

JAERI-M

9 6 3 0

NSRR強制対流実験リグのボイド  
発生時の流動特性

1981年8月

広瀬 誠\*・藤城俊夫・小林晋昇

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、複製などのお問い合わせは、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.

NSRR強制対流実験リグのボイド発生時の流動特性

日本原子力研究所東海研究所安全工学部

広瀬 誠\*・藤城俊夫・小林晋昇

(1981年7月27日受理)

本報告書は、反応度事故条件下の燃料挙動に及ぼす冷却材の流動の影響を調べるため、NSRRで行っている大気圧下での強制対流実験に対し、その実験に用いられる流路内でボイドが発生した場合の冷却材の挙動を調べるために行った炉外実験の結果についてまとめたものである。

実験では、炉内強制対流実験で使用するのと同じの流路系を組み、流路内に空気を吹込むことでボイドの発生を模擬して流速の変化を計測した。実験パラメータは冷却材の初期流速と空気吹込量とし、計測器としてはドラッグディスク型流量計を用いた。

実験および解析の結果、これまでの強制対流実験でみられた大きな流速低下はポンプのボイド巻き込みに起因すること、したがって、ポンプの取付位置を下げボイド巻き込みを防ぐことによりこれを無くすることができることがわかり、またバイパス流路が過渡時の流速挙動に与える影響はわずかであることが明らかになった。

Flow Characteristics of NSRR Forced  
Convection Testing Rigs at Void Generation

Makoto HIROSE\*, Toshio FUJISHIRO, and  
Shinsho KOBAYASHI

Division of Reactor Safety, Tokai Research Establishment, JAERI

(Received July 27, 1981)

This report describes the out-of-pile test results to study the characteristics of two phase flow that occurs in the testing rigs to be used in the NSRR forced convection tests.

In the tests a void generation was simulated by blowing air into the testing rigs assembled equivalently to the ones used in the in-pile forced convection test. Behavior of flow velocity was measured by drag-disc type flowmeters as the functions of initial flow velocity at the testing section and air flow rate blew into the section.

Through the tests and the analyses, the following conclusions are obtained; the large flow depressions observed in the previous forced convection tests were caused by the pump cavitation; the prevention of the pump cavitation was achieved by lowering the pump position; the by-pass flow gave the slightest effect on the flow behavior around the fuel.

Keywords: RIA , Fuel Behavior, Forced Convection, Two-phase Flow, Void,  
LWR Safety, Out-of-pile Test

---

\* On leave from Mitsui Engineering & Shipbuilding Co.,Ltd.

## 目 次

1. はじめに .....	1
2. 実験方法 .....	2
2.1 実験装置 .....	2
2.2 実験方法 .....	3
3. 実験結果および考察 .....	9
3.1 単流路実験 .....	9
3.2 バイパス流路実験 .....	13
4. 結論 .....	26
謝辞 .....	26
参考文献 .....	26

## Contents

1. Introduction .....	1
2. Test Method .....	2
2.1 Test Apparatus .....	2
2.2 Test Procedure .....	3
3. Test Results and Discussion .....	9
3.1 Single Channel Rig Test .....	9
3.2 By-pass Channel Rig Test .....	13
4. Conclusions .....	26
Acknowledgements .....	26
References .....	26

## 1. はじめに

原子炉の反応度事故時の燃料の挙動を調べる目的で、NSRR ( Nuclear Safety Research Reactor ) プロジェクトでは1975年10月以来、現在までに約400回の実験を実施してきた。<sup>1)~9)</sup>

NSRR実験は、実燃料をパルス照射し燃料に核反応によってパルス状の出力上昇を生じさせ、反応度事故時の急激な出力上昇を模擬して燃料の破損挙動や破損後の影響を調べる実験である。これまで、PWR型の燃料を標準試験燃料として燃料挙動のベースデータを収集し、さらに各種の燃料設計条件の影響や冷却条件の影響を調べるためのパラメータ実験および欠陥燃料の破損挙動を調べる実験等を行ってきた。

以上の各種の実験の中の1つに、冷却条件の影響を調べる目的で大気圧カプセル内で冷却材を強制流動させ<sup>10)</sup>試験を行う強制対流実験という実験がある。これは、1本の燃料を流路管に収め、これに小型の循環ポンプを接続して冷却水を循環させた状態でパルス照射を行う実験であり、これまで約20回の実験が実施され、現在も継続して行われている。この実験の結果、従来あまり重視されていなかった冷却材の流動の条件が、実際には燃料の温度挙動に大きな影響を与え、したがって燃料の破損挙動にも影響することが分ってきた。

この強制対流実験においては、当然の事ながら、冷却材の流動挙動の把握は重要であるが、燃料が急加熱を受けて過渡沸騰を生じた時の二相流状態の流動挙動の把握は必ずしも容易ではない。また、過渡二相流の評価は計算コードによる解析でも困難な課題の1つである。そこで、より直接的に二相流挙動の評価を行うため、強制対流実験で用いたものと同じ構造の強制対流リグを使って炉外で模擬実験を行い、実験リグの二相流動特性を測定することが計画された。本報告は、この炉外試験の結果およびこれに基づく考察である。

炉外流動試験の目的には以下の2つがある。1つは、試験燃料部で過渡沸騰が生じ急激にボイドが発生した際の流動変化の現象的な把握である。一般に流れが二相流になると流動抵抗が増大するので流量は低下するが、さらに過渡的にボイドが発生した時には、動的な変動も加わり、比較的大きな流量低下が生じるので、この動的な変動の様子を定性的に把握する事がまず第1の目的とされた。特に、炉内実験の結果、単なる二相流抵抗の増加から予想した程度を大幅に越えるような流量の低下が観察され、また、バイパス効果を調べる目的で、燃料流路と並行にバイパス流路を取付けた実験において、燃料、バイパス両流路の流量が共に大幅な低下を示すなど、解釈に窮する現象が認められるので、これらの原因を求めることがまず必要とされた。

第2の目的は、燃料流路が二相流となった場合の流動特性、すなわち、ボイド発生量と流量低下の関係を定量的に把握することである。この関係は流路の二相流抵抗特性とポンプ特性の合成されたもので、実験リグ固有の関係であるが、炉内実験で測定された流量低下のデータからボイド発生量を逆算、評価する上で必要な関係である。

以上の2つの目的を満足させるため、炉内実験のリグとほぼ同一の構造、寸法の装置を組立

て、これを実験カプセルと同一形状の透明なカプセルに入れて現象が目視観測できるようにし、ボイド発生を模擬するため、燃料流路内に空気を吹込んで実験を行った。強制対流リグには単流路型のものとバイパス流路付のものを用い、第1の現象観察の目的のために、短時間だけ空気を吹込み炉内実験を模擬する実験を、また、第2の目的のためには、初期流量および空気吹込み量をパラメータとした定常流条件での測定を行った。

本炉外試験の結果、これまで理解できなかった大幅な流量低下の現象が、ポンプのボイド巻込みによるキャビテーションによることがわかり、ポンプ位置を工夫することによりこれが防止できることが判明した。また、このポンプのキャビテーションを防止した体系で、二相流動特性データを収集することができ、これにより、炉内実験でのボイド発生量評価の手がかりが得られた。

以下、第2章には実験装置および方法を、また、第3章には実験結果とこれに基く炉内実験結果の考察を述べる。

## 2. 実験方法

### 2.1 実験装置

実験は炉内実験に用いた強制対流実験リグと同寸法のモックアップ・リグを用いて行い、燃料棒についても外形寸法が炉内実験のものと同じの模擬燃料棒を用いた。したがって、炉内実験条件と異なる所は、燃料部でのボイド発生を空気吹込みとした点だけである。

基本的な強制対流炉内実験は、Fig.2.1に示す装置を用いた単流路実験である。図のように、試験燃料1本を内径16mmのジルカロイ製流路管に入れ、流路管を流量計および循環ポンプと直列に連いたものをカプセルの冷却水中に組立てて冷却水を循環する構造となっている。冷却水はカプセルの上部でポンプに入り、流量計を通り下向流となってカプセル底近くのU字管まで下り、ここで流れの方向を変え上向流となって試験燃料を冷却する。試験燃料部を出た冷却水は出口付近でカプセル内の冷却水と混合するが、燃料の発熱量に比べ冷却水量が十分に多いので、再循環する冷却水の温度は殆んど上昇せず(1°C以内)、実質的に一定入口温度条件を実現できる装置となっている。

試験燃料は、14×14構成のPWR型燃料棒と同様の仕様で製作したものであり、NSRR実験上の制約から燃料長が短く(スタック長135mm)、また、燃料濃縮度が高く(10%E)となっている。試験燃料棒の概要をFig.2.2に、また、主な仕様をTable 2.1に示す。実験に当っては、十分な助走距離をとるために、通常のとおり取付け方とは反対に上部プレナム部を下になるように支持した。

循環ポンプはFig.2.3に示すような極めて小型の水中タービンポンプで、直流モーターで駆動される。ポンプの性能は最大吐出流量約12ℓ/min、最大吐出水頭約2mであって、小型の割には比較的大流量が得られる。電源電圧をパラメータとして測定したQ-H特性をFig.

て、これを実験カプセルと同一形状の透明なカプセルに入れて現象が目視観測できるようにし、ボイド発生を模擬するため、燃料流路内に空気を吹込んで実験を行った。強制対流リグには単流路型のものバイパス流路付のものを用い、第1の現象観察の目的のために、短時間だけ空気を吹込み炉内実験を模擬する実験を、また、第2の目的のためには、初期流量および空気吹込み量をパラメータとした定常流条件での測定を行った。

本炉外試験の結果、これまで理解できなかった大幅な流量低下の現象が、ポンプのボイド巻込みによるキャビテーションによることがわかり、ポンプ位置を工夫することによりこれが防止できることが判明した。また、このポンプのキャビテーションを防止した体系で、二相流動特性データを収集することができ、これにより、炉内実験でのボイド発生量評価の手がかりが得られた。

以下、第2章には実験装置および方法を、また、第3章には実験結果とこれに基く炉内実験結果の考察を述べる。

## 2. 実験方法

### 2.1 実験装置

実験は炉内実験に用いた強制対流実験リグと同寸法のモックアップ・リグを用いて行い、燃料棒についても外形寸法が炉内実験のもの同一の模擬燃料棒を用いた。したがって、炉内実験条件と異なる所は、燃料部でのボイド発生を空気吹込みとした点だけである。

基本的な強制対流炉内実験は、Fig.2.1に示す装置を用いた単流路実験である。図のように、試験燃料1本を内径16mmのジルカロイ製流路管に入れ、流路管を流量計および循環ポンプと直列に連いだものをカプセルの冷却水中に組立てて冷却水を循環する構造となっている。冷却水はカプセルの上部でポンプに入り、流量計を通り下向流となってカプセル底近くのU字管まで下り、ここで流れの方向を変え上向流となって試験燃料を冷却する。試験燃料部を出た冷却水は出口付近でカプセル内の冷却水と混合するが、燃料の発熱量に比べ冷却水量が十分に多いので、再循環する冷却水の温度は殆んど上昇せず(1°C以内)、実質的に一定入口温度条件を実現できる装置となっている。

試験燃料は、14×14構成のPWR型燃料棒と同様の仕様で製作したものであり、NSRR実験上の制約から燃料長が短く(スタック長135mm)、また、燃料濃縮度が高く(10%E)となっている。試験燃料棒の概要をFig.2.2に、また、主な仕様をTable 2.1に示す。実験に当っては、十分な助走距離をとるために、通常のと反対に上部プレナム部を下になるように支持した。

循環ポンプはFig.2.3に示すような極めて小型の水中タービンポンプで、直流モーターで駆動される。ポンプの性能は最大吐出流量約12ℓ/min、最大吐出水頭約2mであって、小型の割には比較的大流量が得られる。電源電圧をパラメータとして測定したQ-H特性をFig.



2.4に示すが、この特性からも分るように、電源電圧を調整することにより比較的広い範囲にわたって流量の調整が可能である。

流量計としてはFig.2.5に示す構造のドラッグディスク型の流量計を使用した。これは、流れに直角に置かれた小円板に動くドラッグ力を支持棒の根本に取付けた歪ゲージによって電気信号に変換する原理によるものである。構造が簡単なので、小型、堅牢で耐放射性が大きく、かつ、応答性が良好なことが特徴である。実験に使用したST研究所製FDW-05型は同研究所でNSRR実験条件に適合するように特に開発したものである。

以上の炉内実験装置のモックアップ装置をFig.2.6に示す。流路管、循環ポンプおよび流量計はいずれも炉内実験のものと同じの仕様のもを用い、試験部には試験燃料と同じ寸法に作製した模擬燃料棒を取付けた。なお、ポンプの取付位置は、図中に点線で示した炉内実験と同じ位置の他に、本試験の結果判明した空気泡の巻込み現象を防止するため、実線で示した位置に改良した装置での実験も行った。試験部での発泡を模擬するためには、図のように、試験燃料の発熱部下端に相当する位置に流路管に小孔をあけ、ここから空気吹込みを行った。また、冷却材流量および空気流量の測定は共にドラッグディスク型のものを使用し、データの記録には速応答型の多ペンレコーダを使用した。

強制対流実験としては、以上述べた単流路実験に対し、冷却材のバイパス効果を調べるために燃料流路と平行してバイパス流路を取付けた実験が行われた。このバイパス流路実験に使用した強制循環リグの概要をFig.2.7に示す。バイパス流路としてはオリフィスおよび流量計を取付けた円径16mmの流路を用い、バイパス流量比が1となるように、すなわち、バイパス流量と燃料流路流量が等しくなるようにオリフィス径を調節した。静特性がほぼ等しくなるように、循環ポンプには、単流路実験に使用したのと同じ型のを2台並列して使用した。

この炉内実験用リグのモックアップをFig.2.8に示す。モックアップ・リグは、バイパス流路の抵抗体としてオリフィスの代りに模擬燃料棒を入れてバイパス流量比を1としている点が違っているが、基本的な構造・寸法は炉内実験用のものと同じであり、流動特性は炉内実験のものと同じで変りない。空気吹込みは単流路実験と同じく試験燃料の発熱部下端に相当する位置で行い、また、ポンプ位置も炉内実験と同じ位置（点線で示す）の他に空気泡巻込み防止のため図の実線のように下げた位置での実験も行った。なお、実験は炉内実験カプセルと同じ寸法の透明なカプセルに入れて行ったので、流動状況は目視で観察することができる。

## 2.2 実験方法

実験としては、炉内実験で観測された過渡的な流量変化の原因を求めめるための過渡沸騰の模擬実験と、循環リグの二相流動特性を知るための定常測定実験とを、単流路およびバイパス流路リグにつき各々実施した。

過渡沸騰の模擬実験では、炉内実験と同じようにポンプを定電圧で駆動し一定流量で冷却水を循環させておき、ここに2~5秒間だけ空気を吹込んで、吹込み後の冷却材の流量変化を記録した。また、これに併行して、ボイド挙動の目視観察も行った。

一方、二相流動特性の測定は、ポンプ駆動電圧を一定とした状態で空気流量を段階的に増し

てゆき、各ステップで約30秒間定常状態を保ち測定を行った。冷却材初期流量は炉内実験条件に等しく12ℓ/minおよび6ℓ/minを選び、空気流量は、単流路実験では最大120ℓ/minまで、バイパス流路実験では11ℓ/minまでとした。

Table 2.1 Test Fuel Design Summary

<b>UO<sub>2</sub> Pellets</b>	
Diameter	9.29 mm
Length	10 mm
Density	95%TD
Enrichment	10%
Shape	Chamfered
<b>Cladding</b>	
Material	Zircaloy-4
Wall thickness	0.62 mm
Outer diameter	10.72 mm
<b>Gap</b>	
Pellet-cladding	0.095 mm
<b>Element</b>	
Overall length	309 mm
Active fuel length	135 mm
Weight of fuel pellets	95.5 g
Number of pellets	14
Fill gas	He

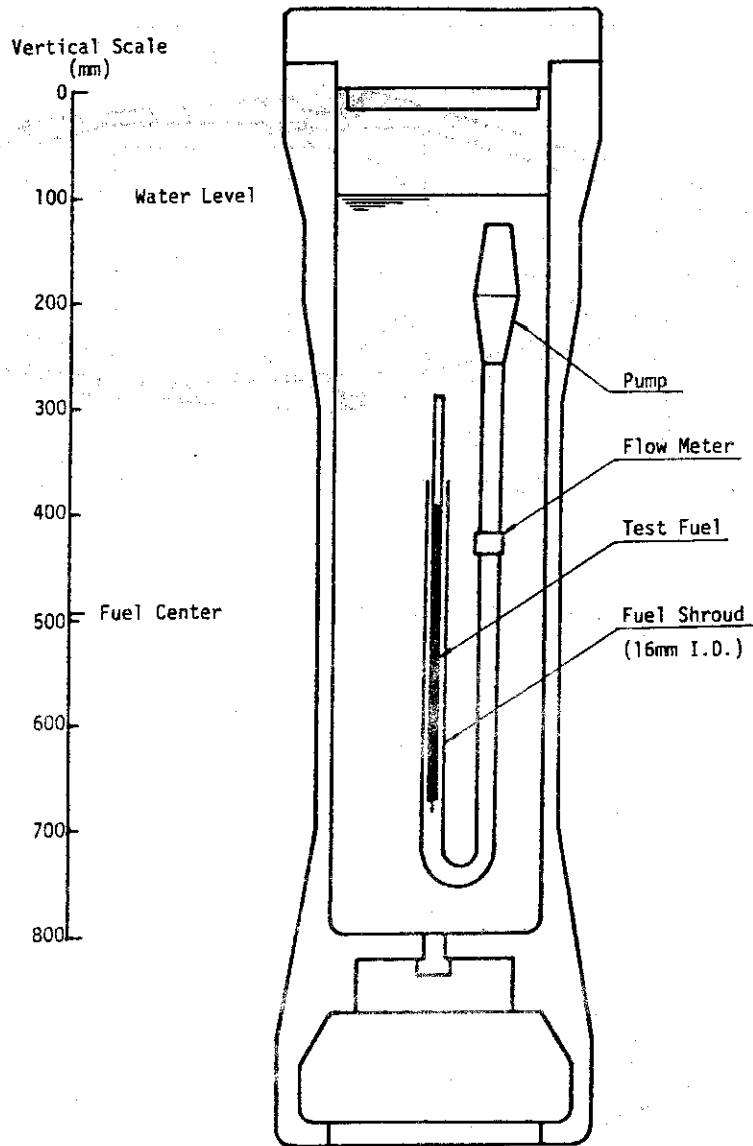


Fig. 2.1 Testing Rig for Inpile  
Forced Convection Tests (240-1~8)

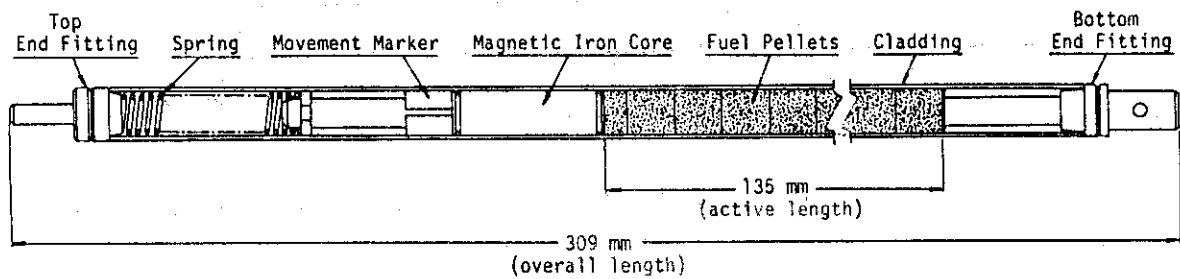


Fig. 2.2 NSRR MC-type Standard Test Fuel (with Movement Marker)

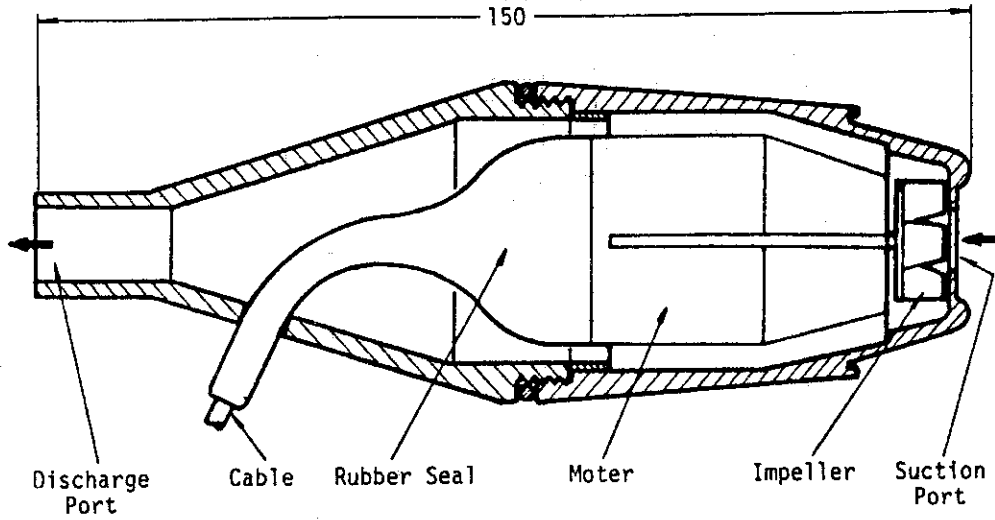


Fig. 2.3 Outline of Mini Submerged Pump

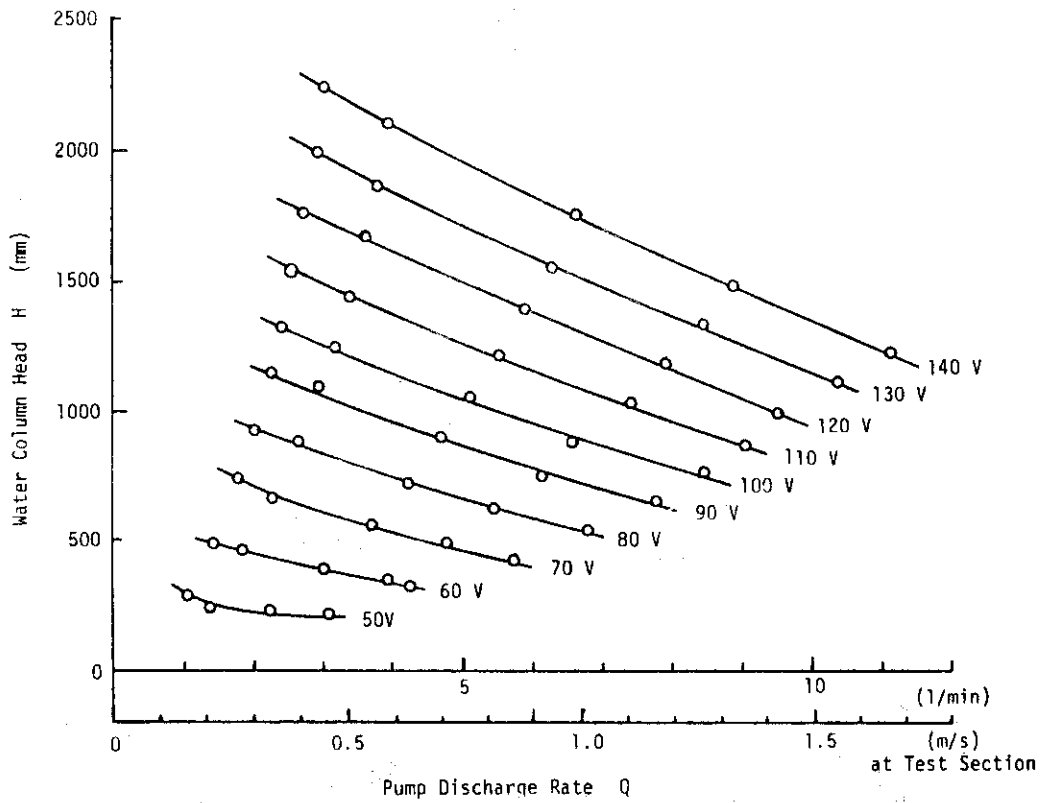


Fig. 2.4 Mini Submerge Pump Q-H Characteristic Measurement as a Function of Power Source Voltage

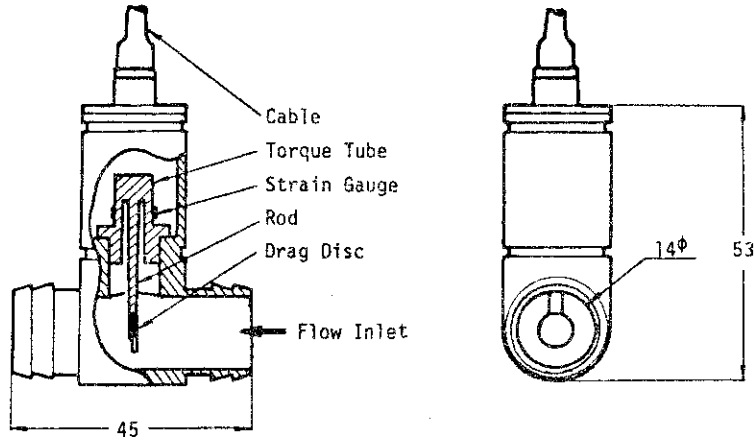


Fig. 2.5 Outline of Drag-disc Type Flow

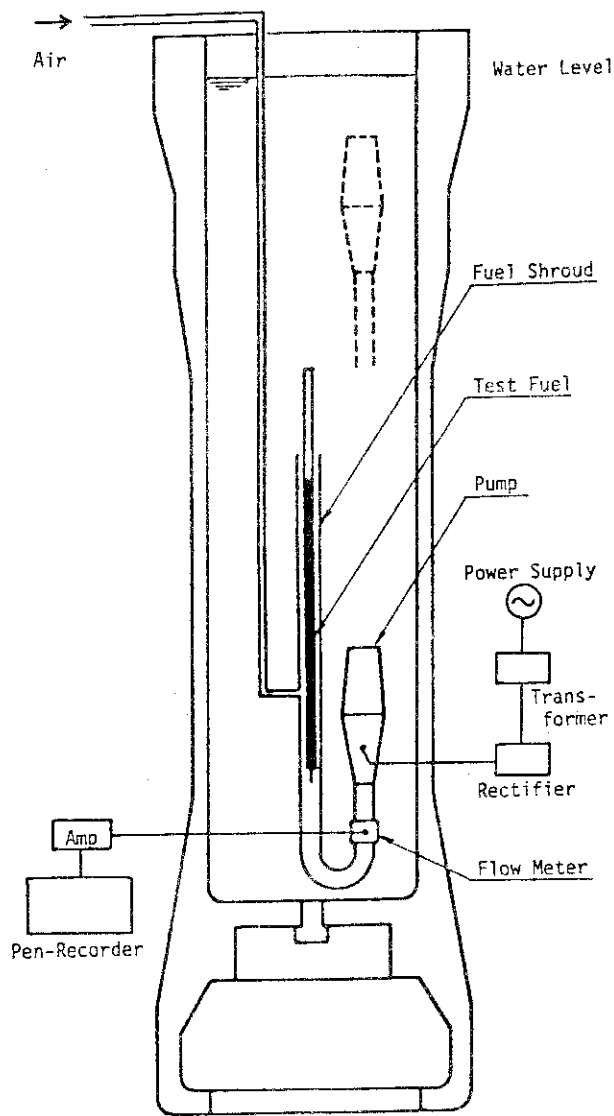


Fig. 2.6 Out-of-Pile Testing Rig for Single Channel Forced Convection Test

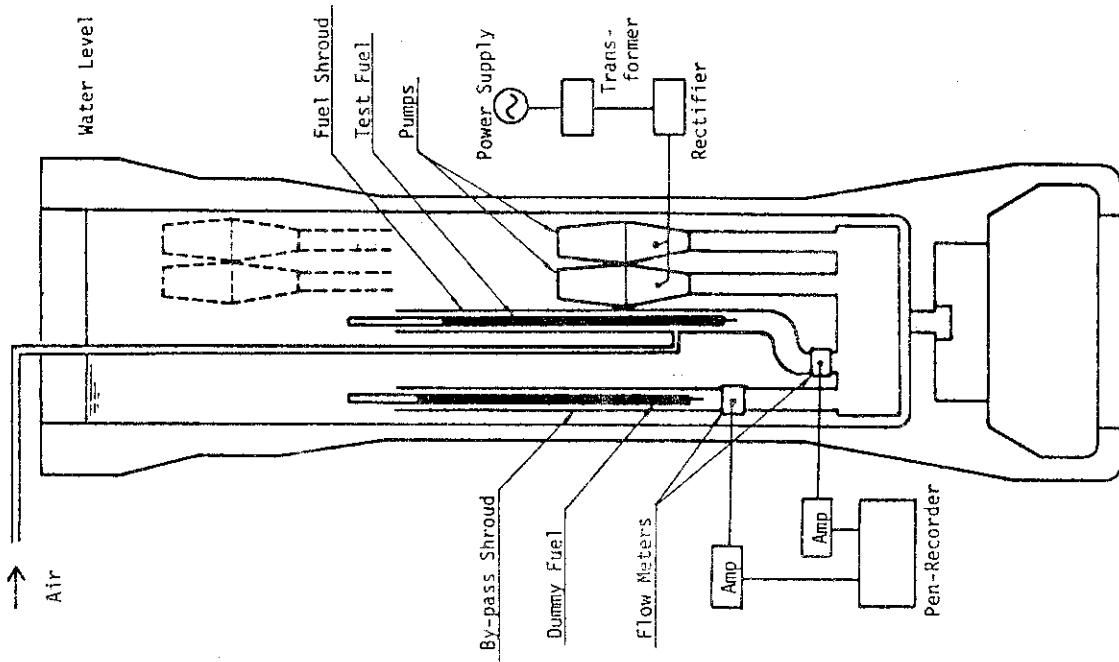


Fig. 2.8 Out-of-Pile Testing Rig for Double Channel Forced Convection Test

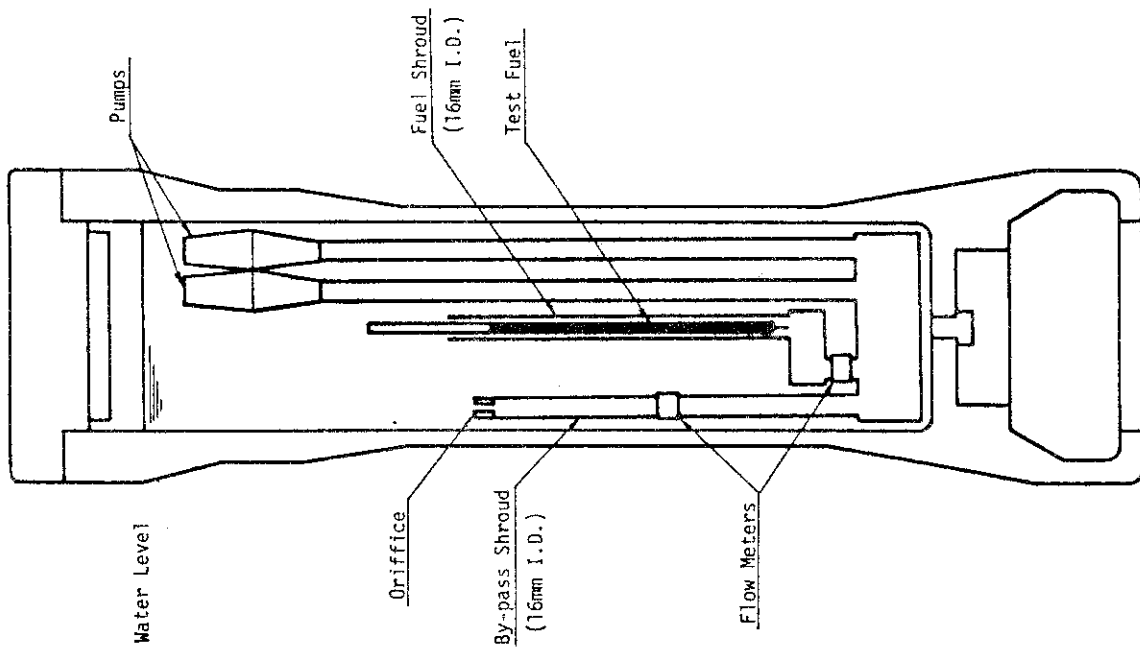


Fig. 2.7 Testing rig for inpile forced convection test with by-pass flow channel (Test No.240-9)

### 3. 実験結果および考察

#### 3.1 単流路実験

##### (1) 炉内実験で観察された流動挙動

炉内で行われた単流路実験では、パルス照射直後の被覆材温度の上昇に伴って冷却材入口流量の低下が観測された。Fig.3.1は、冷却材初期流速（燃料流路内の環状流路における流速）が $1.8\text{m/s}$ の単流路強制対流実験における被覆材温度および冷却材入口流量の時間変化を示したもので、発熱量が $190\text{ cal/gUO}_2$ から $310\text{ cal/gUO}_2$ までの実験結果である。発熱量が $190\text{ cal/gUO}_2$ では殆んど流速変化が認められないが、 $230\text{ cal/gUO}_2$ になると照射直後に約 $0.1\text{m/s}$ 程度の流速低下が生じ、さらに約 $2\text{ s}$ 後により大きな流速低下が生じた後、徐々に初期流速まで回復する。発熱量が $270\text{ cal/gUO}_2$ になると流速低下の様相はさらに明確になり、約 $1.5\text{ s}$ 後までに第1の流速低下があり、その後第2の流速低下が生じて流速は初期値の約半分にまで下った。さらに、 $310\text{ cal/gUO}_2$ では第2の流速低下が大きくなって、 $4\text{ s}$ から $5.5\text{ s}$ までの間は流速が完全に零になってしまった。

すでに、第1章でも述べたが、以上の流動挙動は燃料流路部の二相流抵抗損失の増加だけでは解釈できない。すなわち、第1に二相流抵抗はボイド発生率に強く関連しているはずであるが、発熱量 $230\text{ cal/gUO}_2$ 以上で認められた第2段の流速低下が起る時点では被覆材温度挙動から判断して安定な膜沸騰が継続しており、急激なボイド発生量の変化が生じるとは考えられない事、第2に、発熱量 $310\text{ cal/gUO}_2$ で燃料は原型を保持していたにもかかわらず流れが完全に停止したが、ポンプ吐出水頭は $2\text{ m}$ 近くあるはずなので、流路全部がボイドとなっても循環力は保持されていなければならない事など流路部の抵抗増加だけでは説明できない疑問点が提出された。

##### (2) 炉外模擬実験

このような炉内実験において観察された異常な冷却材流量低下の原因を現象面から把握するために炉内実験条件を模擬する実験を行った。初期流速として炉内実験条件に合わせて $1.8\text{m/s}$ （流量 $12\text{ l/min}$ ）及び $0.9\text{m/s}$ （流量 $6\text{ l/min}$ ）の2ケースを選び、これに対し、空気を流量約 $10\text{ l/min}$ で3秒、4秒および5秒間だけパルスのように燃料流路内に吹込んだ。この時の流速変化の記録をFig.3.2に示す。流量低下の時間変化の様相はいずれの場合も類似した傾向を示し、吹込みを開始してから約3秒間は比較的小さい流量低下しか生じないが、その後、第2の大きな流量低下が生じた。第2の大幅な流量低下は空気吹込みを止めた後にも続くのが特徴で、吹込み時間が長い程低下している時間が長くなっている。

この空気吹込みに併せて、流動の様子を目視観察した。この結果、第2の大幅な流量低下が生じる時点には、試験部を出た空気泡の一部が循環ポンプに巻込まれ、ポンプのケーシングの中で合体して滞留してしまうことが判明した。この滞留気泡がぬけるまでは流量は回復せずこの間はインペラが空気泡の中で空まわりしているのが観察された。即ち、最初の流量低下は試

験部内での二相流による圧力損失の増加が原因と思われるが、第2の大きな流量低下は試験部を出た気泡がポンプに巻込まれ、キャビテーションが生じてポンプの吐出力が失われたことが原因である事が判明した。

ところで、この模擬試験の結果と Fig. 3.1 の炉内実験結果とを比較してみると、両者が極めて良く似ていることがわかる。また、最近、炉内実験の被覆材温度挙動に基いた計算から、被覆材温度が  $1400^{\circ}\text{C}$  以上にもなると被覆材のジルカロイと水の反応により燃料1本当り一時的には  $10\ell/\text{min}$  以上もの水素が発生することがわかってきた。<sup>11)</sup> このように、流量変化履歴の相似である事と炉外実験の場合と同程度の量の非凝縮性ガス（水素）の発生がある事とを併せ考えると、炉内実験で観察された流量低下が試験部で発生した水素、あるいは水素・蒸気の混合した気泡がポンプに巻込まれて生じたキャビテーションによるものであるとほぼ断定できる。

さらに以上の結果にもとづいて、試験部から出た気泡の巻込みを防ぐため、ポンプを下方に移したところ、それまでの実験で観察された第2の大幅な流量低下が無くなった。そこで、同じくポンプ位置を下げた状態で炉内実験を行った所、炉内実験でも大幅な流量低下が認められなくなった。この炉内実験における入口流量変化を Fig. 3.3 に示す。この結果もまた炉外実験からの推定の正しさを証明していると言える。

### (3) 二相流動特性の測定

ポンプの取付け位置を下げることにより、ガス巻込みによるキャビテーションを防止すると、試験部でのガス発生に伴う流量の変化は、試験部での二相流抵抗変化とポンプ特性で決まるものとなる。そこで、ループの二相流抵抗特性として、試験部への空気吹込量と流量低下の関係を定常条件の実験で求めた。Table 3.1 は空気吹込みが無いときの流量を  $12\ell/\text{min}$  とし、ポンプ駆動電源は変えずに空気吹込み量を徐々に階段状に増した場合の流量の測定データである。この結果をプロットすると Fig. 3.4 のようになる。この関係は流路の二相流抵抗とポンプ特性とが複合した結果である。そこで、ポンプ特性を直線関係で近似し、また、流路が短いので二相流抵抗は主として加速損失であり、かつ均質流であると単純化して、この強制対流実験リグの流動特性を評価してみる。

燃料流路を Fig. 3.5 のようにモデル化し、

管路断面積	:	$A$	( $\text{m}^2$ )
液体入口流路断面積	:	$A_{ei}$	( $\text{m}^2$ )
気体入口流路断面積	:	$A_{gi}$	( $\text{m}^2$ )
液体出口流路断面積	:	$A_{le}$	( $\text{m}^2$ )
気体出口流路断面積	:	$A_{ge}$	( $\text{m}^2$ )
液体入口流速	:	$U_{ei}$	( $\text{m}/\text{s}$ )
気体入口流速	:	$U_{gi}$	( $\text{m}/\text{s}$ )
液体出口流速	:	$U_{le}$	( $\text{m}/\text{s}$ )
気体出口流速	:	$U_{ge}$	( $\text{m}/\text{s}$ )
液体容積流量	:	$Q_l$	( $\text{m}^3/\text{s}$ )
気体容積流量	:	$Q_g$	( $\text{m}^3/\text{s}$ )



- 液体比重量 :  $\gamma_L$  (kg/m<sup>3</sup>)  
 気体比重量 :  $\gamma_g$  (kg/m<sup>3</sup>)  
 重力加速度 :  $g$  (m/s<sup>2</sup>)

とすると、容積流量および流路断面積について次の関係がある。

$$Q_L = A_{Li} U_{Li} = A_{Le} U_{Le} \quad \dots\dots (1)$$

$$Q_g = A_{gi} U_{gi} = A_{ge} U_{ge} \quad \dots\dots (2)$$

$$\begin{aligned} A &= A_{Li} \\ &= A_{Le} + A_{ge} \end{aligned} \quad \dots\dots (3)$$

また、容積流量割合  $\beta$ 、気液速度比（スリップ率） $S$ 、およびボイド率  $\alpha$  は次式で表わされる。

$$\beta = \frac{Q_g}{Q_L + Q_g} \quad \dots\dots (4)$$

$$S = \frac{U_{ge}}{U_{Le}} \quad \dots\dots (5)$$

$$\alpha = \frac{Q_g}{Q_g + Q_L S} = \frac{1}{1 + \left(\frac{1}{\beta} - 1\right) S} \quad \dots\dots (6)$$

そこで、流路出入口での質量バランスの条件を考えると

$$\frac{\gamma_L A_{Li} U_{Li}}{g} + \frac{\gamma_g A_{gi} U_{gi}}{g} = \frac{\{\gamma_L U_{Le} (1-\alpha) + \gamma_g U_{ge} \alpha\} A}{g} \quad \dots\dots (7)$$

となり、また、空気吹込みに伴う圧力損失の増加分としては加速損失が卓越すると考え、摩擦損失および形状損失の増加分を無視すると流路での圧力損失増加  $\Delta P$  は次式で表わされる。

$$\Delta P = \frac{1}{2g} [\gamma_L U_{Le}^2 (1-\alpha) + \gamma_g U_{ge}^2 \alpha - \gamma_L U_{Li}^2] \quad \dots\dots (8)$$

Fig.2.4 に示したポンプ特性を直線で近似すると、吐出圧力  $P$  と液体容積流量  $Q_L$  の関係は、

$$P = P_0 - k Q_L \quad \dots\dots (9)$$

と表わすことができる。ただし、 $P_0$ 、 $k$  はポンプ電源電圧の関数となる。

したがって、空気を吹込んだために流路の圧力損失が  $\Delta P$  増加し、この結果流量が初期値  $Q_{L0}$  から  $Q_L$  になったとすると

$$\Delta P = k (Q_{L0} - Q_L) \quad \dots\dots (10)$$

となる。

次に均質流を仮定すると，(4)，(5)，(6)式は単純になり

$$U_e = U_{le} = U_{ge} \quad \dots\dots\dots (11)$$

$$S = 1 \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$\alpha = \beta = \frac{Q_g}{Q_l + Q_g} \quad \dots\dots\dots (13)$$

となる。(11)~(13)式を(7)式に代入すると，質量バランス式は

$$U_e = \frac{Q_l + Q_g}{Q} \quad \dots\dots\dots (14)$$

となり，(11)~(14)式を(8)式に代入すれば

$$\Delta P = \frac{1}{2g} \left\{ \frac{(\gamma_l Q_l + \gamma_g Q_g)(Q_l + Q_g)}{A^2} - \gamma_l U_{li}^2 \right\} \quad \dots\dots\dots (15)$$

となる。(10)式と(15)式から $\Delta P$ を消去すれば

$$Q_l = \frac{2gkA^2 Q_{lo} - \gamma_g Q_g^2}{2gkA^2 + (\gamma_l + \gamma_g) Q_g} \quad \dots\dots\dots (16)$$

となり，空気吹込量と液体流量の関係が求まる。

また，(16)式と(13)式とから出口でのボイド率 $\alpha$ が求められる。

以上の式を用いて，Fig. 3.4 に示された炉外実験条件に対応する空気吹込量と液体流量，ボイド率との関係を求めると Fig. 3.6 のようになる。

ただし，この計算に用いた数値は

$$\gamma_l = 998.2 \quad \text{kg/m}^3$$

$$\gamma_g = 1.205 \quad \text{kg/m}^3$$

$$g = 9.8 \quad \text{m/s}^2$$

$$k = 6.721 \times 10^6 \quad \text{kg/m}^5$$

$$A = 1.1075 \times 10^{-4} \quad \text{m}^2$$

である。

Fig. 3.6 には測定結果を丸印のプロットで示したが，この比較から，空気吹込量が $50 \ell/\text{min}$ 位までは非常に良く一致することが分る。これから，比較的空気流量が低い範囲では，上述のような均質流的な取扱いでもかなり良好に流動挙動を評価することが可能であると言える。空気流量が $50 \ell/\text{min}$ 以上になると計算結果は測定結果と一致しなくなる。この空気流量範囲では，ボイド率の計算値も90%以上になっており，均質流的な取扱いは無理になるためであろう。

ところで，Fig. 3.4 あるいは Fig. 3.6 に示された空気流量と冷却材流量との関係は，強制対流実験リグ固有の流動特性である。したがって，炉内実験から冷却材の流量低下挙動が与えら

ればこの特性曲線を用いて試験部での気泡発生量を評価することができるわけで、炉内実験におけるボイド発生量の概算をする上では極めて有用なデータである。

### 3.2 バイパス流路実験

#### (1) 炉内実験で観察された流動挙動

炉内で行われたバイパス流路実験で観察された冷却材の過渡流動変化の挙動を Fig.3.7 に示す。この実験は発熱量  $290 \text{ cal/g UO}_2$  で行われたものであり、同発熱量で行われた単流路実験の結果を同一図中に比較して示した。この比較から 1.5 s までの挙動はバイパス流路付の場合に特徴的な様相を示し、燃料流路の流量は減少し、一方バイパス流路の流量はやや増加する。しかし、1.5 s 以後は両流路の流量は共に減少し、単流路実験の結果と同じく第 2 の流量低下を示す。この第 2 の流量低下は両流路同時に生じているので、原因は循環ポンプ側にあるはずであり、かつ前節に述べた単流路実験リグに対する試験の結果と考え合せると、この第 2 の流量減少が循環ポンプのキャビテーションによるものである事は容易に想像できる。しかし、この炉内実験結果を得た当初には原因が良く分らなかったため、単流路実験に対するものと同じく、バイパス流路実験に対しても原因究明のための炉外模擬実験が計画され、実行された。

#### (2) 炉外模擬実験

はじめに最初のバイパス流路炉内実験 (Test No240-9) の条件にあわせてポンプをカプセル上部 (Fig.2.8 の点線の位置) において空気を吹込んだところ、冷却材初期流速が  $1.0 \text{ m/s}$ 、 $1.8 \text{ m/s}$  の場合とも空気流量  $0.5 \text{ l/min}$  程度で継続して瞬間的に流速が低下するようになり、流速  $1.8 \text{ m/s}$  の場合で  $0.7 \text{ l/min}$ 、 $1.0 \text{ m/s}$  の場合で  $1.5 \text{ l/min}$  程度の空気吹込量で連続した流速低下を示すようになった。初期流速  $1.8 \text{ m/s}$ 、空気流量  $2 \text{ l/min}$  のときの流速挙動を Fig.3.8 に示すが、全体的な挙動は Test No240-9 (Fig.3.7) に非常に良く似ている。この場合、約 9 秒後に空気吹込みを停止したにもかかわらず流速は途中までしか回復せず、約 20 秒たってから初期流速に復帰した。空気吹込停止後カプセル上面からのぞくと、ポンプケーシングに空気がたまってポンプが空転しているのが観察され、単流路実験の場合と同じく、バイパス流路実験においても大幅な流速低下がポンプのボイド巻込みに起因していることが確認された。

ボイド巻込み防止対策としてポンプを Fig.2.8 の実線の位置まで下げた実験ではボイド巻込みはかなり防ぐことができ、空気流量が  $9 \text{ l/min}$  位までは巻込みを起さず最初の流量低下、すなわち燃料流路での二相流損失のみによる流量低下しか生じなかった。しかし、空気流量が  $9 \text{ l/min}$  を越えるとポンプがボイドを吸込んで 2 次流速低下を起したので、2 回目のバイパス流路実験 (Test No240-10) では燃料シュラウドを水面付近まで延長して気水分離効果を高め、ポンプのボイド巻込みを防止した。Fig.3.9 にこの第 2 回目の実験の結果を示すが、第 1 回目の実験に見られたポンプ・キャビテーションによる流量低下は全く認められない。

#### (3) 流路特性の測定

上述の模擬実験の経験にもとづいて、ボイド巻込みを防ぐためにポンプの取付け位置を下げるようにバイパス流路実験リグを改良し、このリグの流路特性の測定を定常流の条件で行った。

まず、単相流に対するバイパス流路特性を知るためにポンプの電源電圧をステップ状に上げて循環流量を増加させ、燃料流路とバイパス流路の入口流量を測定した。Table 3.2 に計測データを、また、この結果を流量とポンプ電源電圧の関係としてプロットしたものをFig.3.1 0に示す。また、バイパス比、すなわちバイパス流量と燃料流路の流量の比を燃料流路流量に対してプロットするとFig.3.1 1になる。これから、このバイパス流路実験リグは、流量の設定下限近くを除けば、ほぼ全部の流量範囲でバイパス比がほぼ1に等しいということが確認できた。

次に燃料流路に空気を吹き込み、空気流量に対する流量変化特性の測定を行った。初期流量として燃料流路の流量が12 ℓ/min (流速1.8m/s) および6 ℓ/min (流速0.9m/s) の2つの場合を設定し、最大空気吹込量10.8 ℓ/minまでの測定を行った。各空気吹込量に対する燃料流路およびバイパス流路の流量の測定結果をTable 3.3 に示す。この結果を、冷却材流量と空気流量の関係としてプロットするとFig.3.1 2のようになる。単流路実験リグの測定結果と比較するため、Fig.3.4 に示した結果をFig.3.1 0の中に点線で示した。これから、空気吹込み量に対する燃料流路の流量低下特性は単一流路実験リグの場合とあまり大きな違いはない事、および、燃料流路の流量の低下に応じてバイパス流路の流量は増加するが、その増加はあまり大きくなく、高々0.5 ℓ/min程度の増加にすぎないこと等が分った。

Table 3.1 Air injection test data with the single channel test rig

Air Flow Rate (ℓ/min)	Coolant Flow Rate (ℓ/min)	Decrease of Coolant Flow Rate (%)
0	12.00	0.0
0.4	11.95	0.4
0.8	11.85	1.3
1.4	11.70	2.5
1.9	11.70	2.5
3.6	11.55	3.8
4.8	11.30	5.8
7.8	11.00	8.3
10.8	10.65	11.3
15.0	10.20	15.0
24.0	9.40	21.7
36.0	8.95	25.4
42.0	8.50	29.2
55.0	7.95	33.8
120.0	7.15	40.4

Table 3.2 Single phase flow data of  
the by-pass flow test rig

Power Supply Voltage (V)	Coolant Flow Rate ( $\ell/\text{min}$ )			By-pass Flow Ratio (B/A)
	Fuel Rod Channel (A)	By-pass Flow Channel (B)	Total Flow Rate	
35	1.20	1.00	2.20	0.833
40	2.35	2.40	4.75	1.021
50	4.05	4.25	8.30	1.049
60	5.45	5.80	11.25	1.064
70	6.90	7.15	14.05	1.036
80	8.00	8.25	16.25	1.031
90	8.35	9.35	18.20	1.056
100	9.85	10.25	20.10	1.041
110	10.50	11.00	21.50	1.048
120	11.15	11.75	22.80	1.054
130	11.75	12.30	24.05	1.047
140	12.50	13.15	25.65	1.052

Table 3.3 Air injection test data  
with the by-pass flow test rig

Air Flow Rate ( $\ell/\text{min}$ )	Coolant Flow Rate ( $\ell/\text{min}$ )			
	before air injection		at air injection	
	Fuel Rod Ch.	By-pass Ch.	Fuel Rod Ch.	By-pass Ch.
0.5	12.00	12.60	12.00	12.60
1.7	12.05	12.60	11.65	12.65
3.0	12.00	12.60	11.40	12.70
5.4	12.05	12.60	11.10	12.80
9.2	11.95	12.60	10.60	12.95
10.8	12.00	12.60	10.45	12.95
0.6	6.00	6.30	6.00	6.30
1.7	6.05	6.30	5.95	6.35
3.0	6.20	6.45	5.85	5.50
5.4	6.20	6.50	5.70	5.60
10.8	6.25	6.35	5.30	5.65

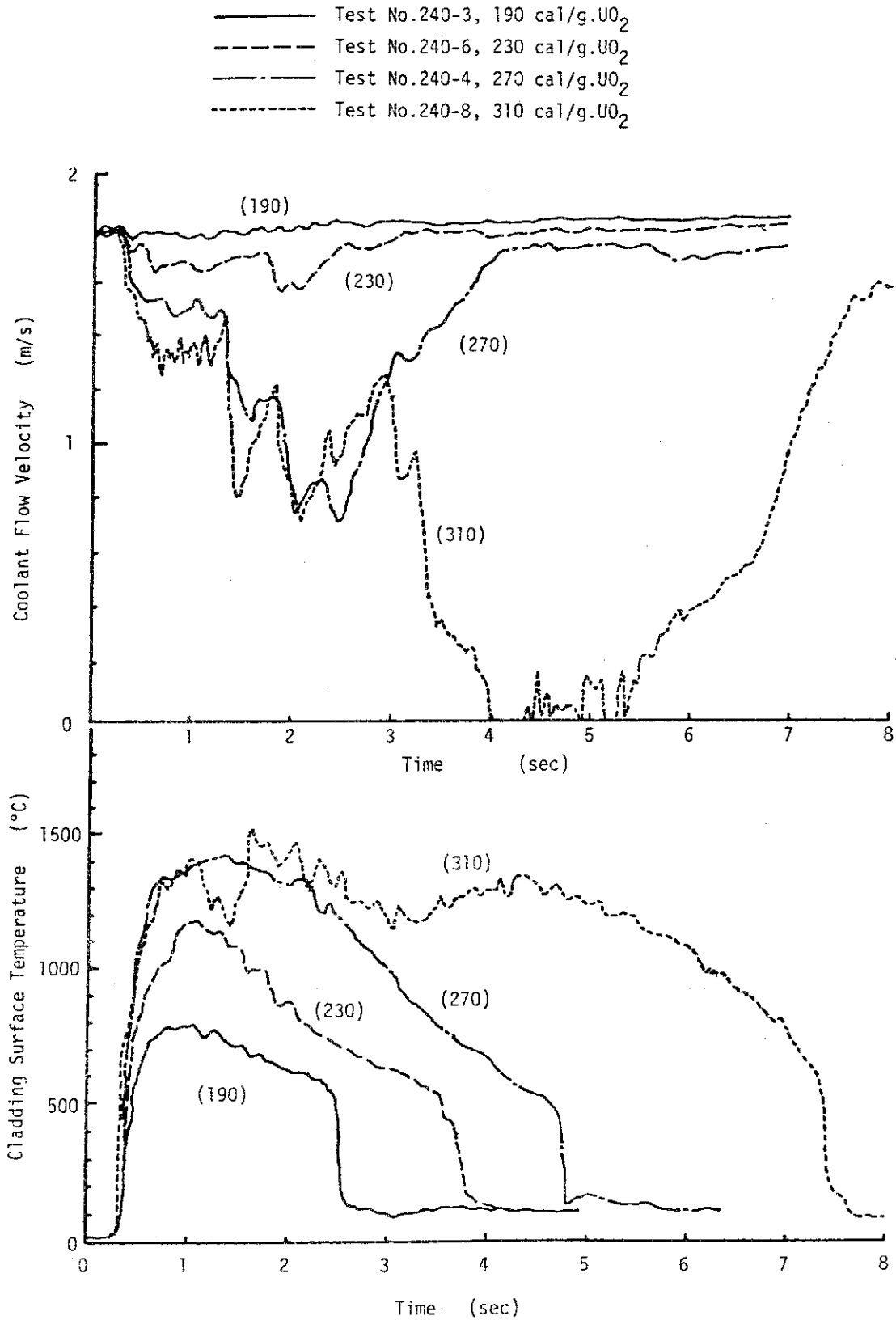


Fig. 3.1 Transient histories of coolant flow velocity and cladding temperature in NSRR forced convection tests

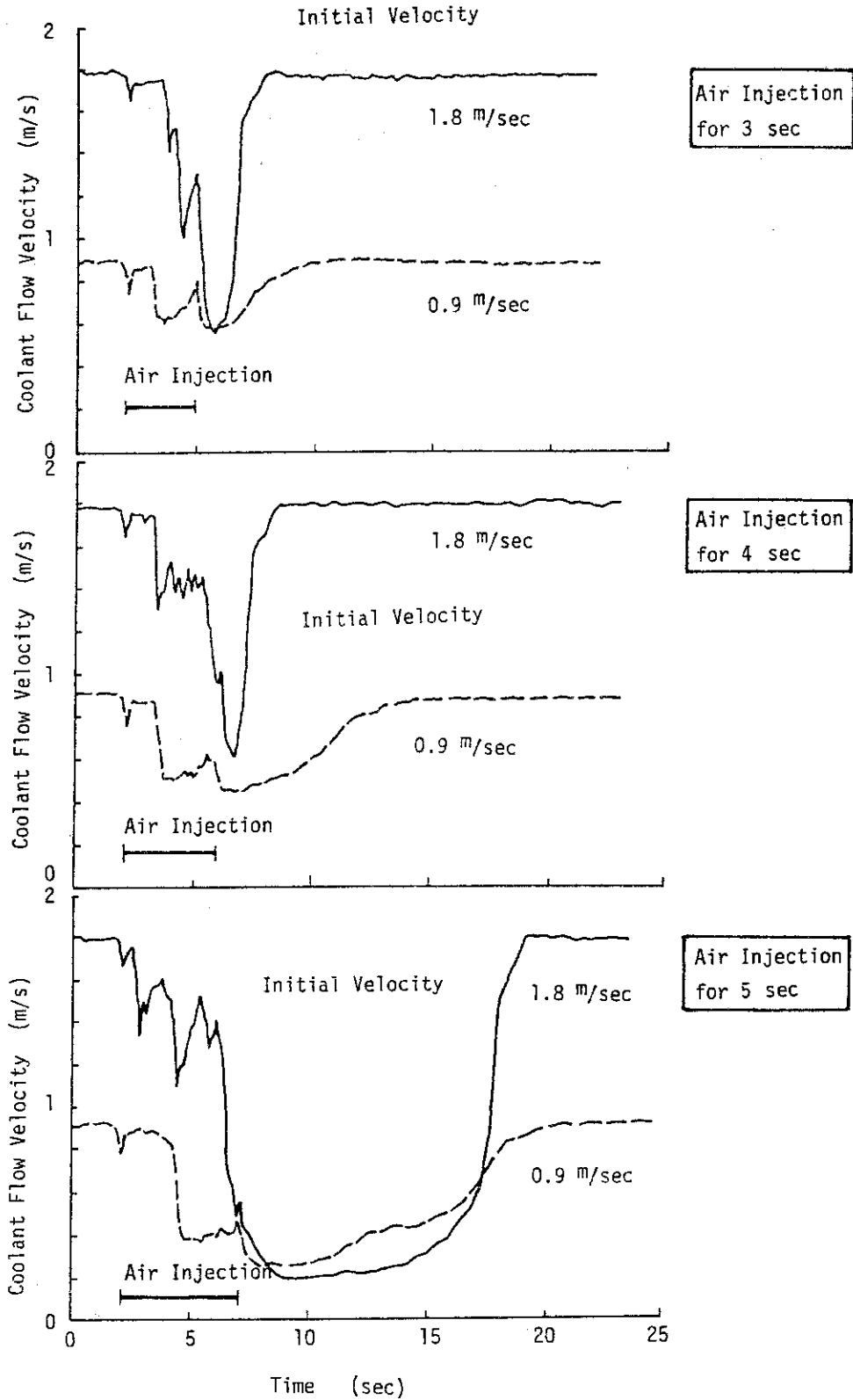


Fig. 3.2 Transient decrease of coolant flow at air injection in out-of-pile simulation tests

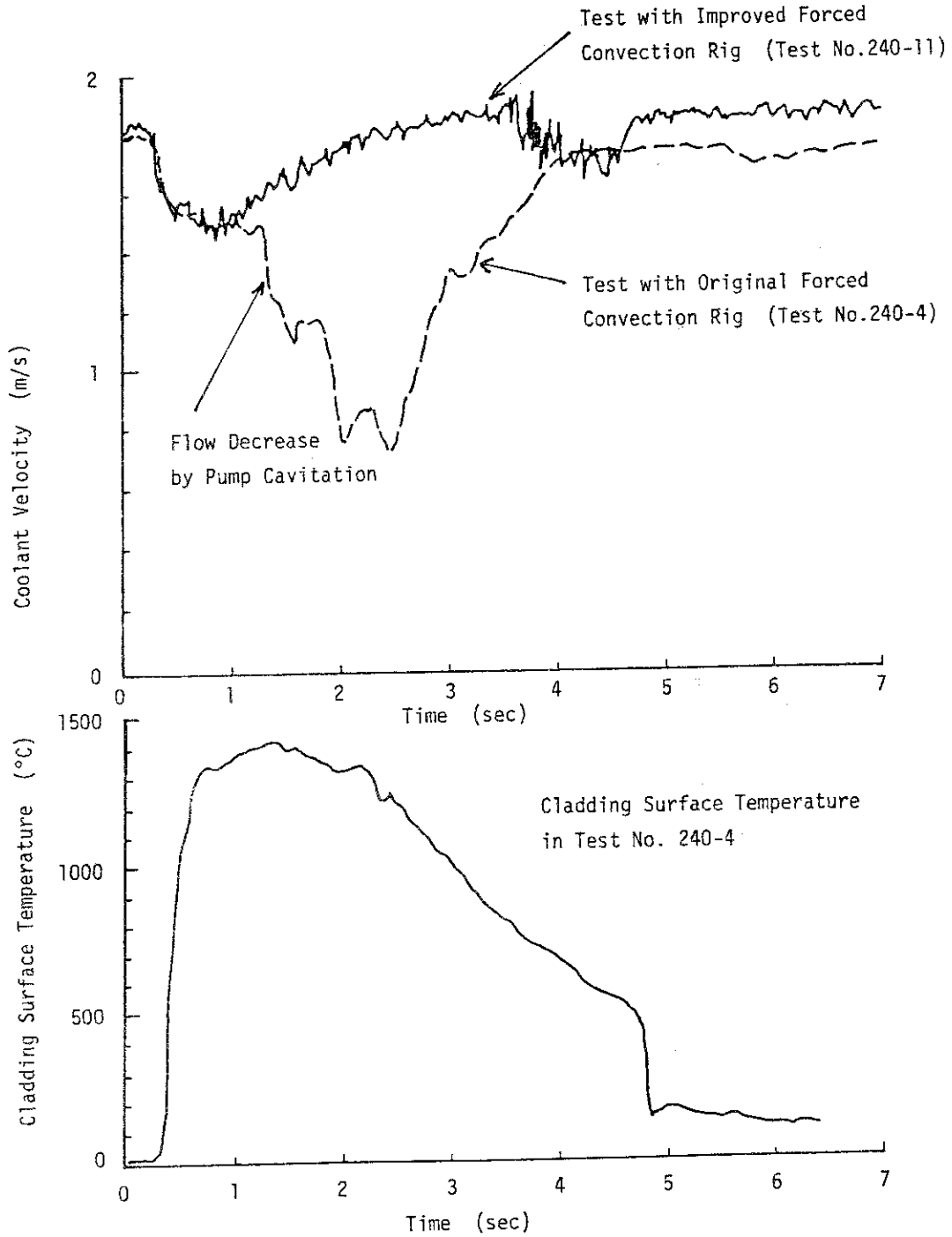


Fig. 3.3 Comparison of flow velocity transients between that observed in the original testing rig and that in the improved testing rig at the energy deposition of 270 cal/g.UO<sub>2</sub>



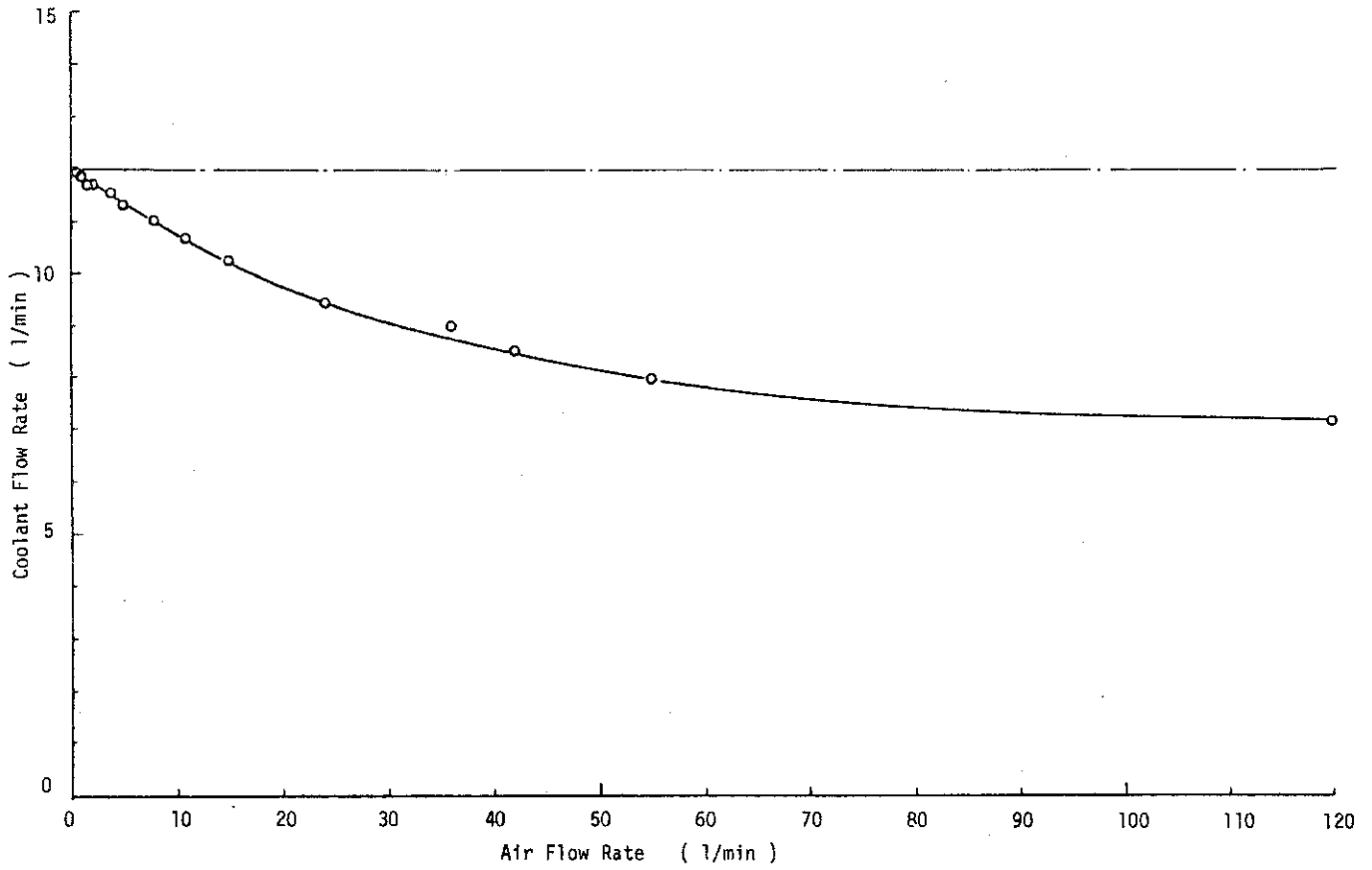


Fig. 3.4 Coolant flow rate as a function of air flow rate injected to the test section while the circulation pump is driven at constant voltage

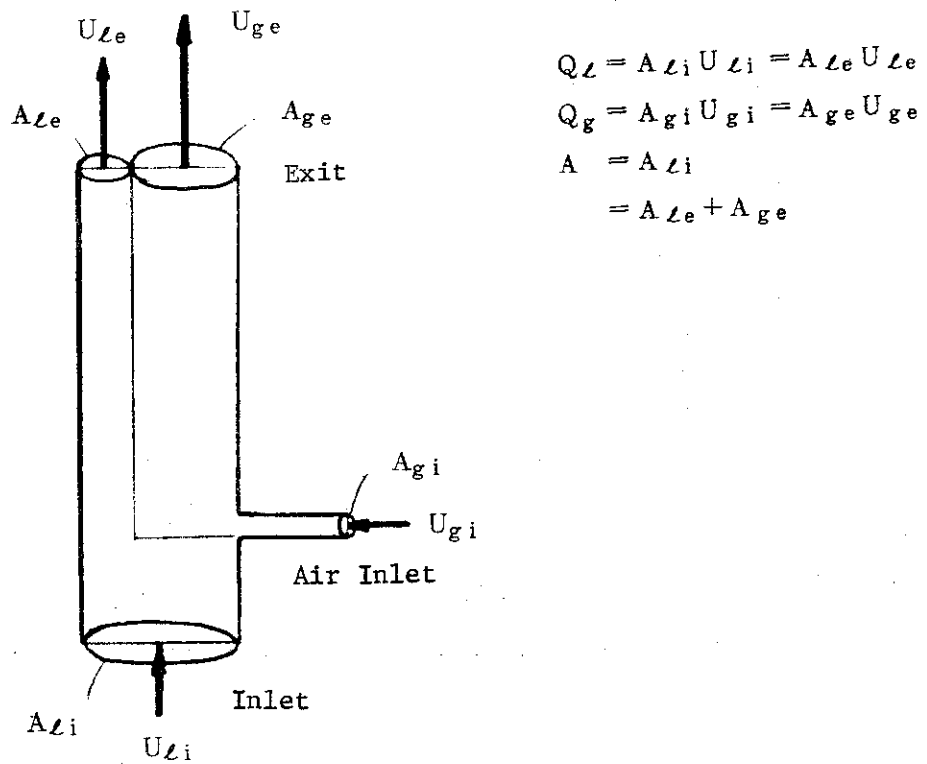


Fig. 3.5 Calculation model of test channel for two-phase flow pressure drop

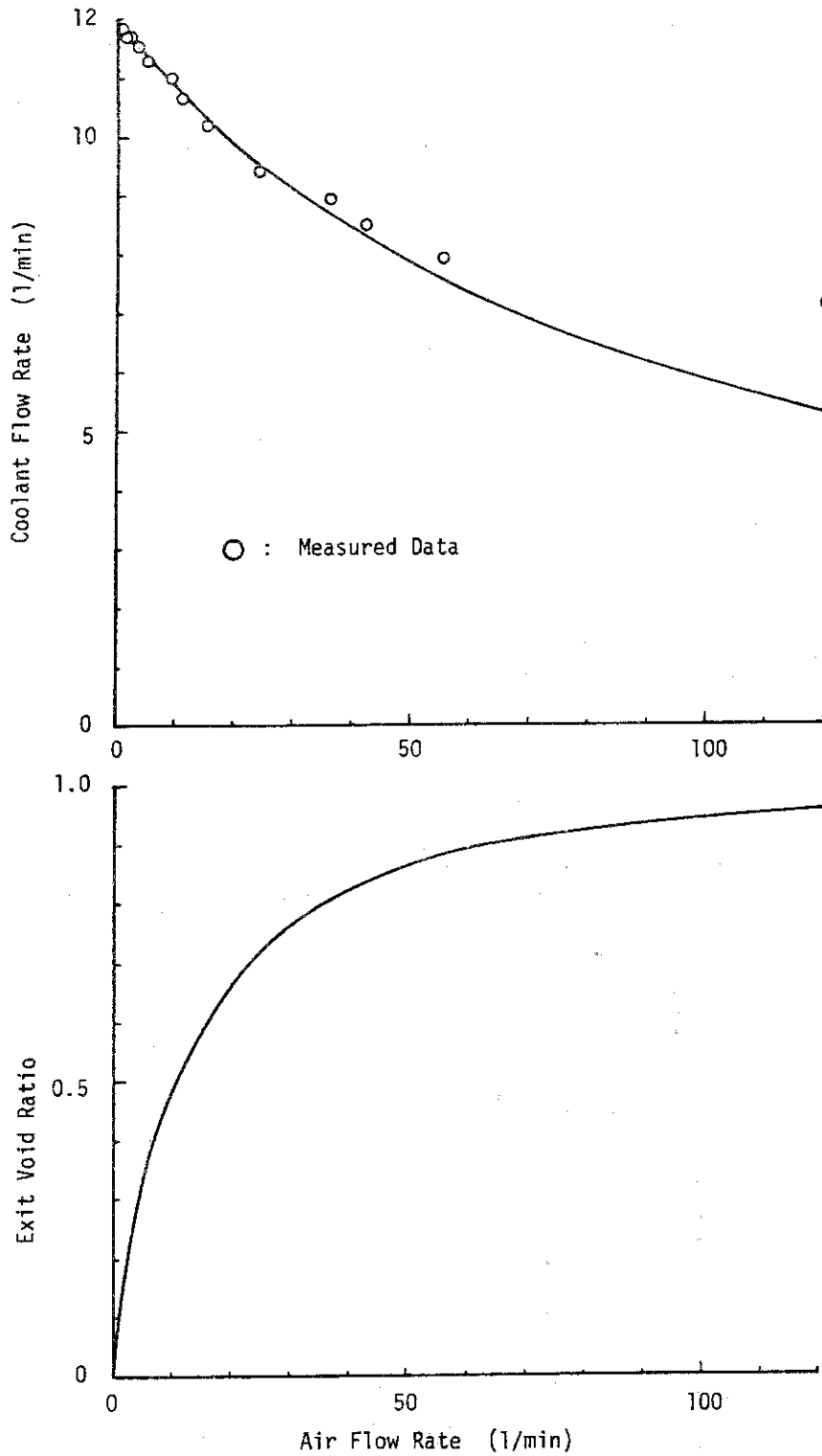


Fig. 3.6 Calculated values of coolant flow decrease and exit void ratio as a function of air flow rate

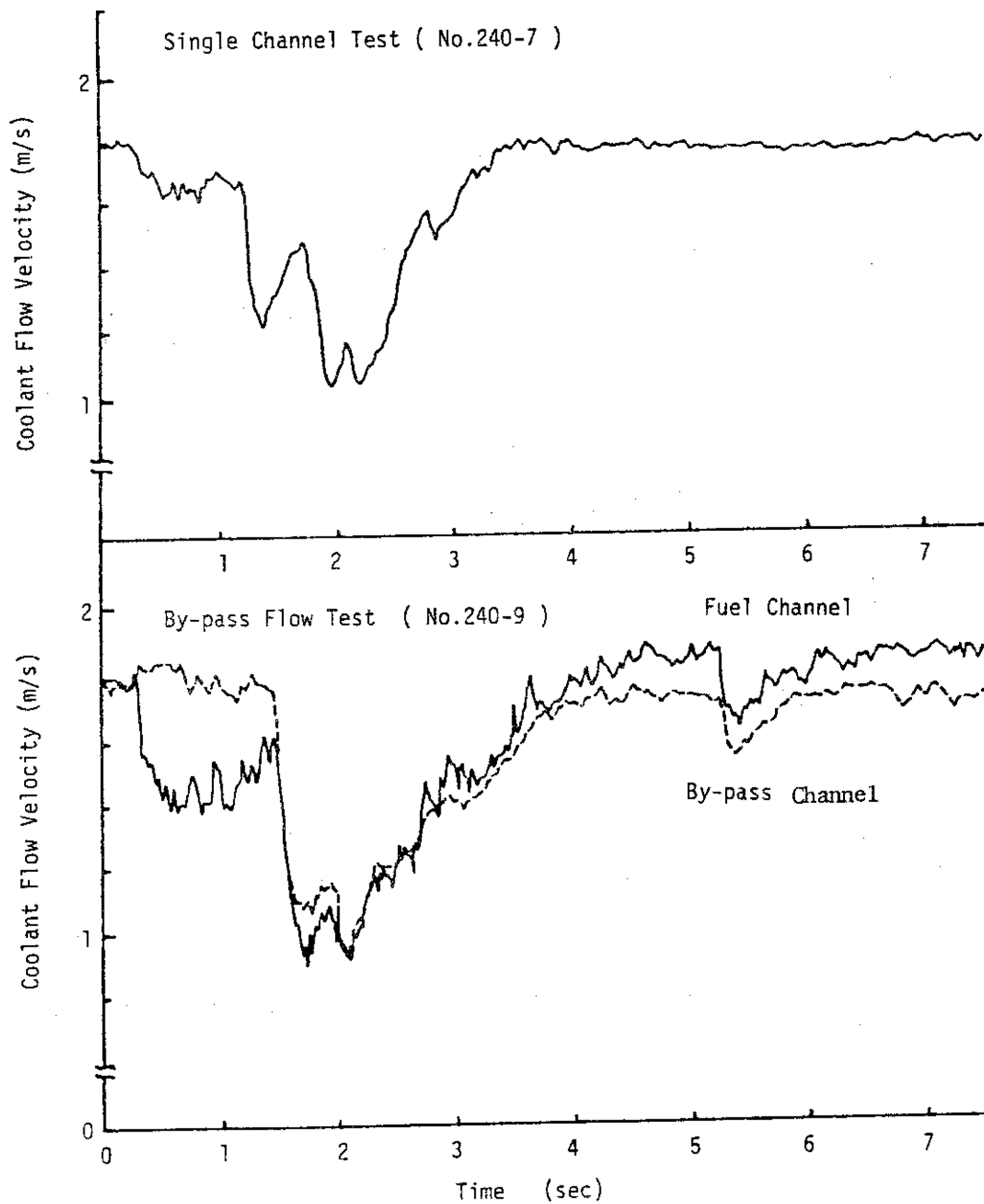


Fig. 3.7 Comparison of flow velocity transient in by-pass flow test with that in single channel test at energy deposition of  $290 \text{ cal/g UO}_2$

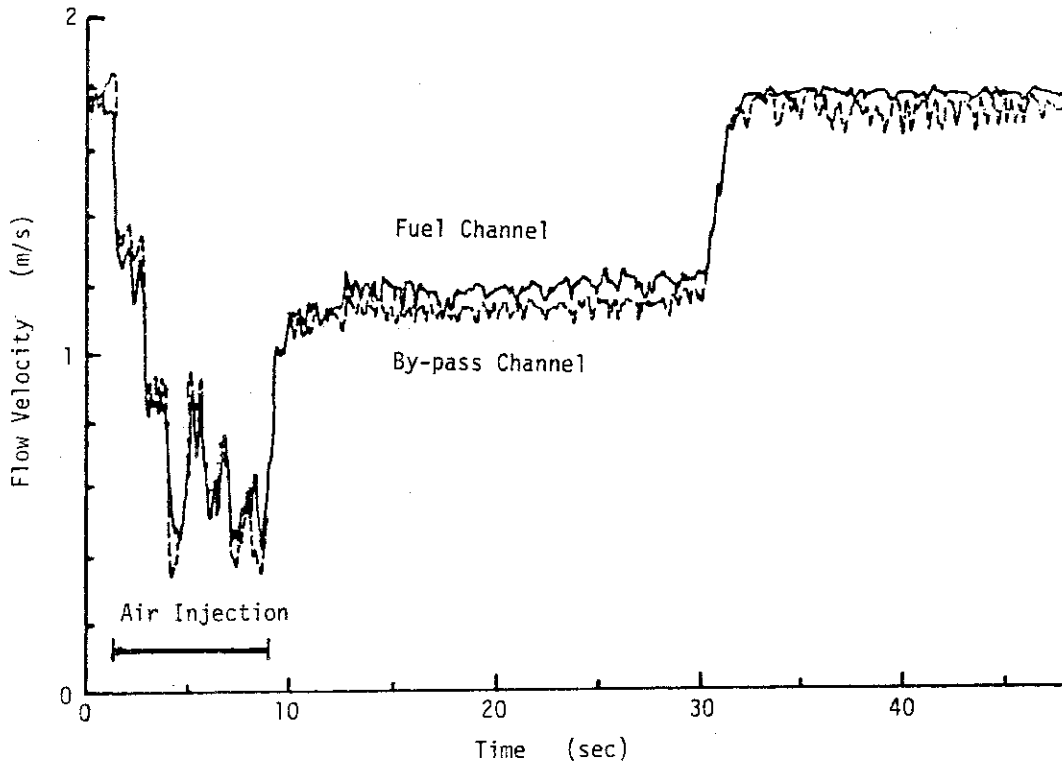


Fig. 3.8 Flow velocity transient observed at air injection in out-of-pile simulation of the by-pass flow test

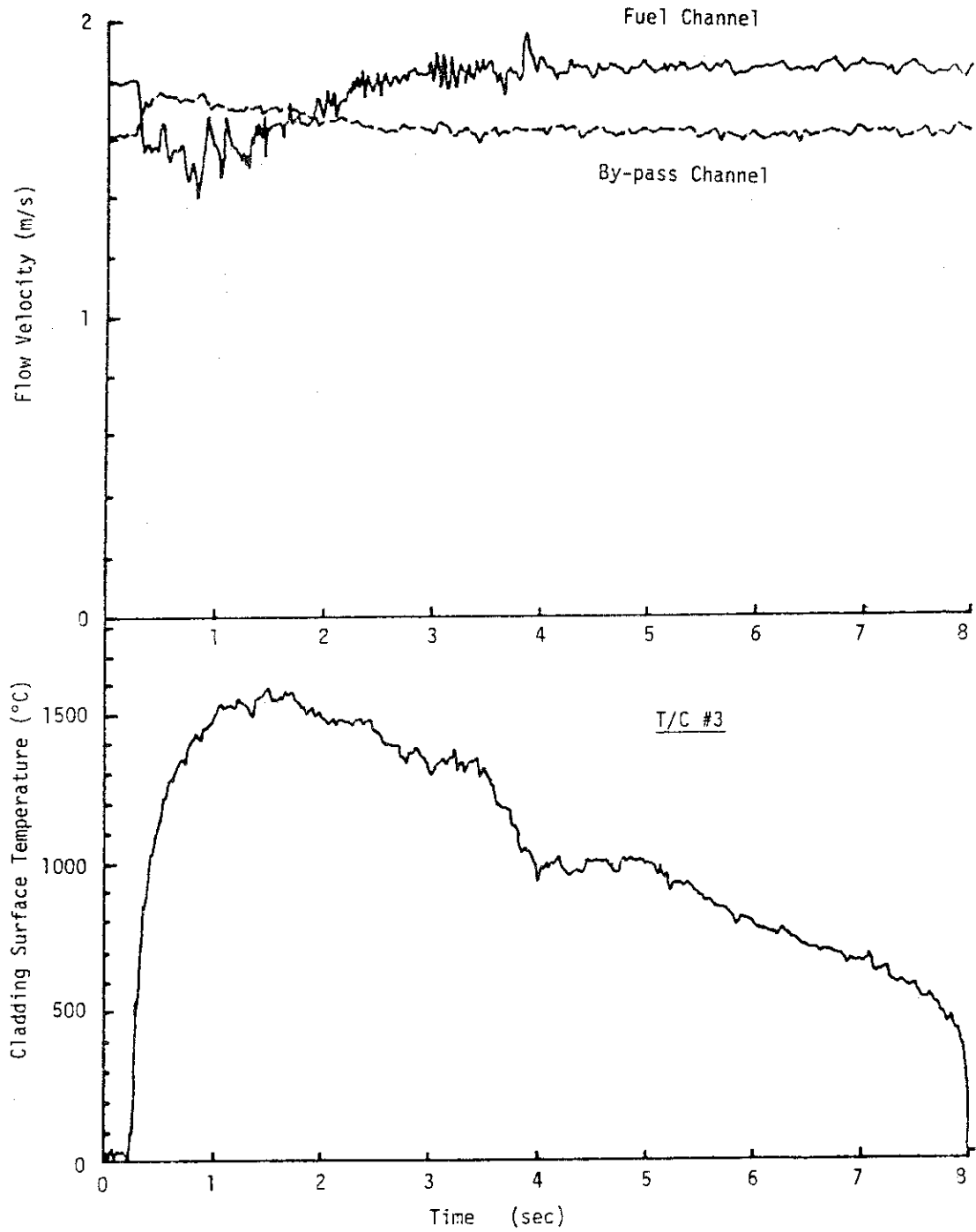


Fig. 3.9 Transient Histories of Coolant Flow Velocity and Cladding Surface Temperature in Test No.240-10 (290 cal/g.UO<sub>2</sub>)

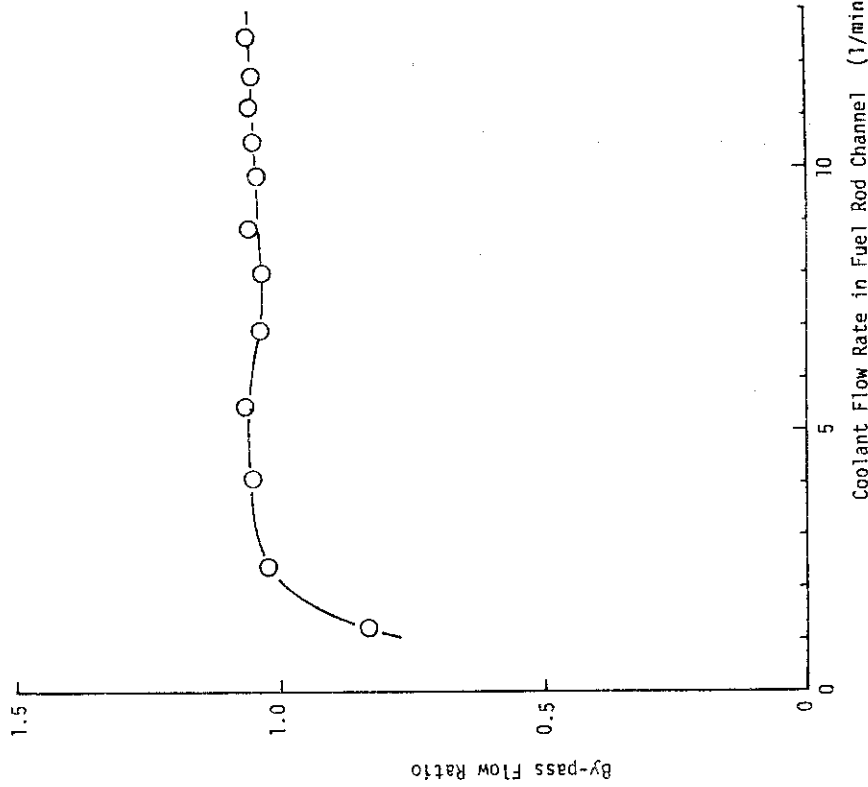


Fig.3.11 By-pass flow ratio as a function of coolant flow rate in fuel rod channel

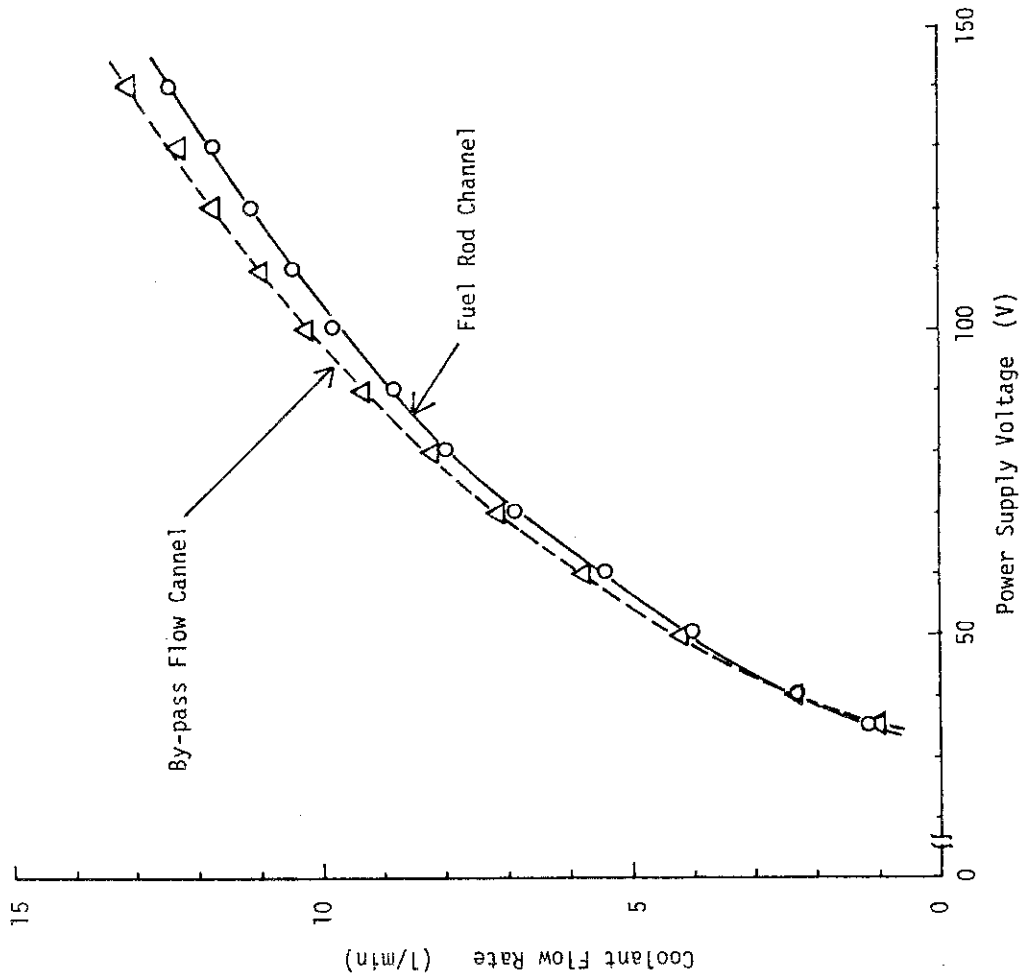


Fig.3.10 Coolant flow rate in fuel-rod and by-pass flow channels as a function of power supply voltage to the circulation pumps

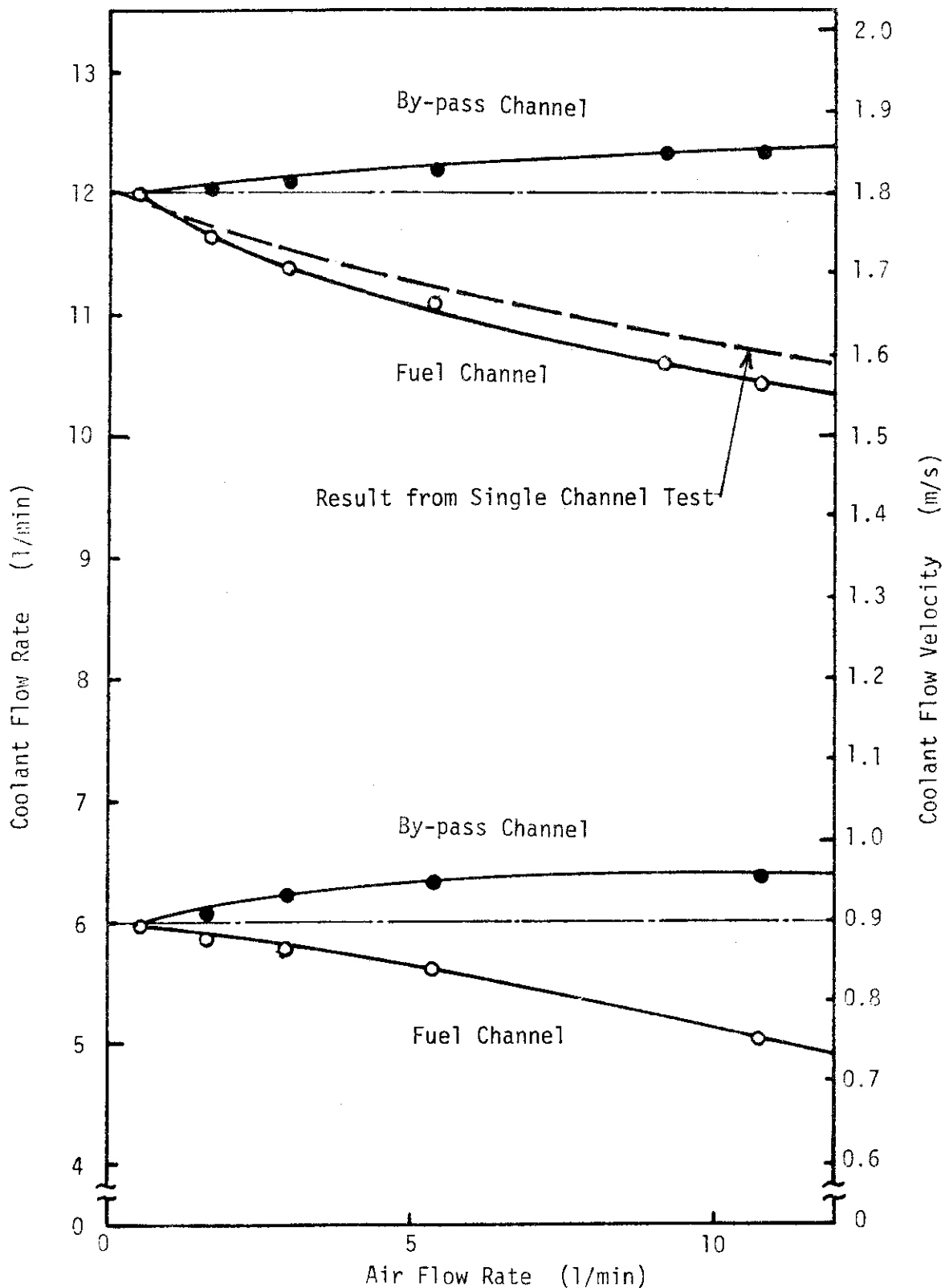


Fig. 3.12 Coolant Flow Change by Air Flow Blown into Fuel Shroud

## 4. 結 論

NSRR強制対流実験において観察された冷却材入口流量の低下現象の原因を求めるため、炉内実験と同一寸法の模擬循環リグを使用して二相流動特性測定のための炉外実験を実施した。この結果、以下の結論が得られた。

- 1) 冷却材流量低下の原因に、燃料流路での二相流抵抗によるものの他に、燃料流路を出た気泡が循環ポンプに巻き込まれて生ずる循環ポンプのキャビテーションがあることが判明した。
- 2) 循環ポンプのキャビテーションは、ポンプの取付位置を工夫することにより防止できる事が分り、この知見に基づき改良した循環リグを使用し好結果を得た。
- 3) 空気・水二相流による流動特性試験により、単流路実験リグおよびバイパス流路実験リグの流量低下とボイド発生量の関係を求めた。この関係に基づき、流量低下量からボイド発生量を推定することができる。
- 4) バイパス流路の流動特性実験から、バイパス流路があることの影響は、あまり大きくはないことが分った。

以上の知見に基づき、今後、炉内強制対流実験結果の解析や装置の改良等を行ってゆく予定である。

## 謝 辞

本実験の冷却材流量計測に当り、ST研究所塩田健氏には計測器の開発、改良等に大変御協力を頂きました。ここに感謝の意を表します。

## 参 考 文 献

1. 石川，富井監修：“NSRR実験プロGRESS・レポート・1（1975年10月～1976年3月）”JAERI-M 6635（1976）
2. 石川，富井監修：“NSRR実験プロGRESS・レポート・2（1976年4月～1976年6月）”JAERI-M 6790（1976）
3. 反応度安全研究室，他：“NSRR実験プロGRESS・レポート・3（1976年7月～1976年12月）”，JAERI-M 7051（1977）



## 4. 結 論

NSRR強制対流実験において観察された冷却材入口流量の低下現象の原因を求めるため、炉内実験と同一寸法の模擬循環リグを使用して二相流動特性測定のための炉外実験を実施した。この結果、以下の結論が得られた。

- 1) 冷却材流量低下の原因に、燃料流路での二相流抵抗によるものの他に、燃料流路を出た気泡が循環ポンプに巻き込まれて生ずる循環ポンプのキャビテーションがあることが判明した。
- 2) 循環ポンプのキャビテーションは、ポンプの取付位置を工夫することにより防止できる事が分り、この知見に基づき改良した循環リグを使用し好結果を得た。
- 3) 空気・水二相流による流動特性試験により、単流路実験リグおよびバイパス流路実験リグの流量低下とボイド発生量の関係を求めた。この関係に基づき、流量低下量からボイド発生量を推定することができる。
- 4) バイパス流路の流動特性実験から、バイパス流路があることの影響は、あまり大きくはないことが分った。

以上の知見に基づき、今後、炉内強制対流実験結果の解析や装置の改良等を行ってゆく予定である。

## 謝 辞

本実験の冷却材流量計測に当り、ST研究所塩田健氏には計測器の開発、改良等に大変御協力を頂きました。ここに感謝の意を表します。

## 参 考 文 献

1. 石川，富井監修：“NSRR実験プロGRESS・レポート・1（1975年10月～1976年3月）”JAERI-M 6635（1976）
2. 石川，富井監修：“NSRR実験プロGRESS・レポート・2（1976年4月～1976年6月）”JAERI-M 6790（1976）
3. 反応度安全研究室，他：“NSRR実験プロGRESS・レポート・3（1976年7月～1976年12月）”，JAERI-M 7051（1977）

## 4. 結 論

NSRR強制対流実験において観察された冷却材入口流量の低下現象の原因を求めるため、炉内実験と同一寸法の模擬循環リグを使用して二相流動特性測定のための炉外実験を実施した。この結果、以下の結論が得られた。

- 1) 冷却材流量低下の原因に、燃料流路での二相流抵抗によるものの他に、燃料流路を出た気泡が循環ポンプに巻き込まれて生ずる循環ポンプのキャビテーションがあることが判明した。
- 2) 循環ポンプのキャビテーションは、ポンプの取付位置を工夫することにより防止できる事が分り、この知見に基づき改良した循環リグを使用し好結果を得た。
- 3) 空気・水二相流による流動特性試験により、単流路実験リグおよびバイパス流路実験リグの流量低下とボイド発生量の関係を求めた。この関係に基づき、流量低下量からボイド発生量を推定することができる。
- 4) バイパス流路の流動特性実験から、バイパス流路があることの影響は、あまり大きくはないことが分った。

以上の知見に基づき、今後、炉内強制対流実験結果の解析や装置の改良等を行ってゆく予定である。

## 謝 辞

本実験の冷却材流量計測に当り、ST研究所塩田健氏には計測器の開発、改良等に大変御協力を頂きました。ここに感謝の意を表します。

## 参 考 文 献

1. 石川，富井監修：“NSRR実験プロGRESS・レポート・1（1975年10月～1976年3月）”JAERI-M 6635（1976）
2. 石川，富井監修：“NSRR実験プロGRESS・レポート・2（1976年4月～1976年6月）”JAERI-M 6790（1976）
3. 反応度安全研究室，他：“NSRR実験プロGRESS・レポート・3（1976年7月～1976年12月）”，JAERI-M 7051（1977）

4. 反応度安全研究室, 他: “NSRR実験プログレス・レポート・4 (1977年1月～1977年6月)”, JAERI-M 7304 (1977)
5. 反応度安全研究室, 他: “NSRR実験プログレス・レポート・5 (1977年7月～1977年12月)”, JAERI-M 7554 (1978)
6. 反応度安全研究室, 他: “NSRR実験プログレス・レポート・6 (1978年1月～1978年6月)”, JAERI-M 7977 (1978)
7. 反応度安全研究室, 他: “NSRR実験プログレス・レポート・7 (1978年7月～1978年12月)”, JAERI-M 8259 (1979)
8. 反応度安全研究室, 他: “NSRR実験プログレス・レポート・8 (1979年1月～1979年12月)”, JAERI-M 8259 (1979)
9. 反応度安全研究室, 他: “NSRR実験プログレス・レポート・9 (1979年7月～1979年12月)”, JAERI-M 9011 (1980)
10. 藤城俊夫, 他: “反応度事故条件下の燃料挙動に及ぼす冷却材の流動の影響(1)”, JAERI-M 9104 (1980)
11. 藤城俊夫, 他: 反応度事故条件下における水素ガス発生 of 燃料挙動に及ぼす影響, 日本原子学会昭和56年度年会 (1981)