果が得られた。

1）熱電対取付法の改良により，熱電対の先端への液滴，液塊の付着によると思われる異常な温度応答（シリーズ1，2A，2B実験で見られたもの）が現われることが少なくなった。又，装置運転法の修正の効果もあり，耐久性も向上した。しかし，発熱体外側に露出した熱電対リード線の影響は依然残っている。本実験の終了時に1000℃までの耐熱性も実証された。

2）実験前にダウンカマー模擬体に水を満し，引続きダウンカマー模擬体に注水し，一定注水頭条件の下でテスト部に注水し，一次系ループ部流動抵抗，流路外管温度，発熱体出力，注入水温をパラメータとしてシステム効果実験を行った。

3）システム効果実験における流路外管温度における流路外管温度の影響としては，流路外管温度が高い場合，温度上昇，ターンアラウンド時間，クエンチ時間とも大となる。又，蒸気発生量も大である。特に流路外管温度が220℃以上の場合にこの傾向が著しい。流路外側のクエンチ点は，発熱体のクエンチ点より上側にあった。それぞれのクエンチ速度は，ほゞ等しかった。

4）システム効果実験における一次系ループ部流動抵抗の影響については，流動抵抗小なる程再冠水速度が大で，伝熱流動的に好ましい状態となる。ループ部差圧，炉心内差圧は，いづれの実験でもほゞ一定であり，炉心内差圧とクエンチ前30秒以前の熱伝達率とは，ほゞ一定の関係がある。

5）システム効果実験における振動現象については，流路外管温度が振動発生の支配因子であり，流路外管温度が約200℃以上の場合，振動が生ずること，流路外管からの放熱量が全体の放熱量に比べてかなり大きな割合を占めていることがわかった。

定量的な計算として，蒸気発生を無視した場合，一定蒸気発生量を仮定した場合の炉心内蓄水量を求め，振動成分を除き，実験結果とよい一致を見た。

振動は，蒸気発生の変動によるものと考えられるが，流路外管温度がなぜ振動の支配的因子かということも含めて今後明らかにして行かねばならない。

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，山崎弥三郎次長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4章 結 論

シリーズ3実験ならびにその解析により次の結果が得られた。

1）熱電対取付法の改良により，熱電対の先端への液滴，液塊の付着によると思われる異常な温度応答（シリーズ1，2A，2B実験で見られたもの）が現われることが少なくなった。又，装置運転法の修正の効果もあり，耐久性も向上した。しかし，発熱体外側に露出した熱電対リード線の影響は依然残っている。本実験の終了時に1000℃までの耐熱性も実証された。

2）実験前にダウンカマー模擬体に水を満し，引続きダウンカマー模擬体に注水し，一定注水頭条件の下でテスト部に注水し，一次系ループ部流動抵抗，流路外管温度，発熱体出力，注入水温をパラメータとしてシステム効果実験を行った。

3）システム効果実験における流路外管温度における流路外管温度の影響としては，流路外管温度が高い場合，温度上昇，ターンアラウンド時間，クエンチ時間とも大となる。又，蒸気発生量も大である。特に流路外管温度が220℃以上の場合にこの傾向が著しい。流路外側のクエンチ点は，発熱体のクエンチ点より上側にあった。それぞれのクエンチ速度は，ほゞ等しかった。

4）システム効果実験における一次系ループ部流動抵抗の影響については，流動抵抗小なる程再冠水速度が大で，伝熱流動的に好ましい状態となる。ループ部差圧，炉心内差圧は，いづれの実験でもほゞ一定であり，炉心内差圧とクエンチ前30秒以前の熱伝達率とは，ほゞ一定の関係がある。

5）システム効果実験における振動現象については，流路外管温度が振動発生の支配因子であり，流路外管温度が約200℃以上の場合，振動が生ずること，流路外管からの放熱量が全体の放熱量に比べてかなり大きな割合を占めていることがわかった。

定量的な計算として，蒸気発生を無視した場合，一定蒸気発生量を仮定した場合の炉心内蓄水量を求め，振動成分を除き，実験結果とよい一致を見た。

振動は，蒸気発生の変動によるものと考えられるが，流路外管温度がなぜ振動の支配的因子かということも含めて今後明らかにして行かねばならない。

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，山崎弥三郎次長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) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K., "Reflood Test Program and Series 1 Experiment". March, 1975

(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, December, 1976

(3) 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)",

(4) Murao, Y., Iguchi, T., Sudoh, T., Sudo, Y., Sugimoto, J., Niitsuma, Y., Fukaya, Y., and Hirano, K., "Report on Series 2A Reflood Experiment", JAERI—M 6787, November, 1976

(5) Waring, J.P., et al; "PWR FLECHT-SET PHASE BI EVALUATION REPORT", WCAP—8583, August, 1975.

付　録　　シリーズ3実験データ編集テープの記録内容

付録としてシリーズ3実験で得られたデータを記録してある磁気テープの内容とその順序を記す。

①，②，③の磁気テープには総数30チャンネルの0.25秒毎（①は0.05秒毎）の全データと，さらにクエンチ点近傍の温度データについては0.01秒間隔（①は0.001秒）のデータが書かれている。また，④の磁気テープには計算された熱伝達率のデータが書かれている。

表の記号の意味は以下の通りである。

DATE	実験日付 IDATE －INO －ITSTの形で書かれてある。
RUNNO，RN	実験番号　（RNの形で書かれてある。
E	発熱体供給電圧（volt）
U_{in}	炉心換算注入速度（cm/sec）
T_{in}	注入水温度（℃）（ITINの形で書かれている。）
TW	発熱体初期温度（℃）
TH	流路外管温度（℃）
WST	注水開始時刻（sec）
MAXBCK	データのブロック総数
ORIG TAPE	原データ磁気テープVOL通番
DT	データの時間間隔（sec）
IV	熱伝達率が書かれている個数

なお，Noteにある記号の意味は次の通りである。

MAXCH	チャンネル総数（＝30）
MAXTIM	データの個数
ICH	チャンネル番号
DATA(I)	データ
KKK	クエンチしている温度データの個数
ICHQ	クエンチしているチャンネル番号
TQUEN	クエンチ時刻
ILL	クエンチデータの個数
DATQEN(I)	クエンチデータ
NMAX	熱伝達率データ個数
TEMP(I)	温度データ
H(I)	熱伝達率

Appendix 1 FILE NAME = J2973.REFL0300, VOL=001714

DATE	RUN NO.	E (V)	U_{in} (cm/s)	T_{in} (°C)	TW (°C)	TH (°C)	Quench 600°C	Quench 800°C	WST (sec)	MAXBLK	ORIG TAPE
501210-1-3	3001	20	12	50	350	300	○		5.30	3795	932072
4	3004	20	10	52	350	300	○		6.30	2350	
5	3006	20	8	52	350	300	○		5.65	2694	
501211-1-3	3013	25	8	50	350	300	×		3.90	2880	932073
4	3011	25	10	48	350	300	×		4.00	2030	
5	3008	25	12	52	350	300	×		4.00	1926	
501211-2-3	3003	20	12	80	350	300	○		5.35	2038	932074
4	3005	20	10	80	350	300	○		5.40	1926	
5	3007	20	8	80	350	300	○		5.30	2039	
501211-3-3	3009	25	12	80	350	300	×		4.00	1577	932075
4	3012	25	10	80	350	300	×		3.95	3001	
5	3014	25	8	80	350	300	×		3.95	2777	
6	3010	25	12	80	350	300	×		4.15	1950	
501212-1-3	3002	20	12	50	350	300	○		4.65	1150	932076

NOTE: WRITE FORMAT

i) IDATE, INO, ITST, DT, MAXCH, MAXTIM, ITIN, WST

ii) ICH, (DATA(I), I=1, MAXTIM) }* MAXCH

iii) KKK

(IF, KKK = 0

iv) ICHQ, TQUEN, ILL, (DATOEN(I), I=1, ILL) }* KKK)

Appendix 2 FILE NAME = J2973.REFL0300, VOL=002349

DATE	RUN NO.	E (V)	ORF (mm)	T_{in} (°C)	TW (°C)	TH (°C)	Quench 600°C	Quench 800°C	WST (sec)	MAXBLK	ORIG TAPE
501217-1-3	3503	1.5	10	55	300	300	○		17.0	795	932078
4	3502	0	10	40	25	25	○		7.0	117	
5	3501	0	–	50	300	300	○		12.25	909	
7	3507	10	10	50	350	300	○		13.25	1142	
8	3519	12	10	50	350	300	○		10.75	1263	
9	3529	14	10	50	350	300	×		9.5	839	
10	3539	16	10	50	350	300	×		7.25	1032	
501218-1-3	3504	2.5	10	80	350	300	○		16.25	902	932079
4	3508	10	10	80	350	300	○		16.00	1486	
5	3520	12	10	80	350	300	○		11.75	1619	
6	3530	14	10	80	350	300	×		9.00	1142	
8	3540	16	10	80	350	300	×		6.25	1071	
501219-1-3	3514	14	10	50	300	200	○		14.0	774	932080
4	3505	10	12	50	350	300	○		15.5	790	
5	3517	12	12	50	350	300	○		11.5	896	
6	3527	14	12	50	350	300	○		9.25	1080	
7	3537	16	12	50	350	300	×		7.5	651	
8	3506	10	12	80	350	300	○		23.00	863	
9	3518	12	12	80	350	300	○		12.00	989	
10	3528	14	12	80	350	300	○		9.5	1028	
11	3538	16	12	80	350	300	×		7.5	558	
501222-1-4	3509	10	8	50	350	300	○		5.0	1206	932081
5	3521	12	8	50	350	300	○		12.25	1444	
6	3531	14	8	50	350	300	×		9.25	237	
7	3543	16	8	50	350	300	×		6.75	972	
8	3510	10	8	80	350	300	○		47.0	1614	
9	3522	12	8	80	350	300	○		12.25	1473	
10	3532	14	8	80	350	300	×		8.25	1179	

Appendix 3 FILE NAME = J2973.REFL0300, VOL=002072

DATE	RUN NO.	E (V)	ORF (mm)	T_{in} (°C)	TW (°C)	TH (°C)	Quench 600°C	Quench 800°C	WST (sec)	MAXBLK	ORIG TAPE
510113-1-3	3511	12	10	50	350	130	○		30.25	236	932082
5	3512	12	10	50	350	180	○		13.50	524	
6	3523	14	10	50	350	160	○		14.75	415	
7	3533	16	10	50	350	160	○		8.75	330	
8	3544	18	10	50	350	160	×		10.00	570	
10	3549	20	10	50	350	150		×	7.25	176	
14	3525	14	10	50	350	220	○		10.25	1032	
16	3535	16	10	50	350	200	×		14.25	547	
17	3546	18	10	50	350	200	×		7.50	149	
18	3515	12	10	50	350	200	○		11.75	1213	
510120-1-3	3513	12	10	80	350	200	○		15.00	203	932083
4	3524	14	10	80	350	160	○		10.50	167	
6	3534	16	10	80	350	170	○		10.75	258	
7	3545	18	10	80	350	160	×		8.25	563	
9	3550	20	10	80	350	160	×		35.00	473	
10	3516	12	10	80	350	200	○		28.75	386	
11	3526	14	10	80	350	200	○		33.00	1169	
12	3536	16	10	80	350	200	×		39.00	520	
13	3547	18	10	80	350	200	×		9.00	165	
16	3209	22	10	80	380	300	○		6.00	194	
17	3201	22	10	80	400	300	○		7.25	218	
510122-1-3	3203	22	10	80	400	300	○		7.25	140	932059
4	3204	22	10	80	450	300		○	10.00	421	
5	3202	22	10	80	500	300		○	13.00	538	
7	3548	18	10	80	350	300		×	6.00	232	
9	3541	16	10	80	350	300		○	5.75	1542	
10	3542	16	10	80	450	300		○	7.50	712	
11	3205	25	10	80	450	300		○	4.00	1153	
12	3206	25	10	80	450	320		○	4.50	406	
13	3207	25	10	80	520	320		○	5.00	467	
14	3552	22	10	80	500	350		×	5.75	114	
15	3553	22	10	80	550	380		× (1000°C)	6.75	217	
18	3208	27	10	80	500	330		○ (1000°C)	4.00	508	

Appendix 4 FILE NAME = J2973.REFL0300, VOL=002073

NO.	DATE	WST	DT	RN	IV	NO.	DATE	WST	DT	RN	IV
1	501210-1-3	5.30	0.05	3001.	16	27	501222-1-8	47.00	0.25	3510.	8
2	4	6.30		3004.		28	9	12.25		3522.	
3	5	5.65		3006.		29	510113-1-3	30.25		3511.	
4	501211-1-3	3.90		3013.		30	5	13.50		3512.	
5	4	4.00		3011.		31	6	14.75		3523.	
6	5	4.00		3008.		32	7	8.75		3533.	
7	501211-2-3	5.35		3003.		33	14	10.25		3525.	
8	4	5.40		3005.		34	18	11.75		3515.	
9	5	5.30		3007.		35	510120-1-3	15.00		3513.	
10	501211-3-3	4.00		3009.		36	4	10.50		3524.	
11	4	3.85		3012.		37	6	10.75		3534.	
12	5	3.95		3014.		38	10	28.75		3516.	
13	6	4.15		3010.		39	11	33.00		3526.	
14	501212-1-3	4.65		3002.		40	17	7.25		3201.	
15	501217-1-7	13.25	0.25	3507.	8	41	510122-1-3	7.25		3203.	
16	8	10.75		3519.		42	4	10.00		3204.	
17	501218-1-4	16.00		3508.		43	5	13.00		3202.	
18	5	11.75		3520.		44	7	6.00		3548.	
19	501219-1-4	15.50		3505.		45	9	5.75		3541.	
20	5	11.50		3517.		46	10	7.50		3542.	
21	6	9.25		3527.		47	11	4.00		3205.	
22	8	23.00		3506.		48	12	4.50		3206.	
23	9	12.00		3518.		49	13	5.00		3207.	
24	10	9.50		3528.		50	14	5.75		3552.	
25	501222-1-4	5.00		3509.		51	15	6.75		3553.	
26	5	12.25		3521.		52	18	4.00		3208.	

Note : **WRITE FORMAT**

i) IDATE, INO, ITST, WST, DT, RN, IV

ii) ICH, NMAX, (TEMP(I), I=1, NMAX)
ICH, NMAX, (H(I), I=1, NMAX)
} * IV