

JAERI-M

6 6 3 5

NSRR実験プログレス・レポート・1

(1975年10月～1976年3月)

1976年7月

安全工学部  
反応度安全研究室・NSRR管理室

(監修) 石川迪夫・富井格三

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.

N S R R 実験 プログレス・レポート・1  
( 1 9 7 5 年 1 0 月 ~ 1 9 7 6 年 3 月 )

日本原子力研究所 東海研究所 安全工学部  
反応度安全研究室・N S R R 管理室

( 監修 ) 石川迪夫・富井格三  
( 1 9 7 6 年 6 月 2 8 日受理 )

N S R R 実験は、反応度事故に対する安全性研究のために計画された日本で初めての燃料破損炉内実験である。本実験の母体となるパルス炉 N S R R ( 安全性研究炉 ) は昭和 5 0 年 6 月に初回臨界に達し、その後の炉特性試験を終了した同年 1 0 月には同炉を用いた燃料破損実験に着手した。昭和 5 0 年 1 0 月から同 5 1 年 3 月までに合計 2 9 回の実験を行った。その結果 P W R 燃料の特徴を持つ標準試験燃料は、 $232 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量を与えた実験において被覆管を貫通するクラックが生じて破損し、 $292 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量では燃料は 5 つの小片となつた破断を示し、さらに発熱量を増した  $334 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の実験では、燃料は微粒子状となって飛散し、かつ急速な冷却水の加熱沸騰による水面の上昇のあったことを確認した。また、J P D R - II 型燃料に水を注入した浸水燃料を用いた実験では、 $141 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量において内圧上昇による破損を生じた。本報告書は、これらの実験結果を中心に、実験手法、実験データの解析等の概況を述べたものである。

Quarterly Progress Report on the NSRR Experiments (1)

- Combined, October 1975 ~ March 1976 -

Reactivity Accident Laboratory

and

NSRR Operation Section

Division of Reactor Safety, Tokai, JAERI

(Compiled by M. Ishikawa and K. Tomii)

(Received June 28, 1976)

In-pile experiments related with nuclear fuel behavior during reactivity-initiated accidents were started in the Nuclear Safety Research Reactor (NSRR), a thermal pulsed reactor, in October 1975, subsequent to the first criticality in June 1975.

A total of 29 tests were carried out during the two quarters from October 1975 to March 1976. Experiments are in the three test series:

- (1) Scoping tests to study behavior of the normal, unirradiated PWR type fuel rods (standard test fuel rods) with change in the energy deposition, and to obtain the failure threshold,
- (2) wide-gapped fuel tests to study influence of the difference in radial gap width on cladding surface temperature and on the failure threshold, and
- (3) waterlogged fuel tests to study the relation between water volume in fuel rods and failure threshold.

From these tests, the failure threshold for the standard test fuel was found to be in the energy deposition range of 214 cal/g·UO<sub>2</sub> to 232 cal/g·UO<sub>2</sub>; at 232 cal/g·UO<sub>2</sub> a fuel rod failed with circumferential cracks penetrating the cladding tube. At higher energy deposition of 292 cal/g·UO<sub>2</sub>, a fuel rod was broken into five large pieces with melting of UO<sub>2</sub> pellets. At 334 cal/g·UO<sub>2</sub> a fuel rod was broken into small particles with water-column jumping.

The failure threshold for wide-gapped fuel rods was very close to that for standard fuel rods, and was in the range between 229 cal/g·UO<sub>2</sub> to

240 cal/g·UO<sub>2</sub>.

The waterlogged fuel rods with water filling all the space inside the rods failed with large longitudinal breach at the energy deposition of 101 cal/g·UO<sub>2</sub>.

Described are the results of the tests, test procedures, and present status of analytical works.

## Summary

The in-pile experiments on nuclear fuel behavior under reactivity-initiated accident conditions were started in the Nuclear Safety Research Reactor (NSRR) in October 1975. The NSRR is a modified TRIGA-Annulare Core Pulse Reactor having a large central experimental cavity (22 cm I.D.), where a capsule or a loop containing test fuel elements, one to several rods, and coolant is installed and exposed to a high pulse power. During the period from October 1975 to March 1976, a total of 29 tests were carried out using stainless steel capsule containing single LWR test fuel rod and water of room temperature and atmospheric pressure.

During the irradiation tests, the transient data such as fuel cladding surface temperature, water temperature, fuel internal pressure, water column motion, capsule internal pressure and capsule strain were measured using the instrumentations fitted into the test fuel rod and the capsule. These data were recorded in the data acquisition and display system, and in the visicorder.

In addition, in one to two weeks after the in-pile test, the capsules were disassembled, and test fuel rods accepted visual and dimensional inspections.

The experiments performed during the aforementioned period consist of the following three test series.

### (1) Scoping Tests and Detailed Tests:

In these test series, 12.23 mm O.D. zircaloy-2 clad fuel rods containing 2.6 % enriched UO<sub>2</sub> pellets (JPDR-II fuel rods) and 10.72 mm O.D. zircaloy-4 clad fuel rods containing 10 % enriched UO<sub>2</sub> pellets (standard test fuel rods) were used. The energy insertion into the test fuel given by a single pulse was varied from approximately 40 cal/g·UO<sub>2</sub> to 330 cal/g·UO<sub>2</sub> to get basic knowledge on fuel behavior.

### (2) Wide-gapped Fuel Tests:

The fuel rods used in this test series were wide-gapped fuel rods which were the variation of the standard test fuel rods, and had the radial gas gap of 0.195 mm wide. In these fuel rods, UO<sub>2</sub> pellet diameter was a little smaller so that the gas gap width was twice as much as in the standard test fuel rods.

The energy insertion into the test fuel was varied from approximately 160 cal/g·UO<sub>2</sub> to 290 cal/g·UO<sub>2</sub>, and the effect of gas gap width on the transient behavior of cladding temperature and on the mode of fuel failure was studied in comparison with the behavior of the standard test fuel rods.

### (3) Waterlogged Fuel Tests

In this test series, two types of waterlogged JPDR-II fuel rods were used.

In one type, the radial gap was filled with water, while in the other type, the upper plenum portion as well as the radial gap was filled with water. The energy insertion into the test fuel was varied from approximately 40 cal/g·UO<sub>2</sub> to 140 cal/g·UO<sub>2</sub> and the threshold enthalpy for, and the mode of, fuel failure were studied.

As the result of these experiments, following features were observed.

A standard test fuel rod failed with circumferential cracks penetrating the cladding tube at the energy deposition of 232 cal/g·UO<sub>2</sub> (Test 200-5), while at the energy deposition of 214 cal/g·UO<sub>2</sub> (Test 111-4) a fuel rod did not suffer failure but slight bending. At the energy deposition of 292 cal/g·UO<sub>2</sub> (Test 111-6), a fuel rod was broken into several large pieces with melting of fuel pellets.

At the maximum energy deposition attained in this experimental period, 334 cal/g·UO<sub>2</sub> (Test 111-7), a fuel rod was broken into small particles inducing water-column jumping.

The data from the wide-gapped fuel tests indicate that the cladding surface temperature of a wide-gapped fuel reduced greatly at the energy deposition of about 160 cal/g·UO<sub>2</sub> in comparison with the cladding temperature of a standard test fuel. But at the higher energy deposition, the effect of the difference in initial gap width became negligibly small, and cladding surface temperatures of wide-gapped fuel rods were very close to those of standard test fuel rods. The failure threshold for wide-gapped fuel rods was in the energy deposition range between 229 cal/g·UO<sub>2</sub> (Test 232-3) and 240 cal/g·UO<sub>2</sub> (Test 232-4).

The result of the waterlogged fuel tests is that a fuel rod with water filling all of the space inside the rod including upper plenum failed with large longitudinal breach in the test that might have given energy insertion of about 141 cal/g·UO<sub>2</sub> (Test 401-3).

The energy deposited at the time of failure was evaluated to be 101 cal/g·UO<sub>2</sub>.

In this test, almost all of the fuel pellets were released into the water and fractured into small particles. The water-column jumping was observed as well.

The detailed results of these tests are described in Chapter 2. In addition, a consideration on the transient behavior of fuel internal pressure in the waterlogged fuel tests is discussed in Chapter 3. Chapter 4 describes the experimental rigs, such as capsules, test fuel rods and instrumentations, used in these tests and being developed for future tests. Chapter 5 introduces computer programs being used or being developed for experimental analyses. The last chapter describes the test plans for next period from April to June 1976. The facilities, experimental capability and performance data of the NSRR reactor are summarized in the Appendices.

## 目 次

1. 概 要 .....	1
2. N S R R 実験 .....	2
2.1 概 要 .....	2
2.2 スコーピング試験および詳細試験 .....	5
2.3 ギャップ燃料試験 .....	13
2.4 渗水燃料試験 .....	28
3. 渗水燃料試験での燃料内圧挙動に関する一考察 .....	43
4. 実験物の開発概況 .....	46
4.1 概 要 .....	46
4.2 実験カプセル .....	47
4.3 実験燃料 .....	48
4.4 計測機器 .....	48
5. 解析プログラムの開発 .....	57
5.1 燃料破損挙動解析コード "MCDRAN-I" .....	57
5.2 N S R R 実験解析コード "EXCURS-FLUX" .....	59
5.3 燃料-冷却材相互作用解析コード "PULSE" および "BREEZE" .....	59
6. 今後の実験実施予定 .....	64
7. おわりに .....	65
付録A N S R R 炉の概要 .....	66
付録B N S R R 実験概要一覧 .....	67
付録C N S R R パルス運転記録 .....	67
参考文献 .....	80

## CONTENTS

1.	Abstract .....	M. Ishikawa, K. Tomii .....	1
2.	NSRR Experiments .....		2
2.1	Summary .....	M. Ishikawa .....	2
2.2	Scoping Tests and Detailed Tests .....	T. Hoshi, T. Inabe, S. Shiozawa, S. Kobayashi, O. Hashimoto, B. Kim .....	5
2.3	Gapped Fuel Tests .....	N. Ohnishi, S. Saito, K. Ishijima, S. Tanzawa .....	13
2.4	Waterlogged Fuel Tests .....	T. Fujishiro, K. Iwata, T. Yoshimura, M. Ochiai .....	28
3.	A Consideration on Transient Behavior of Fuel Internal Pressure During Waterlogged Fuel Tests .....	M. Ochiai ....	46
4.	Development of Experimental Rigs		
4.1	Summary .....	T. Hoshi .....	46
4.2	Experimental Capsules .....	T. Fujishiro, S. Kobayashi, K. Iwata, T. Yamazaki .....	47
4.3	Test Fuel Elements .....	T. Hoshi, S. Shiozawa .....	48
4.4	Test Instrumentation .....	T. Hoshi, T. Fujishiro, T. Yamazaki, K. Iwata, S. Tanzawa .....	48
5.	Development of Analytical Programs		
5.1	A Fuel Failure Behavior Analysis Code "MCDRAN-1" .....	N. Ohnishi .....	57
5.2	An NSRR Experiment Analysis Code "EXCURS-FLUX" .....	S. Saito, T. Fujishiro .....	59
5.3	Fuel-Coolant Interaction Analysis Codes "PULSE" and "BREEZE" .....	T. Fujishiro .....	59
6.	Experiment Schedule for the Next Quarter .....	64	
7.	Postscript .....	M. Ishikawa .....	65

Appendix A.	Description of the NSRR Reactor .....	66
Appendix B.	Summary Table of the NSRR Experiments .....	67
Appendix C.	Summary Data of the Pulsing Operations .....	67
References	.....	80

## 1 概 要

( 石川迪夫, 富井格三 )

N S R R ( 原子炉安全性研究炉 ) は, 昭和 50 年 6 月に初回臨界に達し, 8 月には \$ 4.67 . の投入反応度による最大パルス運転に成功し, そのパルス特性は以後の燃料破損実験遂行上十分な性能を有することが確認された。この炉特性に関する基礎的データを把握した上で, 同年 10 月から大気圧水カプセルを用いた燃料破損実験を開始した。本実験は我国で初めて経験する反応度事故時の燃料挙動に関する炉内実験であるため, 初めの約 1 ヶ月間における実験では, 試験燃料に与える発熱量を比較的小さな値から始め, これを順次段階的に増加させて燃料を溶融させるまで大きくし, 発熱量に対する燃料挙動の概略的な情報を得るとともに, 計装系の機能確認および実験手法の確立を図ることに留意した。この実験では, P W R 燃料 ( 標準試験燃料 ) および J P D R - II 型燃料を対象とし, P W R 型の燃料については破損に至らしめるまでの実験を行ったが, 約  $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量で燃料は被覆管にクラックが生じて破損し, 約  $290 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量で溶融による破壊の生じたことを確認した。これに引き続きさらに詳細な破損しきい値を求めるための実験を行ったが, この結果燃料の破損しきい値は約  $214 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  から約  $232 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の間にあることを確認した。これらの結果は, 米国 S P E R T - C D C で行なわれた燃料破損実験の結果とほぼ一致している。なお, 今期行った中で最大の発熱量  $334 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  を与えた実験では, 燃料は完全に破壊し, 微粒子状となって飛散しており, 同時にカプセル内部で急熱された水の膨脹, 蒸発による水塊の移動のあつたことを観測した。

このほか, 標準試験燃料と比べて 2 倍のギャップ幅を有する試験燃料を用い, ギャップ幅の相違の過渡温度特性に及ぼす影響に関する基礎的データを把握した。この他, 試験燃料内部に水を注入した浸水燃料を用いた実験を行ったが, 上部プレナム部まで全て満水状態とした場合には約  $140 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量で内部の水の膨脹による内圧破損を起こすことを確認した。

本報告書は, 昭和 50 年 10 月から同 51 年 3 月までの期間におけるこれら N S R R 実験の進捗をまとめたものであり, 実験結果の詳細については第 2 章に述べる。また特に, 浸水燃料試験について, 燃料内圧挙動について行った考察を第 3 章に述べる。第 4 章においては, 本実験に用いたカプセル, 試験燃料および計装類について説明するとともに, 今後の実験に使用するための実験物の開発状況を述べる。第 5 章においては, 実験解析のために開発した解析コードの概要を述べる。最後に, 第 6 章において次回半期に予定される N S R R 実験について述べる。

## 2 N S R R 実験

### 2.1 概 要 (石川迪夫)

N S R R 実験は昭和 50 年 10 月から開始し、昭和 51 年 3 月までに合計 29 回の実験を行った。実験は、試験燃料（1 本）を常温・常圧の純水とともにステンレス鋼製カプセルに封入し、これを N S R R 中央実験孔に装填してパルス運転を行い、速い過出力条件下で破損にまで至らしめるものである。パルス照射時には、燃料およびカプセルに取り付けた計測器によって、燃料被覆材表面温度、冷却材温度、燃料内圧等の過渡挙動を測定するとともに、燃料破損に伴って発生する水撃力、衝撃圧等を評価するため、冷却水飛び上り速度、カプセル内圧およびカプセル歪み等を測定した。これらの過渡的データは、データ集録装置および電磁オシログラフに記録し、データ解析を行った。また、照射後は約 1 ~ 2 週間の冷却期間においてカプセルを解体し、燃料の外観・寸法検査および発熱量の測定等を行った。今期に行った実験は、実験目的および試験燃料の条件によって大別した次の 3 つの実験シリーズより成る：

- (1) 標準試験燃料（10 % 濃縮 PWR 型燃料）および J PDR-II 燃料（2.6 % 濃縮）を用い、燃料内の発熱量を段階的に変化させた場合の燃料破損挙動の概況を把握する目的で行った スコーピング試験（実験シリーズ 111：7 回）。およびスコーピング試験の結果に基き、さらに詳細な燃料の破損しきい値を把握する目的で行った 詳細試験（実験シリーズ 200：9 回）。
- (2) 標準試験燃料（ペレット一被覆材間ギャップ幅 0.085 mm）と比較して 2 倍のギャップ幅を有する広幅ギャップ燃料を用い、ギャップ幅が被覆材温度過渡特性、燃料破損しきい値および燃料破損モードに及ぼす影響を把握する目的で行った 広幅ギャップ燃料試験（実験シリーズ 232：6 回）。
- (3) J PDR-II 燃料に水を注入した浸水燃料を用い、含水量の破損しきい値に及ぼす影響および破損時に発生する圧力波、機械的エネルギー転換率等に及ぼす影響を調べる目的で行った浸水燃料試験（実験シリーズ 401, 402：6 回）。

以上の実験結果の概要を Table 2-1 に示すが、標準試験燃料は  $214 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量を与える実験（実験 No. 111-4）では被覆管に曲がりは生じたがまだ破損には至っておらず、 $232 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量を与えた実験（実験 No. 200-5）において、被覆管を貫通する周方向のクラックが生じて破損した。また、 $292 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量（実験 No. 111-6）では、ペレットは溶融し燃料要素が数ヶの大破片に分断される破壊が生じた。また、今期最大の発熱量である  $334 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  を与えた実験（実験 No. 111-7）では、燃料要素は端栓部を除いてほぼ完全に微粒子化し、同時に水塊の移動もあった。

広幅ギャップ燃料を用いた実験では、約  $160 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  程度の発熱量において、標準試験燃料の場合と比較して数段と低い被覆材温度を示したが、これ以上の発熱量においては、初期ギャップ幅の違いによる影響はほとんどなく、標準試験燃料の場合と同様な被覆材温度および破損挙動を示した。広幅ギャップ燃料における破損しきい値は  $229 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ （実験 No. 232-3）から  $240 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ （実験 No. 232-4）の間にあった。

浸水燃料を用いた実験結果では、以上の燃料の場合とは破損挙動が異なり、燃料要素内の上部プレナムを含む全空間を全て水で満たした燃料を用いた場合、 $141 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量

実験（実験No 401-3）で被覆管が大きく縦方向に破裂し、燃料ペレットはほぼ全量が冷却水中に放出されて微粒子化しており、同時に水塊の移動もあった。破壊時刻における燃料保有エンタルピは  $101 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  であった。なお、ペレットと被覆管の間のギャップ部のみ満水とし、上部プレナム部は空間のままとした燃料を用いた実験の結果では、上記の場合と同じ  $141 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の発熱量を与えるも燃料の破損は生じなかった（実験No 402-3）。以下には、これらの実験結果の詳細を、各実験シリーズ毎に述べる。

Table 2-1 Summary Data of the NSRR Experiments (October, 1975 ~ March, 1976)

	a) Test No.	b) Maximum Energy Deposition in Test Fuel (cal/g·UO <sub>2</sub> )	Maximum Cladding Surface Temperature (°C)	Destructive Force		Visible Features			
				Maximum Capsule Pressure (kg/cm <sup>2</sup> )	Nuclear -to- Mechanical Energy Conversion Ratio (%)	No Visible Change	c) Oxidation Only on Cladding Surface	Fuel Failure	d) Less of Structural Integrity of Fuel Element
Scoping Tests	111-1*	40	90	0	0	○			
	111-2*	102	140	0	0	○			
	111-3	159	~1000	0	0		○		
	111-4	214	1690	0	0		◎		
	111-5	237	1720	0	0			○	
	111-6	292	>1720	0	0				○
	111-7	334	>1720	~10	6×10 <sup>-4</sup>				◎
Detailed Tests	200-1-1	35	147	0	0	—			
	200-1-2	205	>1690	0	0		◎		
	200-2-1	101	179	0	0	—			
	200-2-2	238	>1720	0	0			○	△
	200-3	156	1190	0	0		△		
	200-4	204	1680	0	0		◎		
	200-5	232	>1780	0	0			○	
	200-6	238	>1780	0	0			○	
	200-7	257	>1750	0	0			○	△
Wide-gapped Fuel Tests	232-1	159	136	0	0		△		
	232-2	207	1680	0	0		◎		
	232-3	229	1745	0	0		○		
	232-4	240	1770	0	0			○	
	232-5	286	>1720	0	0				○
	232-6	258	>1720	0	0			○	△
Waterlogged Fuel Tests	5g e) Water	401-1*	48	180	~5	0	○		
		401-2*	97	270	~10	0	○		
		401-3*	141	170	~55	0.015			◎
	1g f) Water	402-1*	43	240	~8	0	○		
		402-2*	95	540	~15	0		△	
		402-3*	141	560	—	0		△	

Notes: a) \* shows that the test fuel is JPDR-II fuel.

b) Maximum energy deposition in the test fuel rod was estimated as the average energy in the axial center pellet based on the neutron transport calculation and calibration measurements.

c) Oxidation; △ Partial oxidation      ○ Uniform oxidation over the fuel stack region  
      ◎ Partial breakawayd) Loss of structural integrity; ▲ Broken while disassembling the capsule      ○ Broken into several large pieces  
      ◉ Broken into fine particles

e) All of the gap and plenum in the test fuel element was filled with water.

f) All of the gap except plenum in the test fuel element was filled with water.

## 2.2 スコーピング試験および詳細試験

(星薫雄, 稲辺輝雄, 塩沢周策, 小林晋昇, 橋本修\*, 金炳星\*\*)

(\*三井造船株式会社, \*\*韓国原子力研究所)

### 2.2.1 実験目的

N S R Rにおける本格的な燃料破損実験に先立って, 燃料内の発熱量を段階的に変化させた場合の燃料挙動に関する概略的な情報を得るとともに, カプセルの健全性, 計装類の性能, 実験物の組立・解体設備の機能確認等を行い, 実験手法の確立を図ることを目的として, 計7本の燃料を用いスコーピング試験を実施した。また, これに引き続き, さらに詳細な燃料挙動, 破損しきい値, 破損機構等を究明するとともに, 実験結果の再現性を検討する目的で, 計7本の燃料を用い詳細試験を実施した。

### 2.2.2 実験方法および実験条件

10%濃縮標準試験燃料および2.6%濃縮J P D R-II燃料を供試燃料とし, 被覆材表面には熱電対を取り付けて, これを他の計装類とともに支持具に取り付け, ステンレス鋼製カプセル(I型カプセル)に装填した。また, カプセル内部には, 上部のフランジ面から2.5cm下までの空隙部(大気圧)を残して純水(常温)を封入し, これを実験物としてN S R Rのパルス運転により照射した。パルス運転は\$1.5(炉周期9.1msec)から\$4.0(炉周期1.4msec)の反応度を投入して行い, これによって試験燃料に約40cal/g・UO<sub>2</sub>から334cal/g・UO<sub>2</sub>の発熱量を与えた。照射時には, 被覆材温度, 冷却水温度の変化を測定するとともに, 燃料破損に伴って発生すると予想される破壊エネルギーを評価するため, 水塊移動速度, カプセル歪み等を測定した。また, 照射後は燃料の外観・寸法検査を行うとともに, 燃料のγ線分布測定および核分裂生成物の化学分析によって, 発熱分布および発熱量の評価を行った。

### 2.2.3 実験結果および考察

#### (1) 燃料破損しきい値および破損機構

Fig 2-1に試験燃料の発熱量に対する燃料の外観の様子を示す。ここで用いた発熱量は, 燃料の軸方向中心位置(軸方向発熱分布最大位置)におけるペレットの半径方向にわたる平均発熱量である。燃料は102cal/g・UO<sub>2</sub>までの発熱量に対して何ら外観上の変化はなかつたが, 156cal/g・UO<sub>2</sub>の発熱量(実験No 200-3)において, 被覆材表面の一部に酸化による黒色化が生じた。この黒色化は, 発熱量をわずかだけ増加した実験(159cal/g・UO<sub>2</sub>-実験No 111-3)では, 被覆管のペレット・スタック部分全域を一様に覆うまでになり, また, 被覆管にわずかな曲りが生じた。酸化の程度は発熱量を増加するとさらに激しくなり, 204cal/g・UO<sub>2</sub>の発熱量(実験No 200-4)で被覆管表面の一部が薄く剥離するまでになった。この現象は214cal/g・UO<sub>2</sub>(実験No 111-4)の段階まで続き, 次の232cal/g・UO<sub>2</sub>の発熱量を与える実験(実験No 200-5)に至って, 被覆管にはridgingおよび被覆管を貫通する周方向のクラックが生じた。なお, 被覆材のクラックはほぼスタックしたペレット同志の境界に位置しているのが特徴的なことからであった。以上のクラックによる燃料破損は257cal/g・UO<sub>2</sub>(実験No 200-7)の段階まで見られたが, 238~257cal/g・UO<sub>2</sub>の発熱量を与えた実験(実験No 200-2-2, 200-7)では, 被覆材は非常にもろくなってしまっており, 実験物の解体中に試験燃料は破断した。発熱量をさらに増加した292cal/g・

$\text{UO}_2$  の実験（実験No 111-6）では、燃料は 5 ケの大きな破片に分断されて破壊した。破断した燃料のペレットおよび被覆材は、ともに溶融変形しており、燃料破壊の直接の原因はこの溶融によるものと考えられる。この実験結果の外観写真を Fig 2-2 に示す。この写真から分るように、隣接する燃料片同志の破断面は、金属組織的に極めて良く類似している。従って、燃料の破断は、ペレットや被覆材に組織的な変化が起こった後の比較的遅い時間に一すなわち燃料がある程度冷された後に生じたものと推定される。なお、この実験で水撃力の発生は認められなかった。発熱量をさらに高くした  $334 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の実験（実験No 111-7）では、燃料の破壊状況はこれと様相を異にし、約  $0.1 \sim 1.0 \text{ mm}$  直径の微粒子となって飛散した。燃料粒子を観察した結果では、外観上溶融していない被覆材破片も存在したことから、この段階での燃料破壊は、高温状態で機械的に弱くなった被覆材が内圧の影響によって破壊したことに基くものと推定される。なお同実験では、燃料破壊に伴う冷却水の飛び上りが観測された。これは冷却水上面に浮いている浮子の移動から検知されたもので、水塊飛び上り速度は  $0.8 \text{ m/sec}$ 、飛び上り距離は  $4 \text{ cm}$  であった。燃料上部の水（ $2.6 \ell$ ）が全て飛び上ったものと仮定すると、発生熱量に対する水塊の運動エネルギーの比率は約  $6 \times 10^{-4} \%$  と評価される。なお、これは SPERT-CDC 実験の結果とくらべると、かなり小さい値となっている。

### (2) 被覆材温度挙動

代表的な発熱量における被覆材表面温度の過渡挙動を Fig 2-3 に示す。発熱量が  $102 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の例（実験No 111-2）では、被覆材表面温度は  $140^\circ\text{C}$  程度で、燃料は熱伝達の良好なサブクール沸騰によって冷却されているのが観測される。発熱量が  $156 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の場合（実験No 200-3）では、熱流束は DNB を越え、被覆材温度は急激に上昇して約  $1100^\circ\text{C}$  となり数秒間  $1000^\circ\text{C}$  以上の温度を保っている。このため、被覆材には前述の通り一部酸化による黒色化が生じるが、健全性は損なわれていない。燃料が破損する段階の発熱量では、温度は熱電対のほぼ測定限界（Pt/Pt-Rh 热電対： $\sim 1750^\circ\text{C}$ ）近くにまで上昇する。Fig 2-4 には、各発熱量に対する被覆材最高温度の測定値を整理した結果を示す。なお、同図には、広幅ギャップ燃料試験において測定した被覆材表面最高温度をも、あわせて示す。約  $170 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  以上の燃料発熱量に対しては、標準試験燃料および広幅ギャップ試験燃料の被覆材表面最高温度は、ほぼ同程度の値となっている。

### (3) 被覆材のクエンチング

被覆材が DNB 点以上の温度に達した場合には、Fig 2-3 に見られるように最高温度到達後数秒～10 数秒間膜沸騰状態で高温を保ち、その後急速に冷却される、いわゆるクエンチング現象が現れている。このクエンチングが開始するまでの膜沸騰領域の継続時間は燃料発熱量によって異なり、Fig 2-5 に示すように約  $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  付近までは発熱量の増加とともにクエンチング開始時点は遅くなり、逆にこれ以上の発熱量になるとクエンチング開始時点は早くなる傾向が見られる。なお、クエンチングが開始する時点での被覆材温度は発熱量によらずほぼ一定しており、これは Fig 2-6 に示すように約  $920^\circ\text{C} \pm 100^\circ\text{C}$  程度の値となっている。以上のクエンチングの特性は、広幅ギャップ燃料を用いた実験結果にも共通するものであり、このデータを Fig 2-5 ～ 2-6 にあわせ示した。

なお、冷却材喪失事故時の再冠水過程において論じられているクエンチング開始時点での被

覆材表面温度の範囲と、本実験結果は比較的良好一致しており、興味深いことである。

#### (4) 過渡温度特性の計算

燃料の過渡温度解析コード MCDRAN\* によって解析した被覆材表面温度を、実測値とともに Fig. 2-7 に示す。計算では、ギャップ熱伝達係数として、ギャップの熱伝導率をギャップ幅で除した形で整理した Anderson-Lechlitter の式<sup>1)</sup>、および熱伝導の効果に加えてギャップの熱輻射および被覆材とペレットの接触熱抵抗の効果を総合的に評価してギャップ熱伝達係数を求める計算プログラム GAPCON-THERMAL<sup>2)</sup> から得られる結果を用いた。また、被覆材表面温度の挙動に大きな影響を及ぼすプール膜沸騰熱伝達係数に関しては、本実験条件に適合するような条件で測定されたものが見当らないため、本解析では、飽和条件におけるプール膜沸騰熱伝達の半理論式である Berenson<sup>3)</sup> の式を便宜上使用し、これに係数を乗ずることによって本実験におけるサブクール度（約 80°C）の効果を考慮した。被覆材表面温度の実測値と計算値が一致するような係数を用いるためのパラメータ計算を行った結果、膜沸騰熱伝達係数として Berenson の式から求められる値を 10 倍した約 1000 Kcal/m²·hr·°C を用いたところ、実測値と計算値の間に比較的良好一致が見られた。また、ギャップ熱伝達係数については、Fig. 2-7 に見られるように、Anderson-Lechlitter の式に基く値および GAPCON-THERMAL によって求めた値のいずれを用いても、被覆材表面温度の計算において、温度の立ち上がり部分の評価にわずかな相違を生ずることを除いては、ほぼ一致した結果をもたらすことが知られた。

なお今後は、上記の膜沸騰熱伝達係数として用いた値の妥当性を検討するとともに、クエンチング条件を解析に取り入れてゆく方針である。

---

\* 本報告書第 5 章参照

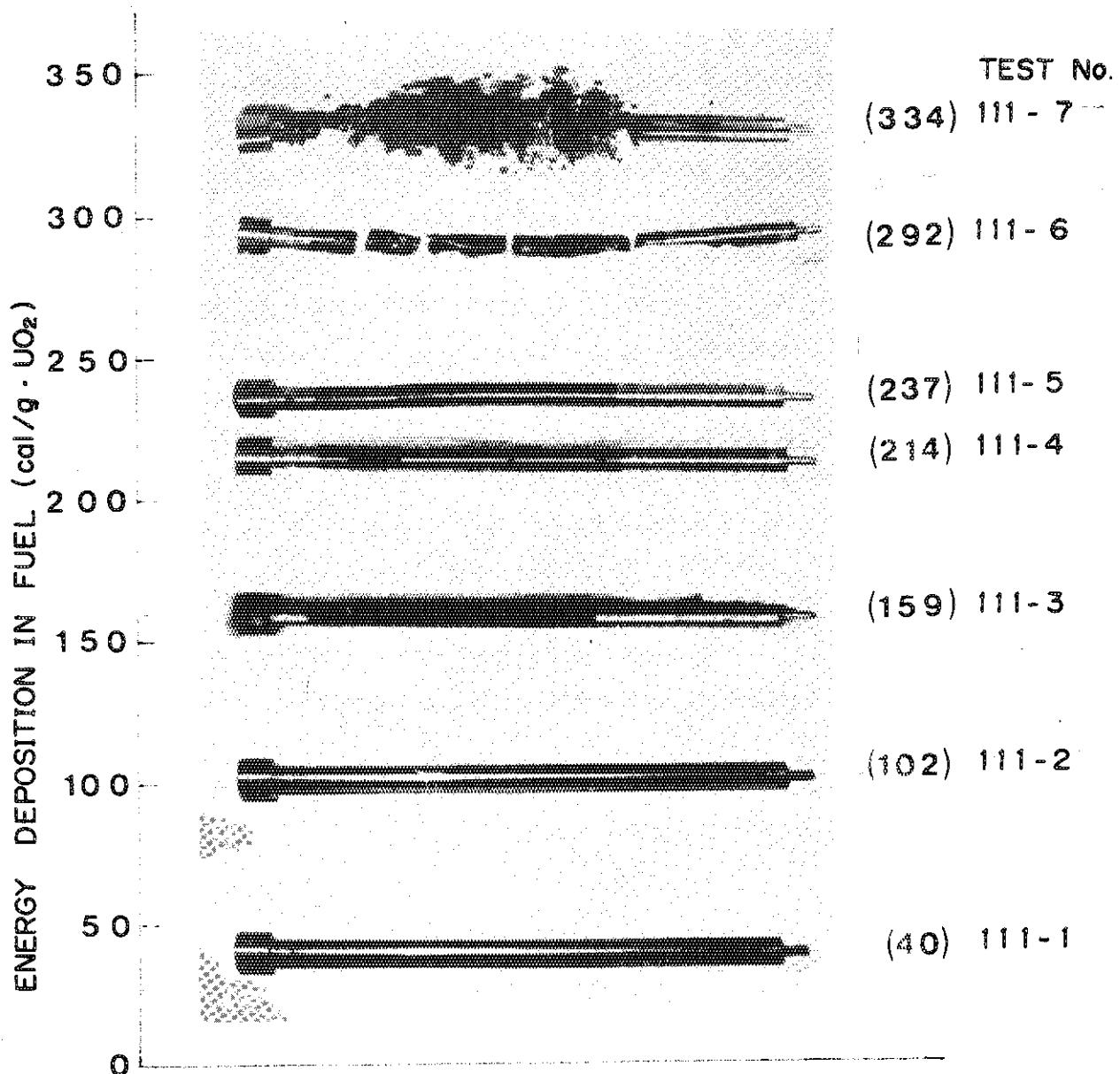


Fig. 2-1 Test fuel rods following the scoping tests.

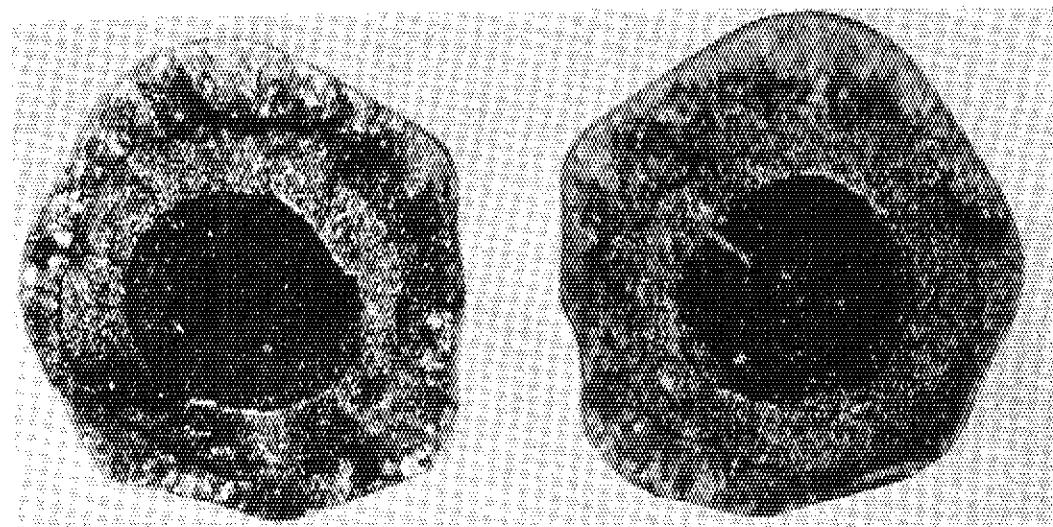


Fig. 2-2 Fractured surface of the fuel following Test 111-6.

	HEAT DEPOSIT IN UO <sub>2</sub> (cal/g·UO <sub>2</sub> )	TEST NO.
A	102	111-2
B	156	200-3
C	214	111-4
D	237	111-5
E	292	111-6

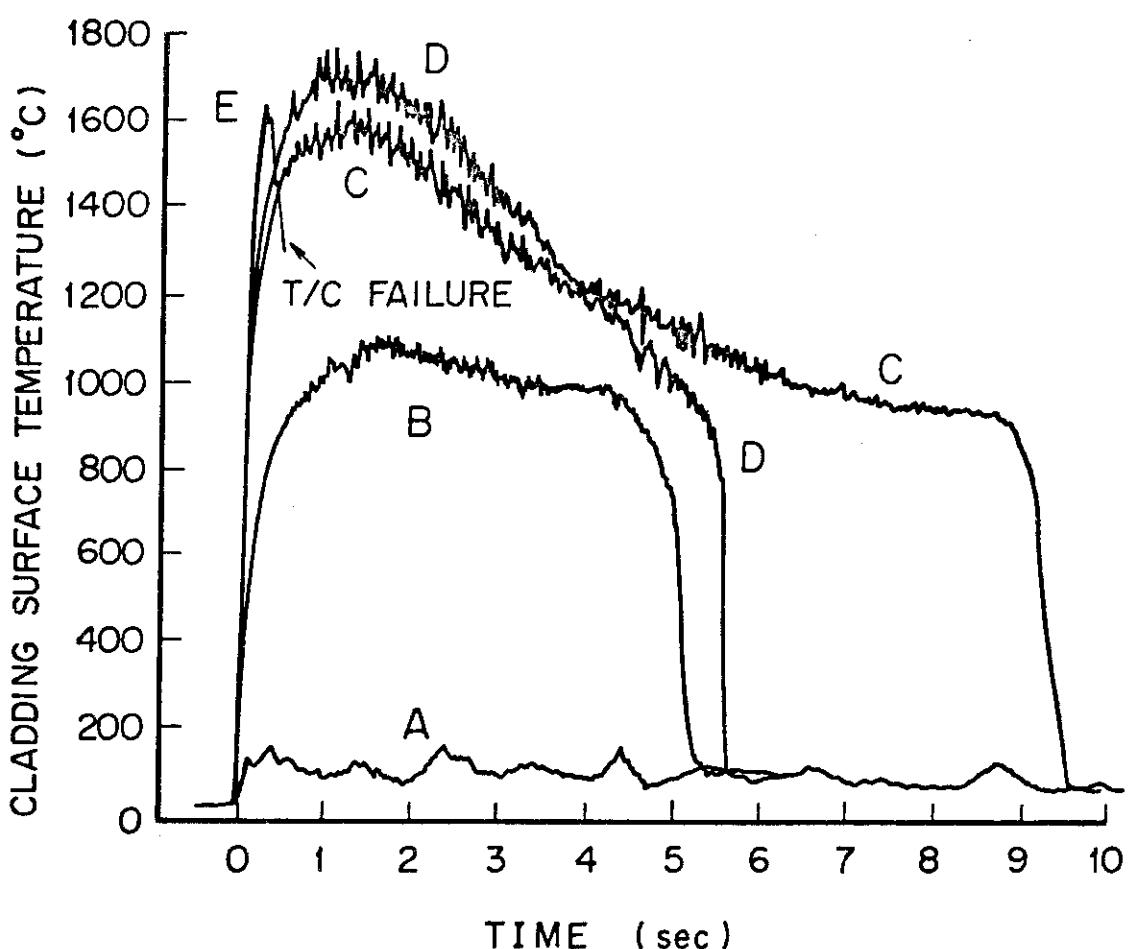


Fig. 2-3 Transient behavior of cladding surface temperature with various heat deposition in standard test fuels.

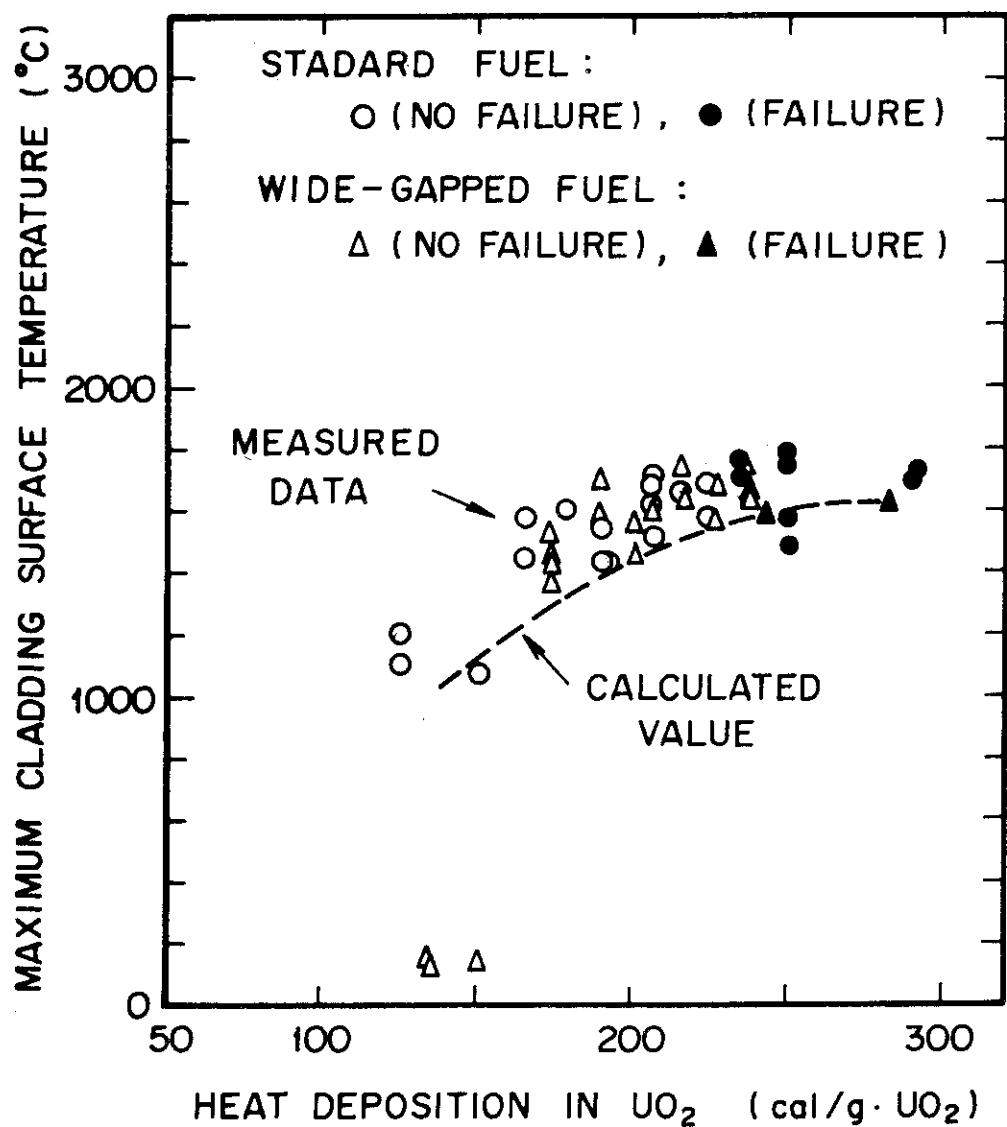


Fig.2-4 Maximum cladding surface temperature of the standard fuels and wide-gapped fuels versus heat deposition in  $\text{UO}_2$ .

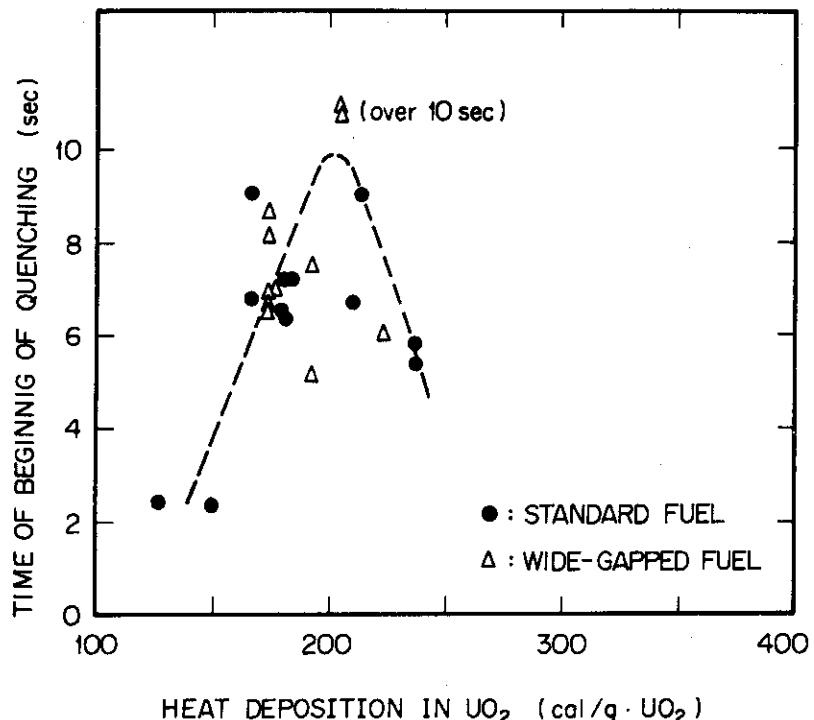


Fig. 2-5 Time of beginning of quenching versus heat deposition in  $\text{UO}_2$  in Test Series 111, 200 and 232.

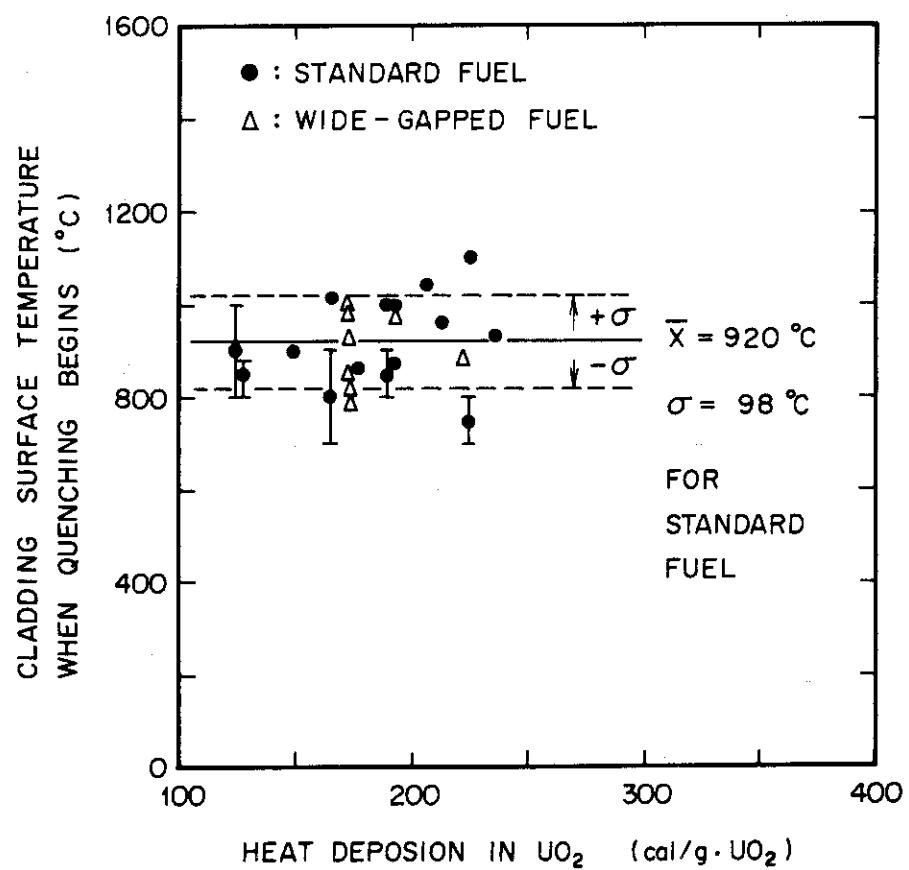


Fig. 2-6 Cladding surface temperature when quenching takes place as a function of heat deposition in  $\text{UO}_2$ .

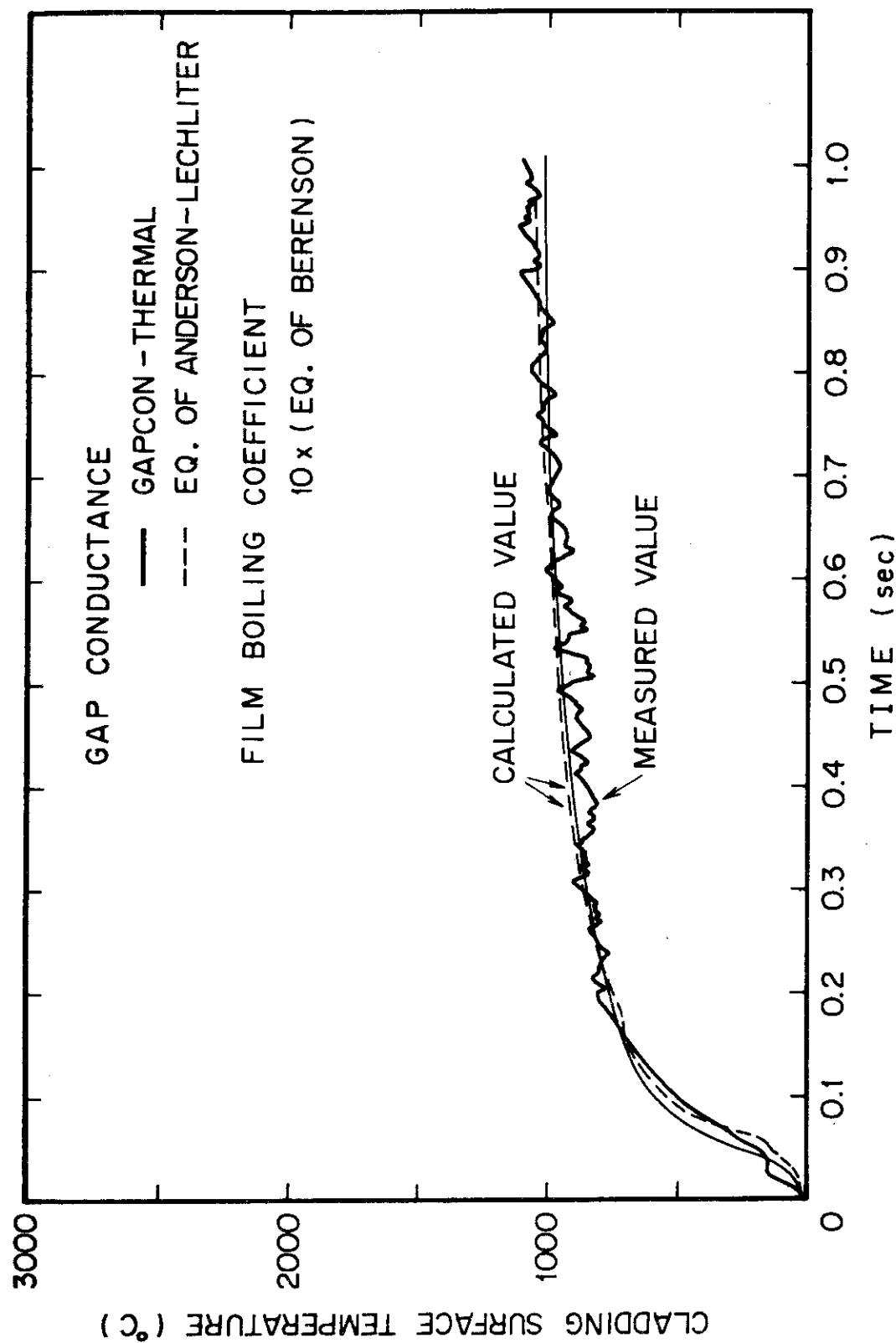


Fig. 2-7 Measured and calculated transient behavior of cladding surface temperature for Test 200-3 (156 cal/g $\cdot$ UO<sub>2</sub> case)

## 2.3 ギャップ燃料試験 (大西信秋, 斎藤伸三, 石島清見, 丹沢貞光)

### 2.3.1 実験目的

反応度事故時の燃料のふるまい, 破損しきい値および破損機構を実験的に究明する上で, ギャップ・コンダクタンスはこれらに影響を及ぼす因子の1つと考えられる。これはギャップ・コンダクタンスの相違により, 燃料ペレットから被覆材への熱伝達特性が異なり, それにより被覆材の最高到達温度, 過渡時の被覆材の内外面温度差, 燃料温度等が影響を受けるからである。このためまず, ギャップ幅を変えて通常の燃料のギャップ幅を約2倍にした試験燃料(以下, 広幅ギャップ燃料と呼ぶ)を用いた試験を実施し, 同一照射条件の標準燃料を用いた試験(実験シリーズ111および200)の結果と比較し, ギャップ幅を広くした場合もたらされる過渡時のギャップ幅の相違およびギャップ・コンダクタンスの相違が燃料の過渡ふるまい, 破損しきい値および破損機構にどの程度影響を及ぼすかを実験的に究明することとした。

### 2.3.2 実験方法および実験条件

本試験に供した試験燃料は, ギャップ幅を広くするために被覆管の寸法は標準燃料と同一寸法とし, ペレットを小径ペレットとしたものである。すなわち, Table 4-1に示したように, ペレット直径を標準型燃料のペレット直径より0.2mm小さくし, ギャップ幅を標準燃料の場合の0.095mmから0.195mmと約2倍とした。その他, 燃料濃縮度, 密度, 被覆管材質等は標準燃料の場合と一切相違はない。

実験ではFig. 2-8に示す被覆材表面の各位置にPt/Pt・Rh又はW/W・Reの熱電対を取り付け, 更にエネルギー負荷量に応じて燃料が破損すると予想される場合には, 破壊エネルギーを評価するために水塊移動速度測定用の浮子, カプセル内圧測定用の圧力計, カプセルひずみ測定用のひずみ計等を取付けた。その他, 使用カプセル, 冷却水条件等は標準燃料を用いた試験と同一である。実験は, 今期間においてはエネルギー負荷量150~300cal/g・UO<sub>2</sub>の間で6回の試験を行った。

これに対応するパルスの大きさは予め求めた評価線図に基いて, 投入反応度量は2.24~3.55ドル, 最短炉周期にして3.46~1.68msecである。過渡実験時には, 前記の計測器により被覆材表面温度, 水塊移動速度, カプセルひずみ等を測定し, 照射後は燃料の外観, 寸法検査を行った。

### 2.3.3 実験結果および考察

実験は, スコーピング試験において照射後の燃料の外観に照射前と比べて変化が認められた150cal/g・UO<sub>2</sub>から燃料が破断した300cal/g・UO<sub>2</sub>までエネルギー負荷量を変えて実施することとし, 更に標準型燃料の試験結果と対比するために試験シリーズ200と同一条件で照射を行った。照射後におけるエネルギー負荷量の再評価では, 6回の実験についてそれぞれ159, 207, 229, 240, 258および286cal/g・UO<sub>2</sub>(実験232-1~232-6)となったが, この中, 240cal/g・UO<sub>2</sub>の実験(232-4)では被覆材表面に周方向の貫通したクラックが見られ, 258(232-6)および286cal/g・UO<sub>2</sub>(232-5)の実験では燃料は破断した。Fig 2-9に各実験後の試験燃料の外観写真を示す。被覆管表面における酸化度, 酸化膜の剥離, 破損等の状況は159cal/g・UO<sub>2</sub>の実験(232-1)を除いては同発熱量の標準燃料の場合と大差はない。286cal/g・UO<sub>2</sub>の実験では, 燃料は7つに分断され

たが（その後、写真撮影中により更に細く分断された。），断面からは $\text{UO}_2$ はほとんど溶融していると判断される。 $258 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の実験では中心より下部において2つに破断（完全な破断分離はカプセル解体中に起った。）したが、破断面は相当扁平なものであった。Fig. 2-10 に両ケースの照射後燃料の破断面、割れの様子を拡大写真で示す。

過渡時の測定は被覆材表面温度に重点をおいて行い、標準燃料試験との過渡応答の比較および広幅ギャップ燃料におけるペレットの偏心について検討した。広幅ギャップ燃料の場合における発熱量による被覆材表面の過渡温度の変化を Fig. 2-11 に示す。 $159 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の実験の場合には被覆材表面温度は最高  $135^\circ\text{C}$  で、膜沸騰に達することなく過渡状態を終っている。又、偏心に関しては、各実験において燃料棒の同じ高さで周方向に  $180^\circ$  違えた位置で被覆材表面温度を測定した結果  $140 \sim 200^\circ\text{C}$  の相違がほとんどのケースについて見られた。その他、燃料の破損、破壊が生じたケースについてはカプセル内圧、カプセル内の水塊移動速度、カプセルひずみ等を測定したが、ほとんど無視出来る程度の値であった。

広幅ギャップ燃料試験の場合の被覆材表面温度挙動、破損しきい値、破損機構等について、以下に標準燃料を用いた実験結果と比較して考察する。

#### (1) 被覆材表面温度挙動

広幅ギャップ燃料を用いた実験では、標準燃料の場合と比較すると、まず、ギャップコンダクタンスに相違が現われることが予想され、実験上ではこの相違は被覆材表面温度の過渡挙動に現われることが期待される。Fig. 2-12～15 に同一発熱量における標準燃料と広幅ギャップ燃料の被覆材表面温度の過渡応答を各ケース毎に比較して示す。発熱量  $159 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  のケースでは前述のように両者の過渡応答は大きく異なり、標準燃料の場合には最高約  $1100^\circ\text{C}$  まで達しているのに比べ、広幅ギャップ燃料の場合には最高  $135^\circ\text{C}$  と膜沸騰に達していない。これは、前者の場合には過渡時において燃料ペレットが熱膨張し被覆管と接触するが、後者ではペレットの熱膨張にもかかわらず、ペレットがなお被覆管と接触しないことによると思われる。実際、Fig. 2-16 に示すように EXCURS-FLUX 2\* で解析した結果、標準燃料の場合では、炉出力がピーク値に達するとほとんど同時にペレットが被覆管と接触するが、広幅ギャップ燃料の場合には全過渡時を通じて接触することはない。この相違は Anderson-Lechliter の式を用いて求めたギャップコンダクタンスにも現われ、標準燃料の場合では最高約  $16,000 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot {}^\circ\text{C}$  に達するのに対し、広幅ギャップ燃料の場合は約  $5,600 \text{ Kcal/m}^2 \cdot \text{hr} \cdot {}^\circ\text{C}$  と約 3 分の 1 となり、これらが被覆材表面温度の相違に影響している。この被覆材表面温度の差は照放後燃料の外観にも現われ、標準燃料の被覆材表面は燃料領域全体にわたって酸化のために黒く変色し、被覆管には僅かながら曲りが生じていたのに比し、広幅ギャップ燃料の場合には、Fig. 2-9 に示したように被覆材表面は部分的に斑点状の変色が見られるだけであり、被覆管の曲りも生じなかった。 $207 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  (232-2) および  $229 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  (232-3) の実験について、被覆管表面温度の過渡挙動を標準燃料の場合と比較すると Fig. 2-13～14 に示すように温度の上昇速度、最高到達温度およびその時間等について僅かながら遅く、低い値となっているが、これは初期ギャップ幅の相違が影響しているもの

\* 第 5 章参照

と思われ、計算でも最高到達温度では約100°Cの相違が見られる。しかし、発熱量が240 cal/g・UO<sub>2</sub>のケースでは被覆材温度の立上がりにほとんど差が見られず、最高到達温度ではむしろ広幅ギャップ燃料の場合の方が高くなっているが、これは広幅ギャップ燃料の試験では熱電対にW/W・Reを用いたために、標準燃料の場合のPt/Pt・Rhと特性上の相違が存在したことによると思われる。

標準燃料の試験において見られたクエンチング現象は広幅ギャップ燃料においても同様に現われ、その傾向も似通ったものであった。すなわち、クエンチング開始時間は約200 cal/g・UO<sub>2</sub>の発熱量の場合が一番長く、それより高発熱量の場合は一般に短くなる。

広幅ギャップ燃料の場合については、ギャップが大きいためにペレットが偏心する恐れがあり、各実験においてはこの傾向を調べるために燃料棒の同じ高さで周方向に180°違えた位置で被覆材表面温度を測定した。Table 2-2には燃料棒の中央の高さにおいて、各2点ずつ被覆材表面温度を測定した結果を示す。159 cal/g・UO<sub>2</sub>の場合には前述のように膜沸騰に達していないが、それでも最高温度において約50°Cの相違がある。207 cal/g・UO<sub>2</sub>以上の場合には膜沸騰領域に達し、最高温度における相違は140～200°Cと有意な差が現われている。この相違をすべてペレットの偏心によると結論づけるのは難しいが、ペレットの偏心が影響しているものと思われる。

## (2) 燃料破損しきい値および破損機構

広幅ギャップ燃料の試験は今期間中は6回行ったが、この中、破損、破断したものは3ケースであり、破損のしきい値および破損機構等について詳細に検討するには実験例が少ないが、以下標準燃料を用いた実験結果と比較し検討する。

未破損の3ケース、すなわち159, 207, 229 cal/g・UO<sub>2</sub>の照射後燃料の外観については前述の159 cal/g・UO<sub>2</sub>の場合以外は標準燃料の場合と比較して顕著な相違は見られなかった。特に標準燃料を用いた実験において約200 cal/g・UO<sub>2</sub>の発熱量を与えた場合に見られた被覆管表面の酸化膜の一部剥離と言う現象は広幅ギャップ燃料の場合にも同発熱量の207 cal/g・UO<sub>2</sub>において見られた。

広幅ギャップ燃料試験において破損を生じた最低の発熱量は240 cal/g・UO<sub>2</sub>の実験においてであったが、破損の形態は標準燃料を用いた実験で破損が見られた燃料と同様に周方向の貫通したクラックであった。標準燃料で同様な破損が見られた発熱量は237 cal/g・UO<sub>2</sub>(111-5), 232 cal/g・UO<sub>2</sub>(200-5), 238 cal/g・UO<sub>2</sub>(200-6)であるが、割れの状態、ridgingの様子は標準燃料の場合の方が激しかった。破損しきい値が標準燃料の場合と比較してそれほど差を生じていないのは、実験に用いた程度のギャップ幅では、破損しきい値程度のエネルギーが燃料に付加されると燃料ペレットが熱膨張により被覆材と接触し、広幅ギャップ燃料の場合も被覆材内面の一部は溶融し、しかもかなり激しいペレット被覆材間の機械的相互作用(PCMI)が働いていることによると思われる。広幅ギャップ燃料の設計の際にも燃料が融点に達すると被覆材と丁度接触するようにギャップ幅を決定したが、発熱量240 cal/g・UO<sub>2</sub>の場合には燃料棒の一部においては溶融が起っているものと思われる。実際、計算コードによる過渡挙動の計算結果でもFig. 2-17に示すように、ペレット表面において燃料が融点に達し、その時点ではギャップ幅が零となる。しかし、広幅ギャップ燃料の場

合はペレットが被覆材と接触しているのは約0.1秒で、その後は再びギャップが出来る。一方、同発熱量で、照射後の広幅ギャップ燃料と標準燃料の ridging，割れ等に若干の差が現われているのは、初期ギャップ幅の差およびペレット径の相違による燃料軸方向単位長さ当たりの発熱量の相違（約4%）やPCM Iの相違にあると思われる。これは、前出の計算コードEXCURS-FLUX2を用いて行った計算でもFig. 2-18に示すように永久ひずみ量に相違が現われている。同図にはこれまでの実験値を各々破損と未破損に分けて同一グラフ上に示したが、計算値と良い一致を示している。又、標準燃料については永久ひずみ量が約3%を越えると破損しているが、広幅ギャップ燃料の場合は一例であるが約2%で破損に至っている。一般にバーンアップに対して限界ひずみ量は約1%と言われているが、NSRR実験に関する限りこの限界値は高い値となっている。この理由は試験燃料として新燃料を用いていることと、破損時には相当高温となるために延性が増していることによると思われる。

発熱量が258, 286 cal/g・UO<sub>2</sub>の実験では燃料は完全に破断した形で破壊した。しかし、両者間には破損形態に相違が見られ、前者では解体前には完全には分断されてなく、解体中に破断した。このような形態は標準燃料においても発熱量238~257 cal/g・UO<sub>2</sub>の場合において全く同様に見られたが、広幅ギャップ燃料の場合破断面はかなり扁平であった。286 cal/g・UO<sub>2</sub>の実験では燃料は大きな7つの破片に破断したが、このケースもほぼ同発熱量の標準燃料の場合と同様な破損形態であり溶融により破断したものである。

以上、広幅ギャップ燃料の場合の破損しきい値、破損機構を標準燃料の場合と比較検討した。現在までの数少ない実験データでは破損しきい値、破損機構にはほとんど相違はないが、被覆管の変形、限界ひずみ量等については更に実験を重ねて検討する必要があり、今後実施する予定である。

Table 2-2 Maximum Cladding Surface Temperatures in Wide Gap Fuel Test Series

Test No.	Energy deposition (cal/g・UO <sub>2</sub> )	Maximum cladding surface temperature (°C)
232-1	159	136/88
232-2	207	1660/1490
232-3	229	1730/>1530 <sup>b)</sup>
232-4	240	1705/1565
232-5	286	>1800 <sup>b)</sup> / - <sup>b)</sup>
232-6	258	>1800 <sup>b)</sup> / >1610 <sup>b)</sup>

Note: a) Measured at 0° and 180° directions at the center of fuel active region.

b) T/C Failed

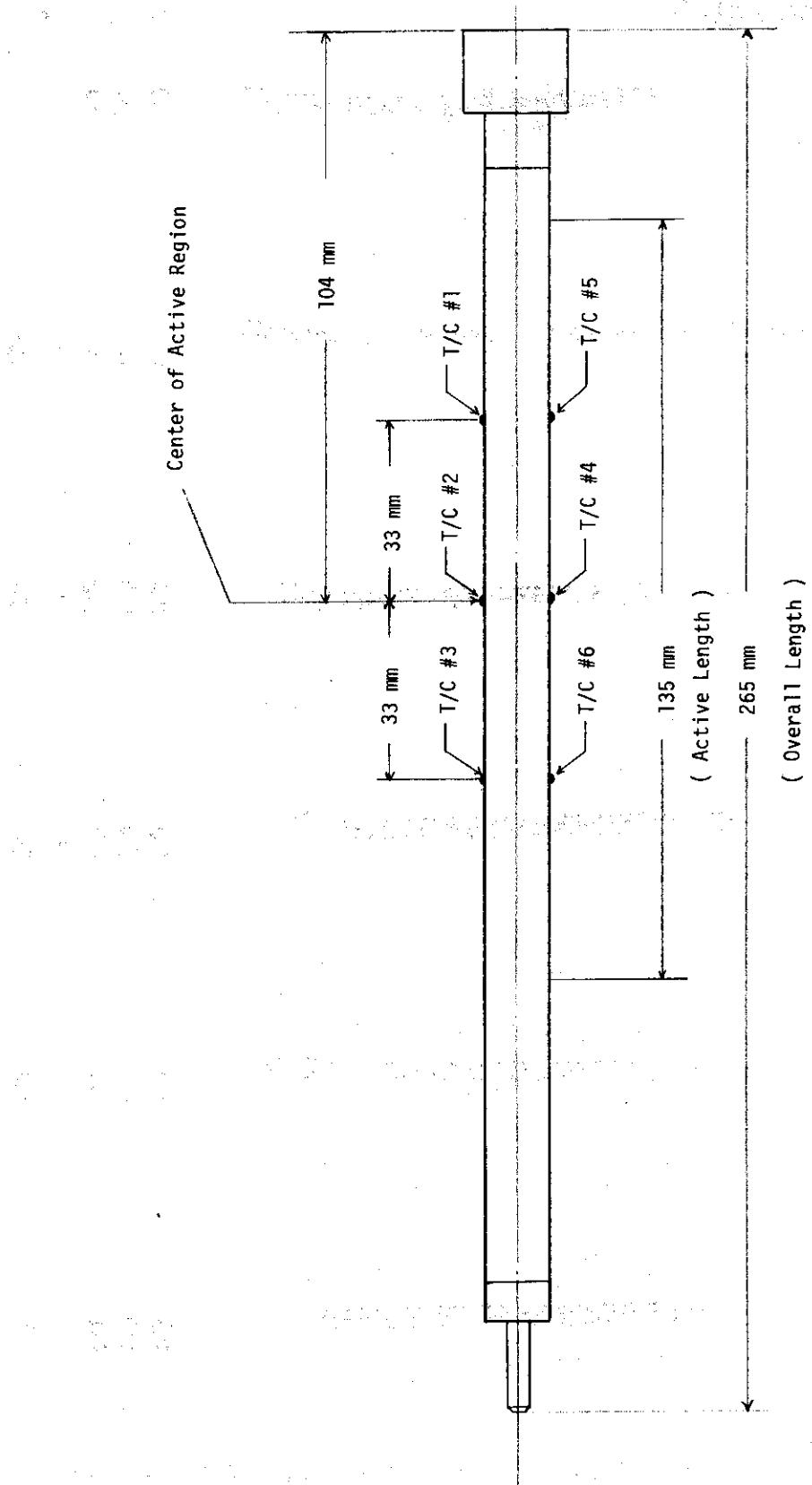


Fig. 2-8 Measuring Points of Cladding Surface Temperature

heat  
deposition(cal/gUO<sub>2</sub>)

test no.

286



232 - 5

258



232 - 6

240



232 - 4

229



232 - 3

207



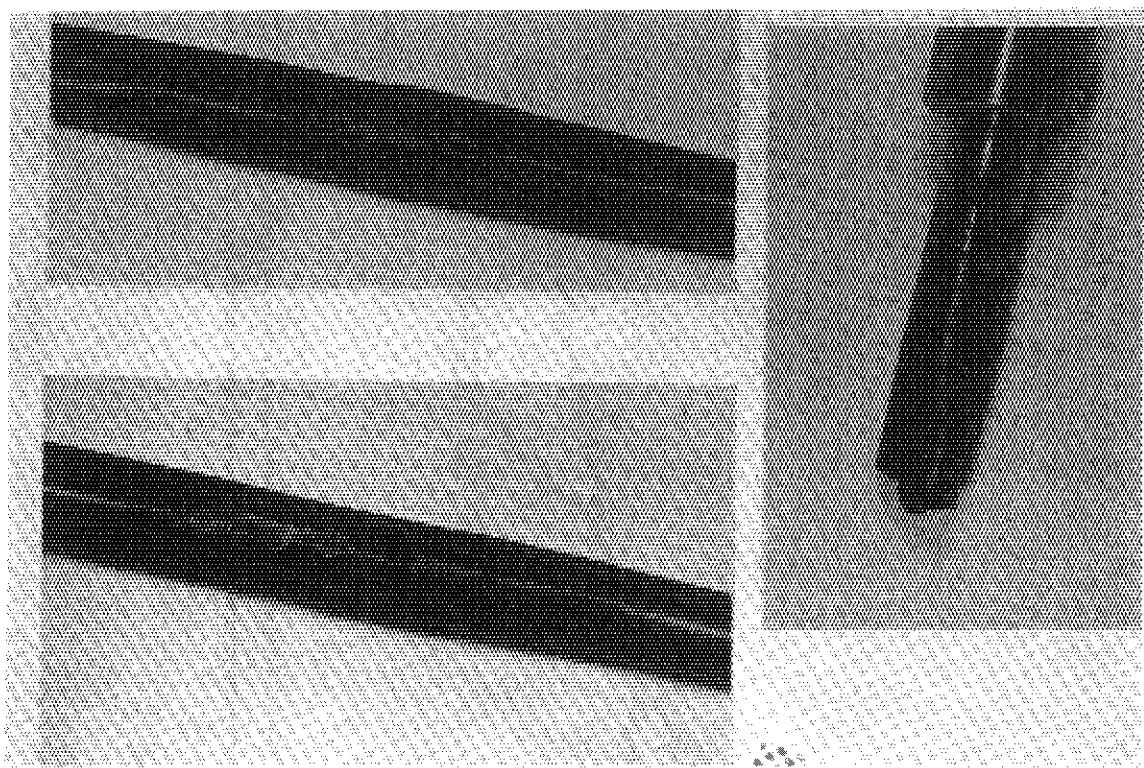
232 - 2

159

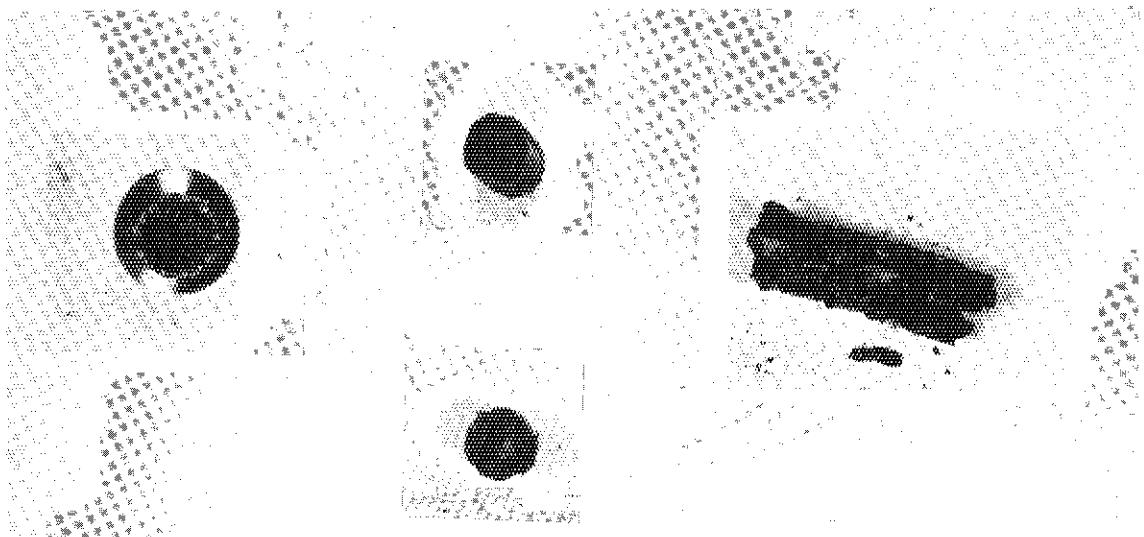


232 - 1

Fig. 2-9 Photographs of Post-Irradiated Fuels of 232-Series Tests



TEST NO. 232 - 6



TEST NO. 232 - 5

Fig. 2-10 Magnified Photographs of Cracks and Broken Faces of Failed Fuel

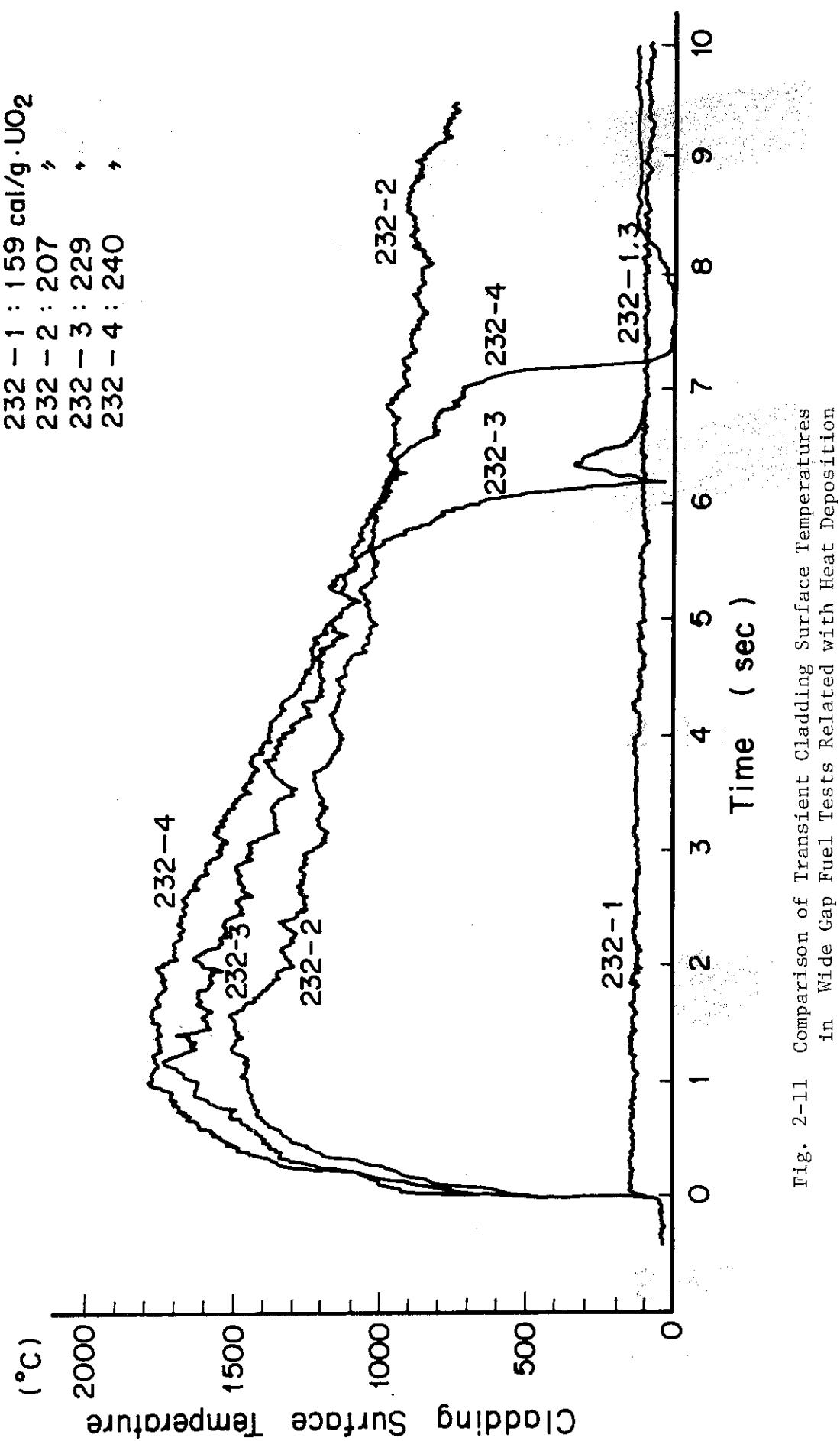


Fig. 2-11 Comparison of Transient Cladding Surface Temperatures in Wide Gap Fuel Tests Related with Heat Deposition

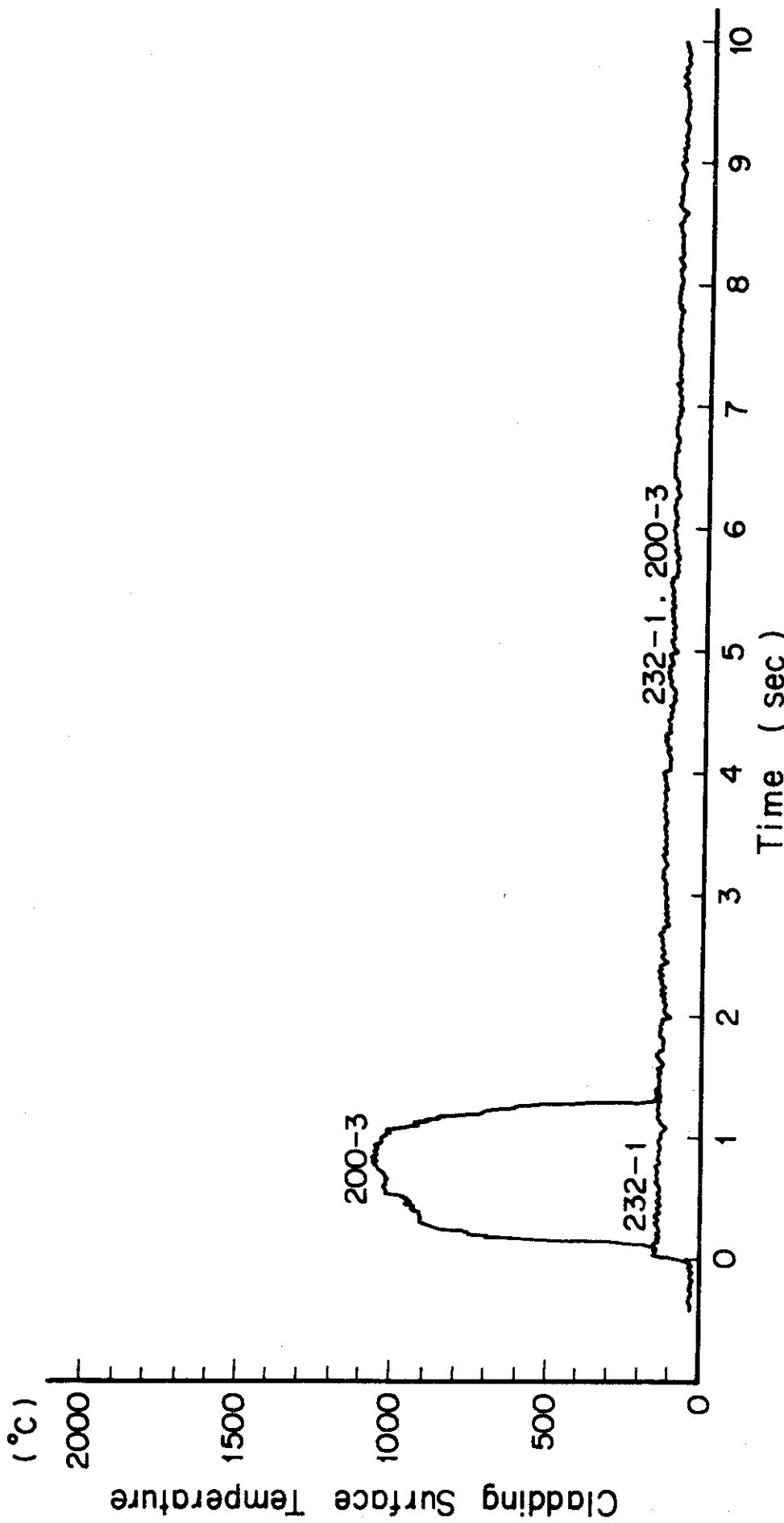


Fig. 2-12 Comparison between Transient Cladding Surface Temperature of Standard Fuel (200-3) and That of Wide Gap Fuel (232-1) at 159 cal/g $\cdot\text{UO}_2$  Test

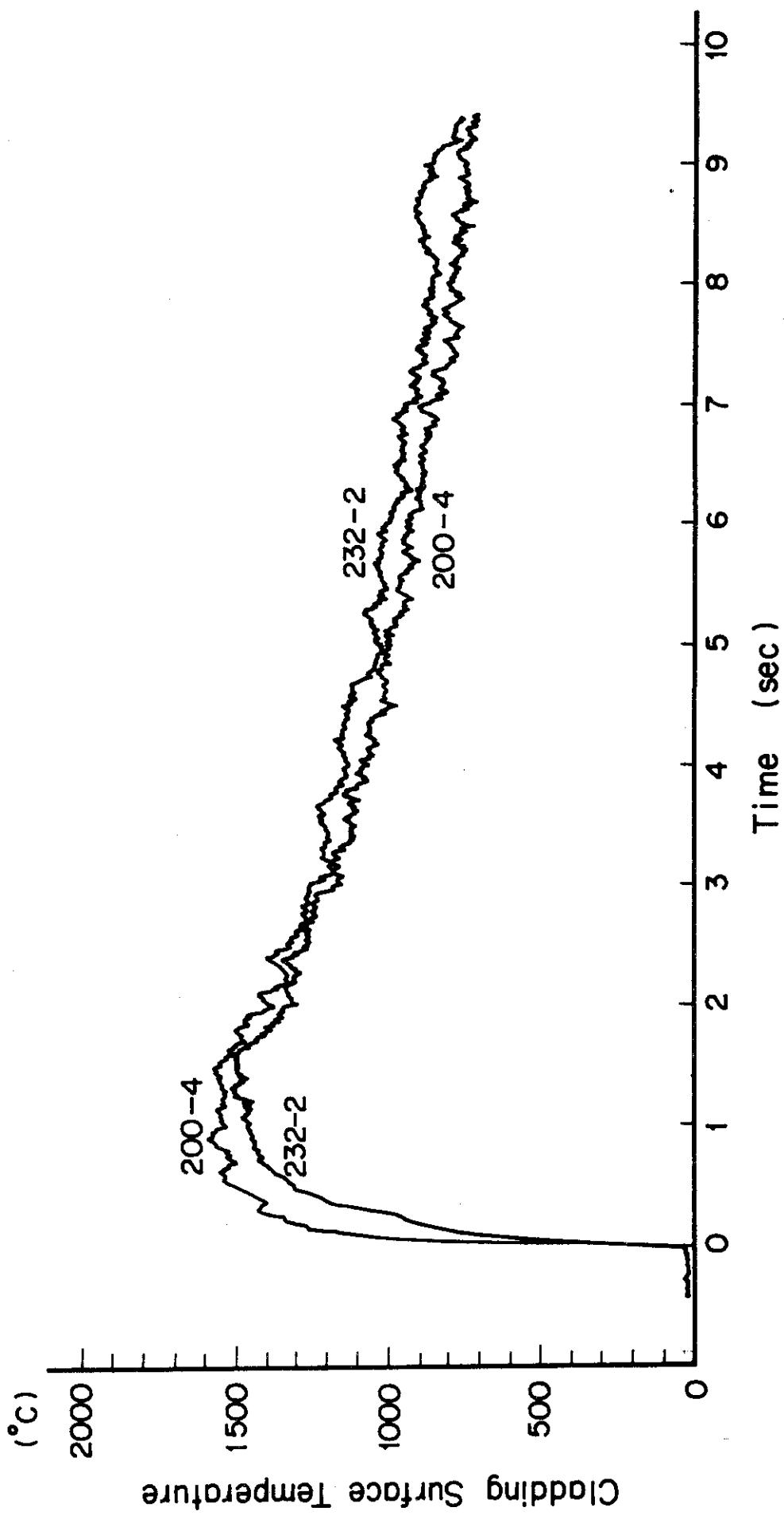


Fig. 2-13 Comparison between Transient Cladding Surface Temperature of Standard Fuel (200-4) and That of Wide Gap Fuel (232-2) at 207 cal/g•UO<sub>2</sub> Test

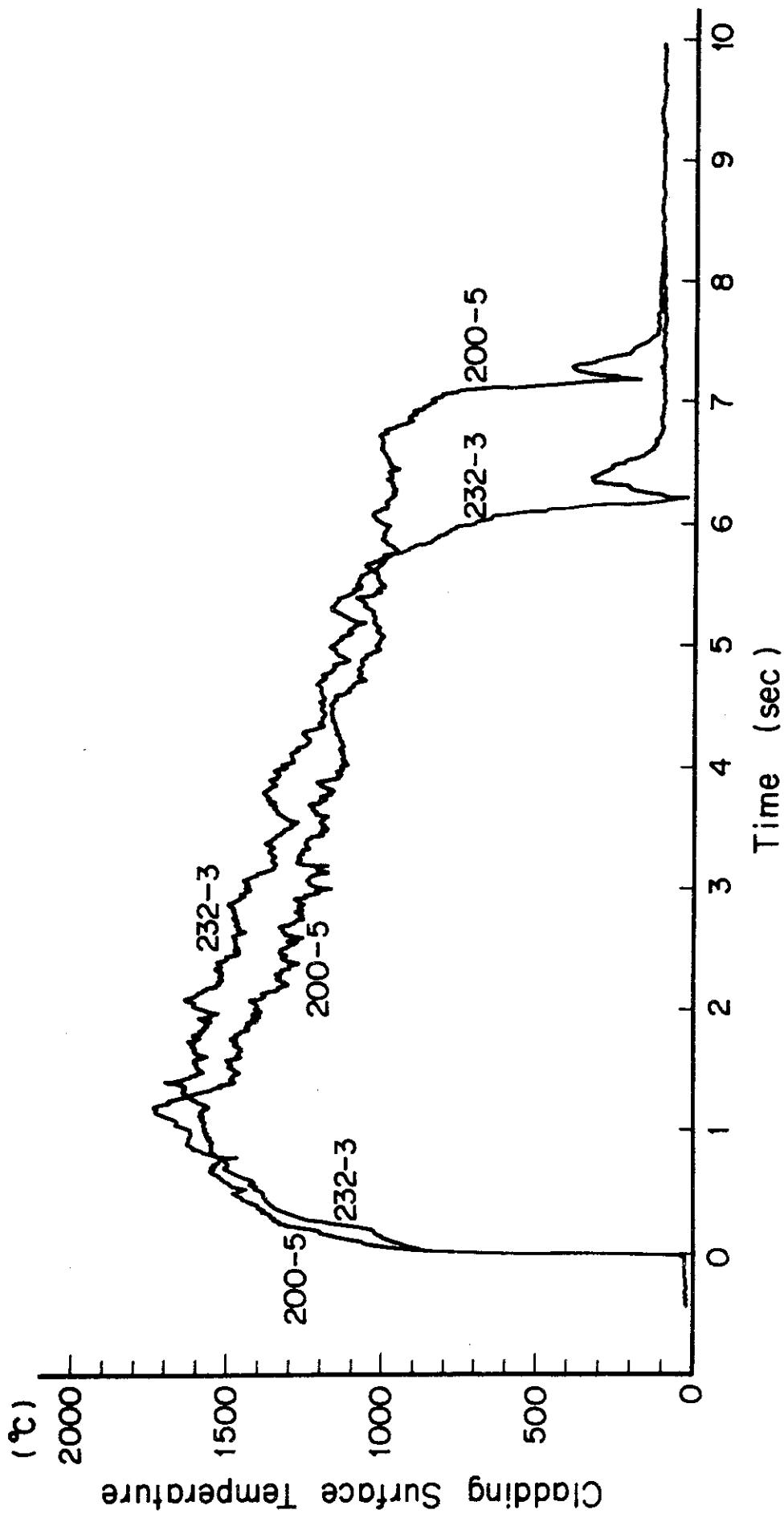


Fig. 2-14 Comparison between Transient Cladding Surface Temperature of Standard Fuel (232-3) and That of Wide Gap Fuel (200-5) at 229 cal/g•UO<sub>2</sub> Test

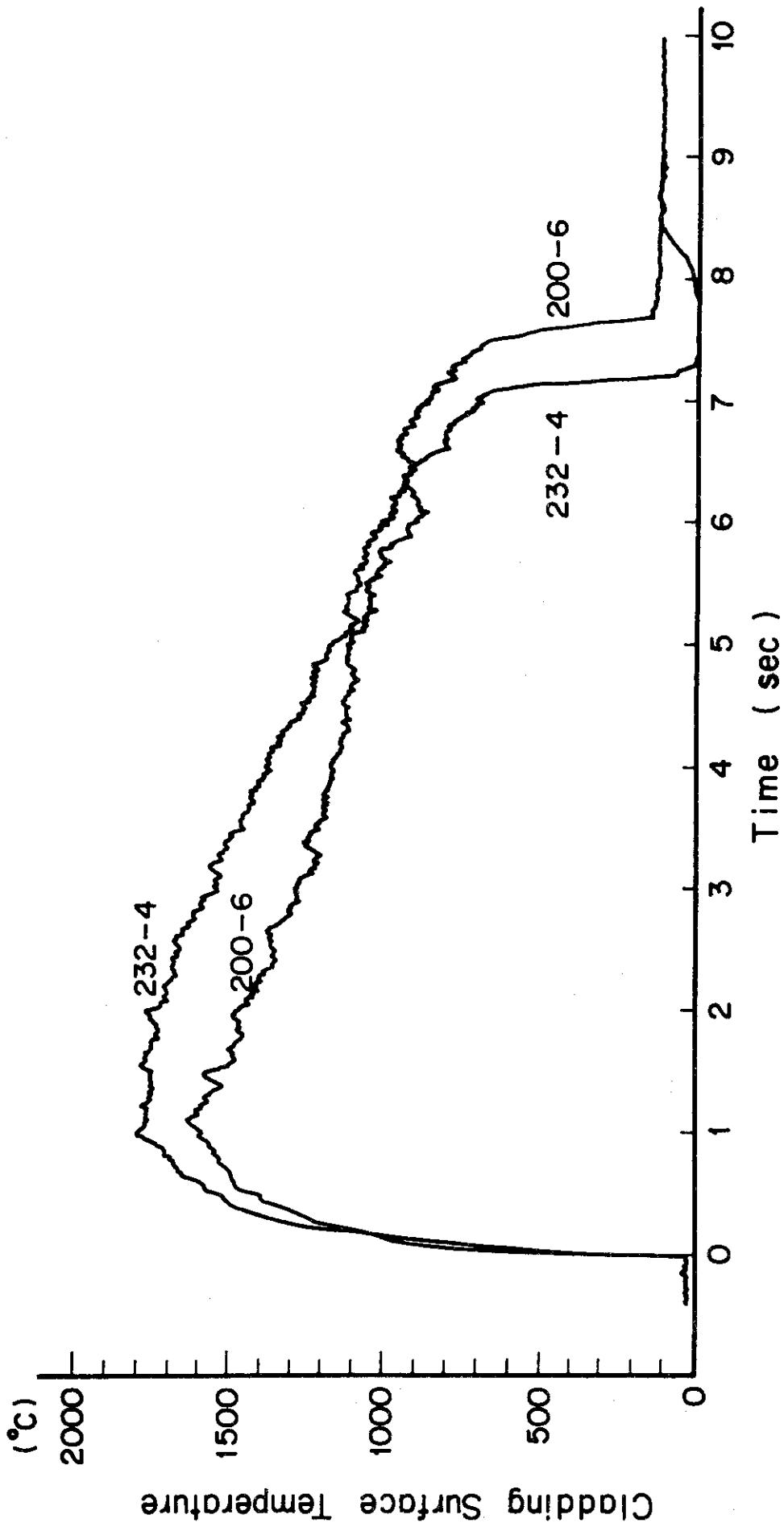


Fig. 2-15 Comparison between Transient Cladding Surface Temperature of Standard Fuel (200-6) and That of Wide Gap Fuel (232-4) at 204 cal/g·UO<sub>2</sub> Test

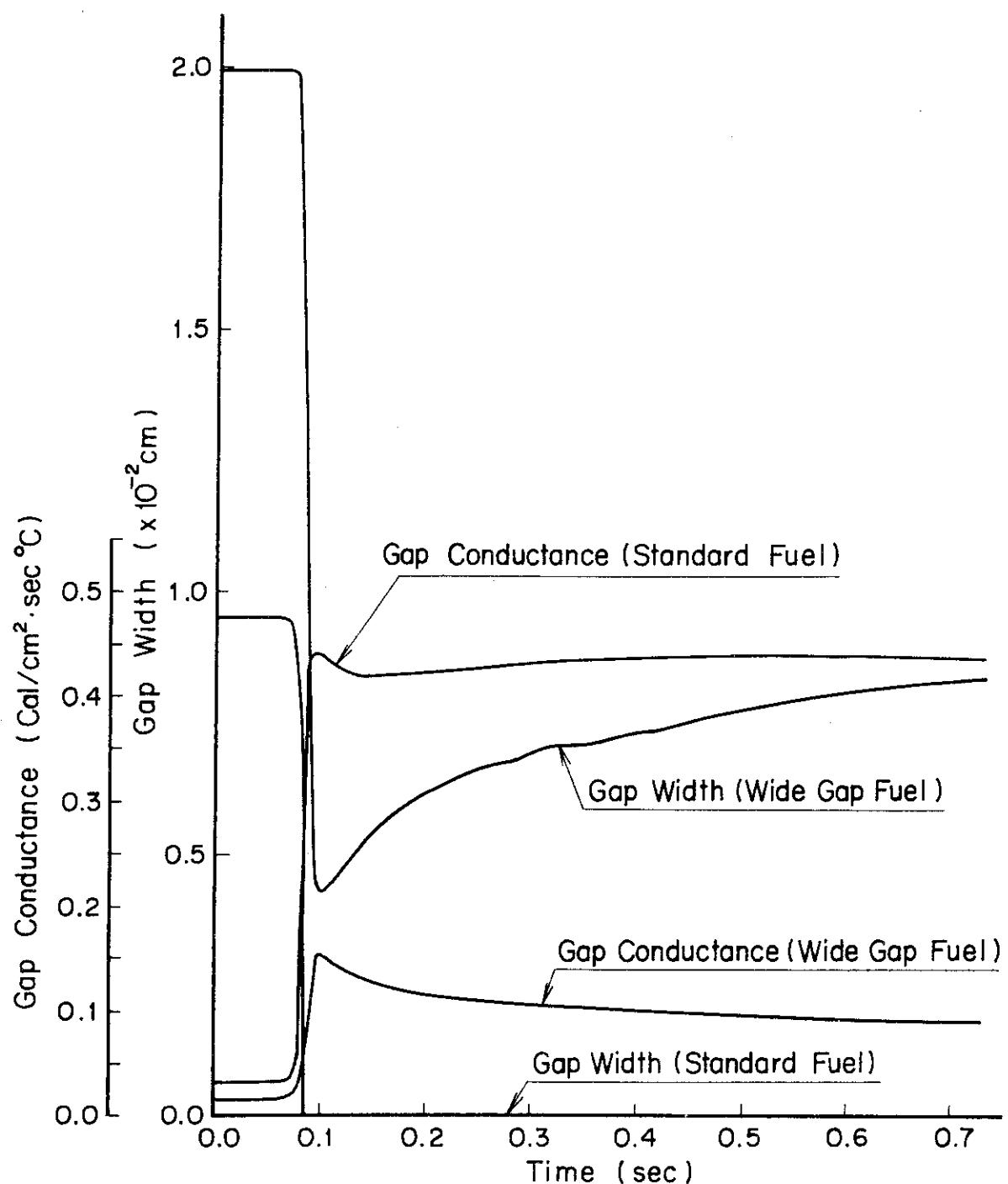


Fig. 2-16 Calculated Gap Widths and Gap Conductances of Standard and Wide Gap Fuel (Heat Deposition 150 cal/g· $\text{UO}_2$ )

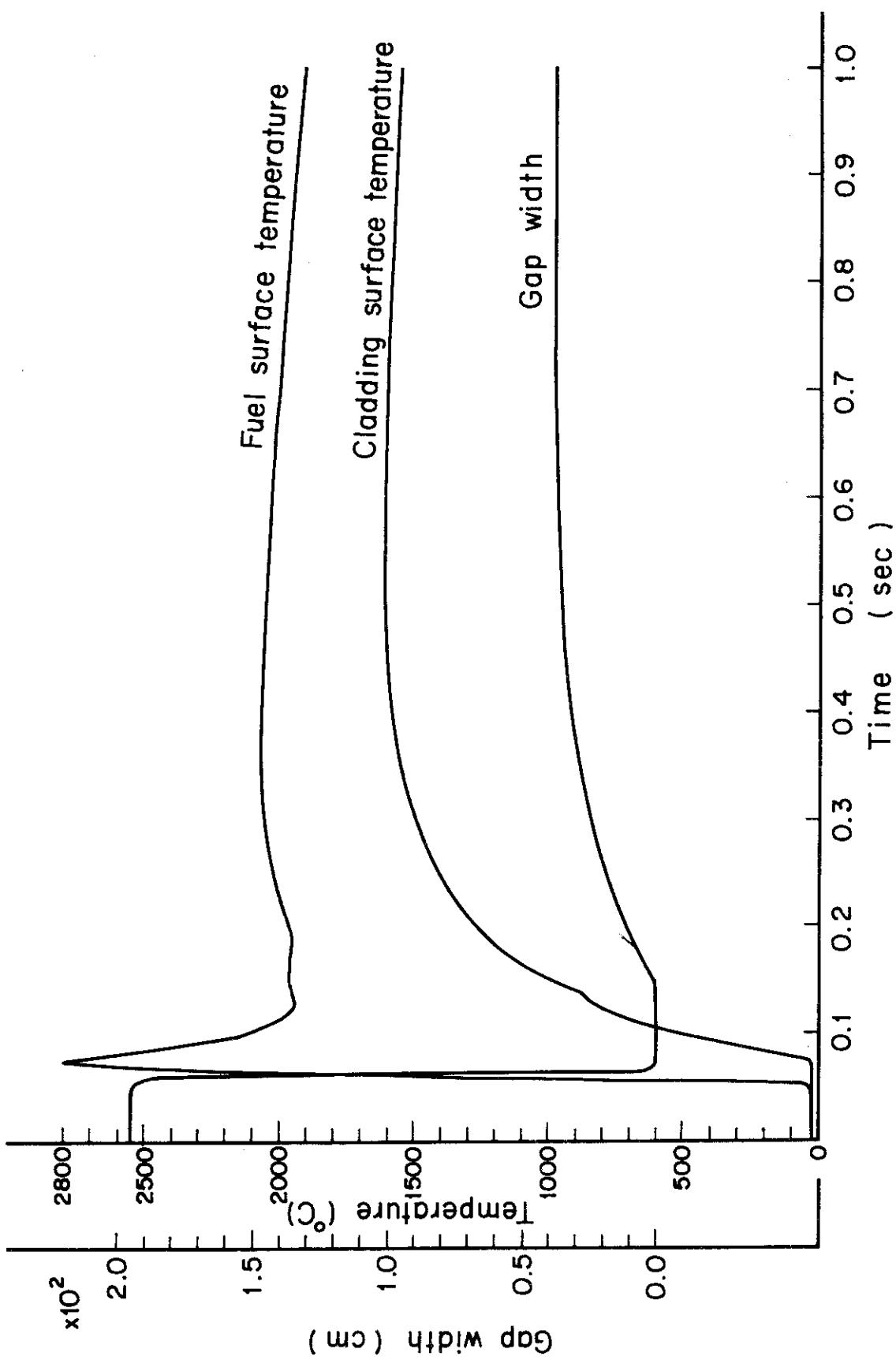


Fig. 2-17 Calculated Transient Histories of Temperatures of Fuel and Cladding and Gap Width in Wide Gap Fuel Rod at 240 cal/g·UO<sub>2</sub> Heat Deposition

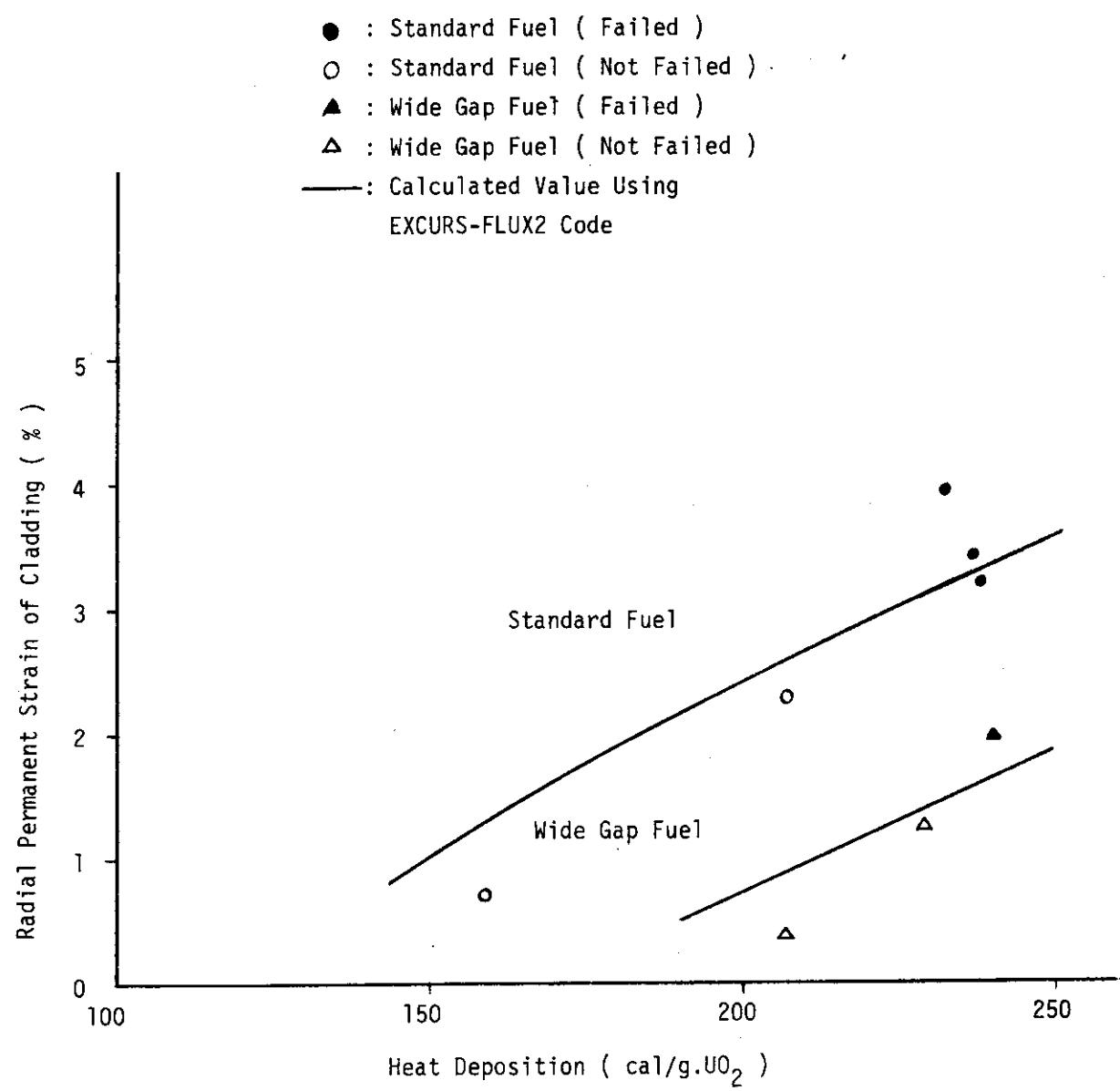


Fig. 2-18 Measured and Calculated Values of Radial Permanent Strain of Cladding.

## 2.4 渗水燃料試験 (藤城俊夫, 岩田耕司, 吉村富夫\*, 落合政昭\*)

(\* 船舶技術研究所)

### 2.4.1 実験目的

渗水燃料とは、被覆管の欠陥部から、燃料棒内部に冷却水が浸入した欠陥燃料を言う。この様な欠陥燃料は、反応度事故の際には、浸入した水分が膨脹したり、蒸発したりする為、燃料の内圧が上昇し、いわゆる内圧破損<sup>\*1</sup>を生じる可能性がある。その破損しきい値は、健全な燃料の破損を招く発熱量より低く、破損後に生じる機械的エネルギーはより大きい事が報告されている<sup>4)</sup>。従って、渗水燃料の内圧上昇過程、破損しきい値、破損挙動、破損後に生じる機械的エネルギー等の解明は、原子炉の反応度事故に対する安全性を評価する為に、非常に重要である。

以下に報告する一連の試験では、健全燃料の空隙部分(ギャップ及びプレナム)に純水を注入した6本の試験燃料を用い、3本を完全渗水燃料<sup>\*2</sup>、3本を部分渗水燃料<sup>\*3</sup>とし、各々50, 100, 150 cal/g・UO<sub>2</sub>程度の発熱量をともなうパルス照射を行なった。今回の一連の試験では、渗水燃料の破損現象についての概略的な情報を得ること、かつ、燃料内圧、カプセル内圧等の計測器の機能確認を目的とした。

完全渗水燃料とした事と、貫通孔を作らなかった事等の実験条件は、実燃料の条件としては非現実的ではあるが、試験条件を簡明にし、現象の把握を容易にする。従って、本実験で得られた結果をもととし、今後実施する予定の、より現実的な条件での渗水燃料破壊実験の解明を図る。

なお、今後の実験計画では渗水量、貫通孔の形状、大きさ、位置、冷却材の温度、圧力、自由表面の有無、照射パルスの半値幅等をパラメータとする予定である。

### 2.4.2 実験方法および実験条件

#### (1) 試験燃料

J P-II型試験燃料を6本使い、以下の条件で純水を注入した。

- a 完全渗水燃料(渗水量 約5g) 3本
- b 部分渗水燃料(渗水量 約1g) 3本

試験燃料中への注水は、下部端栓部の燃料内圧測定用の孔を通じて行なった。完全渗水燃料を作るときには、まず、燃料内部を真空にし、次に純水で置換した。また、部分渗水の場合は注射器により注水した。いずれの場合も、注水前後の燃料の重量を測定して、±2%の精度で注水量を確認した。

なお、水-気体置換操作を5回繰り返し、その都度注水量を測定した結果、その差は測定精度以下であった。また、その注水量は、製作図面から算定した全空隙部の容積とは±一致した。以上の事から、1回の置換操作で完全渗水条件を実現できる事を確認した。

\*1) 燃料内圧により被覆管部に生じた応力が、その引張り強さを越えた為に破損する現象

\*2) 全空隙部の気体を水と置換した燃料

\*3) ギャップ部にのみ注水した燃料

## (2) 試験条件

## a 照射カプセル

大気圧水カプセルを用いた。カプセル内は常温常圧である。

## b 照射条件

発熱量を約 50, 100, 150 cal/g・UO<sub>2</sub>とした。

## c 計測項目

本実験では、内圧破損が予想され、破損後に水柱が吹き上げられ、カプセルのふたに衝突して生じる水撃力も大きいと予想されるので、圧力と水面上昇速度とが最重要計測項目である。水面上昇速度計が良く動作することは、当研究室が実施した大気圧カプセルの耐爆実験で確認した。<sup>5)</sup> 圧力検出器については炉内計装としての機能を確認する為に、本実験に先立って、3種類の圧力検出器を無負荷状態で、パルス照射した。すなわち、ピエゾエレクトリック型（Kistler 社）、半導体歪ゲージ型（豊田工機社）、および抵抗線歪ゲージ型（新興通信社）の3種である。その結果、前2者の型式のセンサーは、パルス出力に同期した擬似信号を示し、本実験には不適である事が判明したので、抵抗線歪ゲージ型圧力センサーを燃料内圧計、およびカプセル内圧計として採用した。

外に、カプセル内水温、被覆管表面温度、カプセル胴部の歪み等を測定した。

## 2.4.3 試験結果および考察

(1) 被覆管表面温度 (T<sub>c</sub>)

完全滲水燃料、部分滲水燃料、健全燃料の被覆管表面温度の測定結果をFig 2-19, Fig 2-20 に示す。それぞれ発熱量約 40 cal/g・UO<sub>2</sub>、約 150 cal/g・UO<sub>2</sub> の例である。両図とも、時間原点を原子炉出力が最大になった時刻とした。Fig 2-19 に示す様に、低発熱量の場合は、滲水燃料の立ち上がり時間がやゝ早く、最高温度もやゝ高いが、その差は小さかった。一方、高発熱量の場合 (Fig 2-20) は、健全燃料の被覆管表面温度が 1,000°C を越えているのに対し、部分滲水燃料の最高温度は 560°C 程度、破損した完全滲水燃料の場合は 170°C 程度であった。また、健全燃料の被覆管表面温度が、約 5 秒間も高温に保たれるのに対し、滲水燃料の場合は 200~300 msec 程度で冷却された。

Fig 2-21 に完全滲水燃料、部分滲水燃料、健全燃料の3種の燃料について、発熱量と被覆管表面温度との関係を示す。ただし、図中の○印は、標準型燃料についての実験結果である。同図から明らかな様に、50~100 cal/g・UO<sub>2</sub> 程度の低発熱量の照射条件では、滲水燃料の被覆管表面最高温度が、健全燃料の場合よりやゝ高い。また、部分滲水燃料の方が完全滲水燃料の場合より高い。一方、150 cal/g・UO<sub>2</sub> 程度の発熱条件では、逆に健全燃料の被覆管表面最高温度が、部分滲水燃料の場合より高い。また、完全滲水燃料は、表面温度約 150°C で破損し、UO<sub>2</sub> ペレットの大部分が冷却水中に放出されたので、被覆管表面温度の挙動は、他の例と比べて全く異なっている。

燃料棒中に封入された水分が、被覆管表面温度挙動に影響を与える要因としては、ギャップ熱伝達の良化と水によるエンタルピ消費の2つが考えられる。前者は、被覆管表面温度を高める方向に作用し、後者は逆の作用をする。発熱条件や滲水量によって、どちらの効果が支配的であるか調べる目的で、計算コード：ARGUSによって解析を試みた。ARGUS は同芯円筒

状多重層の非定常熱伝導計算用のコードであり、その有用性は良く知られた著名なコードである。ギャップ部は、ギャップ熱伝達率を入力して、境界面として取り扱うことも、1つの領域として取り扱い熱伝導を計算する事も可能である。しかしながら、いずれの方法を用いても、計算値の方が実測値より、温度の立ち上がりが遅かった。この時間遅れは、ギャップ熱伝達率を大きくするにつれてわずかに減少するが、ギャップ熱伝達率を4,000 BTU/ft<sup>2</sup> hr程度になると、時間遅れはほど10 msec程度になって、ギャップ熱伝達率をこれ以上の値にしても減少しなかった。このことは、UO<sub>2</sub>ペレット内での熱伝導による熱輸送速度の方が、ギャップ熱伝達率で支配される熱輸送速度より遅いためと考える。

今後、当研究室で開発中の実験解析用コードが整備され次第更に検討を進める。またγ線、中性子等による被覆管での発熱、滲水によるUO<sub>2</sub>ペレットのみかけの熱伝導率の良化等の時間遅れに及ぼす効果についても検討する予定である。

### (2) 燃料内圧 (P<sub>F</sub>)

燃料内圧の測定は、6例中4例(実験No 401-1, 401-2, 402-1, 402-3)で成功した。

Fig 2-22に、上記4例の燃料内圧測定結果を示す。原子炉出力が最大になった時刻を時間原点とした。

図から、実験No 401-2の圧力挙動は他の3例と大きく異なる事が判る。すなわち、401-2の燃料内圧は、他のケースと比べて立ち上がりが遅く、減衰過程も比較的ゆるやかである。

また、当然のことながら、滲水量が多い程、発熱量が高い程、燃料内圧は高い。401-2以外の3例では、原子炉出力が最大になってから3~10 msecで、燃料内圧はほど最大に達し、その時刻では、被覆管表面温度はあまり上昇して居らず高々、50~100°Cであった。

### (3) カプセル内圧 (P<sub>C</sub>)

カプセル内部に発生した圧力は、カプセル底部に設けた検出器により、実験No 402-3を除いて測定できた。燃料が破損に到らなかった例として、Fig 2-23に実験No 401-2のカプセル内圧と燃料内圧の測定結果を併示する。図に見られる様に、両者はほど同期しており、相似形をしている。一般に、カプセル内圧の信号には、同図に見られる様な圧力変動が重なっている。この圧力変動を除けば、両者は同形であるので、カプセル内圧は燃料内圧が冷却水中を圧力波として伝播したものが支配的であると考え、このモデルに従がって両圧力の絶対値の比を検討する。

P<sub>F</sub>をFourier級数として表わし、その1成分 A<sub>S m w t</sub>にのみ着目する。一般に音波は、音響インピーダンスの異なる界面で反射を生ずる。今、Fig 2-24 aに示す様に、音響インピーダンスZ<sub>1</sub>の媒質中を振幅A<sub>1</sub>なる圧力波が伝播して、音響インピーダンスZ<sub>2</sub>の媒質との界面に到達すると、透過波(振幅A<sub>2</sub>)と反射波(振幅A<sub>3</sub>)とが生じる。摩擦、粘性、熱伝導等による減衰を無視すると、透過率(R<sub>P</sub>)、反射率(R<sub>r</sub>)は、

$$R_p \equiv \frac{A_2}{A_1} = \frac{2Z_2}{Z_1 + Z_2} \quad (2-1)$$

$$R_r \equiv \frac{A_3}{A_1} = \frac{Z_2 - Z_1}{Z_2 + Z_1} \quad (2-2)$$

となる。

Fig 2-24 b に示す様に、今考えているモデルでは、燃料内圧は燃料内部の蒸気（または、圧縮水）とジルカロイ-2との界面、次にジルカロイ-2と冷却水との界面を経て、冷却水中に伝播する。図に示した様に、 $B_1$ 、 $B_2$ 、 $B_3$  をそれぞれ燃料内部の水分、ジルカロイ-2、冷却水中の前進波の振幅とし、 $Z_1$ 、 $Z_2$ 、 $Z_3$  をそれぞれの音響インピーダンスとすると、(2-1)式から、

$$\begin{aligned} B_2/B_1 &= 2Z_2/(Z_1+Z_2) \\ B_3/B_2 &= 2Z_3/(Z_2+Z_3) \\ \therefore B_3/B_1 &= 4Z_2Z_3/((Z_1+Z_2)(Z_2+Z_3)) \end{aligned} \quad (2-3)$$

となる。

被覆管内が圧縮水の時は、 $B_3/B_1 \approx 0.23$  となり、蒸気の時には $B_3/B_1 \approx 0.25$  となる。すなわち、冷却水中に伝播した燃料内圧は、内部の状態にあまり依存せず、ほど々に減衰する。

次に、圧力波は冷却水中で、被覆管表面からカプセル内壁まで球面波として伝播する (Fig 2-24 c)。カプセル内壁での圧力振幅を $B_4$  とすると、

$$B_4/B_3 = r_f/R = 1/10 \quad (2-4)$$

たゞし、 $R$  はカプセルの内半径、 $r_f$  は被覆管外半径である。

さて、カプセル内壁で反射した圧力波（振幅 $B_5$ ）はほど平面波となって、カプセル底部の検出器の位置まで伝播し、カプセル内圧として測定される (Fig 2-24)。

$$B_5/B_4 = (Z_4 - Z_3)/(Z_4 + Z_3) \approx 0.93$$

たゞし、 $Z_4$  はカプセル壁の音響インピーダンスである。従って、このモデルによる燃料内圧とカプセル内圧の比は、

$$B_5/B_1 = \frac{1}{4} \times \frac{1}{10} \times 0.93 = 0.023 \quad (2-5)$$

となる。

一方、燃料内圧とカプセル内圧の両方の測定に成功したのは、実験No 401-1, 401-2, 402-1の3例である。前2例で測定された燃料内圧とカプセル内圧の比は、それぞれ 0.014 (401-1), 0.017 (401-2) となり、上記の値 0.023 とほど一致した。しかしながら、燃料内部の水が蒸気となったと考えられる 402-1 では、測定された比が 0.158 と可成り大きい。実験No 402-1 では、燃料内圧の最高値が約 60 atm と他の2例の%以下である。この燃料内圧がカプセル内圧計の位置にまで伝播すると、上記伝播モデルによるとその値は、 $60 \times 0.023 = 1.4 \text{ atm}$  と小さくなり、その圧力波はノイズや沸騰等他の原因による信号と比べて支配的でなくなる。実験No 402-1 のカプセル内圧の波形が他の実験例と比べて、燃料内圧に似ていないのはその為と考える。

以上の検討から、上述の圧力波伝播モデルは、本実験と一致した事を確認した。たゞし、燃料内圧があまり高くなく、それがカプセル内圧に及ぼす影響が小さい時には、他の原因による圧力を考慮する必要がある。

実験No 401-3 の過渡記録を Fig 2-25 に示す。自由水面の移動、カプセル内圧の急減、および被覆管温度の急変はほど同時に発生し、この後、カプセル内圧は再び上昇して最高値

(第2次ピーク)に達する。その時ほど同時に、水面の上昇速度は最大値になった。以上の事から図中に示した様に、カプセル内圧が第1次ピークに達した時刻を破損発生時刻とみなした。

この破損発生時刻から、カプセル内圧が最大値(第2次ピーク)に達するまでの時刻は、約0.9 msecである。この様な非常に短い時間内に圧力が増加し、水面の上昇速度を最大約3m/sにまで加速した。0.9 msec間に伝達される熱量は微量であるから、その間の過程は破損以前に燃料内の水に蓄えられたエネルギーのみが寄与した。すなわち、破損直前の燃料内の圧縮水が、破損と同時に断熱的に膨張して、飽和蒸気となると考える。このモデルで試算をし、飽和蒸気圧とカプセル内圧の比較を行なう。

破損直前の燃料内圧は測定できなかったので、こゝでは被覆管のバースト圧力に等しいと仮定する。

$$P_1 \approx 1,200 \text{ atm}$$

被覆管のバースト試験は、常温で静的負荷の条件で行われる。一方、破損時の圧力上昇の時定数は1 msec程度で、被覆管の表面温度は約150°Cであった。ジルカロイの機械的強度は、常温と150°Cでは大差ない。また、被覆管の内圧膨張の固有周期は10 μsec程度であり、1 msec程度の負荷変動は、準静的取り扱いが可能である。以上の事から上記仮定は妥当と考え、この圧力: 1,200 atmと破損時刻でのカプセル内圧(第1次ピーク): 約30 atmの比をとると約0.025となる。この比は前述の圧力波伝播モデルによる推定値0.023とはほぼ一致する。

一方、破損時刻でのギャップ平均温度は、ARGUSによる計算から700°ないし800°C程度である。ARGUSでは前述の如く、被覆管温度の立ち上がりを説明する事はできなかつたが、立ち上がりの勾配や最高到達温度は比較的よく一致した。ARGUSは信頼性の高いコードであり、本節ではギャップ部の温度の概略値を知ればよいのであるから、この計算値を採用する。

また、ギャップ幅δは圧力1,200 atmによる被覆管の膨張と、ペレットの熱膨張との差から、

$$\delta \approx 0.050 \text{ mm}$$

したがって、ギャップ中の水の重量Wは、

$$W = \rho \pi D L \delta \approx 0.2 \text{ gr}$$

となる。ここで、ρは水の密度、Dは被覆管内径、Lは燃料部の長さである。

以上の数値にもとづき、1,200 atm, 700°Cまたは800°Cから飽和蒸気にまで断熱膨張した時の最終蒸気圧P<sub>sat</sub>、と仕事Eとを蒸気表から求める。

1,200 atm, 700°Cとすると、

$$P_{\text{sat}} = 130 \text{ atm} \quad E = w \Delta h = 0.2 \times 142 = 28.4 \text{ cal}$$

1,200 atm 800°Cとすると、

$$P_{\text{sat}} = 65 \text{ atm} \quad E = w \Delta h = 0.2 \times 176 = 35.2 \text{ cal}$$

となる。実験で測定されたカプセル内圧のピーク値55 atmは、以上の飽和蒸気圧と同程度である。

401-3の実験で実測されたカプセル内圧は、第2次ピーク値に達した後、振動しつつ、ゆ

るやかに減衰している。この事は、S PERT-CDC での実験で、カプセル内圧が鋭いパルス状であること<sup>1)</sup>と対照的である。本実験では、UO<sub>2</sub> ペレットが微小片となって、冷却水中に放出されていた。その事と上記圧力波形の差とから、第2次ピーク到達後は、燃料小片からの伝熱現象の重要性が指摘できる。この効果については未検討である。

#### (4) 水撃力の評価

燃料破損後に、カプセル内に発生した蒸気は水柱を持ち上げ、これがカプセル上部の気体の圧力を増加させたり、カプセル上部フランジに衝突して、水撃現象を生じさせたり、カプセル胴部を軸方向に引張ったりする。

実験No.401-3で測定した水面の上昇速度、位置の経時変化をFig.2-26, 27に示す。最高上昇速度は約2.9m/sである。しかしながら、上昇する水柱の質量は測っていない。ここでは、燃料上端より上にある約2.6ℓの全水量が上昇したと仮定する。

したがって、水柱の最大運動エネルギーは、比重γを998.2kg/m<sup>3</sup>とすると、

$$\frac{1}{2} \times 998.2 \times 2.6 \times 10^{-3} \times 2.9^2 / 9.80 = 1.11 (\text{kg} \cdot \text{m}) \\ = 2.61 (\text{cal})$$

となる。これは、前節の燃料内の水の膨脹仕事2.8~3.5calの9.3~7.5%である。

γを破損時刻までの全発熱量に対する、水柱の運動エネルギーの比として定義すると、

$$\gamma = 0.022\%$$

と非常に低い値となる。残りの大部分は他の形態の機械的エネルギーや冷却水のエンタルピ上昇に消費されたのであろう。

#### (5) カプセル胴部のひずみ量

カプセル胴部の歪量を抵抗線歪ゲージを用いて1ゲージ法で測定したところ、パルス出力と同期した相似形の信号を得た。カプセル内圧等と比べて、この信号がカプセルの真の歪量を示しているとは考え難い。放射線によって、歪ゲージの抵抗が変化したのであろう。一方歪ゲージ式圧力検出器は正常に作動したのであるから、何等かの補償回路があれば測定可能と考える。今後2ゲージ法、4ゲージ法等を検討する予定である。

#### (6) 照射後の燃料の観察結果

Table 2-3に、パルス照射前後の燃料の外観観察と被覆管の最大永久歪とを、他の測定項目と併せ示す。

実験No.401-1, 402-1の50cal/g・UO<sub>2</sub>以下の発熱量の実験では、被覆管の永久歪みは認められず、被覆管表面も酸化していなかった。

実験No.401-2, 402-1では被覆管の永久歪み0.57%, 0.74%と微かな変形が認められた。前者では被覆管表面に変化が認められなかつたが、後者では部分的に酸化していた。実験No.401-2での最大燃料内圧は550atmであった。その時の被覆管表面温度は200°C程度であった。内圧Pによる管の最大応力σ<sub>max</sub>は管外周での周方向応力である。供試燃料の外径dは12.23mm, 肉厚tは0.70mmであるから、

$$\sigma_{\max} = \frac{2 \times P_{F\max}}{\left(\frac{d}{d-2t}\right)^2 - 1} = 39.7 \text{ kg/mm}^2$$

となる。一方、200°Cでのジルカロイ-2の耐力は、38~43kg/mm<sup>2</sup>と報告されている<sup>6)</sup>。

耐力は 0.2 % の永久歪を生ずる応力として定義されており、 0.2 % は実測された被覆管の永久歪 0.57 % と同程度である。すなわち、 実験 No. 401-2 では主として、 燃料内圧による歪が支配的で、 さらに熱応力や PCM I ( 燃料ミート・クラッド反応 ) 等が附加された。

一方、 実験 No. 402-2 では、 燃料内圧の測定に失敗した。同実験では、 実験 No. 401-2 と比べると滲水量は少なく、 発熱条件は同程度であるから、 燃料内圧は低かったと考える。しかしながら、 被覆管表面温度が実験 No. 401-2 では最高 270 °C であったのに対し、 402-2 では 540 °C に上昇した。この為ジルカロイの耐力は約 20 kg/mm<sup>2</sup> に低下し<sup>6)</sup>、 热応力や PCM I も大きかろう。実験 No. 402-2 での被覆管の永久歪が 401-2 の場合よりやゝ大きかった事は、 この被覆管表面温度の差に起因する。実験 No. 402-2 でのみ、 被覆表面に部分的酸化が認められたのもこの温度の差による。

実験 No. 402-3 では、 被覆管内圧力が 500 atm、 かつ、 被覆管表面温度が 560 °C にまで上昇した為、 曲りも大きく、 永久歪も 2.2 % ( 燃料下部 ) と大きかった。被覆管表面の部分的酸化の程度は、 402-2 と大差なかった。

実験 No. 401-3 では燃料が破損し、 UO<sub>2</sub> ミートは微小片となって、 冷却水中に放出された。被覆管と UO<sub>2</sub> 微小片の写真を Fig. 2-28, 29 に示す。被覆管の開口長は約 11 cm であった。被覆管には酸化の根跡は認められず、 低温時に燃料が放出された事がわかる。放出された燃料破片は砂粒状で大部分が直径 1 mm 以下であった。燃料がこの様に微細化される機構については未だ未検討である。

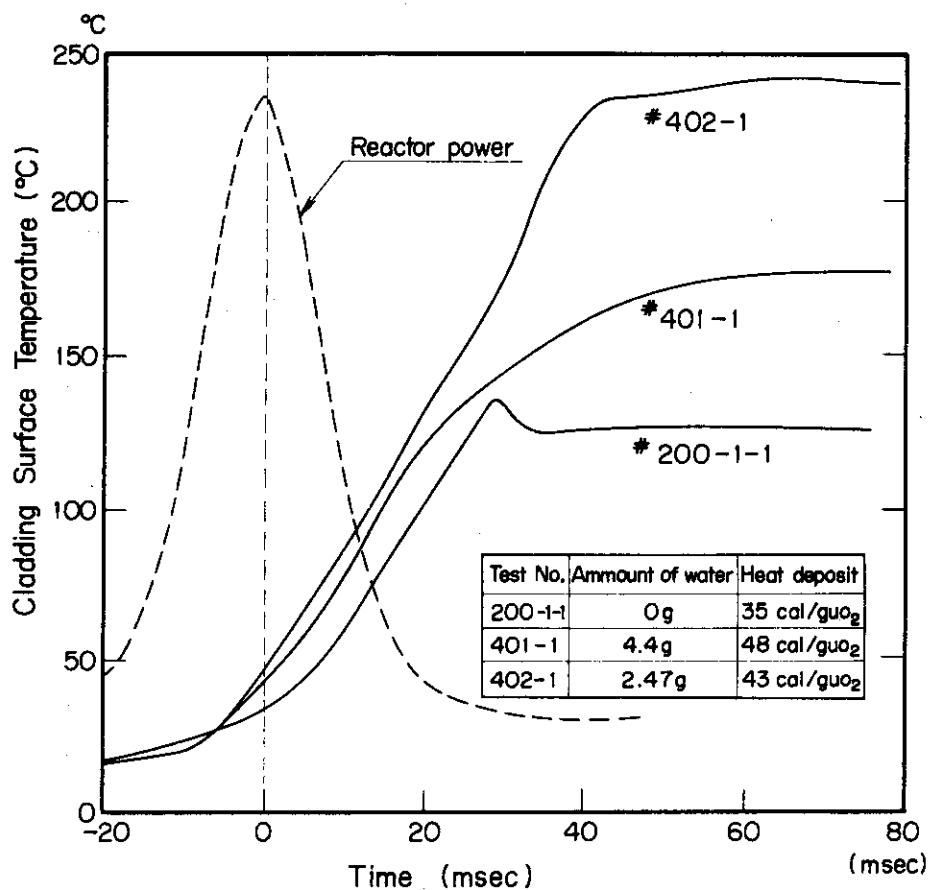


Fig. 2-19 Comparison of Surface Temperature of Cladding between Waterlogged and Normal Fuel ( $\sim 40 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ )

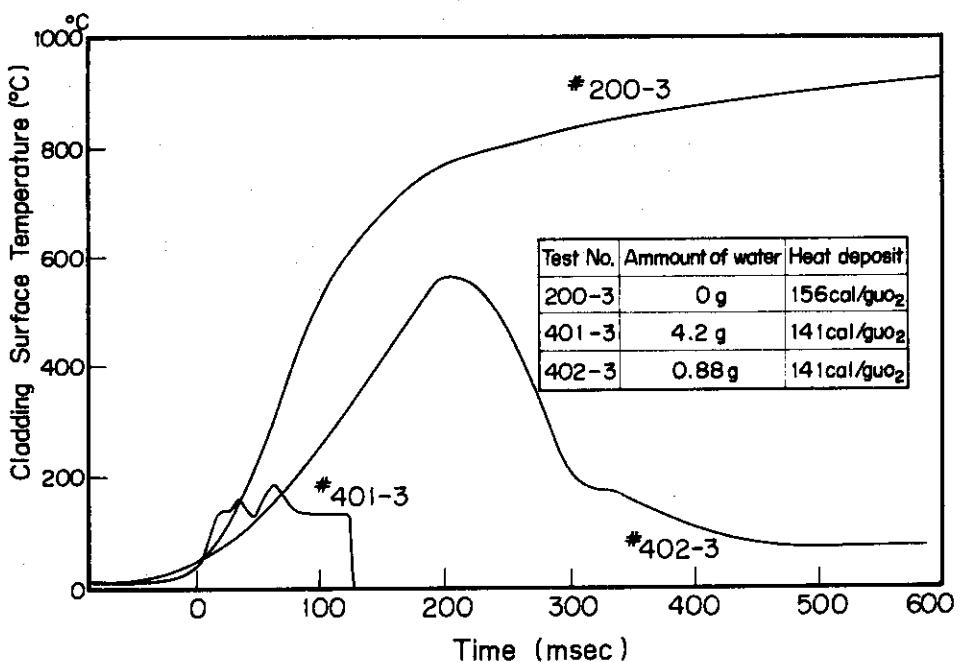


Fig. 2-20 Comparison of Surface Temperature of Cladding between Waterlogged and Normal Fuel ( $\sim 150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$ )

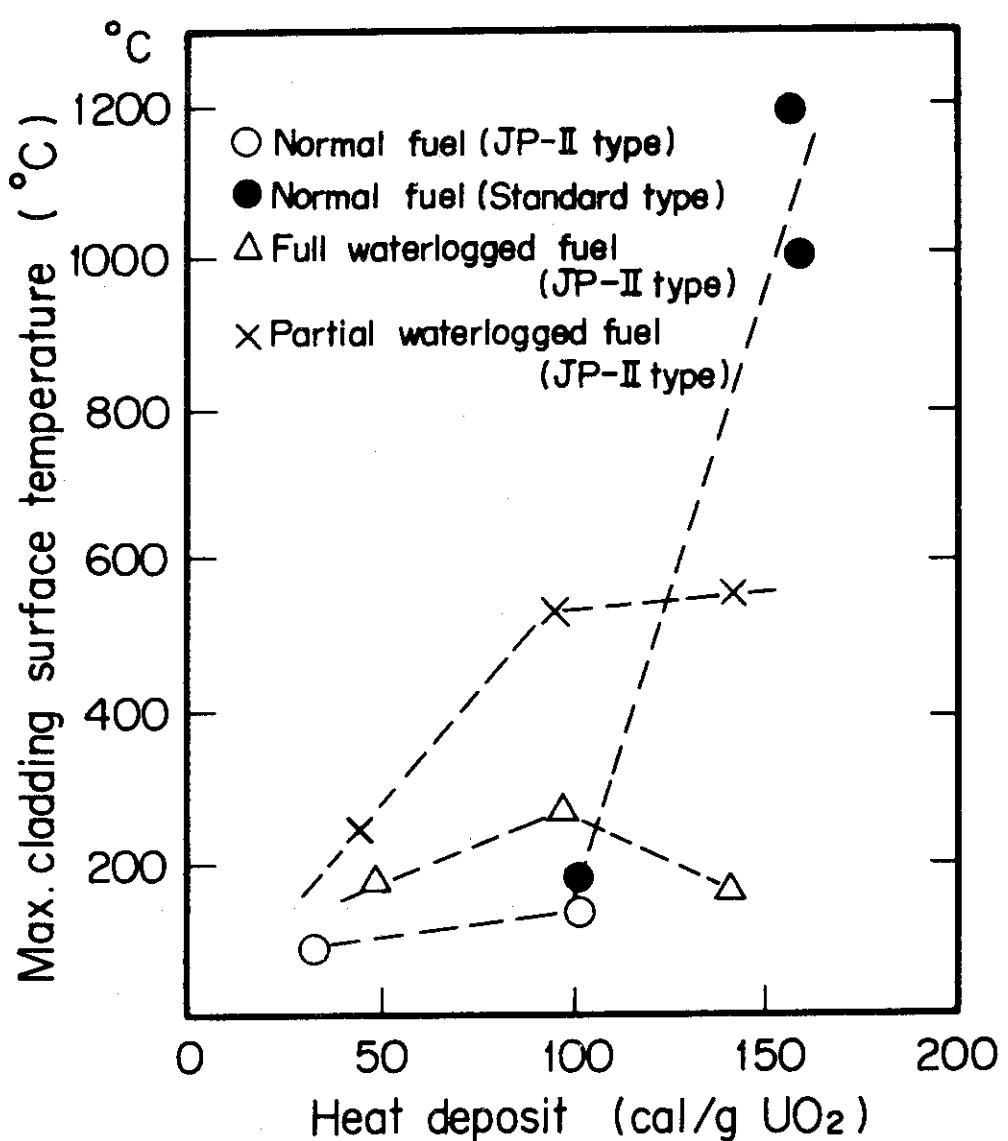


Fig. 2-21 Comparison of Maximum Surface Temperature of Cladding between Normal and Waterlogged fuel

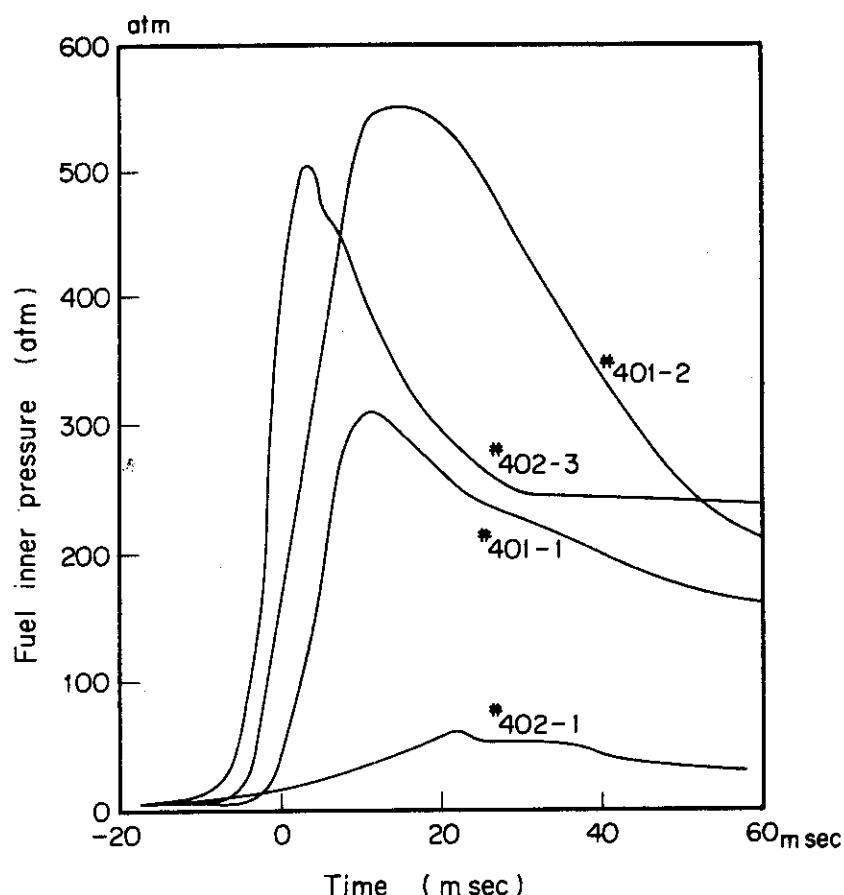


Fig. 2-22 Inner Pressure of Waterlogged Fuel

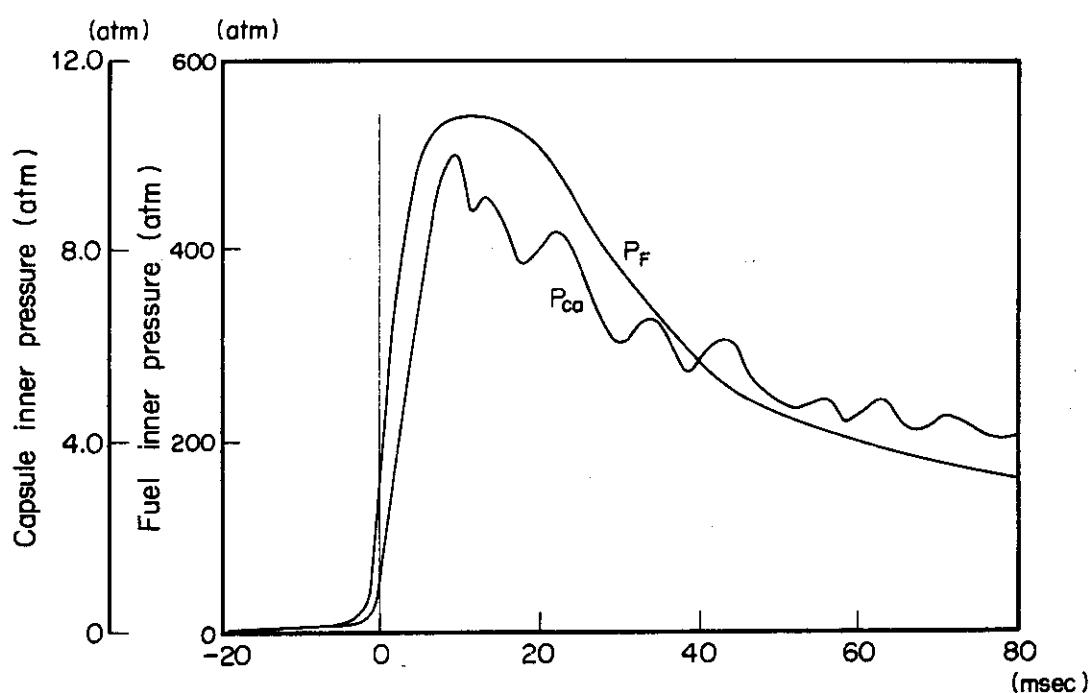


Fig. 2-23 Transient Inner Pressure of Fuel and Capsule (Test No. 401-2)

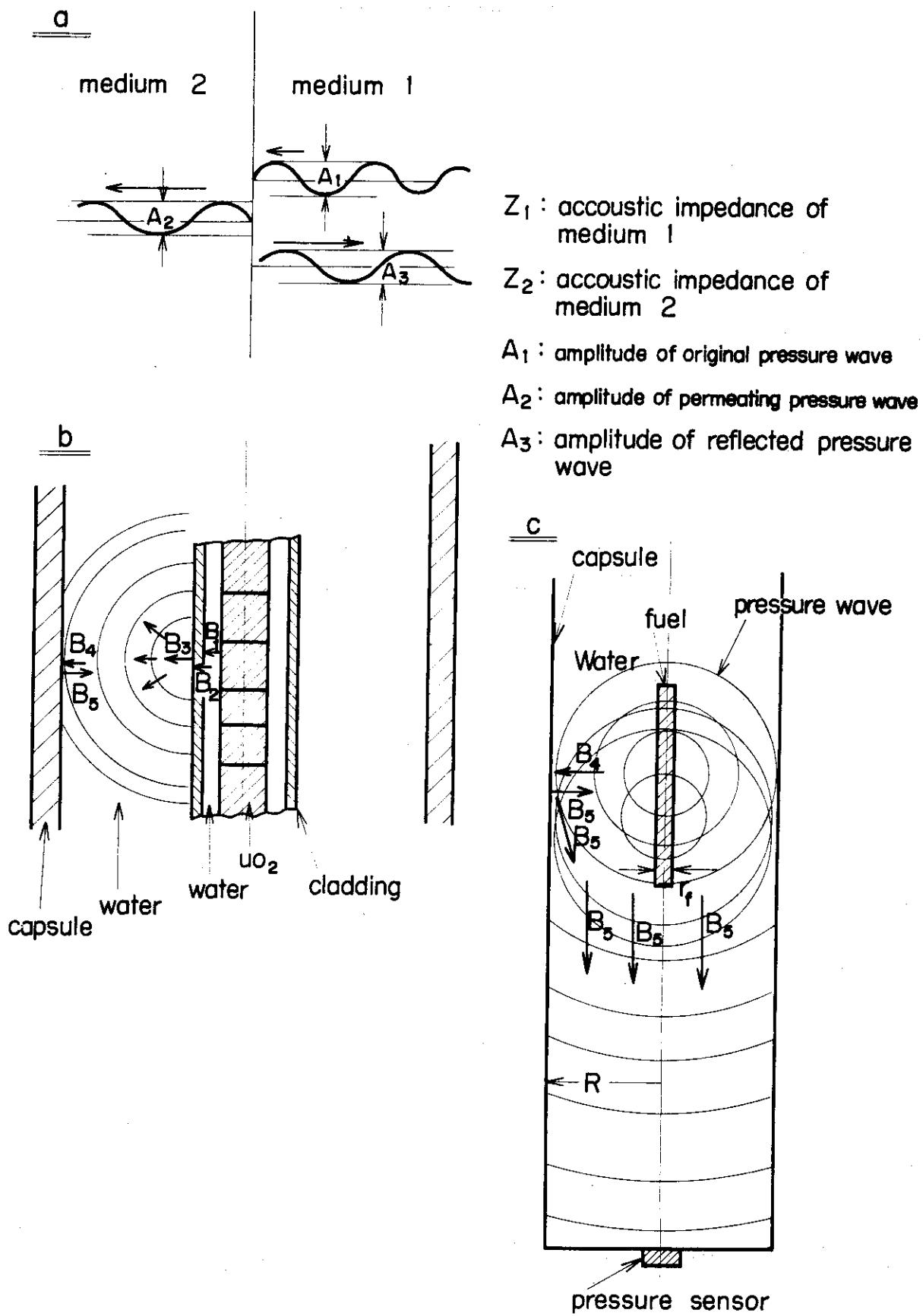


Fig. 2-24 Model for Pressure Propagation

DATE = 030 TIME = 16/35/34

EX.NO = 401-3 3.71\$

EX.NO = 171

- 1 ADR-03
- 2 AGR-09
- 3 AGR-18

Water Vel.

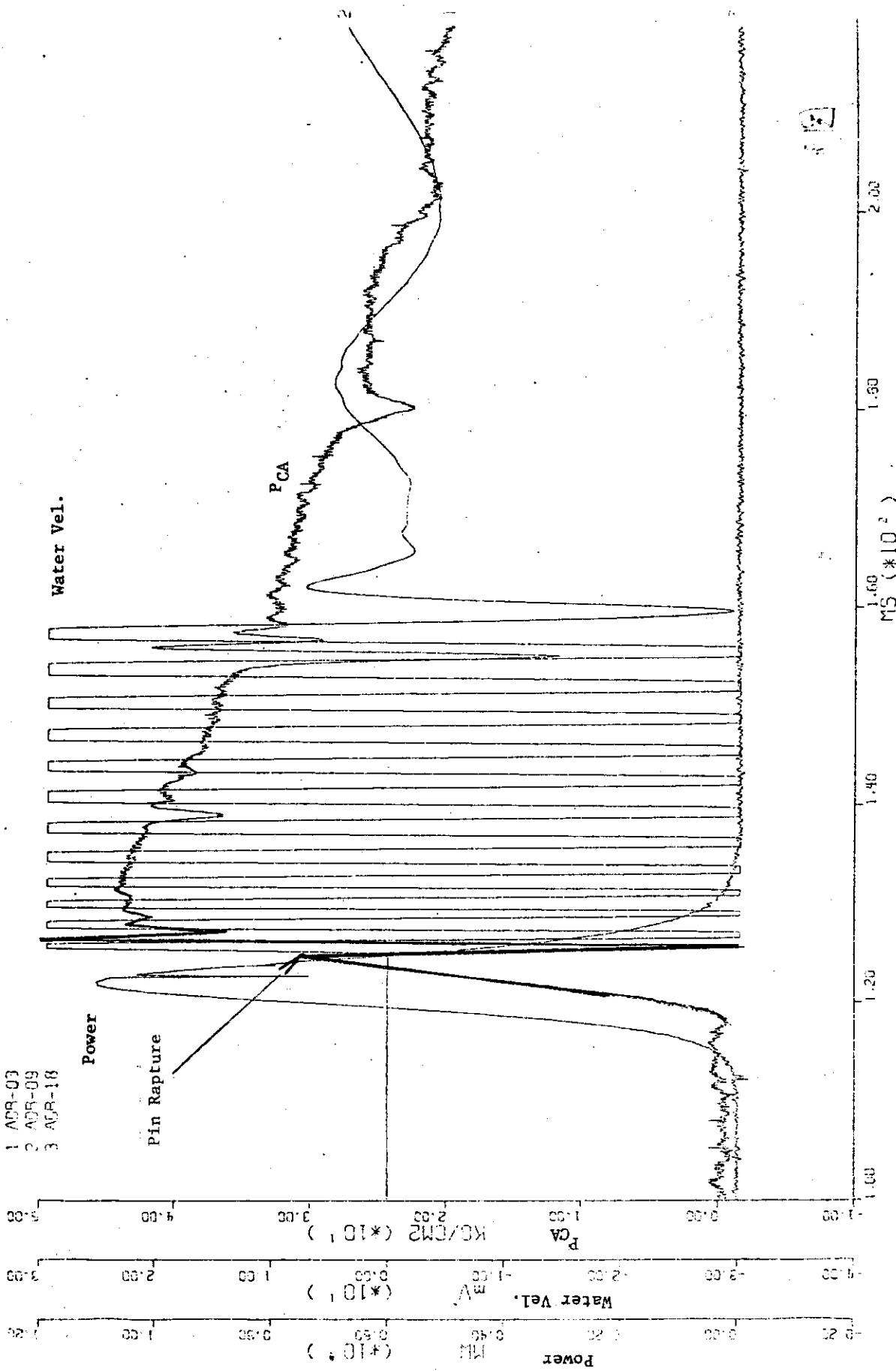


Fig. 2-25 Transient Data Record of Test 401-3

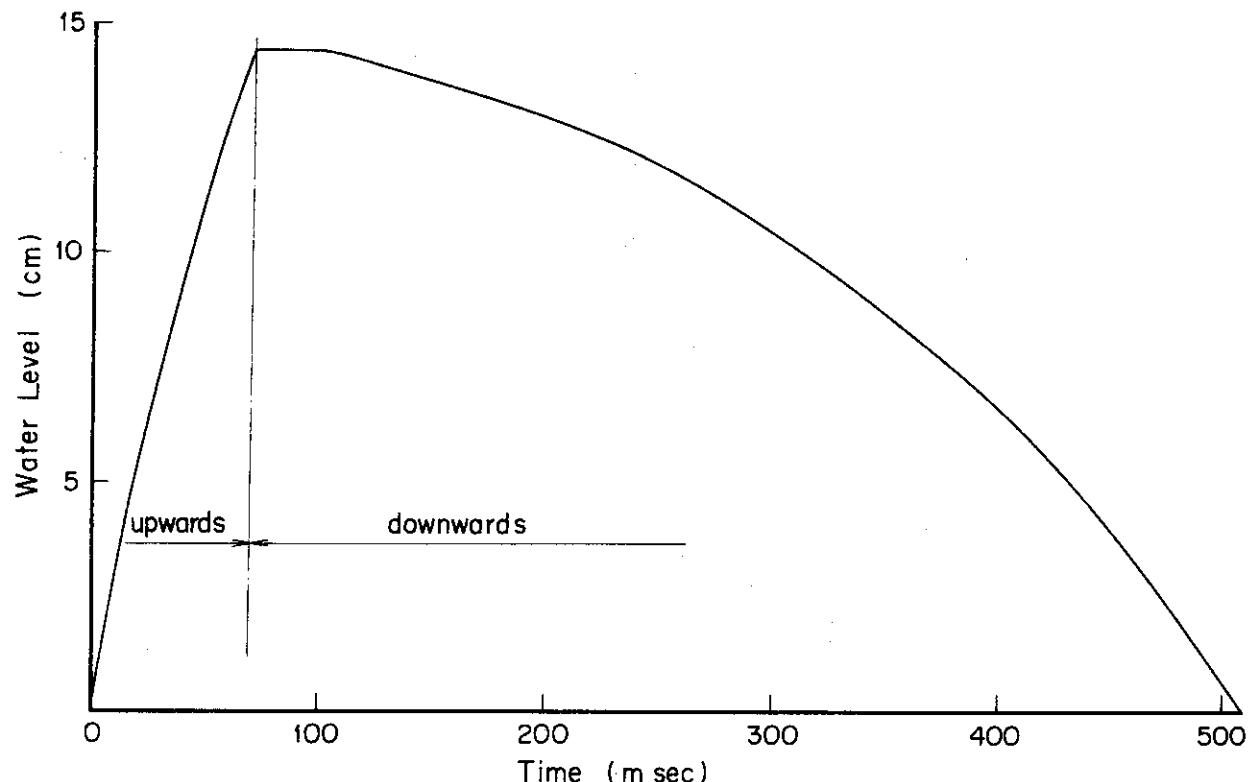


Fig. 2-26 Transient Water Fuel in a Capsule after Fuel Rupture (Test No. 401-3)

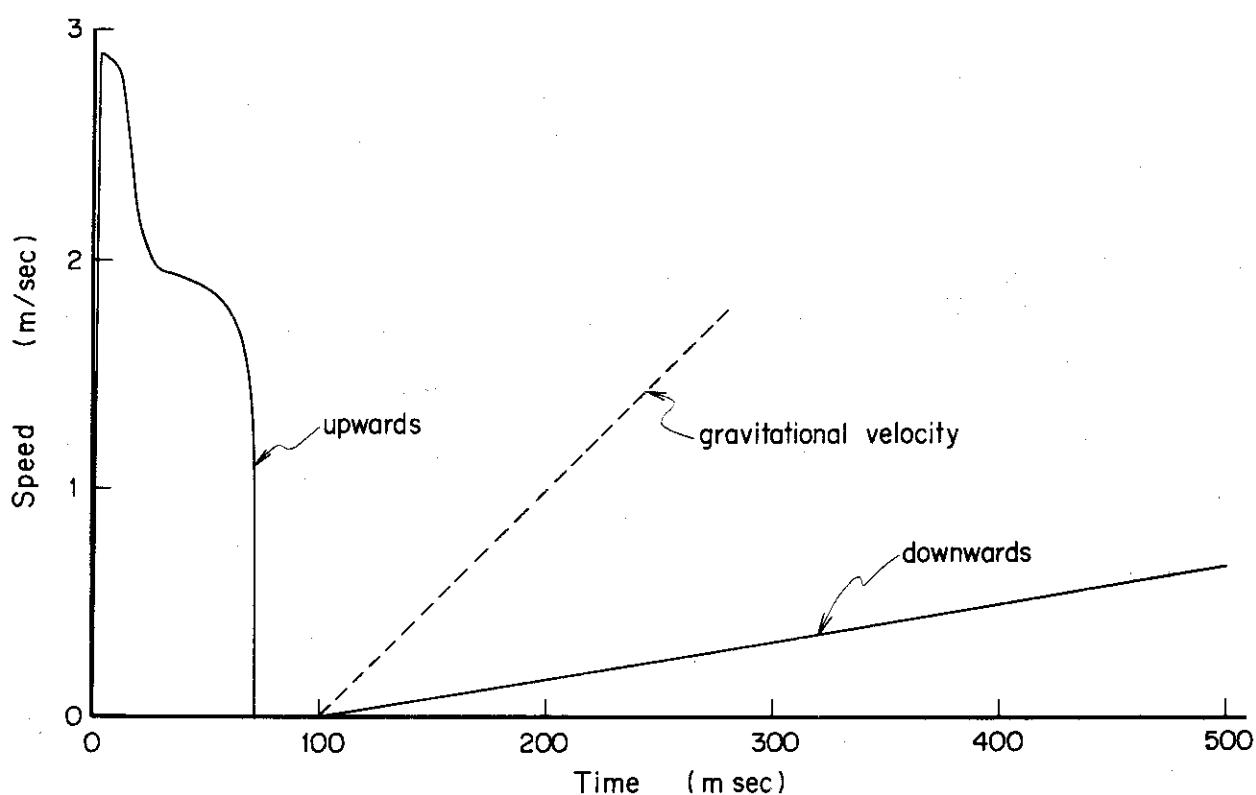


Fig. 2-27 Velocity of Water Surface after Fuel Rupture (Test No. 401-3)

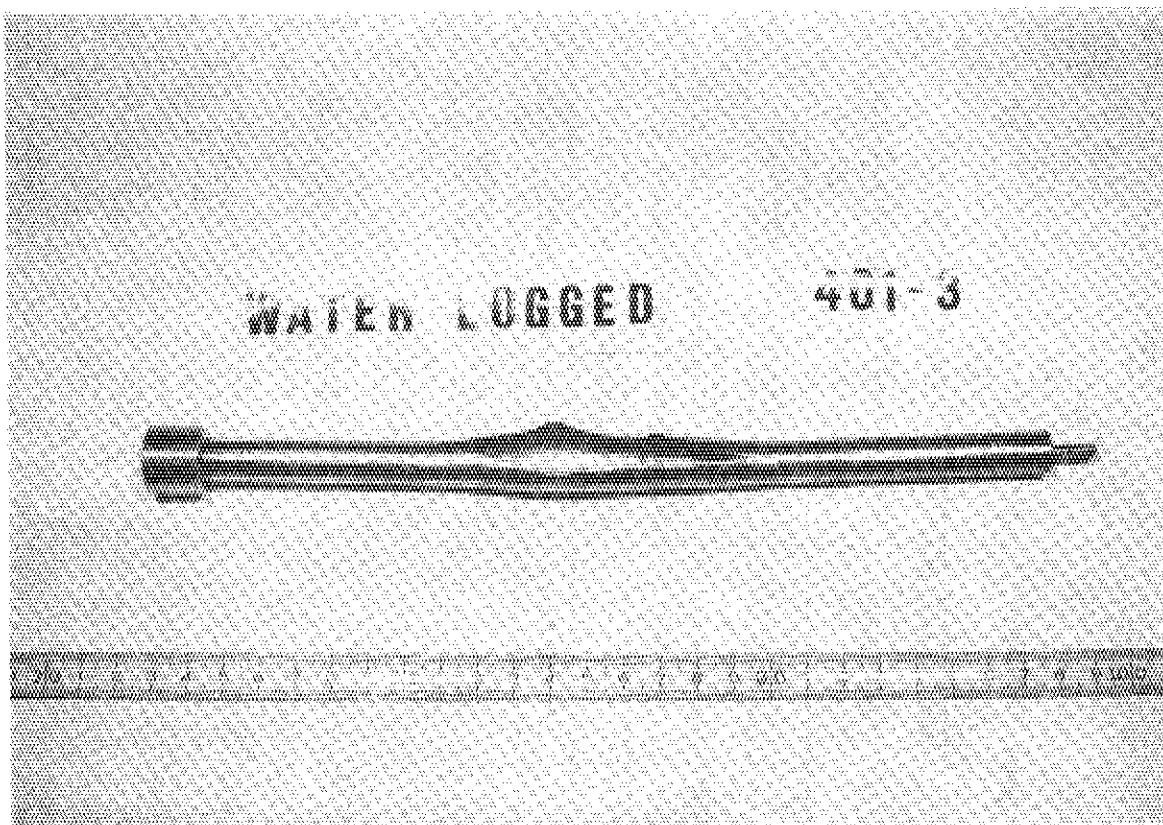


Fig. 2-28 Cladding tube of the JPOR-II type fuel (100% waterlogged)  
following Test 401-3 (150 cal/g·UO<sub>2</sub>)

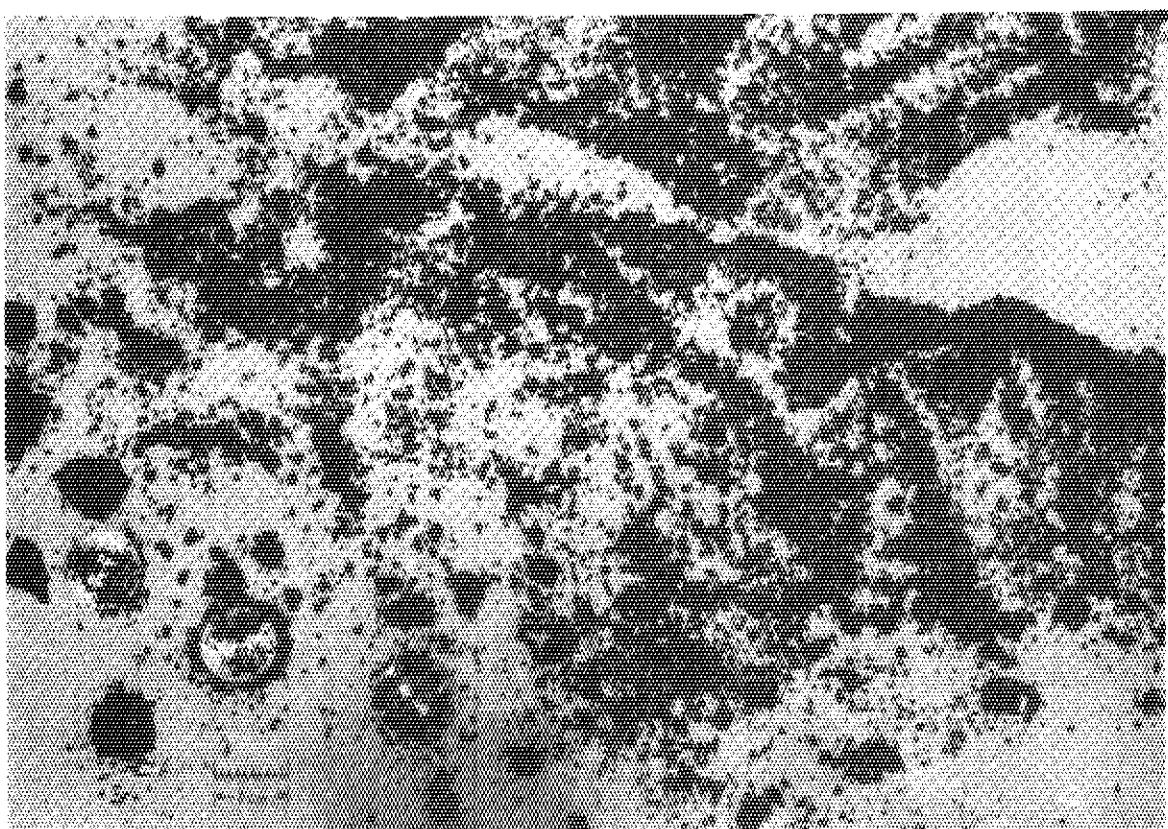


Fig. 2-29 Fragments of UO<sub>2</sub> released after the fuel rupture following  
Test 401-3

Table 2-3 Summary of waterlogged fuel test

Test No.	Heat deposit (cal/g·UO <sub>2</sub> )	Injected water (g)	Max. Cladding surface temp. (°C)	Max. Fuel inner pressure (atm)	Max. Velocity of water level (m/s)	Max. Permanent strain of cladding	Observation after irradiation
401-1	48	4.4	180	320	0	0	No Deformation; No Oxidation
401-2	97	4.5	270	550	0	0.57 %	No Oxidation
401-3	141 (101)*1	4.18	170	*2	2.9	raptured	Pin rupture; No Oxidation
402-1	43	2.47	240	53	0	0	No Deformation; No Oxidation
402-2	95	0.90	540	*2	0	0.74 %	A little Bending; Partial Oxidation
402-3	141	0.88	560	500	0 <sup>*3</sup>	2.2 %	Bending; Partial Oxidation

Note) \*1 破損時刻までの発熱量は 101 cal/gUO<sub>2</sub>

\*2 検出器不良

\*3 約 10 mm の水面の移動が測定された。

### 3 滲水燃料試験での燃料内圧挙動に関する一考察（落合政昭\*）

(\* 船舶技術研究所)

被覆管内圧測定に成功した4例について、その最高燃料内圧( $P_{F\max}$ )とその時のギャップ部の温度( $T_g$ ; 計算値)、蒸気表から求めたその時の比容積( $v$ )、および燃料内圧の立ち上がり時間( $t_{rise}$ )とをTable 3-1に示す。なお、燃料内圧の立ち上がり時間は、燃料内圧の上昇開始時刻から、最高圧力到達時刻までとした。また、ギャップ部温度はARGUSによる計算値である。前節で述べた様に、ARGUSによる温度計算は、浸水燃料実験の実測された被覆管表面温度の立ち上がり状態を十分に記述するものではない。しかしながら、ARGUSの熱伝導の計算法自体は信頼性の高いものであり、実測値と比べて、計算値の表面温度の立ち上がり開始時間の遅れを除けば、立ち上がりの勾配は一致し、最高到達温度もほど一致した。また、燃料内圧の概括的挙動を知るために、ギャップ温度の概略値を知れば十分である。

以上の事から、本節においてはARGUSによるギャップ温度に基いて考察をすすめる。

Table 3-1から、実験No.402-1のケースの比容積が他のケースと比べて際立って大きい事が判る。また、同ケースのギャップ温度290°Cは、その燃料内圧の最大値53 atmの飽和温度266°Cと同程度である。以上の事から、実験No.402-1の燃料内の水は飽和蒸気であったと推定できる。圧縮水は蒸気と比べて、ほど非圧縮性とみなせるので、わずかな温度上昇による体積膨脹が大きな圧力をともなう。一方蒸気は圧縮率が大きく、圧力上昇には比較的大きな体積膨脹や温度上昇が要求される。すなわち、燃料からギャップ部へ輸送される熱量がほど同程度の割合であるとすると、圧縮水は急激に圧力上昇するのに対し、蒸気は比較的ゆるやかに上昇する。同量のエンタルピ上昇を考えると、圧縮水の方が高圧になる。また、同様な理由で、蒸気の方が減圧過程がゆるやかである。実験No.402-1のケースで他のケースと比べて、立ち上がり時間が長い事、最高圧力が際立って小さい事、減衰過程がゆるやかな事等は以上の事と対応させて説明できる。

それに対し他の3ケースの燃料内の水の状態は、圧縮水もしくは超臨界水と推定できる。その様な状態では、蒸気と比べて $-\left(\frac{\partial P}{\partial v}\right)_T$ が非常に大きく、微小な容積変動が大きな圧力変動をもたらす。

圧縮水の音速 $C_a$ は大略 $1 \times 10^5 \text{ cm/sec}$ であり、立ち上がり時間 $t_{rise}$ はほど $10^{-2} \text{ sec}$ であるから、その間に圧力波が圧縮水中を伝播する距離 $\ell$ は、

$$\ell = C_a \times t_{rise} \approx 10^3 \text{ cm}$$

であり、燃料部の長さは10 cm程度であるから、圧力上昇過程中で燃料棒内部の圧力は一様と考えて良い。

ギャップ部の温度が上昇するにつれて、燃料内圧も上昇し、被覆管を押し拡げて釣り合う。次いで、被覆管温度が上昇し、ギャップ部、燃料部の温度が下がるにつれて燃料内圧が減衰するを考え、このモデルに基いて燃料内圧挙動を検討した。以下に、実験No.401-1について試算した例を示す。

燃料内圧が最大値に達した時点での燃料温度のARGUSによる計算値は500°Cであった。 $UO_2$ ペレットの熱膨脹の式<sup>6)</sup>

$$\Delta L/L = 2.9 \times 10^{-9} T^2 + 5.8 \times 10^{-6} T - 4.1 \times 10^{-6} \quad (T(\text{C}))$$

によると、その時ギャップ幅は 0.019 mm 減少する。初期のギャップ幅は 0.085 mm であり、ギャップ部の全空隙部に対する容積比は大略 20 % であるから、燃料の熱膨脹による水の比容積減少量  $\Delta v_1$  は、

$$\Delta v_1 = 0.2 \times v_0 \times \left( \frac{0.085 - 0.019}{0.085} - 1 \right) \simeq -4.5 \times 10^{-2}$$

である。ここで初期の水の比容積  $v_0$  は 1 cm<sup>3</sup>/g とした。

もし、この圧縮が等温的になされたなら水の圧力上昇  $\Delta P$  は、 $-\left(\frac{\partial P}{\partial V}\right)_T$  が  $2 \times 10^4 \text{ atm g/cm}^3$  程度であるから

$$\Delta P = -\left(\frac{\partial P}{\partial V}\right)_T \times \Delta v_1 = 9 \times 10^2 \text{ atm}$$

となる。断熱過程を仮定しても同程度である。もし、小量の（全空隙量の 5 % 程度）ヘリウムガスが残っていたとすると、圧力が 10 atm 程度に上昇することにより、ペレットの熱膨脹による容積変化  $\Delta V$  を吸収できる。即ち、

$$\Delta V = 0.2 \times V_0 \times \left( \frac{0.085 - 0.019}{0.085} - 1 \right) \simeq -4.5 \times 10^{-2} V_0 \text{ (cc)}$$

$$P = \frac{P_0 V_0 \times 5 \times 10^{-2}}{V_0 \times 5 \times 10^{-2} - \Delta V} \simeq 10 P_0 = 10 \text{ atm}$$

である。ここで  $P_0$ ,  $V_0$  は初期の全空隙部の圧力と容積である。仮りに、残存気体量が非常に少なかったとすると、燃料内圧は燃料温度の上昇には平行して上昇し、かつ、900 atm 程度になったであろう。実際には、パルス出力上昇開始と同時に燃料温度は上昇する筈であるのに対し、測定された燃料内圧はパルス出力上昇開始より、20~25 msec も遅れて上昇を開始している。また ARGUS によると燃料内圧が最大値に到達する前後の燃料温度の変化はゆるやかである。従って、本実験ではペレットの熱膨脹を吸収するにたるだけのヘリウムが残っていたものと考える。

さて、このモデルはペレットの熱膨脹による容積変化を残存気体の圧縮で吸収し、燃料内圧の上昇は微かであり、次に、ギャップ部に次第に伝熱されて最終的に 290 °C に達したとする。その変化を等容的であると仮定すると、圧力上昇  $\Delta P$  は、

$$\Delta P = \left(\frac{\partial P}{\partial T}\right)_V \Delta T_g$$

となる。ここで、ギャップ部の温度上昇  $\Delta T_g$  は約 200 °C であり、

$$\left(\frac{\partial P}{\partial T}\right)_V = -\frac{\left(\frac{\partial P}{\partial V}\right)_V}{\left(\frac{\partial T}{\partial V}\right)_P} \simeq \frac{2 \times 10^4 \text{ atm g/cm}^3}{5 \times 10^3 \text{ g °C/cm}^3} = 4 \text{ atm/°C}$$

であるから、

$$\Delta P = 200 \times 4 = 800 \text{ atm}$$

となる。この圧力で被覆管を押し抜け等温膨脹し、釣り合いに達するものと考える。平衡した時の内圧を  $P_{eq}$  とすると、被覆管半径の伸び  $\Delta r$  は、

$$\Delta r = r^2 P_{eq} / t E$$

で表わされる。ここで、被覆管の半径  $r$  は 0.54 cm, 被覆管の肉厚  $t$  は 0.07 cm, ジルカロイのヤング率  $E$  は  $0.6 \times 10^6$  atm であるから、 $\Delta r$  は

$$\Delta r = 6.9 P_{eq} \times 10^{-6} \text{ cm}$$

となる。この  $\Delta r$  による比容積の変化  $\Delta v$  は、

$$\Delta v = 0.2 v_0 \times \left( \frac{0.085 - 0.019 + \Delta r}{0.085 - 0.019} - 1 \right) \div 2.2 \times 10^{-5} P_{eq}$$

である。但し、 $v_0$  として 290°C, 800 atm における水の比容積  $1.22 \text{ cm}^3/\text{g}$  を用いた。さて、290°C, 800 atm の圧縮水が等温のまま  $P_{eq}$  にまで減少する。すなわち、

$$P_{eq} - 800 = \left( \frac{\partial P}{\partial V} \right)_T \Delta v = -0.44 P_{eq}$$

$$\therefore P_{eq} \approx 550 \text{ atm}$$

となり、実測された燃料最高圧力 320 atm と同程度である。以上の試算は、 $\left( \frac{\partial P}{\partial T} \right)_V$ ,  $\left( \frac{\partial T}{\partial V} \right)_P$  等の状態依存性を無視する等、はなはだ大雑把なものであるが結果の値は計測値とよく一致している。今後温度挙動解析コードの整備をまって、より精度の高い解析をし、モデルの妥当性を更に検討する。

Table 3-1 State of injected water when fuel inner pressure reached its maximum value

Test No	$P_{Fmax}$	$T_g$	$v$	$t_{rise}$
401-1	320 atm	290°C	$1.3 \text{ cm}^3/\text{g}$	$\sim 8 \text{ m sec}$
401-2	550 atm	700°C	$7.1 \text{ cm}^3/\text{g}$	$\sim 10 \text{ m sec}$
401-3	—	—	—	—
402-1	53 atm	290°C	$41.8 \text{ cm}^3/\text{g}$	$\sim 40 \text{ m sec}$
402-2	—	—	—	—
402-3	500 atm	900°C	$9.4 \text{ cm}^3/\text{g}$	$\sim 10 \text{ m sec}$

## 4 実験物の開発概況

### 4.1 概要（星 薫雄）

N S R R 実験を実施するためには、実施に先立って

- ① 実験カプセル
- ② 試験燃料
- ③ 計測機器
- ④ 実験物取扱い機器

等の開発および製作がされていなければならない。

今四半期までに行われた実験では、実験カプセルとしては全てステンレス製の大気圧水カプセル（I型カプセル）を使用した。このカプセルは大気圧、室温の条件で行う実験のために開発されたものであり開発時点では、燃料破壊実験に対し、我が国では未経験であったために、非常に大きな安全余裕度をもった設計となっており、このことは耐爆実験によっても確認された。さらに、実験をより能率的に行うために、誘導放射能生成の少いアルミニウム合金製のカプセルを開発中であり、また、高温・高圧水条件での実験のための高圧水カプセルおよび冷却水流動条件まで模擬する事を目標とした流動水カプセルを開発中である。また、昭和53年度から開始するナトリウム実験に備えて、ナトリウム・カプセルおよびナトリウム・ループの開発に着手した。以上の開発中のカプセルのうち、流動水カプセルについては常用圧力  $10 \text{ kg/cm}^2$  として設計した試作機が完成し、次四半期に炉外特性試験を実施する予定である。

現在までの実験においては試験燃料として、濃縮度 2.6% の J PDR-II 型燃料、濃縮度 10% の PWR 型の標準燃料およびギャップ燃料の 3 種類が用いられた。ただし、ギャップ燃料とは標準燃料と同じ被覆管に標準より小さい直径の  $\text{UO}_2$  ペレットを納めたものであり、標準燃料に比べ約 2 倍のペレット・被覆材間のギャップ幅を有しているものである。さらに今年度実施予定のパラメータ実験に備えて、濃縮度 5%， 10% および 20% の標準燃料、ギャップガス圧力を高くした加圧燃料等を発注し、現在製作中である。

N S R R 実験においては、現象が短時間に終了するので過渡現象の計測が特に重要である。このためセンサー選定にあたっては特に応答性に注意を払い、計測信号は応答周波数 80 KHz のアナログデータレコーダに収録した後にデータ処理を行った。また、実際に実験を実施して問題となったのは、高密度のパルス照射によって誘起される擬似信号の発生と、計測線が長くなるために生じる S/N 比の劣化であり、スコーピング試験の中で試行錯誤しつゝ解決の努力が払われ、この結果、被覆材表面温度、燃料内圧、カプセル内圧および燃料破壊時の水塊飛上り速度については一応満足すべきデータが得られた。これから課題としては、被覆材の変位、燃料ペレットの変位、燃料中心温度、構造体の応力等の測定および破壊過程の可視化観測等がある。また、照射後試験としては外観検査および寸法検査がルーティーン化されているが、今後さらにプロファイルメータを用いた詳密寸法測定、金相検査、破損燃料片の粒度分布測定等を行う予定であり、必要な測定機器の準備を進めつつある。

## 4.2 実験カプセル（藤城俊夫，小林晋昇，岩田耕司，山崎 利）

### 4.2.1 大気圧水カプセル（I型カプセル）

現在までの実験はすべてI型カプセルを用いて行われたが、この形状および寸法をFig 4-1に示す。このカプセルは大気圧、室温の条件で実験を行うために開発されたものであり、SUS304ステンレス鋼製の単純な円筒形状の耐圧容器として設計されている。試験燃料は支持棒に固定され、Fig 4-2に示すように試験燃料有効発熱部の中央が炉心中央と一致するような位置に垂直に支持される。試験燃料は上部のフランジボルトを外すことにより、蓋と一体となって取出すことが出来、センサーからの信号線は蓋に取付けられたコナックスシール部より引き出される。本カプセルはオフセット装填管を使って実験孔内に装荷するために、全長を約1.2mに抑えてある。実験にあたってはキャップ中央に取付けたワイヤーによって実験孔内に釣り下した後、カプセル下部のスカートをグリッピング装置により固定し、さらに上方からキャップ上面をホールドダウン機構で抑えることにより、燃料破損にともなって生じる衝撃力に十分耐えられるようにしっかりと固定される。

本カプセルの開発にあたっては、核計算にもとづいて試験燃料に与えられる発熱量が最大になるように胴部の内径を定めており、また、燃料破損時の破壊力に十分耐えるようにSPERT実験結果にもとづき衝撃圧力および水撃力を評価して強度設計を行い、かつ、火薬を用いた耐爆実験を実施して安全余裕度の確認を行った。<sup>5)</sup>

### 4.2.2 試作流動水カプセル

試作流動水カプセルは、流動水カプセルの流動特性、圧力波伝播特性、圧力・温度の制御特性および組立・分解等の取り扱い技術についての情報を得るために作られ、今回半期までに組立てを完了した。

本試作機の主要仕様は次のようなものである。

流量設定範囲	10~150 l/min
圧力設定範囲	0~10 kg/cm <sup>2</sup> g
温度設定範囲	室温~100°C
最大実験燃料	PWR型 5本バンドル燃料

Fig 4-3にフローチャートを示す。全体は試験部容器と循環部とで構成し、実験孔内に装荷される試験部容器と循環部とは1B配管で結合し、中間にグレーロックユニオンを入れて容易に組立・分解ができる構造としている。循環部は循環ポンプ、加熱器、冷却器等を一枚の基板上に配置し一体型として、容易に移設できる構造とした。循環ポンプにはキャンドポンプを使用し、吐出側において電動弁により流量調節を行う。冷却材温度はパイプヒーター内装型の加熱器（最大出力30KW）およびシェル・チューブ型の冷却器（最大出力30KW）によって設定し、加熱器ヒーターをSCR制御することによって一定温度に自動制御する。系の圧力は膨脹タンクのカバーガス圧力を高圧ガスボンベから供給する窒素ガスにより調節する。

試験部容器の耐圧部の構造は大気圧水カプセルと大差ない円筒形であり、内径120mm胴部肉厚7mmステンレス鋼製容器である。試験燃料は流路管内に収められ容器中央に取付けられ、冷却水は上端のフランジから注入され流路管の外側を下降し、底部で方向を変えて流路管内を上向する。配管部の外側は2分割できる保護筒で被い、万一の配管破損に対しても実験孔を保

護する構造としている。

本試作ループは検収試験を兼ねて一連の流動試験を実施しており、その結果、運転開始から約2.5時間で最高運転温度100°Cまでの昇温ができ、この状態から約1時間で室温まで冷却できる性能を持つ事が確認され、また、この間の任意の温度および圧力に容易に設定することができ、安定に自動制御できることが確認された。

#### 4.3 実験燃料（星 薫雄，塙沢周策）

##### 4.3.1 実験燃料の主要仕様

NSRR実験においては、標準燃料を定めこれを用いて冷却材条件、発熱条件等についてのパラメータ実験を行ってデータ・ベースを作り、燃料の形状、材質、製造条件等の燃料仕様上のパラメータについては標準燃料によるデータ・ベースとの比較によってその影響を評価するという方法をとることにより、できるだけ能率的にパラメータ実験を行うように配慮している。

今四半期までの実験は、標準燃料の他にJPDR-II型燃料および広幅ギャップ燃料を用いて行われた。標準燃料はPWR型、JPDR-II型はBWR型の燃料であり、また広幅ギャップ燃料は燃料ペレット・被覆材間のガスギャップ幅の変化の影響を知るために、標準燃料と同じ被覆材に標準より小さな外径のペレットを詰めて、標準の約2倍のギャップ幅としたものである。以上の3種類の燃料の主要仕様および概念図をTable 4-1およびFig 4-4に示す。いずれの型の燃料も燃料スタックの上端に鉄片が封入されていて、燃料スタック長の過渡変化を差動トランス型変換器で検出できるようになっている。又、下部端栓には中央に薄肉部を設けてあり、ここを突き破ってアダプターを介して圧力変換器を取り付け、燃料内圧を測定できるようになっている。浸水燃料実験では、この下部端栓の圧力測定用穴から注水することによって浸水試験燃料を作製した。

##### 4.3.2 実験燃料製作計画

次四半期以降の実験に備えて、以下に記すような各種の試験燃料を現在製作中である。

- ① 標準燃料 (濃縮度 10%)
- ② 低濃縮度型標準燃料 (濃縮度 5%)
- ③ 高濃縮度型標準燃料 (濃縮度 20%)
- ④ 加圧型燃料 (封入Heガス圧 30 kg/cm<sup>2</sup> および 50 kg/cm<sup>2</sup>)
- ⑤ 広幅ギャップ燃料

①および⑤はこれまでの実験に使われたものと同じ仕様の燃料である。②および③は濃縮度の違いによって生じる半径方向発熱分布の影響および同じ発熱量において出力上昇のペリオドの違いによる影響を調べるために濃縮度をパラメータとしたものである。また、③の高濃縮度燃料を用いることによって最大550 cal/g・UO<sub>2</sub>までの高発熱量実験が可能となる。④の加圧型燃料はバーンアップにともなうFPガス圧の増加を模擬するために、燃料製作時において封入ガス圧を高くしたものである。

#### 4.4 計測機器（星 薫雄、藤城俊夫、山崎 利、岩田耕司、丹沢貞光）

今までの実験において行われた過渡現象の計測は、被覆材表面温度、燃料内圧、カプセル

内圧および水塊の飛上り速度である。これらの計測に使用されたセンサーの種類および性能を Table 4-2 に示す。

被覆材表面温度測定用熱電対は、直径 0.1 mm の素線を約 1.5 mm の間隔をあけて 1 本づつスポット溶接することにより、応答性を向上し、かつ測定点に及ぼす熱電対線の影響ができるだけ小さくなるようにした。

圧力の測定においては、応答特性上からはピエゾ式変換器や半導体ゲージ式変換器が優れているが、実験に先立って行ったセンサー類のパルス照射試験の結果、これらはパルス照射にともなう擬似信号が非常に大きく不適格であることが判明したので、ひずみゲージを用いたフランシュダイアフラム型変換器を採用した。

水塊の飛上り速度の測定に用いたセンサーは Fig 4-5 に示す構造のもので、小型の磁石を埋め込んだ浮子が水面の移動とともに上昇する変位量を、案内棒の中の検出コイルにより電気信号に変換する。検出コイルは 5.5 mm ごとに巻き方向を逆にしてあるので、出力信号は浮子が 5.5 mm 移動するごとに交番する正弦波信号となる。この測定器は、本実験のために新たに開発したもので、すでに耐爆実験における水塊飛上り速度の測定に使用して、飛上り速度が 20 m/s 位までは良好に作動することを確認している。

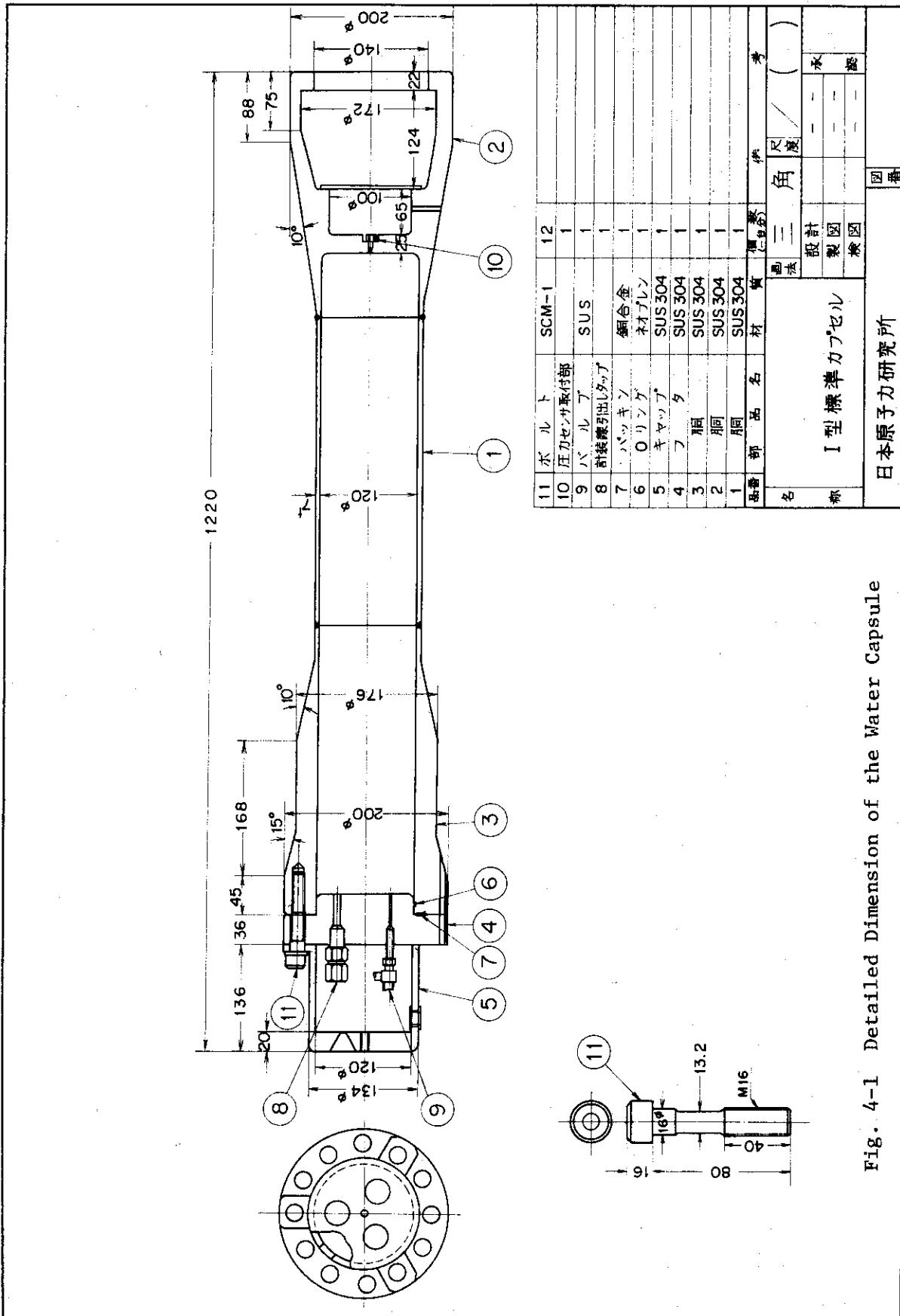
燃料および被覆材の軸方向変位の測定は、燃料スタックの上端に封入した純鉄片および被覆材の上端に取付けた純鉄片の軸方向の移動を差動トランスにより電気信号に変換する形式のものである。これにより燃料ミートおよび被覆材の過渡変位を独立して測定することができる。

Table 4-1 TEST FUEL DESIGN SUMMARY

Fuel Type	Standard	Wide Gap	JP-II
$\text{UO}_2$ Pellets			
Diameter	9.29 mm	9.09 mm	10.66 mm
Length	10 mm	10 mm	15 mm
Density	95 % T.D.	95 % T.D.	95 % T.D.
Enrichment	10 %	10 %	2.6 %
Shape	Chamfered	Chamfered	Flat
Cladding			
Material	Zircaloy-4	Zircaloy-4	Zircaloy-2
Wall Thickness	0.62 mm	0.62 mm	0.70 mm
Pin			
Diameter	10.72 mm	10.72 mm	12.23 mm
Pellet-cladding Gap	0.095 mm	0.195 mm	0.085 mm
Element			
Overall Length	265 mm	265 mm	265 mm
Fuelled Length	135 mm	135 mm	126 mm
Weight of Fuel Pellets	96 g	91 g	117 g
Number of Pellets	14-15	14	8
Plenum Gas	He 1 atm.	He 1 atm.	He 1 atm.

Table 4-2 Sensors for the Transient Data Measurement

Measuring Item	Sensor Type	Measuring Range	Response Frequency	Remarks
Cladding Surface Temperature	Pt-Pt.13%Rh T/C Wire Diameter 0.1 mmφ	Room Temp. ~1700°C	~200 Hz	Spot welded to the Cladding Surface
Fuel Internal Pressure	Flash Diaphragm Type Strain Gauge Transducer	0 ~ 500 kg/cm <sup>2</sup>	resonance freq. 170 kHz	
Capsule Internal Pressure	"	0 ~ 200 kg/cm <sup>2</sup>	response freq. 110 kHz	
Water Velocity	Float Type Transducer	0.1 ~ 20 m/s		
Fuel Axial Displacement	LVDT	~ ±10 mm	~1 kHz	
Cladding Axial Displacement	LVDT	~ ±10 mm	~1 kHz	



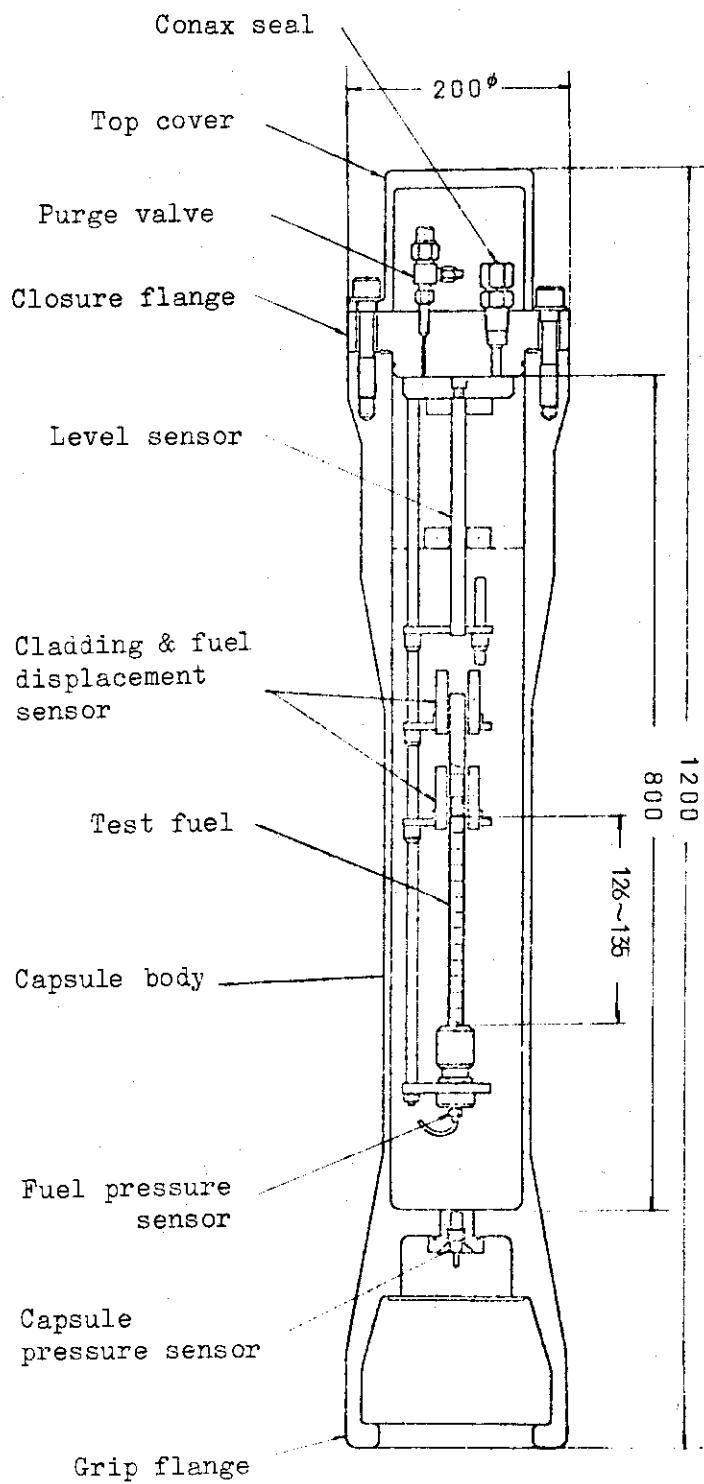


Fig. 4-2 General Arrangement of Water Capsule Experiment

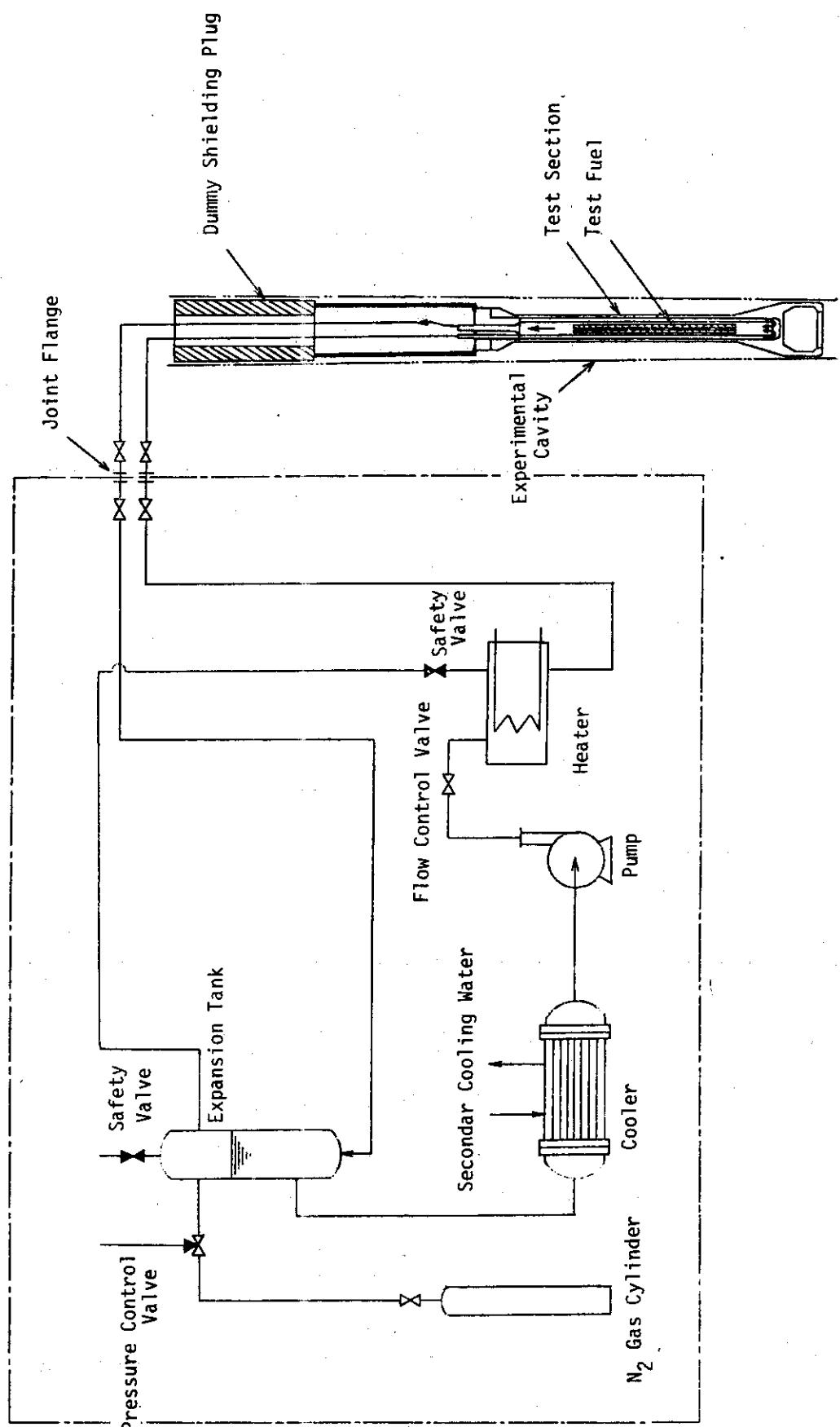


Fig. 4-3 Schematic of Test Water Loop

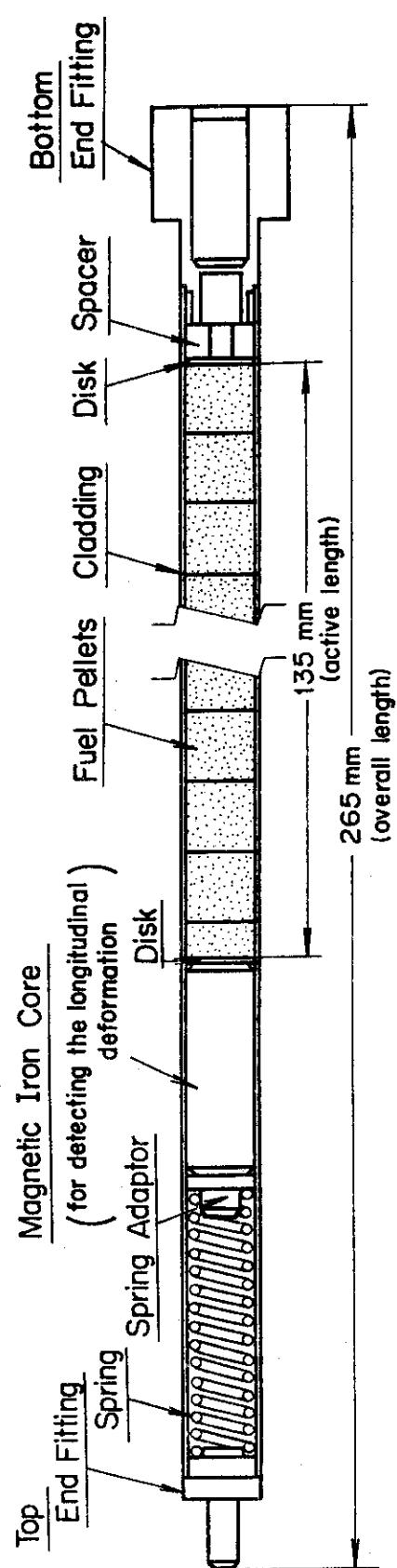


Fig. 4-4 Standard Type Test Fuel Element

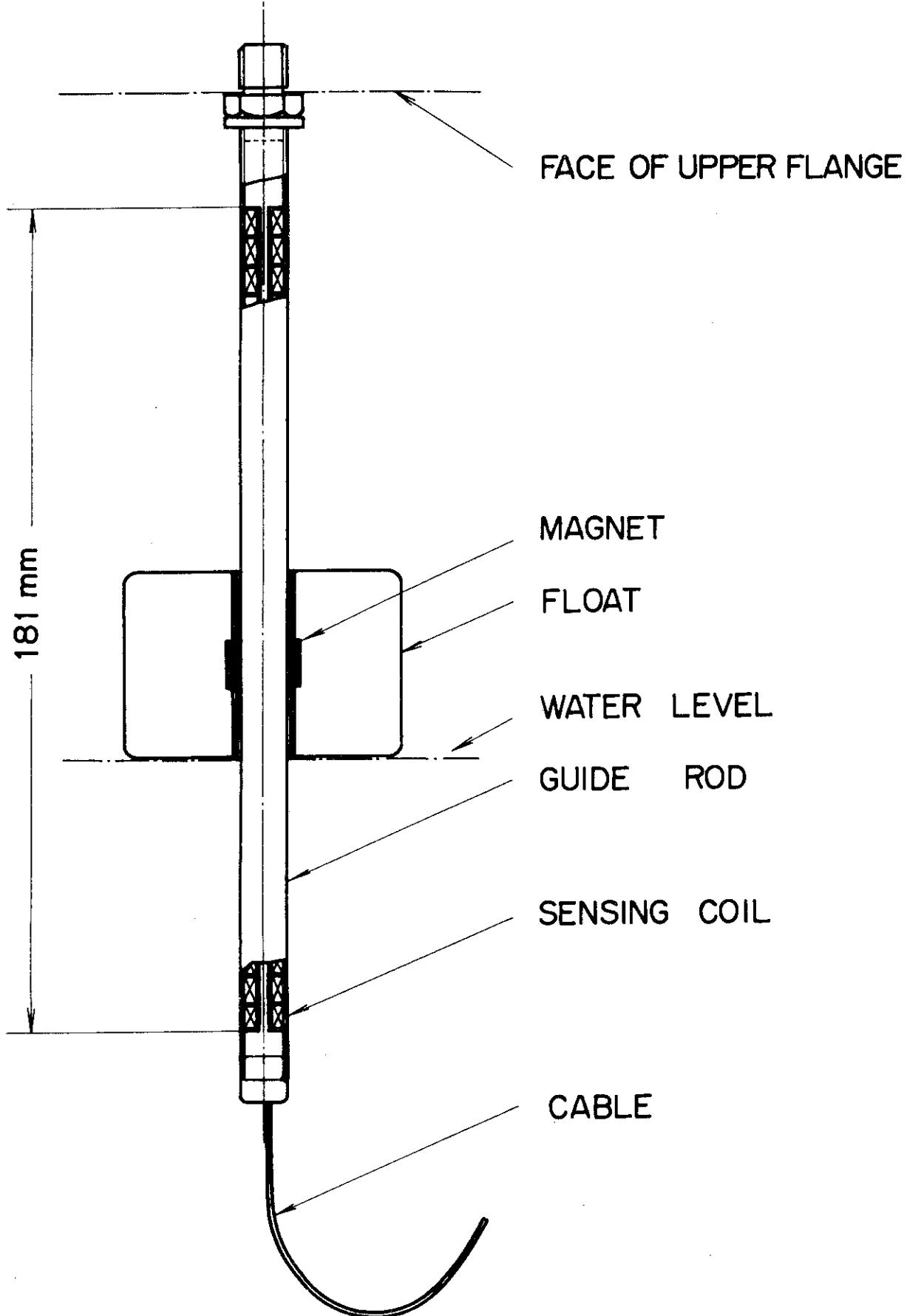


Fig. 4-5 Water Velocity Transducer

## 5 解析プログラムの開発

NSRRの試験研究の一環として燃料挙動解析用コードの開発が進められている。解析コードの開発は、燃料破損前挙動と燃料破損後挙動に大別して進められている。このうち、燃料破損前挙動の解析コードとしては、非定常熱伝導解析および応力・変形解析に2次元の有限要素法を導入したMCDRAN-I コードおよび1次元の差分法を導入したEXCURS-FLUX コードの開発が進められている。一方、燃料破損後挙動の解析コードとしては、燃料ミート-冷却材反応によって発生する衝撃圧の発生および伝播の解析コード PULSE(平衡モデル)およびBREEZE(非平衡モデル)の開発が進められている。

### 5.1 燃料破損挙動解析コード "MCDRAN-I" (大西信秋)

#### 5.1.1 MCDRAN-I の構成

MCDRAN-I コードの開発は1973年より進められてきた。このコードは次に示すようにいくつかのサブコードから構成されており、ここ数年間各サブコードについて単独に開発が進められてきた。今期の進展として、これら単独に開発が進められてきたサブコードを総合的に組合せてモジューラ・コード化すると共にサンプル計算を行ないコードの妥当性の検討を進めている。

MCDRAN-I コードの構成は以下の通りである。

(1) 燃料の非定常温度計算用サブコード：

HEATRN-FDM (1次元差分法)

HEATRN-FEM (2次元X-YまたはR-Z有限要素法)

(2) 冷却材熱水力計算用サブコード：

FLUDYN (1次元ICE法)

(3) ギャップ熱伝達率計算用サブコード：

GAPCON (GAPCON-THERMALを改良したもの)

(4) クラッド表面熱伝達計算用サブコード：

TRACON (THETA-1Bを改良したもの)

(5) 燃料の変形・応力計算用サブコード：

FESTRA (2次元R-Z有限要素法)

#### 5.1.2 各サブコードの説明

(1) HEATRN-FDMとHEATRN-FEM

HEATRN-FDMは円筒形状1次元の非定常温度計算コードでHEAT-1<sup>7)</sup>コードの文献を基に開発したものである。このサブコードを開発するにあたり、ギャップ領域を熱伝達係数の取扱いができる領域とするための境界条件を導入して数値解法を行なった。数値解法はメッシュ巾と時間巾に無関係に安定解が得られるCrank-Nicolson法を用いた。この解法は、燃料棒のようにUO<sub>2</sub>の寸法(直径)とクラッド材の寸法(厚さ)が大巾に異なっていて、時間巾がクラッド材のメッシュ巾との関連で制限を受けるExplicit法に比べてきわめて有利な方法である。HEATRN-FDMでは、さらに等間隔メッシュのほかに、任意の点で分割できるよう考案されている。

一方、HEATRN-FEMは有限要素法を用いた2次元の非定常温度計算コードである。取扱いできる体系はX-Y体系および軸対称R-Z体系である。有限要素方程式は重みつき残差法<sup>8)</sup>による数値解法によって導びかれ、燃料ペレットとクラッド間のギャップ領域は結合マトリックスによって連結されている。したがって、クラッド表面の熱伝達係数を境界条件として与えることにより一括して燃料棒の非定常温度分布を計算することができる。このサブコードは、特にペレットの偏心による温度挙動を詳細に検討するために開発したものである。

#### (2) FLUDYN

FLUDYNは、冷却水の熱水力挙動の解析を対象とした軸方向1次元のサブコードである。このサブコードで使用した数値解法は Los Alamos<sup>9)</sup>や ANL<sup>10)</sup>で広く活用されている Implicit Continuous Eulerian Method ( ICE法 ) で、多次元の非定常熱水力挙動解析の多くの問題に適用され、マッハ数が0(非圧縮性)から∞(圧縮性)までの全てに対して有効な手法であることがテスト計算で確認されている。この方法は、これまでに主として单相流に適用されており、2相流への応用はあまり見当らない。FLUDYNを開発する際にも、境界条件の取扱いに苦労し多くの時間を費やした。

#### (3) GAPCON

GAPCONは、LOCA時の燃料温度挙動を計算する際に、重要なパラメータとなるギャップ熱伝達係数を計算するために開発されたGAPCON-THERMAL-1<sup>2)</sup>を改良したサブコードである。GAPCON-THERMAL-1はLOCA時とか定格運転時のギャップ熱伝達係数を評価することを目的としたものであり、NSRRの実験で見られるような急激な温度挙動の場合に適用できるかどうか検討を要する点もいくつかあり、今後実験データとの照合により検証する予定である。このサブコードは、トランジエント中の燃料温度、冷却材の温度と圧力および発熱密度などの時間変化を与えることによりギャップ熱伝達係数に関連する詳細な情報を得ることができる。

#### (4) TRACON

TRACONは、GAPCON-THERMALと同様に、LOCA時の燃料温度挙動の解析用に開発されたTHEATA1-B<sup>11)</sup>を改良し、クラッド表面の熱伝達係数をクラッド表面温度、熱流束および冷却水温度などを与えることにより計算できるようにしたサブコードである。TRACONには、非沸騰領域、核沸騰領域、遷移沸騰領域および膜沸騰領域の各領域においていくつかの熱伝達式が組み込まれており、インプット・データによって任意に選択することができる。同様に、CHFについても11の理論式もしくは実験式から任意に選択できるようになっている。

#### (5) FESTRA

FESTRAは、燃料棒の変形・応力計算を行なうために開発した2次元軸対称R-Zの有限要素サブコードである。FESTRAはHEATRN-FEMと結合して使用するために、要素の構成は同じものを使用するようになっている。このサブコードには、変形問題に一般的に用いられる仮想仕事の原理を基にした大変形理論が適用されている。

## 5.2 NSRR 実験解析コード "EXCURS-FLUX" (斎藤伸三)

NSRRの実験解析用のコードとしては、NSRRの炉心動特性および安全解析用に開発した多チャンネル核・熱結合計算コード "EXCURS-NSRR" をベースとして、1チャンネルをNSRRの実験孔にナトリウムループ又はカプセルを装荷した場合の試験燃料の過渡挙動を解析するように改修したもの "EXCURS-FLUX1"<sup>12)</sup> と、同様に EXCURS-NSRR をベースとし、1チャンネルを NSRR の実験孔に水カプセルを装荷した場合の試験燃料の過渡挙動を解析するように改修したもの "EXCURS-FLUX2" とがある。現在、水実験解析に用いている EXCURS-FLUX2 の概要を図式的に Fig 5-1 に示す。すなわち、各時間ステップ毎に NSRR の炉心動特性を解析し、その出力の過渡応答を入力として水カプセル内の試験燃料について熱水力特性を求め、更に被覆材の酸化、ペレットおよび被覆材の応力およびひずみ量を計算する。その後、時間ステップを進め NSRR の炉心動特性の解析に戻るが、実験孔内に装荷したカプセル内の挙動はほとんど炉心に核的な影響を及ぼさないため、これによる炉心動特性挙動へのフィードバックは考慮に入れていない。

NSRR の実験では燃料の加熱速度が極めて早く、サブクール度も大きいため、このような条件での沸騰熱伝達式がなく、本コードでは膜沸騰熱伝達式として Berenson の式、それに任意の定数を乗じたもの、および定数とパラメトリックに選択出来るようにしてある。Fig 5-2 に NSRR 実験 111-4 の場合における被覆材表面温度の過渡挙動を実験値と計算値とを比較して示す。この場合、膜沸騰熱伝達式としては  $1,500 \text{ W/m}^2 \cdot ^\circ\text{K}$  を用いた。被覆材の永久ひずみ量についてはペレットとの間のギャップの有無を考え、弾一塑性変形モデルを導き計算を行う。被覆材の永久ひずみ量については実験値と比較検討した結果を第 2.3 節に示した。又、被覆材の酸化については Baker の式に基き評価を行う。

## 5.3 燃料-冷却材相互作用解析コード "PULSE" および "BREEZE" (斎藤伸三, 藤城俊夫)

燃料が破損し、溶融燃料が冷却材中に飛散した場合、冷却材の膨脹および沸騰により衝撃圧が発生する。この圧力波発生挙動をナトリウム冷却材の場合について解析するために開発したものが PULSE および BREEZE<sup>13)</sup> である。計算モデルを図的に示したのが Fig 5-3 ~ 5-4 であるが、モデルの主な特徴は以下の通りである。

- (1) 炉心の冷却チャンネルを相互作用領域とそれ以外の領域に分けて扱い、相互作用領域においては、燃料及び被覆材の破損片がナトリウム冷却材と均一に混合しているものとする。
- (2) 相互作用領域の上下に存在する冷却材の流れは、単相流の一次元流れとして取扱う。
- (3) 燃料の粒子径分布および粒子内の温度分布、溶融潜熱を考慮する。
- (4) 燃料粒子から冷却材への伝熱計算においては、燃料粒子表面における熱伝達率を冷却材との温度差およびボイド率の関数として与えるものとし、燃料粒子内の温度分布も考慮する。

さらに BREEZE では次のような点が考慮され、より現実に近づいた解析が行えるように改良されている。

- (5) 冷却材の圧縮性を考慮し、冷却材の沸騰前において冷却材の熱膨脹によって生じる音響的な圧力波の計算も行う。

- (6) 相互作用領域に存在する非圧縮性ガスの影響を考慮する。
- (7) 燃料、被覆材の微粒子化の過程を考慮して、燃料および被覆材がナトリウムと相互作用する量を時間の関数として導入する。

PULSE および BREEZE は、上記のようにもともとナトリウム冷却高速炉の燃料・冷却材相互作用に対して解析するために作られたものであるが、さらに軽水炉の水体系に対しても利用できるように改修を行っており、また、NSRR 実験を対象としてカプセルのひずみ量を評価できるように拡張中である。

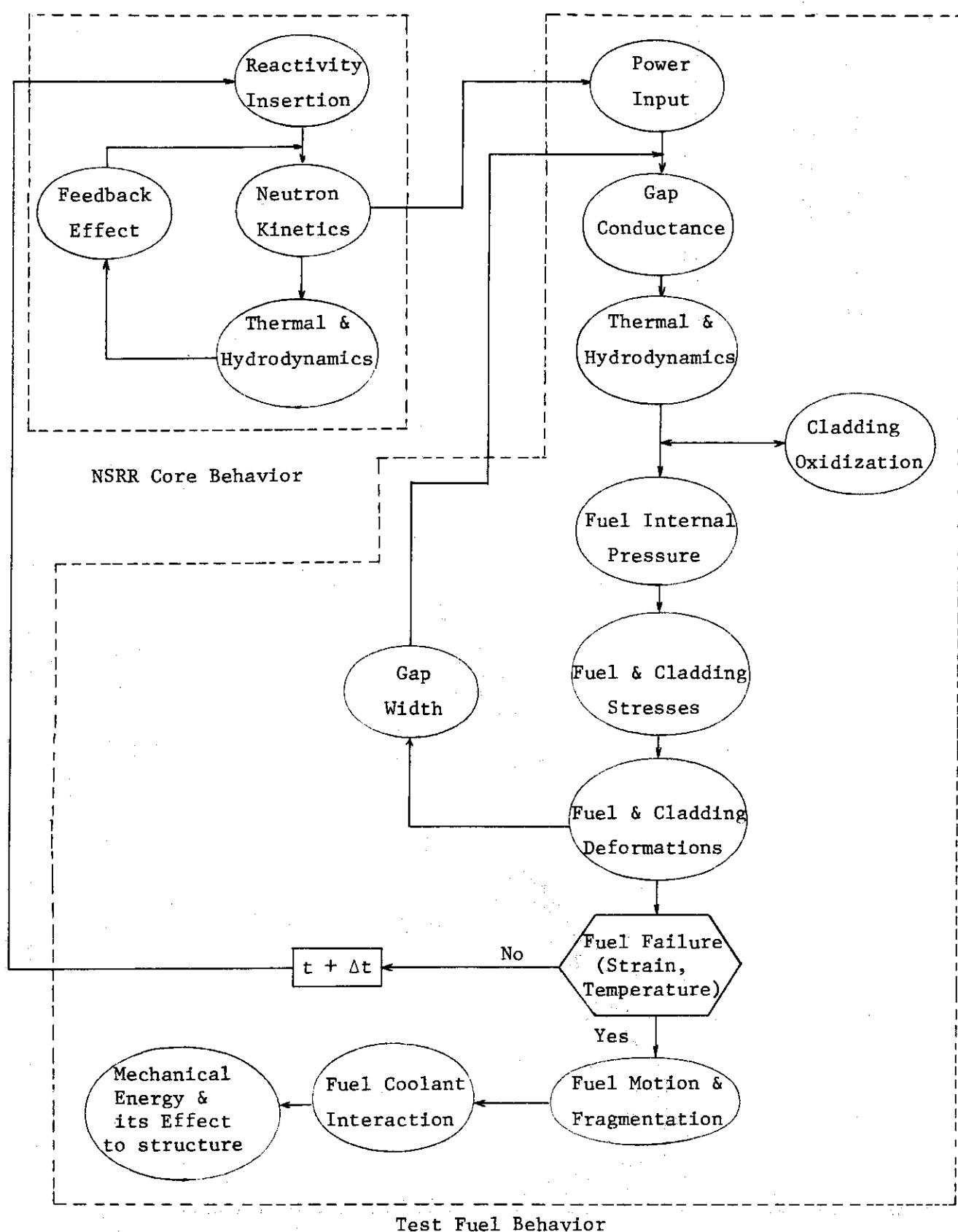


Fig. 5-1 Outline of Analytical Code for NSRR Experiments  
"EXCURS-FLUX 2"

214 cal/g (111 - 4)

$$\alpha_f = 1500 \text{ W/m}^2\cdot^\circ\text{K}$$

$$(= 265 \text{ Btu/hr ft } ^\circ\text{K})$$

gap conductance :

Anderson & Lechliter

JAERI-M 6635

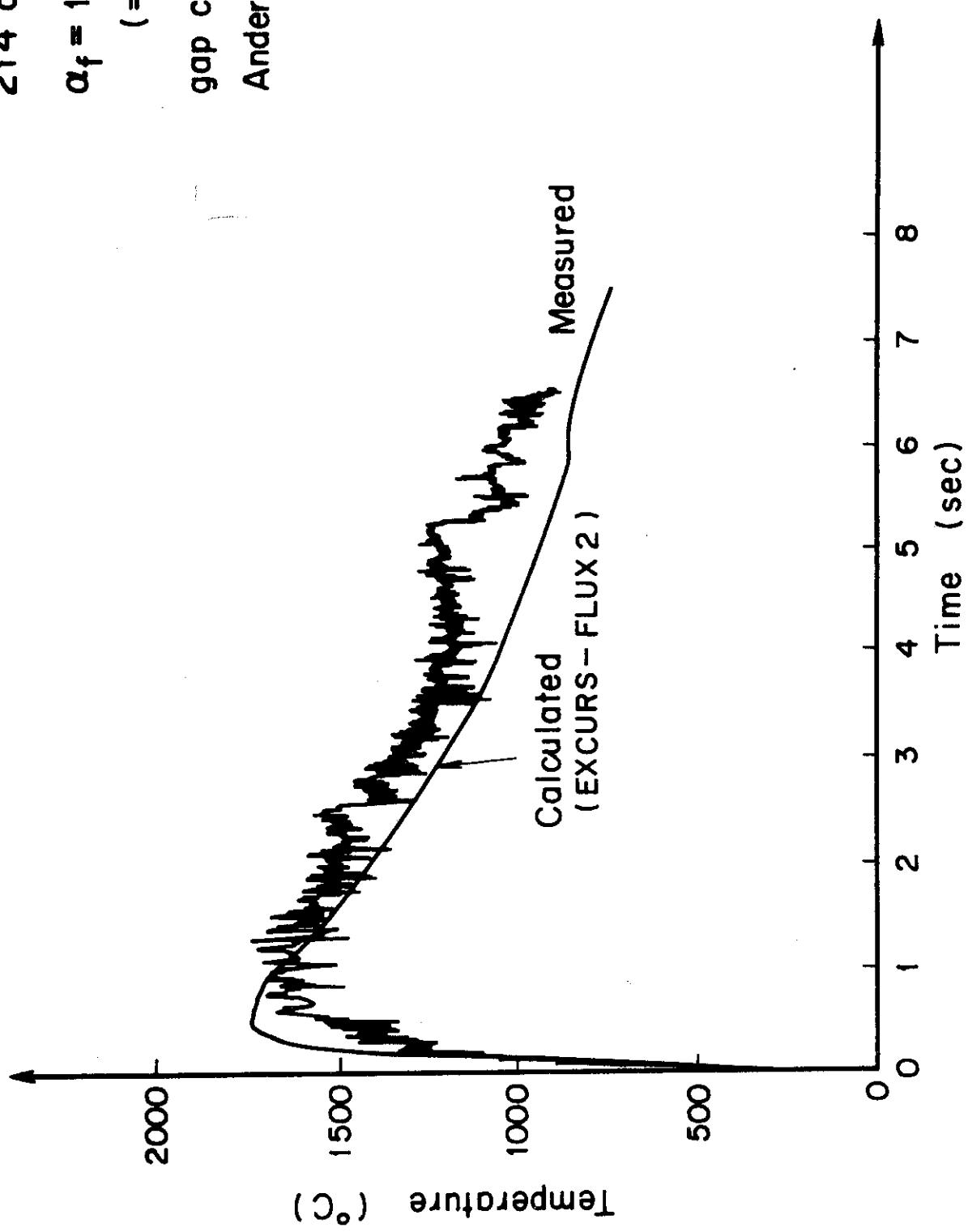


Fig. 5-2 Time History of Cladding Surface Temperature at 214 cal/g UO Heat Deposition Experiment (\$2.71)

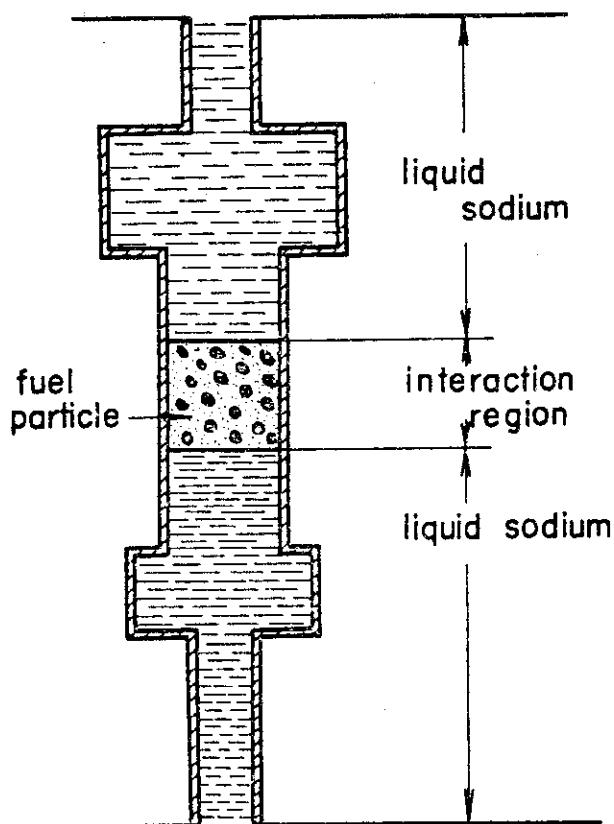
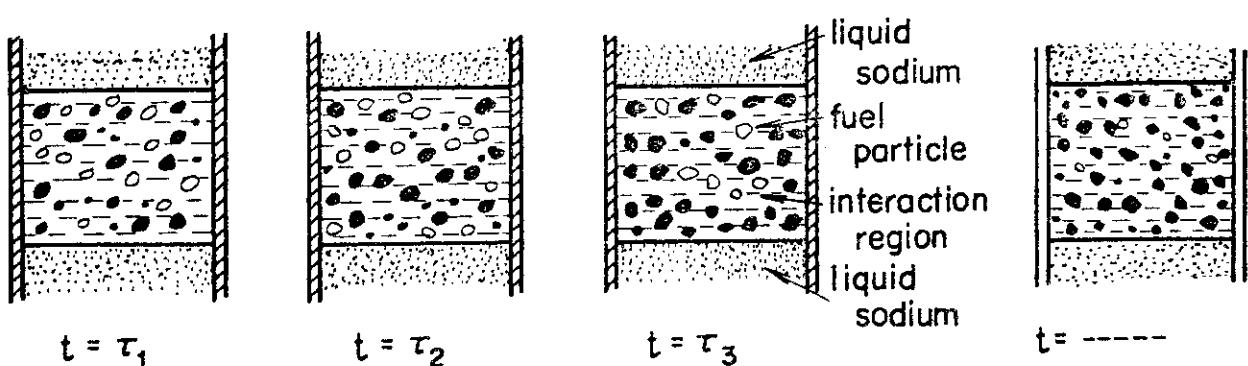


Fig. 5-3 Schematic Fuel-sodium Interaction Model



- fuel particle which has begun to exchange heat with sodium
- fuel particle which does not begin to exchange heat with sodium

Fig. 5-4 Fragmentation Process in the Model

## 6 今後の実験実施予定

次四半期においては以下に示すような各種のパラメータ実験が予定されている。

### (1) 燃料型による比較実験

J PDR-II型燃料を用いて発熱量  $150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  および  $200 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の実験を行い、同じ発熱量で標準燃料を用いて行ったスコーピング試験結果と比較することにより、燃料型によって生じる挙動の違いを調べる。

### (2) ランアウト出力実験

これまで実施された実験において、原子炉は反応度插入後 0.8 秒でシャットダウンしていた。これに対して、シャットダウン時刻を 10 秒後までに延長し、ランアウト出力の影響を調べる。

### (3) 被覆管温度詳細測定実験

被覆管の温度測定点をこれまでの上・中・下 3 点以外に、ペレット間の境界面の位置の被覆管、発熱部と非発熱部との境界および非発熱部にもとり、被覆管各部の温度を詳細に把握する。

### (4) 高発熱量実験

標準燃料に発熱量  $400 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  を与え、高発熱量条件での燃料破損挙動および破損後の機械エネルギー発生挙動を調べる。

### (5) 繰り返し照射実験

同一試験燃料を用いて、同一発熱量で約 5 回程度繰り返し照射を行い、繰り返し照射とともに被覆管過渡温度挙動の変化、被覆管の損傷状況等を把握する。

### (6) 浸水燃料実験

被覆管の有効発熱部あるいはプレナム部に直径約 0.2 mm の小孔を開けた浸水試験燃料を用いて発熱量  $150 \text{ cal/g} \cdot \text{UO}_2$  の照射実験を行い、これまで行われた未欠陥被覆管による浸水燃料実験との比較から、被覆管に欠陥がある場合の挙動を把握する。

## 7 おわりに (石川迪夫)

昨年10月、第1回NSRRが開始されて以来、本年3月までの実験、結果を取りまとめて、第1回NSRR実験プログレス・レポートとして発表することが出来た。その間、各方面から実験結果を早く発表して欲しい旨の要請があったが、何分新らしい分野での実験であるため、実験の実施に全力を傾注せざるを得ず、データの取りまとめが大巾に遅れていたものである。

本年3月、米国PBF研究計画との間に研究協力協定が結ばれ、相互に実験速報と四半期報告を取り交すことが約束された。本報はその第1回の四半期報告を兼ねて、本年3月までの実験について記述したものである。

原研において、実験結果を四半期報告の形で取りまとめ発表した例は余りない。このため、執筆担当者が四半期報告に対して持つイメージに差があり、調整に要する時間上の制約も加わって本稿においては担当者ごとの特徴の現れた報告書と成らざるを得なかった。この反省は、担当者各自の今後の努力によって改善され、本報告書の数が重なるにつれて自然に現われて来るものと信じている。また、レポートの製作に不可欠である図や表の形式とか製作上の便宜も第1報告作成の経験を経て改善されることにより、次報以降のレポート作成に一層の工夫が凝らされよう。

以上反省すべき点はあるものの、本稿が第1報として発刊される意義は大きい。関係者の異常な努力に対し深甚な謝意を表すと共に、本報告の今後の発展を願うものである。

## 付録A N S R R 炉の概要

### (1) N S R R の構成

N S R R による燃料破損実験では、試験燃料にパルス状の高い中性子束を与えることによって、実際の原子炉における反応度事故時の厳しい過渡的挙動を模擬した発熱状態を起こし、試験燃料を破損に至らしめるものである。この実験の母体となるN S R R は、高いパルス性能を有するT R I G A型原子炉に実験上の便宜を考慮して改良を加えた熱中性子パルス炉である。原子炉はFig A-1に示すように、水深9mを有するスイミング・プール型の炉である。炉心はプール底部に位置しており、炉心燃料の冷却はプール水の自然循環によって行う。

試験燃料は、実験用カプセルあるいはループ中に収納固定して中央の実験孔に挿入する。

実験孔は、炉心中央を貫通し、プールの中程でY字状に分岐してプール上面の床面まで伸びた構造である。このうちの1本は垂直装填管、他方はオフセット装填管と呼ぶ。オフセット装填管は、管が傾斜しているため放射線のストリーミングが減少するので、シールドプラグが不要であり、実験物の挿入、取出しが容易に行える特徴がある。このため、オフセット装填管は標準サイズの実験物を用いた数多いパラメータ実験に便利である。一方、垂直装填管は、ループ実験や燃料集合体実験のような大形の実験物を用いる場合に使用する。

実験孔の下部にはカプセル・グリッピング装置があり、カプセルの下部をしっかりと固定する。これは、カプセルの内部で燃料が破壊した際に、冷却水を急速に加熱し大きな水撃力を発生して、カプセルを飛び上らせる作用を及ぼすことが予想されるために、これを防止することを目的としたものである。カプセル・グリッピング装置の下端は、原子炉プール下部のサブパイル室の壁に埋め込まれたI字鋼によって固定され、70tまでの衝撃圧に耐えることができる。また、垂直装填管内部にはカプセル・ホールドダウン機構がある。これは、実験孔に装荷したカプセルの上部を抑えるためのもので、カプセル・グリッピング装置とともに、カプセル飛び上り防止のための装置である。

### (2) 炉心構成

N S R R の燃料は、濃縮ウラン-水素化ジルコニウム(U-ZrH)を発熱体とし、上下に黒鉛反射体を配して、これをステンレス鋼製被覆材で覆ったものである。

U-ZrH燃料は、炉心に大きな正の反応度を印加しても、速かに炉出力の上昇を抑える強い即発性の負の温度係数(約 $-9.3 \times 10^{-5} \Delta k/k^{\circ}\text{C}$ )を有する。これは、燃料中に減速材(ZrH)が均一に混合しており、減速材の温度上昇が燃料温度の上昇と同時に起こって、中性子のスペクトル硬化が即発的に生じ、熱中性子の利用率を著しく減少するためである。<sup>14)</sup>

燃料は、Fig A-2に示すように、内径22cmの六角形の中空実験孔の周囲に稠密に配列され、炉心を構成する。炉心内の燃料本数は149本であり、炉心は約\$ 8.5の余剰反応度を有する。また、炉心内には安全棒2本、調整棒8本(いずれも燃料フォロア型制御棒)の制御棒のほかに、パルス出力発生のために用いるトランジェント棒3本がある。トランジェント棒はB<sub>4</sub>Cの中性子吸収体に空気フォロアのついた制御棒で、3本のトランジェント棒のうちの2本は、圧縮空気によって駆動し、他の1本は圧縮空気駆動系に加えて電動モータ駆動系を備えており、任意に挿入位置を加減することができて、パルス運転の際の投入反応度量を調節しうる。

る。

パルス運転時には、各トランジエント棒は全て圧縮空気系で急速引き抜きする。トランジエント棒の反応度変化上有効なストロークの引き抜き時間は約 50 msec である。NSRR のパルス運転上許された最大投入反応度は \$4.70 であり、この場合の反応度変化率は約 \$100/sec になる。

#### (3) パルス特性<sup>15)</sup>

現在までに実施したパルス運転における最大投入反応度は \$4.67 であるが、この最大パルス時における炉出力のピーク値は 21,100 MW であり、1 パルス当たりに放出される炉出力の時間積分値（放出エネルギー）117 MW·sec、パルス半値幅 4.4 msec、最短炉周期 1.13 msec であった。Fig A-3 には、この最大パルス時に測定したパルス出力波形および積分出力の実測値を示す。

また、Fig A-4 には、投入反応度を変えた場合のピーク出力および積分出力の測定データを示す。

#### (4) 実験能力

実験孔はフランクス・トラップとなっており、ここに置かれた水カプセルの内部では、水の中性子減速作用によって熱中性子束が炉心における平均値よりも数段高くなっている（Fig A-5<sup>15)</sup>）。このため、実験時には炉心燃料の健全性を損うことなく試験燃料を効率的に溶融せしめることができる。

Fig A-6 は、各投入反応度のパルス運転によって試験燃料に与える断熱的な最大発熱量を示す。同図から分るように、例えば最大投入反応度によるパルスが 5 % 濃縮の PWR 型試験燃料に与え発熱量は約 340 cal/g·UO<sub>2</sub> でこれは UO<sub>2</sub> の溶融エンタルピを十分に上まわるものである。

Table A-1 Characteristics of NSRR

(1) <u>Reactor Type;</u>	Modified TRIGA-ACPR (Annular Core Pulse Reactor)	
(2) <u>Reactor Vessel;</u>	$3.6^{\text{m}}$ (wide) $\times 4.5^{\text{m}}$ (long) $\times 9^{\text{m}}$ (deep) open pool	
(3) <u>Fuel;</u>		
Fuel type	12 wt% U-ZrH fuel	
Fuel enrichment	20 wt% U-235	
Clad material	Stainless steel	
Fuel diameter	3.56 cm	
Clad diameter	3.76 cm O.D.	
Length of fuel section	38 cm	
Number of fuel rods	157 (including 3 fuel-followed control rods)	
Equivalent core diameter	62 cm	
(4) <u>Control Rods;</u>		
Number	8 (including 2 safety rods)	
Type	Fuel followed type	
Poison material	Natural B <sub>4</sub> C	
Rod drive	Rack and pinion drive	
(5) <u>Transient Rods;</u>		
Number	fast transient rods and 1 adjustable transient rod	
Type	Air followed type	
Poison material	92% enriched B <sub>4</sub> C	
Rod drive	Fast : Pneumatic Adjustable: Rack and pinion & pneumatic	
(6) <u>Core Performance;</u>		
a) Steady state operation		
Steady state power	300 kW	
b) Pulse operation		
Max. peak power	21,100 MW	
Max. burst energy	117 MW-sec	
Max. reactivity insertion	3.4% $\Delta k$ (\$4.67)	
Min. period	1.17 msec	
Pulse width	4.4 msec (1/2 peak power)	
Neutron life time	30 $\mu$ sec	
(7) <u>Experiment Tube;</u>		
Inside diameter	22 cm	

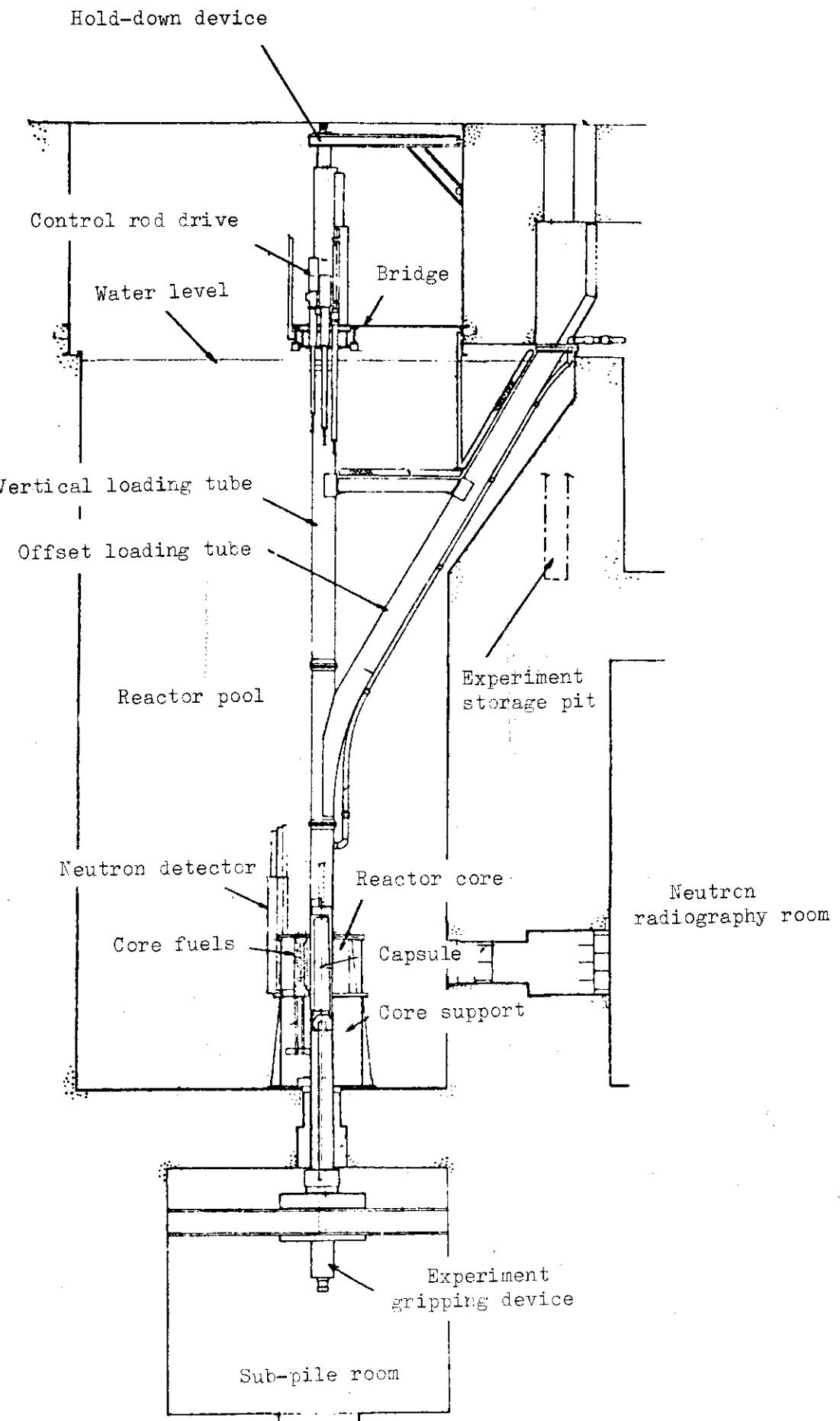
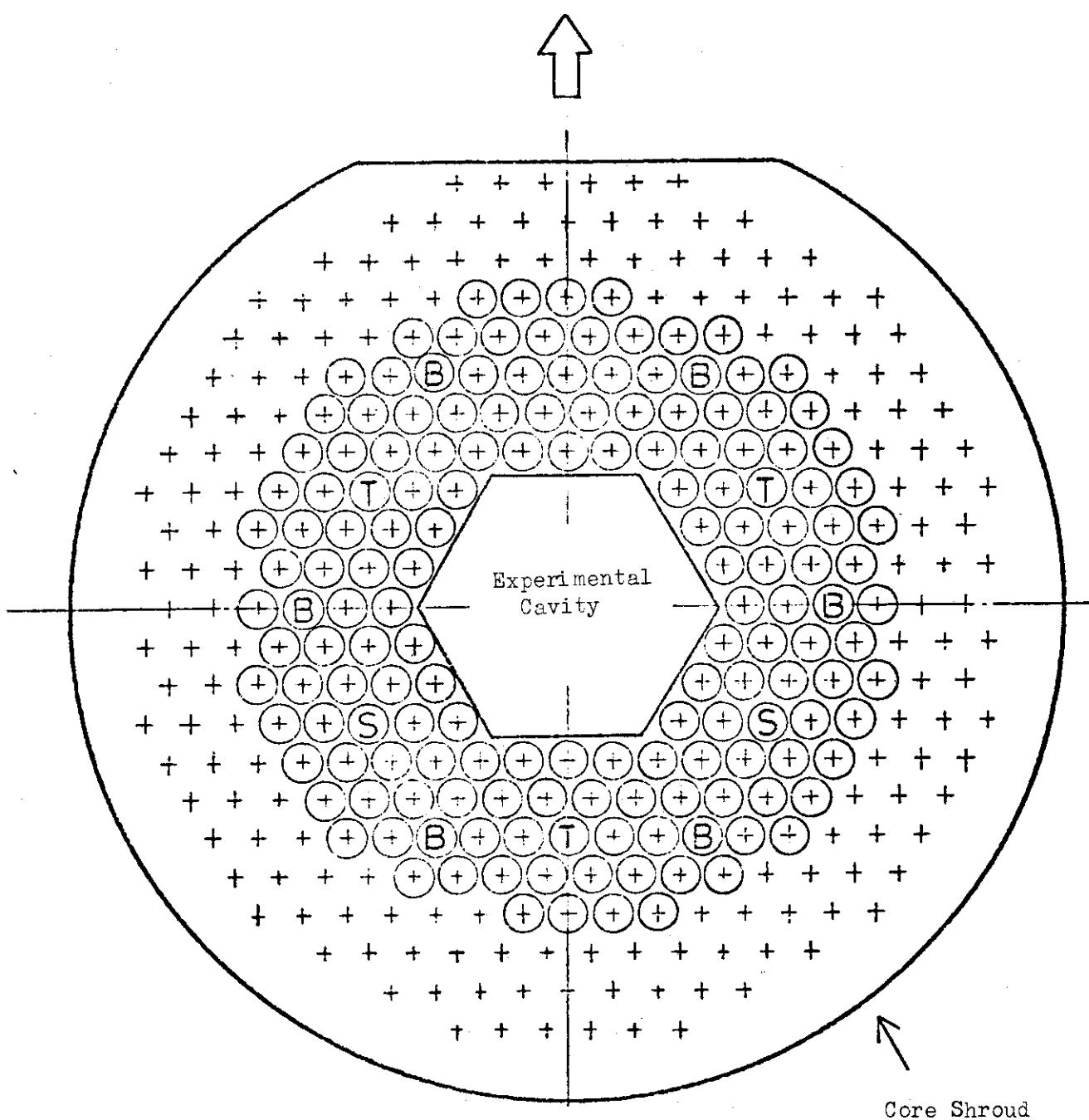


Fig. A-1 General Arrangement of NSRR

## Off-set Loading Tube Direction



- ⊕ Grid Hole
- Fuel Element
- (B) Bank Control Rod with Fueled Follower
- (S) Safety Rod with Fueled Follower
- (T) Transient Rod with Air Follower

Fig. A-2 Operational Core Configuration

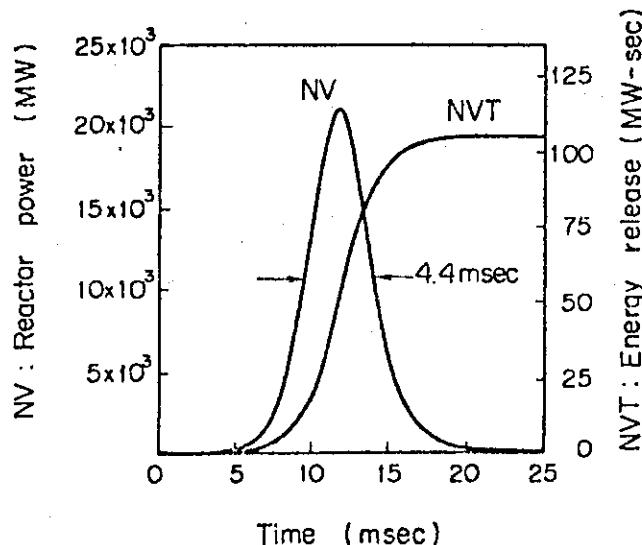


Fig. A-3 Reactor Power and Core Energy Release given by \$4.67 Pulse

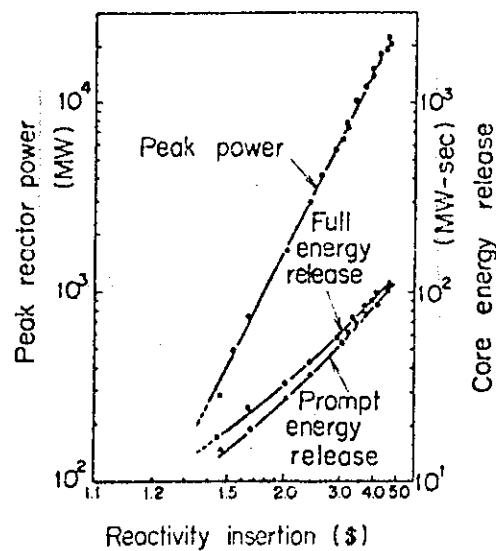


Fig. A-4 Peak Reactor Power and Core Energy Release Versus Reactivity Insertion

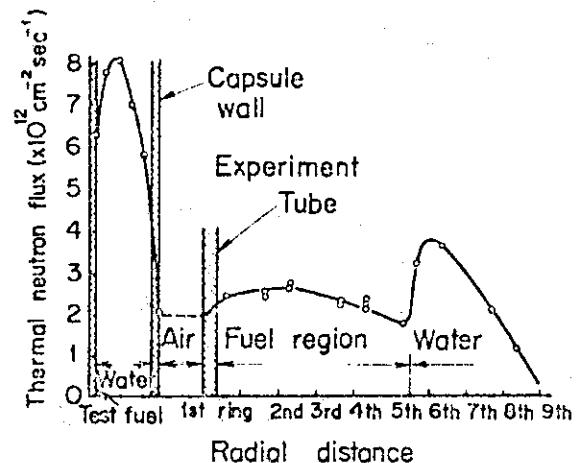


Fig. A-5 Radial Thermal Neutron Flux Distribution in the Core and Capsule

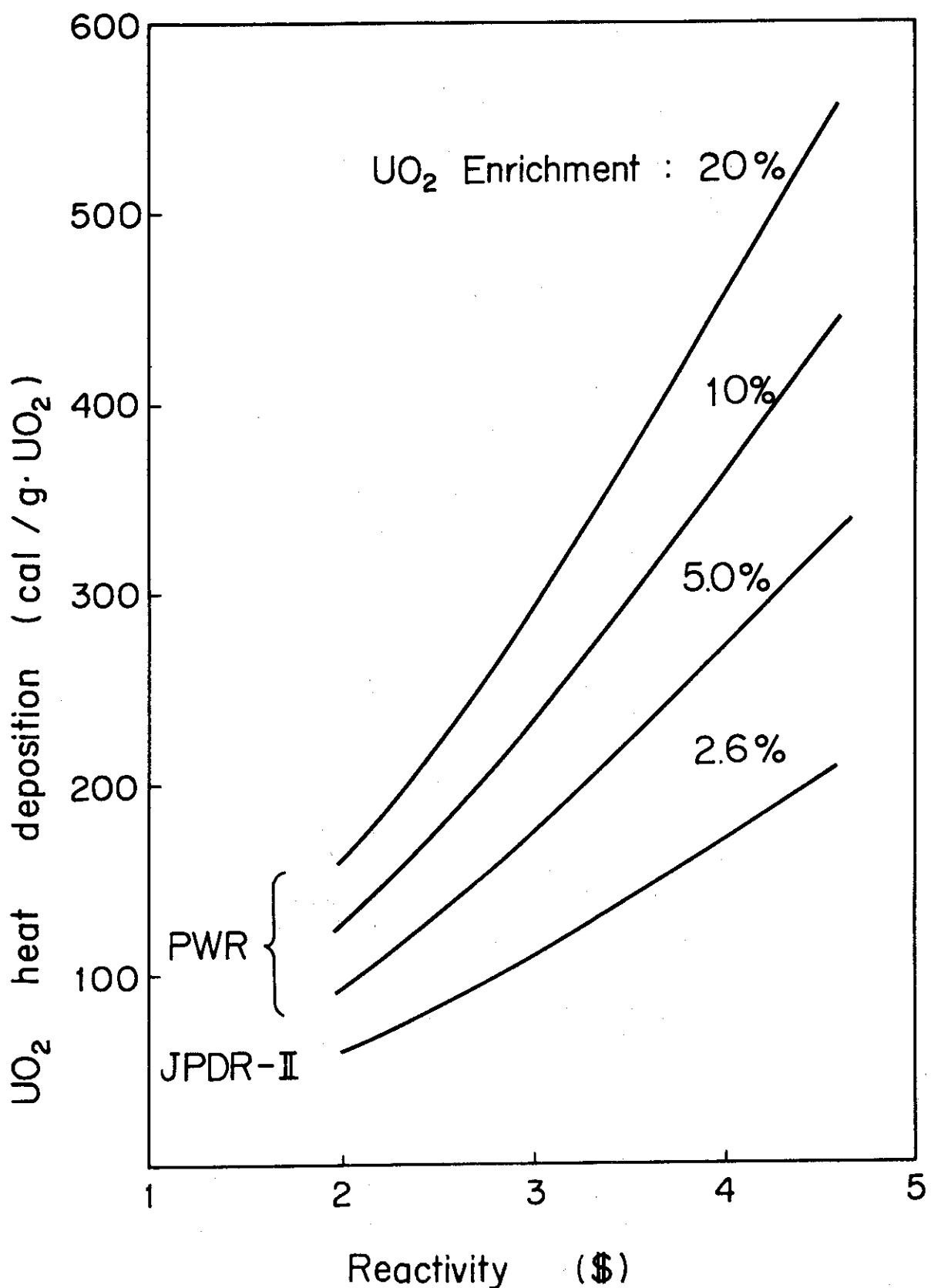


Fig. A-6 Heat Deposition in a LWR Size Test Fuel Rod Contained in a Capsule with Water as a Function of Inserted Reactivity in Pulsing Operation

## 付録 B N S R R 実験概要一覧

Table B に今期行った実験の概要の一覧表を示す。これは、今後も実験毎に累積的に記録してゆくもので、N S R Rにおいて初回からどのような実験を行ってきたか把握しうるようになるためにとりまとめたものである。

Table B Summary of the NSRR Experiments (Oct., '75 ~ March, '76)

Test No.	Pulse No.	Period (msec)	Test Fuel			Test Results	
			Fuel Type	Enrichment (%)	Single/Bundle	Fuel Failure	Loss of Structural Integrity
111-1	123	9.14	JP-II	2.6	S		
111-2	126	2.29	"	"	"		
111-3	127	3.29	Standard	10.0	"		
111-4	135	2.41	"	"	"		
111-5	136	1.91	"	"	"	○	
111-6	140	1.61	"	"	"		○
111-7	175	1.43	"	"	"		○
200-1-1	182	28.63	"	"	"		
200-1-2	183	2.36	"	"	"		
200-2-1	179	5.96	"	"	"		
200-2-2	180	2.04	"	"	"	○	
200-3	148	3.44	"	"	"		
200-4	181	2.36	"	"	"		
200-5	189	2.09	"	"	"	○	
200-6	187	2.00	"	"	"	○	
200-7	191	1.83	"	"	"	○	
232-1	155	3.46	Wide-Gap	"	"		
232-2	186	2.50	"	"	"		
232-3	188	2.22	"	"	"		
232-4	184	2.00	"	"	"	○	
232-5	194	1.68	"	"	"		○
232-6	195	1.83	"	"	"	○	
311-1	197	5.37	JP-II	2.6	B(5)		
401-1	159	5.24	"	"	S		
401-2	160	2.32	"	"	"		
401-3	171	1.56	"	"	"		○
402-1	168	5.58	"	"	"		
402-2	169	2.27	"	"	"		
402-3	174	1.56	"	"	"		

## 付録 C N S R R パルス運転記録

Table C に今期行ったパルス運転の記録を示す。表中, N V はパルス出力を示し, N V T は積分出力を示す。なお, これらの値は制御盤の記録計およびメータに指示された値に基づいており, データ集録装置に記録された値とわずかに異なる (N V Tで約±3%)。なお, N S R R 実験においてデータ解析のために用いた積分出力はデータ集録装置の記録に基づいており, この点本運転記録とはわずかに相違する。

Table C Summary Data of Pulsing Operation (Oct./75 ~ March/76)

A	B	C *1	D *2	E *3	F	G *4	H *4	I
Pulse No.	Date	Capsule Yes	No.	Δk/β (\$)	Bank Rod Position Initial Pulse	Transient Rod Position TA TB TC	Peak NV (MW)	NVT till 0.8sec(MW-S) Test No.
122	10/ 2/75	O	1.45	390.3	467.8	900 UP	278	18.5
	10/ 6/75	O	3.13	216.8	453.2	100 UP	6850	61.7 111-1
	10/ 8/75	O	3.13	218.8	449.0	100 UP	6630	61.7
125	10/ 8/75	O	3.13	218.8	449.0	100 DN UP	6620	61.7
	10/15/75	O	2.8	389.5	558.0	175 DN UP	5410	56.7 111-2
	10/20/75	O	2.25	385.5	519.2	485 DN UP	2650	41.2 111-3
	10/23/75	O	3.13	217.8	450.7	100 DN UP	6640	58.9
	10/23/75	O	3.13	217.8	451.0	100 DN UP	6710	60.3
130	10/23/75	O	3.13	217.8	451.0	100 DN UP	4800	54.8
	10/23/75	O	3.13	217.8	451.0	100 DN UP	6100	58.9
	10/23/75	O	3.13	217.8	451.0	100 DN UP	6510	54.8
	10/24/75	O	3.13	217.8	452.2	99 DN UP	6640	58.9
	10/24/75	O	3.13	217.8	452.2	100 DN UP	6780	60.3
135	10/24/75	O	2.71	386.2	551.5	240 DN UP	4940	55.6 111-4
	10/31/75	O	3.15	386.0	568.0	835 DN DN	6800	59.7 111-5
	11/ 1/75	O	3.13	217.3	451.8	100 DN UP	6780	60.3
	11/ 1/75	O	3.13	217.3	451.8	100 DN UP	6510	60.3
	11/ 1/75	O	3.13	217.3	451.8	100 DN UP	6510	60.3
140	11/ 7/75	O	3.56	384.3	597.3	660 DN UP	9720	71.1 111-6
	11/13/75	O	4.67	216.8	553.3	390 DN DN	19400	108.2

Table C (continued)

A	B	C <sup>*1</sup>	D <sup>*2</sup>	E <sup>*3</sup>	F	G <sup>*4</sup>	H <sup>*4</sup>	I	
Pulse No.	Date	Capsule Yes	Δk/β (\$)	Bank Rod Position Initial	Pulse TA	Rod Position TB	Peak NV (MW)	NVT till 0.8sec(MW-S)	Test No.
142	11/17/75	O	3.13	217	451	100	DN	6640	54.8
	11/18/75	O	4.67	217.8	551.3	390	DN	19100	105.5
	11/18/75	O	4.67	217.8	551.8	390	DN	1890	104.1
145	11/18/75	O	4.67	217.8	553.5	390	DN	19100	105.5
	11/18/75	O	4.67	217.8	553.5	390	DN	19300	108.2
	12/ 2/75	O	3.13	218.7	452.8	100	DN	6640	57.5
	12/ 3/75	O	2.25	381.8	515.3	490	DN	2560	34.0
	12/ 8/75	O	1.57	218	348	100	UP	480	6.9
150	12/ 8/75	O	1.57	218	348	100	UP	364	5.5
	12/ 8/75	O	3.13	218	453.7	100	DN	6670	48.0
	12/10/75	O	2.00	221	381.2	670	DN	1500	17.8
	12/10/75	O	3.5	221	482.8	740	DN	9840	61.7
	12/10/75	O	3.5	221	482.8	740	DN	9180	60.3
155	12/11/75	O	2.25	384	518.3	490	DN	2670	20.6
	12/16/75	O	3.13	218	452.7	100	DN	6710	57.5
	12/16/75	O	3.13	218	452.7	100	DN	5860	54.8
	12/19/75	O	3.13	219.8	452.3	100	DN	6640	59.9
	12/25/75	O	1.8	388.7	493.8	654	DN	1130	26.8
160	12/26/75	O	2.82	389.7	558.5	170	DN	5380	53.7
	1/ 7/76	O	3.13	217.0	451.3	100	DN	6670	58.9

Table C (continued)

A	B	C*1	D*2	E*3	F	G*4	H*4	I
Pulse No.	Date	Capsule Yes	Initial No.	Bank Rod Position (\$)	Transient Rod Position Pulse	Peak NV (MW)	NVT till 0.8sec(MW-S)	Test No.
162	1/ 7/76	O	3.13	217	452.7	100	DN	UP
	1/ 9/76	O	3.13	218	451.2	100	DN	UP
	1/ 9/76	O	3.13	218	451.2	100	DN	UP
165	1/12/76	O	3.13	216.8	450.8	100	DN	UP
	1/19/76	O	3.13	217.8	451.2	100	DN	UP
	1/21/76	O	3.13	217.8	450.8	100	DN	UP
	1/22/76	O	1.8	389.	493.0	654	DN	UP
	1/22/76	O	2.82	389	557.2	170	DN	UP
170	1/30/76	O	3.13	217.5	450.3	100	DN	UP
	1/30/76	O	3.17	388.6	615.0	613	DN	DN
	2/ 2/76	O	3.13	217	451	100	DN	UP
	2/ 5/76	O	3.13	217	451	100	DN	UP
	2/ 5/76	O	3.17	385	615	613	DN	DN
175	2/10/76	O	3.9	384	624	566	DN	DN
	2/12/76	O	3.13	218	455	100	DN	UP
	2/12/76	O	3.13	218	455	100	DN	UP
	2/16/76	O	3.13	219	452	100	DN	UP
	2/19/76	O	1.72	384	485	685	DN	UP
180	2/19/76	O	3.16	384	568	828	DN	DN
	2/20/76	O	2.72	384	550	240	DN	UP

Table C (continued)

Pulse No.	A	B	C	*1	*2	D	E	*3	F	G	*4	H	I
182	2/26/76	O	1.22	383	449	351	UP	UP	155		8.2		200-1-1
	2/26/76	O	2.82	383	553	250	DN	UP	5520		53.6		200-1-2
	2/27/76	O	3.15	384	567	835	DN	DN	6590		55.6		232-4
185	3/ 2/76	O	3.13	219.2	450.7	100	DN	UP	6690		58.9		
	3/ 4/76	O	2.83	382.5	549.5	239	DN	UP	5190		53.6		232-2
	3/ 5/76	O	3.15	383.3	566.5	836	DN	DN	6590		57.7		200-6
	3/11/76	O	3.05	384.0	563	100	UP	DN			6180		55.6
	3/11/76	O	3.05	384.5	563.5	100	UP	DN			6180		232-3
190	3/12/76	O	3.13	220	453.2	100	DN	UP	6710		57.4		
	3/12/76	O	3.35	386.8	582.8	737	DN	DN	8100		65.9		200-7
	3/13/76	O	3.13	220	452.5	100	DN	UP	6740		58.9		
	3/17/76	O	3.13	219.7	452.5	100	DN	UP	6690		58.9		
	3/18/76	O	3.57	384.8	598.3	665	DN	DN	9740		72.1		232-5
195	3/23/76	O	3.36	384.7	582.3	737	DN	DN	8030		63.9		232-6
	3/24/76	O	3.13	219.2	453	100	DN	UP	6730		60.3		
	3/25/76	O	1.8	370.5	478.7	650	DN	UP	1210		25.8		311-1
	3/26/76	O	3.13	218.3	452	100	DN	UP	6640		58.9		
199	3/26/76	O	3.13	218.3	452	100	DN	UP	6580		58.9		

Notes: 1) Column C shows existence or nonexistence of a capsule.

2) Column D shows reactivity insertion.

3) Column E shows critical bank rod position with transient rods, either up (Initial), or at specified positions in column F (Pulse).

4) Columns G and F show corrected values of peak reactor power (NV) and burst energy (NVT), measured by gamma chamber #2, which were indicated on control console.

## 参考文献

- 1) W. K. Anderson, G. L. Lechliter; "Some Input Properties for Computer Description of Fuel Properties - Part I Thermal Properties", Paper given at American Nuclear Society Winter 1966 Meeting.
- 2) C. R. Hann, C. E. Beyer and L. J. Parchen; "GAPCON-THERMAL-1: A Computer Program for Calculating the Gap Conductance in Oxide Fuel Pins", BNL-1778, Sept. 1973.
- 3) P. J. Berenson; "Film-Boiling Heat Transfer From a Horizontal Surface", Journal of Heat Transfer, Aug. 1971.
- 4) T. G. Taxelius, S. O. Johnson, J. C. Haire; "Annual Report Spert Project", IN-1370 (June '76).
- 5) 藤城俊夫；岩田耕司他，「NSRR カプセルの耐爆実験」JAERI-M 5861  
(Oct 74)
- 6) 森島淳好他「第1集 燃料設計に必要な物性値及び計算図表」JAERI-M 4881  
(July 72).
- 7) R. J. Wagner; "HEAT-1: A One dimensional Time Dependent on Steady-State Heat Conduction Code", IDO-16867, Aerojet Nuclear Company (1963).
- 8) B. A. Finlayson; "The Method of Weighted Residuals and Variational Principles", Academic Press, New York, 1972.
- 9) H. Harlow and A. Amsden; "A Numerical Fluid Dynamics Calculation Method", Journal of Computational Physics, 8, 197-213 (1971).
- 10) Chung-Yi Wang; "ICECO-An Implicit Eulerian Method for Calculating Fluid Transients in Fast-Reactor Containment", ANL-75-81, (1975).
- 11) C. J. Hocevar, et. al.; "THETA 1-B, A Computer Code for Nuclear Reactor Core Thermal Analysis", IN-1445, (1971).
- 12) 斎藤，他，高速炉安全性研究の検討(Ⅲ)，1972。
- 13) Saito, S., et al; "Some Experiences and Inpile Experimental Programme on Fuel Coolant Interaction in NSRR", Proceedings of The Third Specialist Meeting on the Sodium Fuel Interaction in Fast REactors, 1976.
- 14) 伊勢，稻辺，中原；"NSRR(原子炉安全性研究炉)の炉特性解析", 日本原子力学会誌 Vol. 17, No. 6 (1975)
- 15) 反応度安全研究室, NSRR管理室; "NSRRの臨界・特性試験" JAERI-M  
(to be published)